



# TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

## Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt

Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion

Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen und deren Berücksichtigung in empirischen und numerischen Beurteilungsverfahren

Dipl.-Ing. Norman Werther

Vollständiger Abdruck der von der Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt

der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Sedlbauer

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter
2. Prof. Dr.-Ing. Andrea Frangi, ETH Zürich, Schweiz
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Mike Sieder, TU Braunschweig, Deutschland  
(schriftliches Gutachten)

Die Dissertation wurde am 16.06.2016 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt am 28.08.2016 angenommen.



## Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der Technischen Universität München in den Jahren 2012 bis 2015.

Als ein wesentlicher Grundstein und Ansporn zu dieser Arbeit kann meine vorherige Tätigkeit an der MFPA Leipzig GmbH im Bereich des baulichen Brandschutzes gesehen werden und der Drang, Feuerwiderstandsprüfungen von Bauteilen nicht einfach nur zu dokumentieren sondern auch das „warum“ des Bauteilverhaltens zu verstehen. Die anschließenden Forschungsarbeiten am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion gaben mir hierzu erste Gelegenheiten. Doch um das Gesamtbild im Brandschutz und die Grundlagen für eine Leistungsgerechte Bemessung (performance - based design) besser zu begreifen, musste ich erst das andere Ende der Welt, die University of Canterbury in Christchurch Neuseeland, aufsuchen. Genau diese Kombination aus praktischer Erfahrung zur brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holzbauteilen und dem geschärften Verständnis über den Verlauf und die Zusammenhänge im Brandgeschehen, ließen die wesentlichen Fragestellungen, die innerhalb dieser Arbeit behandelt werden, entstehen.

Für die großen Freiräume während der Zeit in Leipzig, Christchurch und München, die uneingeschränkten Weiterentwicklungsmöglichkeiten, das entgegengebrachte Vertrauen und für die Betreuung dieser Dissertation danke ich Herrn Univ.-Professor Dr.-Ing. Stefan Winter. Bei Herrn Professor Dr. Andrea Frangi von der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich bedanke ich mich für die sofortige Bereitschaft zur Übernahme des Koreferates.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Sedlbauer möchte ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission sowie für die Abwicklung des Promotionsverfahrens danken.

Danken möchte ich ebenso allen Kolleginnen und Kollegen für das freundliche Arbeitsklima, die schönen Erfahrungen und den offenen Gedankenaustausch während und außerhalb unserer Zeit am Lehrstuhl. Besonderer Dank geht an die Arbeitsgruppe Brandschutz für die fachlichen Diskussionen im Rahmen unserer Projekte, allen voran Michael Merk und René Stein. Nicht unerwähnt lassen möchte ich die guten Seelen unseres Lehrstuhls, Cornelia Lutz und Elisabeth Bukowska-Suchy, die so viele administrative und organisatorische Lehrstuhlaufgaben von meinen Schultern nahmen.

Ebenso gebührt ein Dank an die Studierenden, die mir im Rahmen ihrer Bachelor- und Masterarbeit mit ihrem Engagement zur Seite standen. Gleichwohl geht ein Dank an die Mitarbeiter der Brandprüfstelle in Laue der MFPA Leipzig, die mir immer sehr unkompliziert die Durchführung von Versuchen ermöglichten.

Vor allem aber möchte ich mich bei meiner Familie für ihre moralische Unterstützung, ihr Vertrauen, ihre Geduld und ihr Verständnis für die oftmals entbehrungsreiche Zeit im gemeinsamen Familienleben bedanken. Danke für die vielen schönen Jahre mit Euch - S. V. H.

Ohne die Unterstützung aller Genannten wäre es für mich kaum möglich gewesen, erfolgreich zum heutigen Stand zu kommen.

für  
E. A.

## Kurzfassung

Der Anspruch im Brandschutz, Konstruktionen und Bauteile spezifisch und damit bedarfsorientiert für das jeweilige Bemessungsbrandszenario bemessen und bewerten zu können, setzt die Weiterentwicklung bisheriger Beurteilungsmethoden und vor allem ein vertieftes Verständnis zum Verhalten der Materialien im Brandfall voraus. Für die brandschutztechnische Beurteilung von Holzbauteilen stellt sich in diesem Zusammenhang immer die Frage nach der, durch das jeweilige Einwirkungsszenario hervorgerufenen, Abbrandtiefe und Temperaturverteilung im verbleibenden Bauteilquerschnitt. Hierdurch kommt der korrekten Beschreibung des Temperaturprofils und der damit einhergehenden Abbrandtiefe innerhalb der Beurteilung von Holzbauteilen eine wesentliche Bedeutung zu. Bestehende Beurteilungsansätze nutzen hierfür in der Regel empirisch ermittelte Gleichungen oder in Bezug auf die Abbrandrate auch konstante Werte, die auf Basis von Versuchen, mit zum Teil begrenzter Kenntnis zu den ganzheitlichen Randbedingungen und in der Regeln nur unter Normbrandbeanspruchung gewonnen wurden. Zahlreiche Untersuchungen zeigen in diesem Zusammenhang, dass zwischen den existierenden Versuchsergebnissen zum Teil deutliche Varianzen auftreten und damit interne und externe Größen Einfluss auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holzbauteilen besitzen können. Ein vollumfänglicher und allgemein abgesicherter Wissensstand zur Quantifizierung der jeweiligen Einflüsse liegt aktuell nicht vor.

Im Rahmen dieser Arbeit wird neben einer Analyse zu den vorliegenden Wärmeübertragungsbedingungen für brandbeanspruchte Holzbauteile eine Serie von experimentellen Brandversuchen sowie zu den daraus abgeleiteten Ergebnissen vorgestellt. Diese erlauben die Abbildung des Einflusses der Holzfeuchte sowie die Darstellung der Auswirkungen von unterschiedlichen Brandszenarien auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten. Aus den Versuchen wird deutlich, dass Temperaturbeanspruchungen oberhalb des ETK - Normbrandes zwar einerseits zu höheren Abbrandraten beitragen, andererseits jedoch den thermisch beeinflussten Bereich hinter der Abbrandgrenze im Vergleich zur Normbrandbeanspruchung reduzieren. Entsprechend gegenläufige Ergebnisse liegen für Beanspruchungsniveaus unterhalb des ETK - Normbrandes vor. Gleichzeitig zeigen die Versuche, dass exotherme Reaktionen an der Oberfläche und innerhalb der Holzkohleschicht wesentlichen Einfluss auf das Abbrandverhalten besitzen. Ausgeprägt zeigt sich dies vor allem innerhalb der Abkühlphase des Brandverlaufs. Die Versuche zum Holzfeuchteinfluss zeigen eindeutig, dass auch Massetransportvorgänge zur Temperaturentwicklung im Bauteil beitragen. Ebenso wird in diesem Kontext eine Reduktion der Abbrandrate um ca. 1 % bei Erhöhung des Holzfeuchtegehaltes um 1 M-% verzeichnet.

Die darüber hinaus vorgenommene Kalibrierung eines thermischen Materialmodells zur Anwendung in der Fourier'schen Wärmeleitgleichung erlaubt es, die versuchstechnisch gewonnenen Ergebnisse und die untersuchten Einflussgrößen auch mit Hilfe numerischer Simulationen abzubilden. Zusätzlich dazu sind vereinfachte Gleichungen entstanden, die es ermöglichen, das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten für Holzbauteile im Hinblick auf die untersuchten Parameter hinreichend genau zu beschreiben. Diese Arbeit leistet mit den durchgeführten Untersuchungen einen Beitrag zum Verständnis und zur Erweiterung der bisherigen Datenlage zum Verhalten von Holzbauteilen unter Norm- und Naturbrandbeanspruchung.

### Stichworte:

Brandschutz, Holzbauteile, Abbrandverhalten, Abbrandrate, Wärmeübertragung, Wärmetransport, Stofftransport, Pyrolyse, Brandversuche, Einheits-Temperaturzeitkurve, Normbrandbeanspruchung, Naturbrand, parametrische Brandbeanspruchung, Aufheizphase, Abkühlphase, numerische Bauteilsimulation

## Abstract

Moving towards a performance based design process in the field of fire safety requires more accurate design methods and a deeper future knowledge about material properties and the material behaviour under fire exposure. A key aspect in the fire design of timber structures is the evaluation of the in-depth temperature distribution, as wood is softened by an increase of temperature and decomposed within a pyrolysis process. Thus, a proper prediction of the temperature profiles and charring depth in wooden structural elements becomes an essential part of a reliable structural fire design with timber. Existing evaluation methods and design standards for this purpose generally use both, constant values and empirically determined equations concerning the charring rate. However, these methods were obtained based on fire tests with partly limited knowledge about the material properties of specimen or the holistic boundary conditions under standard fire exposure. In this context, several experimental studies have shown that external and internal parameters influence the charring of timber elements. Furthermore, largely scattered results became obvious in some studies. With respect to performance based designs a better understanding of how specific parameters such as moisture content, permeability, incident heat fluxes or oxygen concentration in the fire compartment influence the charring of timber becomes ever more important. The following thesis summarizes the experimental work as well as the accompanied analytical and numerical studies accomplished by the author. The primary objective within this study was to assess the influence of varying temperature-time scenarios, including the heating- and decay phase of a fire on the charring of timber and on the temperature profiles within the cross sections. Another important objective was the assessment of the influence of moisture content to the charring and temperature development in timber elements. The fire tests showed that temperature-time scenarios above the standard fire curve lead to an increased charring rate but also to a slender thermal affected region behind the char-line compared to the standard fire. Opposite results have been found for the examined temperature-time scenarios below the standard fire. Both findings are relevant within the structural assessment of timber elements. Additionally it became obvious, that exothermal reactions can significantly contribute to the charring process at the surface and must be taken into account in the heating- and most notably in a long decay phase of the fire. The conducted test series with varying moisture contents indicates that mass transport processes contribute to the heating up within the timber elements with accumulation of liquids at the unexposed side. Furthermore, an increase in moisture content of about 1 M-% led to a decrease in the charring rate of 1 %.

In addition to these tests two new thermal material models were developed to be used in numerical simulations which are able to predict the test results for both test series. Furthermore, simplified empirical equations were derived to allow for an evaluation of the charring of wood with sufficient accuracy with regard to the parameters studied.

This thesis contributes to the extension of existing data and knowledge in the field of the fire design for timber elements and in particular for a better understanding of the charring behaviour of wood.

### Keywords:

fire safety, timber elements, charring behaviour, charring rate, heat transfer, heat flux, moisture transport, pyrolysis, fire tests, ISO-fire, standard fire exposure, natural fire exposure, heating- decay phase, numerical simulation



## Inhaltsverzeichnis

Vorwort.....	i
Kurzfassung .....	iii
Abstract.....	iv
Inhaltsverzeichnis.....	v
Symbole und Abkürzungen.....	ix
1 Einführung.....	- 1 -
1.1 Allgemeines .....	- 1 -
1.2 Problemstellung.....	- 1 -
1.3 Ziel der Arbeit und Vorgehen.....	- 3 -
1.4 Abgrenzung zu anderen Forschungsarbeiten.....	- 4 -
2 Grundlagen zu Raumbränden.....	- 5 -
2.1 Allgemeines .....	- 5 -
2.2 Brandverlauf und Einflussgrößen.....	- 5 -
2.2.1 Physikalische und chemische Verbrennungsgrundsätze .....	- 6 -
2.2.2 Brandlast.....	- 10 -
2.2.3 Ventilationsbedingungen .....	- 11 -
2.2.4 Geometriebedingungen und Materialität des Brandraumes.....	- 12 -
2.3 Modelle zur Beschreibung des Brandes.....	- 14 -
2.3.1 Allgemeines .....	- 14 -
2.3.2 Zonenmodelle.....	- 14 -
2.3.3 Feldmodelle .....	- 15 -
2.4 Zündphase.....	- 16 -
2.5 Flammenausbreitung und Entwicklungsbrand .....	- 18 -
2.6 Vollbrandphase, Vollbrandmodelle.....	- 22 -

2.6.1	Allgemeines.....	- 22 -
2.6.2	Nominelle Temperatur-Zeit-Kurven .....	- 22 -
2.6.3	Parametrische Temperatur Zeit-Kurven.....	- 23 -
2.7	Abkühlphase .....	- 26 -
2.8	„Travelling fire“ Konzept .....	- 28 -
2.9	Auswirkungen von hölzernen Bekleidungen und Tragkonstruktionen auf den Brandverlauf...	- 30 -
3	Thermodynamische Grundlagen.....	- 32 -
3.1	Wärmetransport .....	- 32 -
3.1.1	Wärmeleitung .....	- 32 -
3.1.2	Wärmeströmung .....	- 33 -
3.1.3	Wärmestrahlung.....	- 38 -
3.2	Wärmeübergang auf die Bauteiloberfläche.....	- 45 -
3.3	Phasenwechsel und Enthalpie .....	- 49 -
3.4	Stofftransportvorgänge.....	- 50 -
3.4.1	Allgemeine Verknüpfung von Wärme- und Stofftransport .....	- 50 -
3.4.2	Gasdiffusion in Holz .....	- 51 -
3.4.3	Permeabilität und Kapillartransport im Holz .....	- 52 -
4	Hochtemperaturverhalten von Holz .....	- 54 -
4.1	Abbrandverhalten, Zersetzungsprozesse .....	- 54 -
4.1.1	Materialspezifische Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten .....	- 56 -
4.1.2	Versuchsspezifische Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten .....	- 64 -
4.2	Thermische Eigenschaften von Holz.....	- 67 -
4.2.1	Allgemeines und Abgrenzung .....	- 67 -
4.2.2	Wärmeleitfähigkeit .....	- 67 -
4.2.3	Spezifische Wärmekapazität.....	- 70 -



4.2.4	Rohdichte .....	- 72 -
4.3	Zusammenfassender Überblick und Ausrichtung der weiteren Untersuchungen .....	- 74 -
5	Experimentelle Untersuchungen zum Abbrand- und Durchwärmungsverhalten.....	- 76 -
5.1	Allgemeines und Hintergründe .....	- 76 -
5.2	Einfluss der Holzfeuchte .....	- 76 -
5.2.1	Allgemeines und Ziele.....	- 76 -
5.2.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	- 76 -
5.2.3	Ergebnisse und Auswertung.....	- 78 -
5.2.4	Zusammenfassung .....	- 82 -
5.3	Einfluss des Brandszenarios.....	- 84 -
5.3.1	Allgemeines und Ziele.....	- 84 -
5.3.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	- 84 -
5.3.3	Ergebnisse und Auswertung.....	- 88 -
5.3.4	Zusammenfassung .....	- 92 -
6	Beurteilungsverfahren zur Abbildung der experimentellen Untersuchungen.....	- 93 -
6.1	Allgemeines .....	- 93 -
6.2	Einflussgrößen auf die Ergebnisse in der thermischen Bauteilsimulation.....	- 93 -
6.2.1	Allgemeines .....	- 93 -
6.2.2	Einfluss von programmtechnischen Analyserandbedingungen.....	- 94 -
6.2.3	Einfluss des gewählten Simulationsprogrammes .....	- 95 -
6.2.4	Einfluss der Wärmeübergangsbedingungen.....	- 96 -
6.2.5	Qualität der Materialkennwerte.....	- 97 -
6.2.6	Zusammenfassung .....	- 99 -
6.3	Beschreibung des Holzfeuchteeinflusses auf die Temperaturentwicklung .....	- 99 -
6.3.1	Numerische Bauteilsimulation .....	- 99 -

6.3.2	Empirisch abgeleitete Verfahren .....	- 102 -
6.4	Beschreibung der Temperaturentwicklung für unterschiedliche Brandszenarien .....	- 104 -
6.4.1	Numerische Bauteilsimulation .....	- 104 -
6.4.2	Empirisch abgeleitete Verfahren .....	- 108 -
7	Zusammenfassung und Ausblick .....	- 115 -
7.1	Ergebniszusammenfassung und Diskussion .....	- 115 -
7.2	Ausblick und weiterer Forschungsbedarf .....	- 118 -
8	Literaturverzeichnis .....	- 119 -
9	Abbildungsverzeichnis .....	- 136 -
10	Tabellenverzeichnis.....	- 141 -
	Anlagen: Tabellen.....	- 142 -
	Anlage Abbildungen .....	- 146 -



## Symbole und Abkürzungen

### Große lateinische Buchstaben

A	Grundfläche	m <sup>2</sup>
A <sub>f</sub>	Grundfläche Brandraum	m <sup>2</sup>
A <sub>t</sub>	innere Gesamtfläche der Umfassungsbauteile	m <sup>2</sup>
A <sub>v</sub>	Fläche der Ventilationsöffnung	m <sup>2</sup>
C <sub>12</sub>	Strahlungsaustauschzahl zwischen Fläche 1 und 2	W/(m <sup>2</sup> ·K <sup>4</sup> )
E	Aktivierungsenergie	J/mol
H <sub>air</sub>	Wärmefreisetzung pro Luftmenge	MJ/kg
H <sub>eff</sub>	effektiver (realer) Heizwert	MJ/kg
H <sub>u</sub>	unterer Heizwert	MJ/kg
H <sub>lat</sub>	volumenbezogene latente Wärme	kJ/m <sup>3</sup>
ΔH	Enthalpie	kJ/m <sup>3</sup>
L	Längenmaß	m
O	Öffnungsfaktor	m <sup>1/2</sup>
Q	Wärmemenge	Ws; J
Q <sub>lat</sub>	Latente Wärmemenge	kJ
$\dot{Q}$	Wärmefreisetzungsrate (gesamt)	W; kW, MW
$\dot{Q}_c$	konvektiver Anteil der Wärmefreisetzungsrate	W; kW, MW
R	allgemeine Gaskonstante	J/(mol·K)
T	absolute Temperatur, Kelvintemperatur	K
T <sub>0</sub>	Umgebungstemperatur (absolut) mit Kelvinbezug	K
T <sub>AST</sub>	Adiabate Oberflächentemperatur (absolut)	K
T <sub>F</sub>	Heißgas-, Flammentemperatur (absolut) mit Kelvinbezug	K
T <sub>r</sub>	Strahlungstemperatur aller aussendenden Flächen oder Gase	K
T <sub>S</sub>	Oberflächentemperatur (absolut) mit Kelvinbezug	K
U	Innere Energie	Ws; J
V	Volumen	m <sup>3</sup>
W	Arbeit	Ws; J

### Kleine lateinische Buchstaben

b	Breite	m
b	Wärmeeindringkoeffizient	J/(m <sup>2</sup> ·s <sup>0,5</sup> ·K)
c <sub>p</sub>	spezifische Wärmekapazität	J/(kg·K)
c <sub>0,9</sub>	spezifische Wärmekapazität darrtrockenes Holz bei Temperatur θ	J/(kg·K)
c <sub>char</sub>	spezifische Wärmekapazität Holzkohle	
c <sub>u,9</sub>	spezifische Wärmekapazität von Holz mit Feuchtegehalt u und Temperatur θ	J/(kg·K)
d <sub>char,;</sub>	Abbrandtiefe	mm
Δd <sub>char</sub>		
f <sub>i(θ)</sub>	Dehnungs-, Schwind-Faktor für Holz und Holzkohle in Längsrichtung	m/m
f <sub>p(θ)</sub>	Dehnungs-, Schwind-Faktor für Holz und Holzkohle quer zur Faserrichtung	m/m

## Symbole und Abkürzungen

g	Erdbeschleunigung ~ 9,81	m/s <sup>2</sup>
h	Höhe	m
h <sub>v</sub>	mittlere Höhe der Ventilationsöffnung	m
h <sub>w</sub>	Wandhöhe	m
Δh	massebezogene Verdampfungsenergie	kJ/kg
$\dot{h}$	pro Zeiteinheit freigesetzte bzw. aufgenommene Energie (siehe $\dot{Q}$ )	W
k <sub>ox</sub>	Reduktionsfaktor für begrenzte Sauerstoffkonzentration	-
l	Länge	m
m	Masse	g; kg
$\dot{m}_{air}$	pro Zeiteinheit verbrauchte Luft, eingeströmte Luftmenge	g/s; kg/s
$\dot{m}_g$	pro Zeiteinheit ausströmendes Brandgas	g/s; kg/s
$\dot{m}_f$	pro Zeiteinheit verbrauchter Brennstoff	g/s; kg/s
$\dot{m}_{flow}''$	flächenbezogener Transportstrom	kg/(m <sup>2</sup> ·s)
q <sub>f,k</sub>	charakteristische Brandlastdichte	MJ/m <sup>2</sup>
$\dot{q}''$	Wärmestromdichte	W/m <sup>2</sup>
$\dot{q}_{flow}''$	Wärmestromdichte infolge Stofftransport	W/m <sup>2</sup>
$\dot{q}_{konv}''$	Wärmestromdichte aus Konvektion	W/m <sup>2</sup>
$\dot{q}_{rad}''$	Wärmestromdichte aus Strahlung	W/m <sup>2</sup>
r	Stöchiometrieverhältnis Luft zu Brennstoff	g/g; kg/kg
r <sub>x</sub>	horizontaler Abstand zur Brandquelle	
t	Zeit	h; min; s
s <sub>c</sub>	Formfaktor	-
t <sub>α</sub>	Brandentwicklungszeit bis 1MW	s
u	Feuchtegehalt	M-%
x	Abstand von Ausgangsoberfläche	mm
z	Höhe über der Brandquelle	m

## Griechische Buchstaben

α	Temperaturleitfähigkeit	
α <sub>konv</sub>	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	W/(m <sup>2</sup> ·K)
α <sub>S</sub>	Absorptionsgrad	-
β	Abbrandrate	mm/min
β <sub>0</sub>	eindimensionale Abbrandrate	mm/min
β <sub>n</sub>	ideelle Abbrandrate	mm/min
β <sub>par</sub>	Abbrandrate unter parametrischer Temperaturbeanspruchung	mm/min
Γ	Faktor zur Berücksichtigung der Brandraumeigenschaften	-
Δ	Änderung	-
ε	Emissionsgrad	-
ε <sub>S</sub>	Emissivität einer Oberfläche	-
ε <sub>F</sub>	Emissivität einer Flamme, Heißgase	-
χ	Verbrennungseffektivität	-
φ	Äquivalenzverhältnis	-
ϑ	Celsius Temperatur	°C

$\vartheta_0$	Umgebungstemperatur	°C
$\vartheta_F$	Temperatur der Heißgasschicht, des Fluides	°C
$\vartheta_{\max}$	maximale Temperatur der Heißgasschicht	°C
$\vartheta_S$	Temperatur der Oberfläche	°C
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
$\lambda_0$	Wärmeleitfähigkeit bei Normaltemperatur	W/(m·K)
$\lambda_{(\vartheta)}$	temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
$\lambda_{(\vartheta), \text{char}}$	temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle	W/(m·K)
$\lambda_F$	Wärmeleitfähigkeit des Fluides	W/(m·K)
$\rho$	Rohdichte	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Stefan-Boltzmann-Konstante; $5,67 \cdot 10^{-8}$	W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )
$\varphi$	Einstrahlzahl	-
$\chi$	Verbrennungseffektivität	-
$\psi$	Beiwert zur Berücksichtigung geschützter Brandlast	-

### Indices

	parallel zur Faserrichtung des Holzes
⊥	senkrecht zur Faserrichtung des Holzes
0	- im Wasser freien Zustand - Umgebungstemperatur, Temperatur der Kaltgasschicht
1 ; 2	Teilquerschnitt/-fläche 1 ; Teilquerschnitt/-fläche 2
·	Ableitung nach der Zeit
“	Ableitung nach der Fläche
( $\vartheta$ )	Temperaturabhängigkeit einer Eigenschaft/Kennwertes
air	Luft; bezogen auf Luft
c	konvektiv
d	Bemessungswert
eff	effektiv
i	i-tes Element einer Reihe
k	charakteristischer Wert
max	Maximum der Zeigergröße
o	- obere Grenze - Öffnung
u	- auf den feuchten Zustand bezogen - untere Grenze
x, y, z	in x Richtung, in y Richtung, in z Richtung

### Abkürzungen

ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve	
RHR	Flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate bezogen auf 1 m <sup>2</sup>	MW/m <sup>2</sup>





## 1 Einführung

### 1.1 Allgemeines

Die Geschichte der Verwendung und des Bauens mit Holz reicht zurück bis zu den Wurzeln der Menschheit selbst. Trotz dieser Jahrtausende alten Tradition im Umgang mit Holz und den zugehörigen, von Generation zu Generation weitergegebenen, Erfahrungen sind bis heute viele Eigenschaften dieses natürlichen Materials infolge der hohen Komplexität nicht vollständig verstanden, was zu Grenzen in der Anwendung führt.

Die Tatsache, dass Holz nicht nur als Werkstoff sondern auch als Brennstoff große Bedeutung besitzt, weist auf einen Umstand hin, der besonders nach dem 2. Weltkrieg dazu führte, dass Holz als Baustoff infolge seiner Brennbarkeit an Bedeutung verlor und die Anwendung von Holz im Bauwesen in den 1960'er Jahren ihren Tiefpunkt in Deutschland erreichte. Mit der zunehmenden öffentlichen und politischen Diskussion zum Klimaschutz erfahren die Aspekte der Nachhaltigkeit, der Energieeffizienz und des Ressourcen bewussten Materialeinsatzes im Bauwesen vermehrt Bedeutung, wovon in den letzten Jahren vor allem Holzbauwerke profitierten. Im üblichen Wohnungsbau, aber vor allem auch in repräsentativen Veranstaltungs-, Zweck- und Industriebauten kommen zusehends Konstruktionen aus biogenen Baustoffen, mit dem Leitbaustoff Holz, zur Ausführung.

Dieser Anwendung stehen jedoch häufig brandschutztechnische Bedenken entgegen, die in normativen und bauordnungsrechtlichen Regelungen teilweise nur ungenügend adressiert sind bzw. zu denen nicht ausreichend Erkenntnisse und Erfahrungswerte vorliegen. Diese Tatsache darf als Ausgangspunkt für eine neue Generation von Forschung angesehen werden, die traditionelle Erkenntnisse zur Brandsicherheit von Holzbaukonstruktionen aufgreift, diese hinterfragt, auf heutige Randbedingungen hin anpasst und mit Hilfe moderner Untersuchungs- und Beurteilungsverfahren erweitert. Die vorliegende Arbeit liefert einen Beitrag innerhalb dieses Kontextes und unterstützt demzufolge den leistungsorientierten Designprozess für Holzkonstruktionen.

### 1.2 Problemstellung

Innerhalb des Entwurfes, der Ausführung und der Nutzung von Konstruktionen sind gemäß der Grundanforderungen an Bauwerke auf Basis der Bauproduktenverordnung (Construction Products Regulation) die sicherheitstechnischen Aspekte des Brandschutzes immer zu berücksichtigen. Eine wesentliche Eigenschaft für Bauteile stellt hierbei der Feuerwiderstand dar. Die Beurteilungen zum Feuerwiderstand von Holzbaukonstruktionen können über standardisierte Prüfverfahren, wie auf Basis der *DIN EN 13501* [54] oder *ISO 834* [107] als auch über national und international anerkannte allgemeine Bemessungsnormen, wie *DIN EN 1995-1-2* [51], *DIN 4102-4* [45], *NZS 3603* [183] oder *Lignum Brandschutz Dokumentationen* [137] erfolgen. Bemessungsnormen, wie *DIN EN 1995-1-2*, ermöglichen zusätzlich die Anwendung erweiterter Berechnungsverfahren auf Basis validierter numerischer Modelle, um den Abbrand, die Temperaturverteilung und das Tragverhalten von Holzbauteilen und Konstruktionen zu beschreiben. Im Vergleich zu aufwendigen und kostenintensiven Brandversuchen, die in der Regel immer nur Teilbereiche einer ganzheitlichen Fragestellung abdecken können, sind über numerische Betrachtungen gezielte und weitreichende Parameterstudien möglich. Auswirkungen einzelner Randbedingungen und Eingangskennwerte können so spezifisch beurteilt und Optimierungen erarbeitet werden. Innerhalb anderer Ingenieurdisziplinen stellt diese Anwendung bereits eine Standardprozedur dar.

Die richtige Anwendung setzt jedoch ausreichende Kenntnis im Umgang mit Materialmodellen, Erfahrung bezüglich ganzheitlichen Einwirkungen und Randbedingungen im Brandfall sowie Umsicht in der Bewertung der Ergebnisse voraus.

So erfassen die thermischen Materialmodelle für Holz implizit physikalische und chemische Eigenschaften, wie den Abbau des Materials, Rissbildungen, Massetransportvorgänge, transiente Wärmeübergangsbedingungen aber auch exotherme Reaktionen an der Oberfläche, um die Anwendung im Ingenieurwesen zu erleichtern. Die zugrunde gelegten effektiven Materialkennwerte entsprechen damit nicht den temperaturabhängigen, messtechnisch ermittelten Materialeigenschaften, sondern resultieren aus zusätzlichen Anpassungen oder Abschätzungen. Die messtechnisch bestimmten Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit, spezifischen Wärmespeicherkapazität und der Rohdichte, als Eingangsparameter für die Fourier'schen Wärmeleitgleichung, sind somit in der Praxis nicht direkt anwendbar. Erst die Kalibrierung anhand von zusätzlichen Brandversuchen erlaubt abschließend die Anwendung. Extrapolationen auf materialspezifische Randbedingungen außerhalb der zur Kalibrierung genutzten Versuchsergebnisse sind somit nur sehr eingeschränkt möglich.

Erweiternd hierzu ist festzuhalten, dass die Anwendung vorgenannter Modelle nur für die Standardeinwirkung der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) validiert wurde. Entsprechende Standardbetrachtung stellt nunmehr bereits seit annähernd 90 Jahren die international akzeptierte Modelleinwirkung im Brandfall dar. Anpassungen in Bezug auf heutige architektonische Randbedingungen, wie vergrößerte Fensterflächen, wärmeschutztechnische Ansprüche, wie Mehrscheibenverglasung und besser dämmende Umfassungsbauteile, die räumliche Ausstattung, mit Art und Menge der Einrichtungsgegenstände sowie anlagentechnische und abwehrende Brandschutzmaßnahmen fanden nicht statt. Messergebnisse aus Realbrandversuchen sowie empirische als auch numerische Ansätze zur Beschreibung natürlicher Brandereignisse zeigen jedoch zum Teil große Abweichungen zum Standardbrandverlauf der ETK, wodurch deren Anwendung bei heutigen Randbedingungen zu hinterfragen ist. Gleichzeitig werden damit Beurteilungskonzepte im Rahmen leistungsorientierter Bauteilnachweise unter Naturbrandbeanspruchungen auch für Holzbauteile notwendig. Diese müssen einerseits das Abbrandverhalten und damit die Temperaturverteilung im Bauteil beschreiben und andererseits die temperaturbedingte Materialentfestigung berücksichtigen.

Ein wesentlicher Einfluss auf das Abbrandverhalten wird allgemein bezüglich der Art und Größe der thermischen Einwirkung unterstellt. Eine genaue Quantifizierung hierzu steht jedoch aus, vgl. Kapitel 4.1.2. Gleichzeitig zeigen die holzinhärenten Eigenschaften Einfluss auf das Abbrandverhalten von Holz, vgl. Kapitel 4.1.1. Jedoch sind hierbei für den materialspezifischen Einfluss unterschiedliche Ergebnisse in der Literatur zu finden. Bezüglich des Einflusses der Holzfeuchte findet zwar der Aspekt des Zündverzugs mit ansteigender Holzfeuchte breite Zustimmung, jedoch variieren die Aussagen bezüglich des Abbrandverhaltes stark. Zurückgeführt werden kann dies teilweise auf unterschiedliche Untersuchungsmethoden und betrachtete Untersuchungsbereiche, mit nur geringen Spreizungen des betrachteten Holzfeuchtebereichs.

Innerhalb dieses Gesamtkontextes wird es notwendig, den Einfluss von inneren, materialspezifischen und äußeren, versuchsspezifischen Einflussgrößen, wie Holzfeuchte und Art der thermischen Einwirkung auf das Abbrandverhalten von Holz genauer zu betrachten. Hierüber können Aussagen zur Relevanz in der praktischen Anwendung als auch zur spezifischen Berücksichtigung und Implementierung innerhalb empirischer oder numerischer Beurteilungsverfahren getroffen werden, was das Ziel dieser Arbeit für vorgenannte Parameter darstellt.



### 1.3 Ziel der Arbeit und Vorgehen

Diese Arbeit soll einen praxisbezogenen Beitrag zum Verständnis und zur Erweiterung ingenieurmäßiger Berechnungsmethoden zur Beschreibung des Abbrandverhaltens von Holz leisten. Dabei wird spezifisch auf den Einfluss der Holzfeuchte und zugehörige Migrationserscheinungen sowie auf die thermischen Beanspruchungen während der Erwärmungs- und Abkühlphase eingegangen. In diesem Zusammenhang, aber auch in der strukturmechanischen Beurteilung brandbeanspruchter Holzbauteile, kommt der Kenntnis der Temperaturverteilung im Bauteil essenzielle Bedeutung zu. Bestehende Modellansätze erfassen infolge der komplexen Zersetzungs- und Durchwärmungsprozesse, der nicht einheitlichen Materialkennwerte aber auch infolge der begrenzten versuchstechnischen Datenlage nur einen eingeschränkten Bereich an Randbedingungen. Entsprechende empirische und numerische Modellansätze werden im Rahmen dieser Arbeit weiterentwickelt.

In diesem Zusammenhang gliedert sich die vorliegende Arbeit in zwei Hauptbereiche, eine Grundlagenstudie sowie eigene experimentelle Untersuchungen und deren Einarbeitung in zugehörige Beurteilungsmodelle. Innerhalb der Grundlagenstudie wird in Kapitel 2 ein Überblick zu den Erkenntnissen und Beurteilungsverfahren zu Raumbränden gegeben. Hierbei wird gezielt auf den Status Quo zum Einfluss von Holzbauteilen auf den Verlauf eines Raumbrandes eingegangen, was als eine der Grundlagen für die thermische Einwirkung auf Bauteile anzusehen ist. Thermodynamische und thermophysikalische Grundlagen zum Verständnis des Wärmetransports unter Brandeinwirkung werden in Kapitel 3 zusammengefasst. Die Hochtemperatureigenschaften von Holzbauteilen sind Gegenstand von Kapitel 4. Hierin werden die Kenntnisse zu material- und versuchsspezifischen Einflüssen auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten dargestellt als auch entsprechende thermische Materialkennwerte aufbereitet. Kapitel 5 beschreibt die experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung des Einflusses der Holzfeuchte und des thermischen Einwirkungsniveaus auf das Abbrandverhalten von eindimensional beanspruchten Holzbauteilen. Zugehörige analytische und numerische Modelle werden in Kapitel 6 entwickelt und auf Basis der eigenen als auch in der Literatur verfügbaren Versuchsergebnisse validiert. Hierüber wird sichergestellt, dass ganzheitliche Ergebnisse vorliegen. Abschließend werden in Kapitel 7 die gewonnenen Erkenntnisse und Handlungsanweisungen sowie nicht behandelte Punkte als Anknüpfungspunkte für weitere Untersuchungen zusammengestellt.

Aus der vorliegenden Arbeit ergeben sich erweiternd zu den bekannten Erkenntnissen und Verfahren in der Beschreibung des Abbrand- und Durchwärmungsverhaltens von brandbeanspruchten Holzbauteilen neue Ansätze. Diese erlauben einerseits, den Holzfeuchteeinfluss besser zu erfassen sowie dessen Relevanz darzustellen und andererseits, die Auswirkung der thermischen Einwirkung allgemeiner zu beschreiben. Die Arbeit stellt die Grundlage für weiterführende Untersuchungen zur Verbesserung der Materialmodelle für Holz dar und trägt damit zur erweiterten Anwendung von Holz sowie Überarbeitung der relevanten Vorschriften bei.

#### **1.4 Abgrenzung zu anderen Forschungsarbeiten**

Die vorangestellte Thematik, das Brandverhalten von Holzbauteilen, bietet in Bezug auf die Fragestellung des Abbrandverhaltens, der thermischen Durchwärmung hinter der Abbrandgrenze und bezüglich der Beurteilung des Tragverhaltens noch weiteren Forschungsbedarf. Vor allem sind hierbei die unzureichend geklärten Fragestellungen und ausbaufähigen Ansätze in Bezug auf die numerische Beurteilung brandbeanspruchter Holzbauteile als auch die Erkenntnisse zum Verhalten unter Naturbrandbeanspruchung zu nennen. Diese Arbeit beinhaltet experimentelle Untersuchungen zum Abbrand- und Durchwärmungsverhalten unter Berücksichtigung des Holzfeuchteinflusses sowie des Einflusses variierender thermischer Beanspruchung (Naturbrandkurven). Infolge des hohen experimentellen Aufwandes von Brandversuchen war die Durchführung von mehreren Versuchen unter gleichen Bedingungen aus Kostengründen nur partiell möglich. Auch beschränken sich die Untersuchungen auf Brandversuche unter einseitiger Beanspruchung und damit eindimensionalem Wärmedurchgang. Eine zusätzliche mechanische Beanspruchung war nicht Gegenstand der Untersuchungen. Die Beschreibung des nichtlinearen Abbrandverhaltens erfolgt daher isoliert von der Beurteilung des Tragverhaltens eines spezifischen Bauteils oder einer Konstruktion. Jedoch sind aus der zusätzlichen Betrachtung des Durchwärmungsverhaltens hinter der Abbrandgrenze erste Ansätze diesbezüglich ableitbar. In der Anwendung analytischer und numerischer Ansätze, zur Beschreibung des Abbrand- und Durchwärmungsverhaltens unter eindimensionaler Brandbeanspruchung, wird auf bestehende Modelle zurückgegriffen und diese weiterentwickelt. Die Berücksichtigung von Einflussgrößen, wie zum Beispiel der Feuchtemigration, erfolgt damit weiterhin implizit in der Fourier'schen Wärmeleitgleichung über die Materialkennwerte. Eine explizite Berücksichtigung erfolgt im Rahmen dieser Arbeit nicht, jedoch können die erhaltenen Erkenntnisse zukünftig auch hierauf übertragen werden.



## 2 Grundlagen zu Raumbränden

### 2.1 Allgemeines

Das nachfolgende Kapitel dient zum grundlegenden Verständnis von Brandereignissen sowie der Darstellung zugehöriger Mechanismen und Randbedingungen, die den Verlauf des Brandgeschehens bestimmen und somit wesentlichen Einfluss auf das Brandverhalten von tragenden und raumabschließenden Bauteilen besitzen. Zur Entstehung und zur Aufrechterhaltung dieses Prozesses sind im wesentlichen Sauerstoff, Brennstoff und Wärmeenergie sowie ggf. eine Zündquelle notwendig. Als Reaktionsprodukte dieses exothermen Vorganges entstehen Rauch / Brandgase und Wärmeenergie, wobei im Rahmen dieser Arbeit nur auf die freigesetzte Wärmeenergie und die daraus resultierende Raumtemperatur sowie deren Auswirkung auf Bauteile eingegangen wird. Die Interaktion und Abhängigkeit der notwendigen und resultierenden Komponenten kann grafisch vereinfacht in Form des Branddreiecks dargestellt werden, vgl. Abbildung 2.1. Wird eine dieser Komponenten entzogen, erlischt das Feuer, was demzufolge Grundlage für die Brandbekämpfung sein kann.

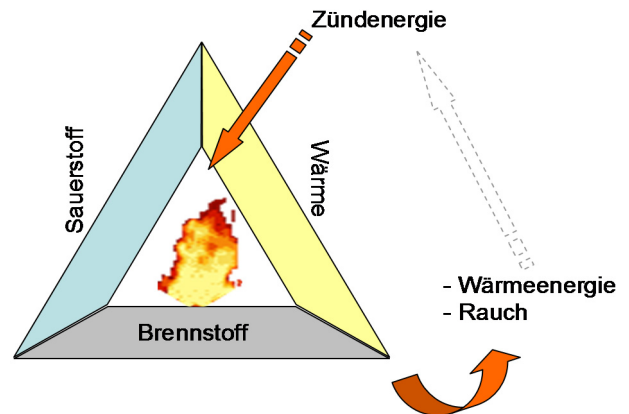


Abbildung 2.1: Branddreieck

### 2.2 Brandverlauf und Einflussgrößen

Innerhalb der Fragestellungen zur ingenieurtechnischen Beurteilung brandbeanspruchter Bauteile nimmt die Beschreibung des Brandszenarios eine entscheidende Rolle ein, da hierüber die transiente thermische Einwirkung definiert wird. Der Ablauf eines natürlichen Brandes lässt sich qualitativ in vier Phasen unterteilen, vgl. Abbildung 2.2.

- Zündphase
- Entwicklungsbrand
- Vollbrandphase
- Abklingphase

Je nach vorherrschenden Randbedingungen weisen diese Phasen eine unterschiedliche Zeitdauer auf und können im Vergleich verschiedener Brandereignisse stark differieren. Wesentlichen Einfluss auf den Brandverlauf haben dabei die Art, Menge und Anordnung der Brandlast als auch die Geometrie und Bauart des Brandraumes sowie dessen Öffnungen, wodurch die zur Verfügung stehende Luftmenge und ein Anteil der resultierenden Wärmeverluste bedingt werden. Zusätzlich beeinflussen die vorhandenen Mechanismen der Brandbekämpfung dieses Geschehen.

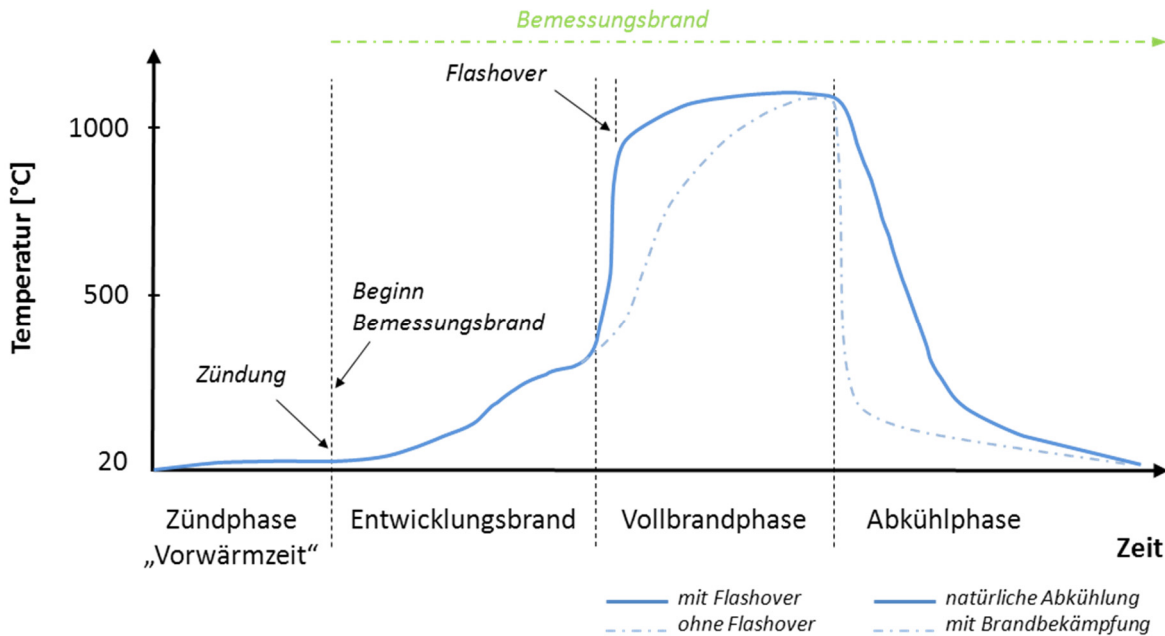
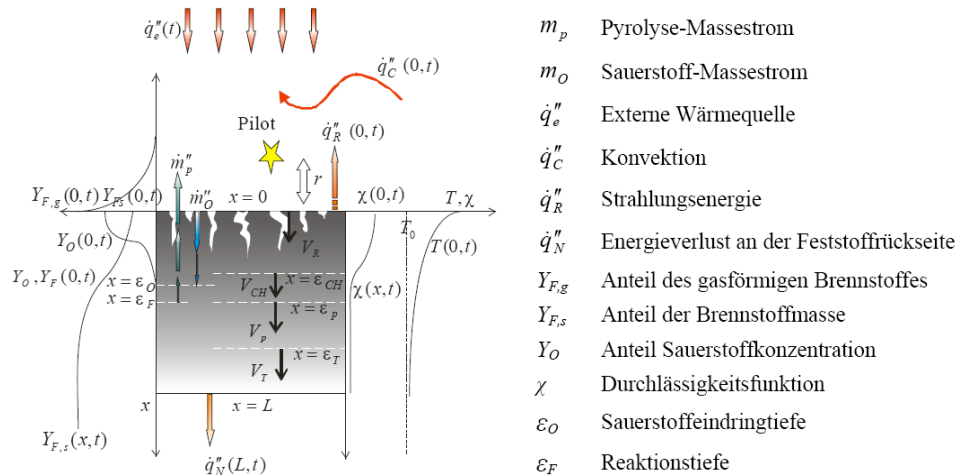


Abbildung 2.2: schematische Darstellung eines natürlichen Brandverlaufs im Hochbau

### 2.2.1 Physikalische und chemische Verbrennungsgrundsätze

Um brennbare Feststoffe, wie Holz und Kunststoffe sowie brennbare Flüssigkeiten, wie z. B. Ethanol, im exothermen Verbrennungsprozess umzusetzen, müssen diese zuvor durch zugeführte Wärmeenergie in den gasförmigen Zustand überführt und mit Sauerstoff durchmischt werden. Dieser endotherme Vorgang wird bei Feststoffen als Pyrolyse bezeichnet (griechisch pyr - Feuer und lysis - Lösung, Auflösung [159]) und beschreibt die thermisch induzierte, chemische Zersetzung von organischen Materialien in flüchtige Kohlenwasserstoffe, weitere Reaktionsgase und inerte Rückstände.

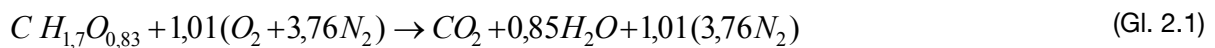
Der Pyrolysevorgang stellt bei zahlreichen Festkörpern, mit im Allgemeinen komplexer Zusammensetzung, einen sehr vielschichtigen und aufwendigen Umwandlungspfad dar. Additive in künstlich hergestellten Materialien oder standortspezifische Inhaltsstoffe sowie atmosphärische Druckbedingungen und die Umgebungstemperaturen können die chemischen und physikalischen Eigenschaften des Pyrolyse- und Verbrennungsprozesses maßgeblich beeinflussen. Für einen Brennstoff existieren somit unterschiedliche Pyrolyseprozesse, die zur praktischen Anwendung jedoch vereinfacht beschrieben werden, vgl. Abbildung 2.3. Die vorhandene Reaktionsgeschwindigkeit und der damit korrelierende Masseverlust (Pyrolyserate) werden hierbei als Funktionen der Temperatur angesehen und auf Basis der Arrhenius-Gleichung dargestellt. Über dies hinaus wird die Pyrolyserate bei Feststoffen durch Materialkennwerte wie die Durchlässigkeitsfunktion, die Porosität und die Neigung zur Rissbildung bestimmt. Diese Kennwerte beeinflussen ebenfalls das Eindringen von Sauerstoff, was letztlich bestimmt, ob die Oxidationsprozesse in der Nähe der Oberfläche oder im Inneren des Stoffes stattfinden. Wird dabei ausreichend Wärmeenergie für weitere Zersetzungsprozesse zur Verfügung gestellt, hält sich dieser Vorgang selbstständig aufrecht.



- $m_p$  Pyrolyse-Massestrom
- $m_O$  Sauerstoff-Massestrom
- $q_e''$  Externe Wärmequelle
- $q_C''$  Konvektion
- $q_R''$  Strahlungsenergie
- $q_N''$  Energieverlust an der Feststoffrückseite
- $Y_{F,g}$  Anteil des gasförmigen Brennstoffes
- $Y_{F,s}$  Anteil der Brennstoffmasse
- $Y_O$  Anteil Sauerstoffkonzentration
- $\chi$  Durchlässigkeitsfunktion
- $\epsilon_O$  Sauerstoffeindringtiefe
- $\epsilon_F$  Reaktionstiefe

Abbildung 2.3: Reaktionen während des Pyrolyse- und Zündprozesses bei Feststoffen [55]

Den Zustand der chemischen Reaktion, in dem das zur Verfügung stehende Brennstoff – Sauerstoff Gemisch vollständig umgesetzt wird, bezeichnet man als stöchiometrisches Verhältnis  $r$ . Dieses Verhältnis [Masse-Luft / Masse-Brennstoff] lässt sich individuell für jede chemische Reaktion bestimmen. Der Verbrennungsprozess von Kiefernholz lässt sich im idealisierten Zustand wie folgt ausdrücken [56].



Ein solch idealer Zustand liegt bei realen Brandereignissen jedoch kaum vor, wodurch eine unvollständige Verbrennung auftritt, die zusätzlich zur Bildung von Kohlenmonoxid (CO), Wasserstoff (H<sub>2</sub>) und Ruß (C) führt. Für Brennstoffe mit beispielsweise assoziierten Stickstoff (N) oder Chlorverbindungen (Cl) resultieren daher in realen Brandereignissen giftige Cyan- und Chlorwasserstoffverbindungen (HCN, HCL) an Stelle von N<sub>2</sub> und Cl.

Für Betrachtungen im Rahmen des Brandingenieurwesens lässt sich die Art und Qualität der Verbrennung über das Äquivalenzverhältnis  $\phi$ , dem Masseverhältnis des vorhandenen- zum stöchiometrischen Brennstoff - Luft - Gemisch beschreiben [161].

$$\phi = \frac{(\dot{m}_f)_{vorh}}{(\dot{m}_{air})_{vorh}} \cdot r \tag{Gl. 2.2}$$

mit:  $(\dot{m}_f)_{vorh}$  vorhandener Brennstoffverbrauch [g/s]

$(\dot{m}_{air})_{vorh}$  vorhandener Luftverbrauch [g/s]

$$r = \frac{(\dot{m}_{air})_{stoch}}{(\dot{m}_f)_{stoch}} \text{ stöchiometrisches Verhältnis Luft- zu Brennstoff [g}_{Luft}/g_{Brennstoff}],$$

i.d.R. zwischen 4 – 15;  $r_{Kiefernholz} = 5,14$  aus Gleichung (Gl. 2.1)

Für Äquivalenzverhältnisse  $\phi < 1$  kann von Verbrennungsprozessen mit ausreichend Sauerstoff ausgegangen werden. Durch Verhältnisse  $\phi > 1$  werden Verbrennungsprozesse mit Sauerstoffmangel und unverbrannten Brenngasen beschrieben. Erst das Äquivalenzverhältnis von  $\phi = 1$  beschreibt die vollständige und ideale Verbrennung der eingesetzten Reaktanten.

Allgemeingültig lässt sich der Zusammenhang zwischen Brennstoff- und Luftbedarf, wie folgt darstellen:

$$1 \text{ kg Brennstoff} + \left(\frac{r}{\phi}\right) \text{ kg Luft} + x \text{ kg Inert} \rightarrow \left(1 + \frac{r}{\phi}\right) \text{ kg Verbrennungsprodukte} + x \text{ kg Inert} \quad (\text{Gl. 2.3})$$

Das stöchiometrische Verhältnis  $r$  stellt zudem einen Proportionalitätsfaktor zwischen der Wärmefreisetzung pro Luftmenge ( $H_{air}$ ) und dem unteren Heizwert ( $H_u$ ) des Brennstoffes dar, vgl. Gleichung (Gl. 2.4). Für Feststoffe kann die Wärmefreisetzung pro eingesetzter Luftmenge in der Regel mit ca. 3 [MJ/kg] angenommen werden, vgl. Tabelle 2.1.

$$H_u = r \cdot H_{air} \quad [\text{MJ/kg}] \quad (\text{Gl. 2.4})$$

Praktische Verbrennungsprozesse führen jedoch nur selten zur vollständigen Stoffumsetzung und Freisetzung des gesamten idealen Heizwertes. Zurückgeführt werden kann dies auf die unvollständige Durchmischung von Pyrolysegas und Sauerstoff sowie auf Konvektionsprozesse, die bereits unverbrauchte Reaktanten aus dem Reaktionsfeld transportieren. Zur Berücksichtigung dieses Umstandes wird für ingenieurtechnische Betrachtungen die Verbrennungseffektivität  $\chi$  eingeführt, die als Maß für die Effizienz eines natürlichen Verbrennungsprozesses angesehen werden kann.

$$\chi = \frac{H_{eff}}{H_u} \quad [-] \quad (\text{Gl. 2.5})$$

mit:  $H_{eff}$  effektiver Heizwert [MJ/kg] bei realen Brandereignissen  
 $H_u$  unterer Heizwert [MJ/kg]

Normativ wird die Verbrennungseffektivität für übliche zelluloseartige Mischbrandlasten des Hochbaus mit 0,7 angegeben [48].

Unter Kenntnisse von Art, Menge und Anordnung der Brandlast sowie der vorhandenen Ventilationsbedingungen kann die zeitabhängige Wärmefreisetzung im Brandfall bestimmt werden, die als ein wesentlicher Parameter für die Temperaturentwicklung anzusehen ist, vgl. Gleichung (Gl. 2.6). Weiterführende Ansätze und Erläuterungen für die unterschiedlichen Brandphasen sind in den Kapiteln 2.4 bis 2.7 dieser Arbeit enthalten.

$$\dot{Q} = \dot{m}_f \cdot H_u \cdot \chi \quad [\text{MW}] \quad (\text{Gl. 2.6})$$

mit:  $\dot{m}_f$  Abbrandrate der Brandlast [kg/s]  
 $H_u$  unterer Heizwert [MJ/kg]  
 $\chi$  Verbrennungseffektivität [-]

Tabelle 2.1: Brandkennwerte von typischen Brandlasten

Brennstoff	chem. Formel	unterer Heizwert $H_u$ [MJ/kg]	Verbrennungseffektivität $\chi$	stöchiometr. Luftbedarf $r$ [g <sub>Luft</sub> /g <sub>Brennstoff</sub> ]	Wärmefreisetzung pro Luftmenge $H_{air}$ [MJ/kg]	spezif. Abbrandrate Oberfläche ** $m''$ [kg/m <sup>2</sup> ·s]
<b>Feststoffe</b>						
Holz (Kiefer)	$CH_{1,7}O_{0,83}$	18,2 [22]	0,7 – 0,8 [22]	5,2 [115]	3,32 [115]	0,0056 [182] – 0,016 [81]
(Roteiche)	$CH_{1,7}O_{0,72}$	17,1 [56]				
Zellulose (Papier)	$C_{12}H_{22}O_{11}$	13,7 [22] ; 16,1 [59]	0,7 – 0,9 [59]	4,2 [115]	3,26 [115] ; 3,15 [59]	0,007 – 0,02 [81]
Holzwerkstoff (MDF)	$\sim C_{3,4}H_{6,2}O_{2,5}$	15,8 [119]	0,7 [119] ; 0,79 [65]	$\sim 5$ [65]	$\sim 3,2$ [65]	0,008 – 0,015 [135]
Polymethylmetacrylat (PMMA)	$(CH_{1,5}O_{0,4})_n$	25,2 [56]	0,73 [112] ; 0,97 [81]	8,23 [56]	3,02 [56]	0,02 [56] 0,01 – 0,02 [81]
Polyethylen (PE)	$(C_2H_4)_n$	43,9 [115] ; 43,6 [56]	$\sim 0,8$ [22]	15,0 [115]	2,93 [115]	0,026 [112] ; 0,031 [182]
Polypropylen (PP)	$(C_3H_6)_n$	43,9 [22] ; 43,4 [56]	0,7 [59] ; 0,9 [22]	15,0 [81]	2,93 [81]	0,018 [112]
Polystyrol (PS)	$(C_8H_8)_n$	39,9 [115] ; 39,2 [56]	0,4 [59] ; 0,67 [22]	13,3 [115]	3,00 [115]	0,035 [182]
Polyurethanschaum (PU)	$CH_{1,74}N_{0,07}O_{0,32}$	23,2 – 28,0 [112]	0,6 – 0,7 [81]	7,2 [115]	3,35 [115]	0,021 – 0,027 [112]
Polyvinylchlorid (PVC)	$(C_2H_3Cl)_n$	16,4 [59]	0,37 [59]	6,0 [81]	2,98 [59]	0,016 [112]
<b>Flüssigkeiten</b>						
Benzin	- (Stoffgemisch)	43,7 [112]	$\sim 0,96$ [81]	13,5 [115]	3,17 [115]	0,048 [112] 0,062 $\varnothing_{Pool} > 1,5$ m [112]
Ethanol	$C_2H_5OH$	26,8 [112] ; 27,7 [56]	$\sim 0,95$ [56]	8,9 [115]	2,99 [115]	0,015 [56] 0,029 $\varnothing_{Pool} > 3,0$ m [56]
<b>Gase</b>						
Methan	$CH_4$	50,0 [115]	$\sim 0,99$ [56]	17,2 [115]	2,91 [115]	0,078 [56] (verflüssigt)
Propan	$C_3H_8$	46,0 [115]	$\sim 0,95$ [56]	15,5 [115]	2,97 [115]	0,099 [56] (verflüssigt)

Anmerkung: Einzelwerte verschiedener Autoren können infolge von Stoffzusammensetzung (z. B. Flammenschutzmittel), Untersuchungs- und Auswertverfahren abweichen

\*\* Werte gelten für Poolbrände mit Durchmesser  $\geq 0,2$  m

### 2.2.2 Brandlast

Gegenstände und Bauteile innerhalb eines Brandabschnittes, die sich an der Wärmefreisetzung beteiligen können, werden als Brandlasten klassifiziert. Hierbei ist in mobile und immobile Brandlasten sowie in ungeschützte und geschützte Brandlasten zu unterscheiden. Zum besseren Vergleich der vorliegenden Brandlasten innerhalb von Brandabschnitten wird die Brandlastdichte [MJ/m<sup>2</sup>] eingeführt, die je nach Modell einen Bezug zur Grundfläche oder zur Gesamtfläche der Umfassungsbauteile herstellt. Innerhalb normativer Betrachtungen zur Wärmefreisetzung und Temperaturentwicklung in Brandräumen stellt die Brandlastdichte eine Beladung des Brandraumes nahe dem zu erwartenden Maximum dar, die je nach Bemessungsansatz in weniger als 10 – 20 % der Fälle in einer 50 - jährigen Nutzung überschritten wird (90 % bzw. 80 % Quantil). Je nach Nutzung können Einzelwerte jedoch auch bis zum Doppelten des Mittelwertes aufweisen [28].

Eine prinzipielle Abhängigkeit der mobilen Brandlast von der spezifischen Nutzung wurde in verschiedenen Studien, wie zum Beispiel im CIB Report von *Thomas* [194] bestätigt und ebenfalls in zahlreichen normativen Ansätzen, wie *EN 1991-1-2* [47], *DIN EN 1991-1-2 NA* [48] oder dem *New Zealand Building Code* [151] übernommen. Für Wohn- und Büronutzung sowie öffentliche Nutzungen sei auszugsweise hier auf Tabelle 2.2 verwiesen. Kennwerte für Industrie- und Gewerbenutzung können z. B. *DIN 18230* [42] sowie den schweizerischen Erhebungen von *Klein* [115] als auch den *VKF* Vorschriften [200] entnommen werden. Ein Vergleich entsprechender nutzungsspezifischer Brandlasten zeigt jedoch Abweichungen zwischen den genutzten Kennwerten verschiedener Länder und Autoren. Als Ursache hierfür gibt *Spearpoint* [182] ein unterschiedliches Erhebungsdatum und variierende Erhebungsmethoden, unterschiedliche Lebens- und Wohnstandards und die große Varianz der vorgefundenen Daten an. Bestätigung findet dies ebenfalls durch die Studie von *Neukamp* [152]. Immobile Brandlasten aus dem Tragwerk, der haustechnischen Installation oder aus Bekleidungen sind über die vorangestellte Betrachtungsweise nicht abgedeckt und daher additiv zu berücksichtigen. Hierbei ist zu beachten, ob sich diese Brandlasten direkt am Brandgeschehen beteiligen können oder in geschützter Form vorliegen, wodurch eine Beteiligung ganz ausgeschlossen oder zumindest verzögert wird.

Ist eine Beurteilung der Brandlastdichte über standardisierte Nutzungen nicht gegeben, kann diese spezifisch aus der Masse der brennbaren Stoffe und deren unteren Heizwerten ermittelt werden. Die charakteristische Brandlastdichte kann gemäß *DIN EN 1991-1-2* [47] bestimmt werden zu:

$$q_{f,k} = \frac{Q_{f,k}}{A_f} = \frac{\sum m_{k,i} \cdot H_{u,i} \cdot \psi_i}{A_f} \quad [\text{MJ/m}^2] \quad (\text{Gl. 2.7})$$

- mit:
- $m_{k,i}$  Masse des Brennstoffes i [kg]
  - $H_{u,i}$  unterer Heizwert des Stoffes i [MJ/kg]
  - $\psi_i$  Beiwert zur Berücksichtigung geschützter Brandlast [-]
  - $A_f$  Grundfläche des Brandabschnittes [m<sup>2</sup>]

Bemessungswerte der Brandlastdichte  $q_{f,d}$  nach dem nationalen Anhang zur *DIN EN 1991-1-2* [48] berücksichtigen zusätzlich die Verbrennungseffektivität des Brennstoffes (vgl. Tabelle 2.1) und Teilsicherheitsbeiwerte zur Auftrittswahrscheinlichkeit eines Vollbrandes und Zuverlässigkeit des Bauteils.



**Tabelle 2.2: charakteristische Brandlastdichten für verschiedene Nutzungen [47], [48] - Auszug**

Nutzung	Brandlastdichte $q_{f,k}$ [MJ/m <sup>2</sup> ]			
	Mittelwert	Standardabweichung	80 %-Quantil	90 %-Quantil
Bibliothek	1500	450	1824	2087
Wohngebäude	780	234	984	1085
Verkaufsstätte	600	180	730	835
Bürogebäude	420	126	511	584
Hotel (Zimmer)	310	93	377	431

Eine vor allem in älterer Literatur anzutreffende Kenngröße der Brandlast nutzt das „Holzäquivalent“ [kg/m<sup>2</sup>], wobei die vorhandene aufsummierte Mischbrandlast auf den Heizwert von Holz bezogen wird [150].

Abbildung 2.4 stellt exemplarisch den Einfluss der Brandlastdichte auf den Verlauf der Brandraumtemperaturen dar. Daraus wird klar ersichtlich, dass mit einer Erhöhung der Brandlastdichte die erreichte Maximaltemperatur und vor allem die Branddauer zunehmen, sofern keine Löschmaßnahmen erfolgen und die angenommenen Lüftungsbedingungen erhalten bleiben.

### 2.2.3 Ventilationsbedingungen

Innerhalb der ingenieurtechnischen Beurteilung des Brandgeschehens wird ähnlich wie bei der stöchiometrischen Betrachtung eines Verbrennungsprozesses (vgl. Kapitel 2.2.1) die Art der Verbrennung und die freigesetzte Wärmeenergie über die Quantität des für den Verbrennungsprozess zur Verfügung stehenden Sauerstoffs bestimmt.

Brandszenarien mit ausreichendem Sauerstoffangebot, wie sie in der Regel in der Phase der Brandentstehung oder Abkühlung und bei Bränden im Freien oder bei großen Öffnungsflächen vorliegen, werden als brandlastgesteuerte Brände eingestuft ( $\phi < 1$ ). Hierbei limitiert die zur Verfügung stehende pyrolysierbare Fläche des Brennstoffes den Verbrennungsprozess. Im Gegensatz dazu stehen ventilationsgesteuerte Brandprozesse, bei denen der zur Verfügung stehende Luftsauerstoff das Brandausmaß bestimmt ( $\phi > 1$ ). Solche unterventilerten Bedingungen liegen in der Regel bei Schwelbränden oder oftmals in der Vollbrandphase bei Räumen mit kleinen Belüftungsöffnungen vor. [56]

Die maximalen Ventilationsbedingungen in einem Brandraum werden je nach gewähltem Modellansatz durch den Ventilations- oder Öffnungsfaktor beschrieben. Hierbei wird im Allgemeinen von einem vollständigen Versagen der Fensteröffnungen ausgegangen, durch die dann Frischluft zu- und Heißgase abgeführt werden. [47]

$$\text{Ventilationsfaktor: } V = A_V \cdot \sqrt{h_V} \quad [\text{m}^{3/2}] \quad (\text{Gl. 2.8})$$

$$\text{Öffnungsfaktor: } O = A_V \cdot \sqrt{h_V} / A_t \quad [\text{m}^{1/2}] \quad (\text{Gl. 2.9})$$

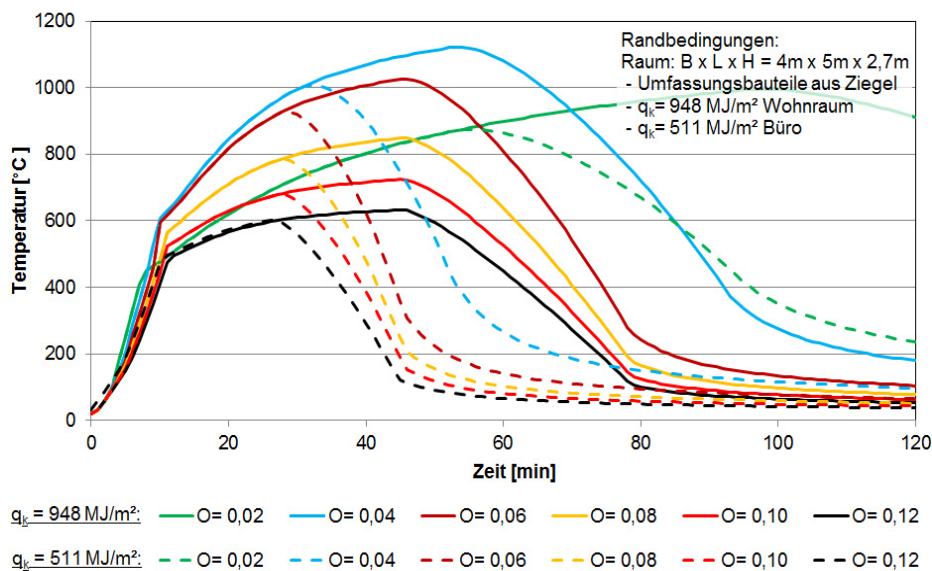
mit:  $A_V$  Fläche der Ventilationsöffnungen [m<sup>2</sup>]

$h_V$  gemittelte Höhe der Ventilationsöffnungen [m]

$A_t$  gesamte innere Oberfläche des Brandraums inklusive der Öffnungen [m<sup>2</sup>]

Ergänzend dazu zeigen Forschungsergebnisse wie die von *Kunkelmann* [127], dass Doppel- und Dreischeibenverglasungen moderner Bauwerke länger höheren Temperaturen standhalten als die bisher berücksichtigten Einscheibenverglasungen. Auch die Ausführung der Rahmenkonstruktion zeigt deutliche Effekte auf den Zeitpunkt des teilweisen und vollständigen Versagens von Fensteröffnungen und damit auf die Ventilationsbedingungen über den Brandverlauf [128]. Erst bei lang anhaltenden Vollbrandphasen kann von einer vollständigen Zerstörung der Fenster und Türen ausgegangen werden.

Es bleibt damit festzuhalten, dass für brandschutztechnische Untersuchungen die Annahmen zu auftretenden Ventilationsbedingungen im Brandverlauf unter Berücksichtigung der nutzungsspezifischen, konstruktiven, anlagentechnischen und geometrischen Randbedingungen für den Einzelfall abzuwägen sind. Infolge dieser Annahmen werden allein durch die Ventilationsbedingungen große Variationen bei der Bestimmung des Bemessungsbrandes und der daraus abgeleiteten Raumtemperaturen möglich, vgl. Abbildung 2.4. So können sehr kleine Öffnungen ( $O = 0,02 \text{ m}^{1/2}$ ) zu langen Brandszenarien beitragen. Große Ventilationsöffnungen ( $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ ) hingegen reduzieren dagegen die maximale Brandraumtemperatur infolge der ausströmenden und abgestrahlten Brandraumenergie.

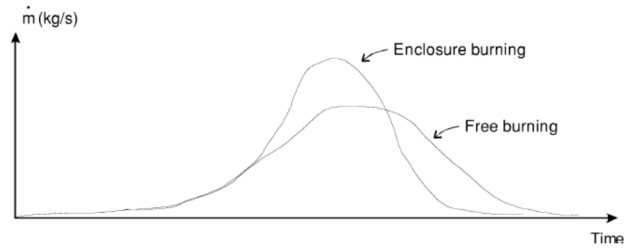


**Abbildung 2.4: Einfluss der Brandlast und Ventilation auf die Brandraumtemperatur,**  
(Simulation OZone V2.2)

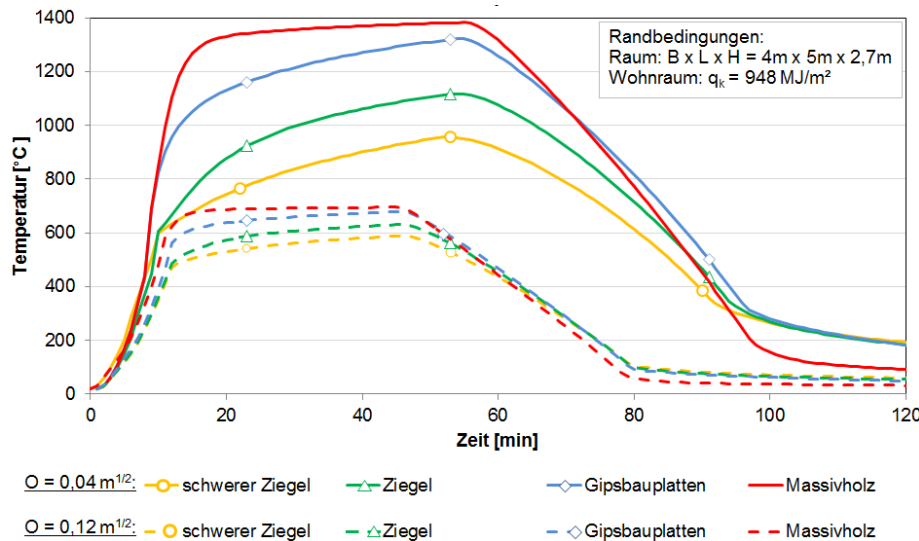
#### 2.2.4 Geometriebedingungen und Materialität des Brandraumes

Neben der Brandlast und den Ventilationsbedingungen wirken sich die Materialität der Umfassungsbauteile, geometrische Randbedingungen und das Verhältnis von Raumgröße zu Brandgröße ebenfalls auf die spezifische Abbrandrate der Brandlast, die Wärmefreisetzung und die Temperaturentwicklung im Brandraum aus. Mit Eintritt in den Entwicklungsbrand wächst die Bedeutung dieser Größen stetig an. So treten z. B. bei kleinen Räumen oder Bränden nahe eines Umfassungsbauteils neben der Heißgasschicht auch aufgeheizte Raumbooberflächen in einen Strahlungsaustausch mit der Brandlast. Dieses als Teil des „enclosure effect“ [112] auftretende Phänomen kann zur deutlichen Erhöhung der Abbrandrate führen, vgl. Abbildung 2.5.

So wurden durch *Fleischmann* [66] bei Versuchen mit Heptan-Poolbränden innerhalb von Brandräumen bis zu siebenfach höhere Masseverlusten im Vergleich zu Brandereignissen außerhalb eines Raumes festgestellt. Analog dazu wird für holzartige Brandlasten im Designprozess eine Erhöhung des üblichen spezifischen Abbrandes um 30 % empfohlen [65]. Über dies hinaus wirkt sich die thermische Absorptionsefähigkeit der Umfassungsbauteile auf die Temperaturentwicklung im Brandraum aus, vgl. Gleichung (Gl. 2.10). Materialien mit geringem Wärmeindringkoeffizient, wie beispielsweise mineralische Dämmstoffe ( $b > 60 \text{ J/m}^2 \cdot \text{s}^{0,5} \cdot \text{K}$ ) oder Holz ( $b \sim 300 \text{ J/m}^2 \cdot \text{s}^{0,5} \cdot \text{K}$ ) tragen im Vergleich zu Materialien mit hohem Wärmeindringkoeffizient, wie unter anderem Vollziegel ( $b \sim 1500 \text{ J/m}^2 \cdot \text{s}^{0,5} \cdot \text{K}$ ) zu höheren Maximaltemperaturen und zu einem schnelleren Temperaturanstieg bei, vgl. Abbildung 2.6. Nach Verbrauch der Brandlast sind in diesen Räumen jedoch auch schnellere Abkühlvorgänge zu beobachten.



**Abbildung 2.5: Einfluss der Umfassungsbauteile auf die spezifische Abbrandrate, [112]**



**Abbildung 2.6: Einfluss der Wärmeabsorption der Umfassungsbauteile auf die Brandraumtemperatur, (Simulations OZone V2.2 – exotherme Einflüsse brennbarer Oberflächen sind hierbei nicht berücksichtigt)**

Als Folge der Bestrebungen des Wärmeschutzes können demzufolge hochisolierende und dichte Gebäudehüllen mit geringem Vermögen zur Wärmespeicherung an den raumseitigen Oberflächen nur wenig Energie aus dem Brandraum aufnehmen. Kritische Flash-over Bedingungen werden bei ausreichender Belüftung damit schneller erreicht, wie aus den Untersuchungen von *Kunkelmann* [127] und *Poulsen* [160] hervorgeht. Geometrische Bedingungen innerhalb eines Brandraumes, wie zum Beispiel strukturierte Decken, Unterzüge, Ecken oder Pfeiler, ungleichmäßige Verhältnisse der Raumausdehnung aber auch die Form und Lage der Belüftungsöffnungen tragen vor allem zu lokalen Temperaturfeldern bei, die partiell oberhalb auch unterhalb der mittleren Beurteilungstemperatur liegen können [40]. Eine Erfassung dieser Vorgänge und Temperaturfelder ist aktuell nur über detaillierte Berechnungsverfahren, wie z.B. Feldmodelle möglich vgl. Kapitel 2.3.

## 2.3 Modelle zur Beschreibung des Brandes

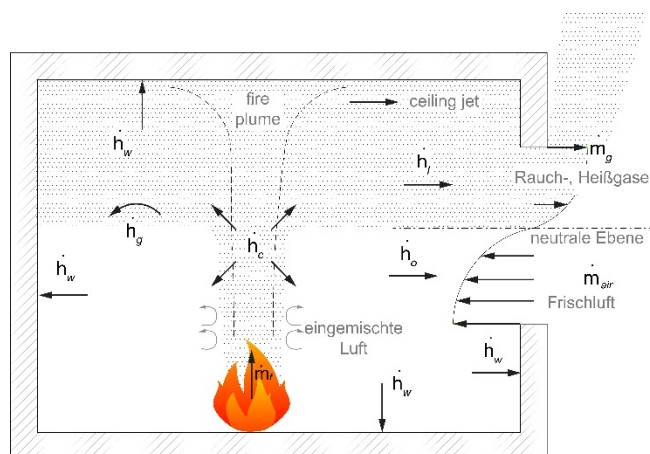
### 2.3.1 Allgemeines

Die realistische Beschreibung des Brandverlaufs und dessen Einwirkung auf Bauteile stellt ein wesentliches Kerngebiet des Brandingenieurwesens dar. Hierzu werden zahlreiche physikalische und mathematische Modelle genutzt, die eine Beschreibung spezifischer Fragestellungen innerhalb des Brandereignisses auf Basis von analytischen Ansätzen oder Simulationen ermöglichen. Die analytischen Ansätze beruhen dabei auf beschreibenden Modellgleichungen, die aus experimentellen Untersuchungen gewonnenen wurden. Anwendungsgrenzen dieser Modelle werden demzufolge durch die in den Untersuchungen betrachteten Parameterbereiche gebildet. Auf ausgewählte Modelle zur vereinfachten Beschreibung der Temperaturen in Brandereignissen wird in den Kapiteln 2.5 und 2.6 eingegangen.

In Erweiterung dazu erlauben Brandsimulationsmodelle die zeitabhängige Beschreibung der Brandauswirkungen unter der Annahme eines erweiterten Anwendungsbereiches. Die dabei am häufigsten eingesetzten Modelle stellen Zonen- und Feldmodelle (CFD) dar.

### 2.3.2 Zonenmodelle

Zonenmodelle unterteilen den in der Regel rechteckigen Brandraum je nach Stadium des Brandes in eine bzw. zwei volumenvARIABLE Zonen, in denen jeweils homogene Zustände angenommen werden. Für jeden untersuchten Zeitschritt werden dabei Differenzialgleichungen unter Berücksichtigung des Prinzips der Energie- und Masseerhaltung gelöst, um für die einzelnen Kontrollvolumina Temperaturen, Rauchschichthöhen und Luftdrücke abzuleiten, vgl. Gleichung (Gl. 2.10) und (Gl. 2.11). Die absorbierenden Einflüsse aus den Umfassungsbauteilen werden dabei ebenso berücksichtigt wie die Auswirkungen der vorliegenden Strömungsbedingungen, vgl.



**Abbildung 2.7: Komponenten der Energie- und Massebilanz eines Zonenmodells in der Brandentwicklungsphase**

Abbildung 2.7. Einzonenmodelle bilden die Bedingungen der Vollbrandphase ab, bei der die gesamte Brandlast brennt und der Raum vollständig mit Heißgasen gefüllt ist. Die im Vergleich zum Zweizonenmodell zu berücksichtigenden Variablen zur Lösung der Energie- und Massebilanz sind daher deutlich reduziert. Zweizonenmodelle repräsentieren mit guter Näherung die Bedingungen vor dem Flash-over. Es wird von einer oberen heißen Rauchgasschicht und einer darunter liegenden raucharmen bzw. rauchfreien Kaltgasschicht ausgegangen. Eine Interaktion beider Schichten erfolgt über die aufsteigenden Heißgase oberhalb der Brandquelle, vgl. Kapitel 2.5. Treten Temperaturen von mehr als 500 °C in der Heißgasschicht auf oder nimmt diese mehr als 80 % der Raumhöhe ein, wird normativ der Übergang vom Zwei- zum Einzonenmodell angenommen [47].

Liegen neben dem Brandraum selbst noch weitere angeschlossene Räume vor, werden zur Beurteilung der Brandauswirkungen Mehrraum-Mehrzonenmodelle notwendig. Die zahlreichen erhältlichen Zonenmodelle unterscheiden sich dabei in der Regel durch die Anzahl der verknüpfbaren Räume und die Art sowie Umfang der implementierten Submodelle. Entsprechende Submodelle ermöglichen so Aussagen zum

Rauchgasplume oder zur Brandausbreitung auf benachbarte Objekte. Weiterhin können Modelle zur Beurteilung der Aktivierung von Sprinklern und Rauchmeldern sowie der Erwärmung von Bauteilen enthalten sein.

Energiebilanz im Brandraum entsprechend dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik:

$$\dot{h}_c - (\dot{h}_l + \dot{h}_o + \dot{h}_w + \dot{h}_g + \dot{h}_s) = 0 \quad (\text{Gl. 2.10})$$

- mit:
- $\dot{h}_c$       Energiefreisetzung im Brandraum [W]
  - $\dot{h}_l$       durch Gasaustausch (Öffnung) abströmende Energie [W]
  - $\dot{h}_o$       durch Öffnung verlorene Strahlungsenergie [W]
  - $\dot{h}_w$       an Umfassungsbauteile abgegebene Energie [W]
  - $\dot{h}_g$       gespeicherte Energie der Heißgase im Brandraum [W]
  - $\dot{h}_s$       sonstige verlorene Energieanteile (Speicherung in Einbauteilen) [W]

Massebilanz:

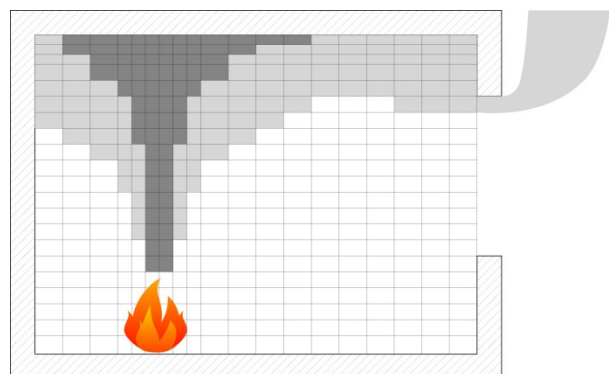
$$\dot{m}_g - (\dot{m}_{air} + \dot{m}_f) = 0 \quad (\text{Gl. 2.11})$$

- mit:
- $\dot{m}_g$       aus dem Brandraum strömende Rauchgasmenge [kg/s]
  - $\dot{m}_{air}$     in Brandraum einströmende Frischluftmenge [kg/s]
  - $\dot{m}_f$       umgesetzte Brandlast, die die Energiefreisetzung bewirkt [kg/s]

### 2.3.3 Feldmodelle

Feldmodelle, oder auch Computational Fluid Dynamics (CFD) - Modelle genannt, sind im Gegensatz zu Zonenmodellen nicht nur innerhalb von Raumstrukturen sondern auch im Freien anwendbar. Sie unterteilen den Untersuchungsbereich in kleine Kontrollvolumen, in denen jeweils homogene Zustände angenommen werden, vgl. Abbildung 2.8. Die Zustände im Untersuchungsbereich werden dabei durch nichtlineare partielle Differenzialgleichungen zur Beschreibung der Thermo- und Strömungsdynamik unter Sicherstellung der Kontinuitätsbedingungen für Masse-, Energie- und Impulserhaltung ausgedrückt. Eine Beurteilung der zeitlichen und räumlichen Veränderung von Temperaturen, Gasdichte, Druck und Strömungsgeschwindigkeit wird so in jeder betrachteten Volumenzelle ermöglicht.

Zusätzlich können heute Turbulenzeffekte, Strahlungsbedingungen und die Gaskonzentrationen, die sich im Brandfall einstellen, über entsprechende Untermodelle berücksichtigt werden. Durch diese Eigenschaften erlauben Feldmodelle im Gegensatz zu Zonenmodellen die spezifische Betrachtung punktueller Bereiche und die Beurteilung von komplexen Geometriebedingungen. Ein spezifischer Vergleich zwischen Feld- und Zonenmodellen ist nachstehender Tabelle 2.3 zu entnehmen.



**Abbildung 2.8: Schematische Aufteilung eines Brandraumes in einzelne Volumenbereiche, nach [112]**

**Tabelle 2.3: Gegenüberstellung der Eigenschaften von Zonen- und Feldmodellen [81], [100]**

Eigenschaften	Zonenmodelle	Feldmodelle
Geometrieerfassung	angenähert	angenähert bis exakt
Lüftungserfassung	angenähert	angenähert bis exakt
Wärmefreisetzung	angenähert	angenähert
Modellaufwand	gering	hoch
Validierung	aufwendig	aufwendig
Rechenaufwand	gering bis mittel	hoch
Plausibilitätskontrolle	einfach	aufwendig
Aussagen / Ergebnisse	global <sup>*)</sup> , Mittelwerte	lokal

<sup>\*)</sup> in gewissen Bereichen auch lokal zum Beispiel Plume, Öffnung

## 2.4 Zündphase

Als einleitender Vorgang des exothermen Verbrennungsprozesses ist die Entzündung eines reaktionsfähigen Brennstoff-Luftgemisches anzusehen. Dieser Vorgang kann entweder durch äußere Zündquellen, wie Flammen, Elektrofunken oder heiße Oberflächen eingeleitet (Pilotentzündung) oder durch starke Erwärmung eines gasförmigen Brennstoff-Luftgemisches (Selbstentzündung) hervorgerufen werden. Als Sonderform des Letztgenannten ist die Selbstentzündung durch biologische oder chemische Prozesse anzusehen.

Allgemein lässt sich beobachten, dass für Gase, Flüssigkeiten und Feststoffe die Selbstentzündungstemperatur über dem Temperaturniveau für die Pilotentzündung liegt. Jedes gasförmige Brennstoff-Luft-Gemisch zeigt so ein unteres sowie oberes Entflammbarkeitslimit. Unter- bzw. oberhalb dieses Grenzwertes ist ein Brennen nicht möglich, da zu viel bzw. zu wenig Sauerstoff für entsprechende Temperatur- und Druckbedingungen vorliegt [56], [161].

Die Entzündungs- und Pyrolyseeigenschaft von Baustoffen wird vor allem durch die Fähigkeit bestimmt, wie die einwirkende Wärmeenergie abgegeben werden kann. Wesentlich gekennzeichnet wird dieses Verhalten durch die Umgebungsrandbedingungen, Größe und Form eines Körpers sowie durch die thermophysikalischen Materialeigenschaften, wie Wärmeleitfähigkeit, spezifische Speicherfähigkeit und Rohdichte, vgl. Kapitel 3.2 und 4.2. Hieraus resultiert, ob sich ein homogenes Temperaturprofil (thermisch dünn) oder ein Temperaturgradient (thermisch dick) über das Material bei Erwärmung einstellt. Liegt die einwirkende Wärmestromdichte unterhalb der stoffspezifischen kritischen Wärmestromdichte tritt keine Entzündung auf. Eine Zusammenstellung versuchstechnisch ermittelter stoffspezifischer kritischer Wärmestromdichten und zugehörige Temperaturbereiche der Entzündung kann nachstehender Tabelle 2.4 entnommen werden.

**Tabelle 2.4: Richtwerte für Entzündungseigenschaften ausgewählter Stoffe [59], [161], [176]**

Stoff	kritische Wärmestromdichte (Strahlung) [kW/m <sup>2</sup> ]		kritische Oberflächentemperatur [°C]	
	Pilotentzündung	Selbstentzündung	Pilotentzündung	Selbstentzündung
Holz	12	28	220 <sup>a</sup> – 350 <sup>b</sup>	490 <sup>b</sup> – 600 <sup>a</sup>
Douglasie				
- longitudinal	12	-	384	-
- radial/tangential	9		258	
Sperrholz	20	-	393	-
Polymethylmet- acrylat (PMMA)	11 21	-	310 ± 3 270	-
Polyethylen (PE)	15	-	363 ± 3	-
Polypropylen (PP)	15	-	334 ± 4	-
Polystyrol (PS)	13	-	366 ± 4	-
Polyurethan (PU)	16	-	270	-
Polyvinylchlorid (PVC)	25	30 - 50	220 - 350	340 - 520

a) Strahlung, b) Konvektion

Entsprechende Kennwerte stellen jedoch keine absolute Materialkonstante dar und können durch das genutzte Prüfverfahren, Art der Wärmezufuhr, die Oberflächeneigenschaften und Oberflächenstruktur, durch dahinter liegende Materialien als auch durch die Einwirkungsdauer beeinflusst werden. So stellt sich zum Beispiel die Entzündungstemperatur als zeitabhängige Größe dar, bei der mit steigender Einwirkungsdauer das notwendige Temperaturniveau abnimmt, vgl. Abbildung 2.9. Entscheidenden Einfluss auf die Entzündung zeigen ebenfalls die konvektiven Wärmeübertragungsbedingungen und damit die Orientierung des Körpers. Dabei nehmen mit zunehmender Strömungsgeschwindigkeit die Pyrolysezeiten ab, da der übertragene Wärmestrom zunimmt. Gleichzeitig reduziert der steigende Strömungsanteil die Brenngaskonzentration im Kontrollvolumen, wodurch das untere Entflammbarkeitslimit später und damit erst bei höheren Temperaturen erreicht wird. Diesen Zusammenhang stellt Abbildung 2.10 qualitativ dar.

Die Sensitivität des Entzündungsverhaltens auf konvektive Einflüsse wird auch aus den Studien an Holz deutlich, was z. B. durch *Drysdale* [59] zusammengefasst dargestellt wird. So sind im Fall der Pilotentzündung bei Konvektionseinwirkung höhere Oberflächentemperaturen als bei Strahlungseinwirkung notwendig. Im Fall der spontanen Entzündung kehrt sich dieses Verhältnis um, da die aufsteigenden Pyrolysegase durch die Umgebungsluft wieder abkühlen.

Ist die Entzündung erfolgt und liegen ausreichend Wärmeenergie, Brenn- und Sauerstoff vor, erfolgt die Brandausbreitung, die dann als fortschreitender Zündvorgang betrachtet werden kann.

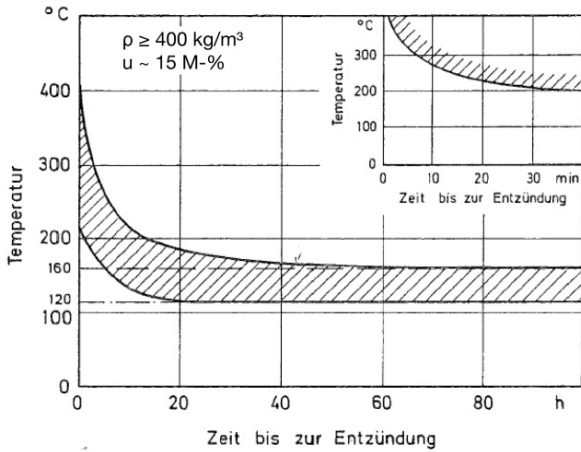


Abbildung 2.9: Zeitabhängige Entzündungstemperatur von Holz [126]

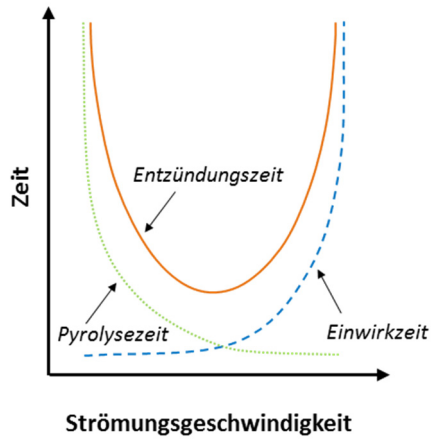


Abbildung 2.10: Zusammenhänge für die Entzündung bei konvektiver Wärmeeinwirkung [56]

## 2.5 Flammenausbreitung und Entwicklungsbrand

Die räumliche Ausbreitung des Brandes über die Ausbruchsstelle hinaus und damit das Brennen einzelner Objekte bzw. das Brennen begrenzter Bereiche kennzeichnet die Phase des Entwicklungsbrandes, bevor der Brand in einen Vollbrand übergeht oder wieder abklingt.

Die Charakteristik der Brandausbreitung hängt dabei wesentlich von Einflüssen wie der einwirkenden Menge an Wärmeenergie, den geometrischen Abmessungen, der Zusammensetzung und Art sowie der Lage und Orientierung des Brandgutes als auch den Strömungsbedingungen ab [59].

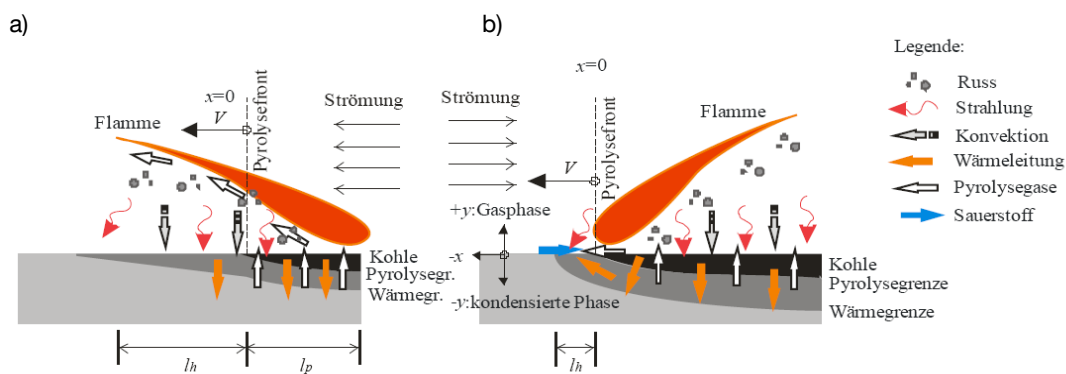


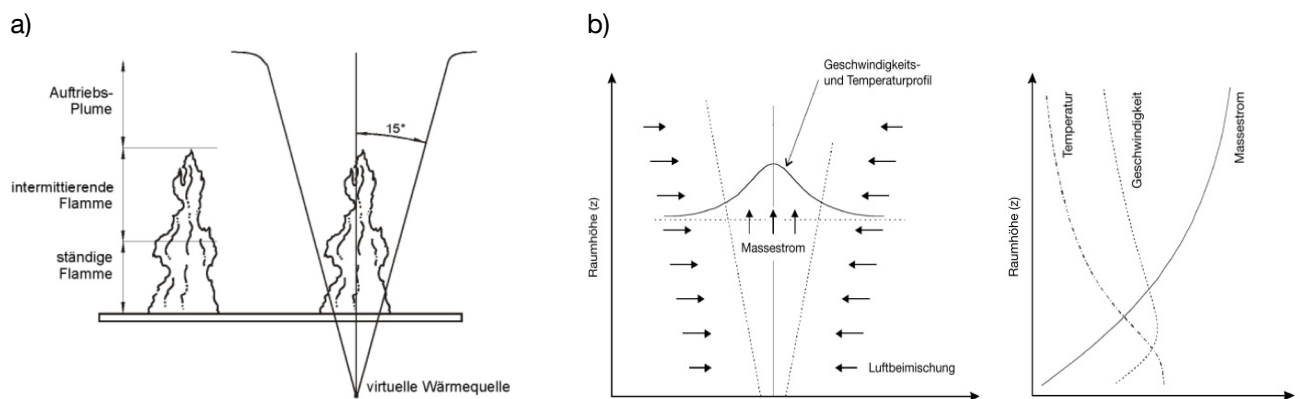
Abbildung 2.11: Brandausbreitung bei a) gleichlaufender und b) gegenläufiger Luftströmung [174]

Gleichlaufende Luftströmungen, wie beispielsweise bei aufwärtswandernden Flammen, als auch Materialien, deren Oberflächen sich gut erwärmen lassen, begünstigen in der Regel eine schnelle Brandausbreitung. Maßgebend hierfür ist eine ausgeprägte Pyrolysefläche  $l_p$  und Vorwärmungszone  $l_h$ , vgl. Abbildung 2.11. Als Folge wächst der Grad der Wärmefreisetzung deutlich an, was wiederum durch erhöhten Wärmestrom die Zersetzungsprozesse und die Brandausbreitung begünstigt.



Die so an brennenden Objekten auftretenden Flammen und darüber aufsteigende Heißgase lassen sich infolge ihrer Eigenschaften in drei Bereiche unterteilen, vgl. Abbildung 2.12 a.

- ständige Flammenzone: kennzeichnet den Bereich der ständigen Flamme und beschleunigten brennenden Gase;
- intermittierende Flammenzone: Bereich mit vorübergehender Flamme und nahezu konstanter Strömungsgeschwindigkeit;
- Auftriebsplume: Bereich ohne Flammen, in dem mit zunehmender Höhe die Strömungsgeschwindigkeit und Temperatur abnimmt.



**Abbildung 2.12: a) Schematisches Flammenmodell, b) charakteristische Plume-Eigenschaften [174]**

Gekennzeichnet wird der Bereich des Plumes dadurch, dass mit zunehmender Höhe die Temperaturen und Strömungsgeschwindigkeiten abnehmen und der Massestrom infolge der Einmischung von Umgebungsluft zunimmt. Die höchsten Temperaturen und Geschwindigkeiten treten in der Plume Mittelachse auf und nehmen nach außen hin ab, vgl. Abbildung 2.12 b. Infolge der Flammenstrahlung wird das Energieniveau im Plumbereich in der Regel um 20 – 40 % verringert, wodurch die Konvektion zum dominanten Energieanteil wird.

Eine schematische Beschreibung dieses Modells erfolgt durch den ideal achssymmetrischen Plume. Dessen Massestrom, Geschwindigkeit und Temperaturverteilung in der Plumeachse kann unter Berücksichtigung von Masse-, Impuls- und Energieerhaltung unter Näherungen abgeleitet werden. Zahlreiche experimentelle Untersuchungen, wie beispielsweise von *Zukoski*, *Heskestad*, *Heskestad-Delichatsios* oder *McCaffrey* bestätigen diesen Ansatz und sind Gegenstand der Standardliteratur, [20], [56], [100], [112]. Nur sehr begrenzt, wie z. B. bei *McCaffrey*, wird in den Beschreibungsgleichungen zwischen den spezifischen Bereichen der Flamme und dem Bereich des Plumes unterschieden, vgl. Gleichung (Gl. 2.12). Weiterführend dazu untersuchten *Thomas & Hinkley* [191] Brandobjekte mit großer Ausdehnung, bei denen die Flammenhöhe wesentlich kleiner als der Durchmesser war [112].

$$\Delta T_0 = \left( \frac{\kappa}{0,9 \cdot \sqrt{2g}} \right)^2 \cdot \left( \frac{z}{\dot{Q}^{2/5}} \right)^{2\eta-1} \cdot T_0 \quad [\text{K}] \text{ bzw. } [^\circ\text{C}] \quad (\text{Gl. 2.12})$$

- mit:  $\Delta T_0$  Temperaturänderung bezogen auf die Umgebungstemperatur  
 $T_0$  absolute Umgebungstemperatur [K]  
 $\dot{Q}$  gesamte Wärmefreisetzungsrate [kW]  
 $z$  Höhe über dem Brandherd [m]  
 $\kappa, \eta$  Grenzparameter für Flamme und Plume

Bereich	$z / \dot{Q}^{2/5}$ [m/kW <sup>2/5</sup> ]	$\eta$	$\kappa$
ständige Flamme	< 0,08	1/2	6,8 [m <sup>0,5</sup> /s]
intermittierende Flamme	0,08 – 0,2	0	1,9 [m/(kW <sup>1/5</sup> s)]
Auftriebsplume	> 0,2	-1/3	1,1 [m <sup>4/3</sup> /(kW <sup>1/3</sup> s)]

Erreicht der Auftriebsplume die Decke, wird dieser horizontal abgelenkt und bildet eine dünne, sich schnell ausbreitende Heißrauchschicht, den Ceiling Jet. In geometrisch ungestörten Deckenbereichen breiten sich die Heiß- und Rauchgase radial aus und weisen in der Regel eine Höhe zwischen 5 – 12 % des Abstandes zwischen Decke und Brandherd auf [56], [112].

Temperatur als auch Geschwindigkeit zeigen über die Höhe und radiale Ausbreitung des Ceiling Jets keine absolute Konstanz, sondern ändern sich durch die Interaktion mit Bauteilen und der Kaltgasschicht, vgl. Abbildung 2.13. Aus experimentellen und theoretischen Untersuchungen entwickelte *Alpert* [4] in Anhängigkeit vom radialen Abstand, der Deckenhöhe und der Energiefreisetzung Ansätze zur Abschätzung der

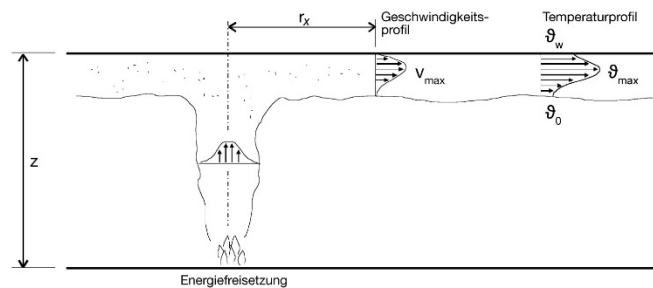


Abbildung 2.13: Ceiling Jet Modell [112]

Ceiling Jet Bedingungen, vgl. Gleichung (Gl. 2.13). Neue Auswertungen dieser und weiterer Untersuchungen durch *Alpert* [5] geben für den entfernten Bereich jedoch geringfügig andere Exponenten in den Beschreibungsgleichungen an und beziehen die Wärmefreisetzungsrate wie bei zahlreichen Plumemodellen auf eine Punktquelle.

$$\begin{aligned} r_x/z \leq 0,18 & \quad r_x/z > 0,18 & \quad (\text{Gl. 2.13}) \\ \vartheta_{\max} = 16,9 \cdot \frac{\dot{Q}_c^{2/3}}{z^{5/3}} + \vartheta_0 & \quad \vartheta_{\max} = 5,38 \cdot \frac{(\dot{Q}_c^{2/3} / z^{5/3})}{(r_x / z)^{2/3}} + \vartheta_0 & \quad [^\circ\text{C}] \end{aligned}$$

- mit:  $\vartheta_{\max}$  maximale Deckentemperatur  
 $\vartheta_0$  Umgebungstemperatur [°C]  
 $\dot{Q}_c$  konvektiver Anteil Wärmefreisetzungsrate [kW]  
 $z$  Abstand zwischen Brandherd und Decke [m]  
 $r_x$  horizontale Entfernung vom Brandherd [m]

Für praktische Belange können die Bedingungen in der Brandentwicklungsphase mittels der physikalischen Ansätzen von Zwei-Zonenmodellen (vgl. Kapitel 2.3) beschrieben werden. Eine vereinfachte Beschreibung

der Temperaturen in der Heißgasschicht erlaubt ein Ansatz von *McCaffrey et al.* [143], der auf Basis experimenteller Untersuchungen und einer vereinfachten Energiebilanz beruht.

$$\Delta \vartheta_0 = 6,85 \cdot \left( \frac{\dot{Q}^2}{A_V \cdot \sqrt{h_V} \cdot h_k \cdot A_t} \right)^{1/3} \quad [^\circ\text{C}] \quad (\text{Gl. 2.14})$$

- mit:  $\Delta \vartheta_0$  Temperaturänderung im Heißgas bezogen auf Umgebungstemperatur  
 $\dot{Q}$  gesamte Wärmefreisetzungsrate [kW]  
 $A_V$  Fläche der Öffnungen [m<sup>2</sup>]  
 $A_t$  Fläche der umschließenden Bauteile [m<sup>2</sup>]  
 $h_V$  Höhe der Öffnung [m]  
 $h_k$  Wärmeleitparameter der Umfassungsbauteile [112] [kW/m<sup>2</sup>K]

Innerhalb des Designprozesses von Bauwerken liegen oftmals nur begrenzte Angaben zu den genauen Brennstoffen und deren Anordnung vor, wodurch eine genaue Bestimmung der Wärmefreisetzung kaum möglich ist. Ein allgemeiner und international akzeptierter Ansatz [47], [56], [106] zur Bestimmung der zeitabhängigen Wärmefreisetzung in der Phase der Brandentwicklung wurde bereits ab ca. 1970 entwickelt und nutzt ein parabolisches Modell ( $\alpha t^2$ ) zur Beschreibung des Bemessungsbrandes, vgl. Gleichung (Gl. 2.15) [182].

Zur Erfassung nutzungs- und brennstoffspezifischer Einflüsse auf die Brandentwicklung nutzt das Modell jeweils spezifische Wachstumskonstanten, vgl. Tabelle 2.5. Als Grundannahmen liegen ausreichend Sauerstoff für die Verbrennung sowie die gleichmäßige kreisförmige Brandausbreitung auf der Brandlast mit konstanter flächenbezogener Wärmefreisetzungsrate vor. Als Abbruchkriterien sind der Verbrauch der Brandlast, der Übergang zur Vollbrandphase oder einsetzende Löschmaßnahmen anzusehen.

$$\dot{Q} = \left( \frac{t}{t_\alpha} \right)^2 = \alpha \cdot t^2 \quad [\text{MW}] \quad (\text{Gl. 2.15})$$

- mit:  $t$  Zeit [s]  
 $t_\alpha$  Zeit [s/MW<sup>0,5</sup>] bis Wärmefreisetzung 1,055 MW; ingenieurtechnisch in [s]  
 $\alpha$  Wachstumsfaktor [MW/s<sup>2</sup>]

**Tabelle 2.5: Parameter der Brandentwicklungsphase für verschiedene Nutzungen [47], [182]**

Brandausbreitung	$t_\alpha$ [s]	Wachstumsfaktor $\alpha$ [MW/s <sup>2</sup> ]	Nutzung / typische Szenarien
langsam	600	$2,93 \cdot 10^{-6}$	Transport (öffentlicher Bereich) z. B. dicht gepackte Holzprodukte
mittel	300	$1,17 \cdot 10^{-5}$	Wohn-, Bürogebäude z. B. Holzmöbel, lose Baumwolle
schnell	150	$4,69 \cdot 10^{-5}$	Verkaufsstätten, Theater, Kino z. B. gestapelte Paletten, Kartonage
sehr schnell	75	$1,87 \cdot 10^{-4}$	z. B. Polstermöbel, dünne Holz- und Kunststoffelemente

Wird infolge des sich ausbreitenden Brandes mehr Luftsauerstoff als verfügbar benötigt, geht der Brand in eine ventilationsgesteuerte Phase über, deren untere Grenze schwelende Brände darstellen. Sowohl Flammenbrände als auch Schwelbrände tragen zur Erwärmung von Bauteilen bei.

Basierend auf dem vorangestellten Kenntnisstand zur Beschreibung der Brandentwicklungsphase lässt sich ableiten, dass zur Beurteilung der thermischen Einwirkung auf Bauteile, deren Lage im Brandraum und zum Brandort eine entscheidende Rolle spielt. Hierbei kann folgende Unterscheidung getroffen werden.

- Die Bauteile befinden sich innerhalb der Kaltgasschicht.
- Die Bauteile liegen teilweise oder vollständig in der Heißgasschicht.
- Die Bauteile befinden sich im Bereich der Flamme (900 °C) und des Plumes.

## 2.6 Vollbrandphase, Vollbrandmodelle

### 2.6.1 Allgemeines

Mit Erreichen von ca. 600 °C in der Heißgasschicht und einer sich damit einstellenden Wärmestromdichte von ~ 20 kW/m<sup>2</sup>, die auf die Brandlast einwirkt, wird bei üblichen Mischbrandlasten im Allgemeinen das Erreichen von Flash-over Bedingungen und der Übergang in die Vollbrandphase eingeleitet.

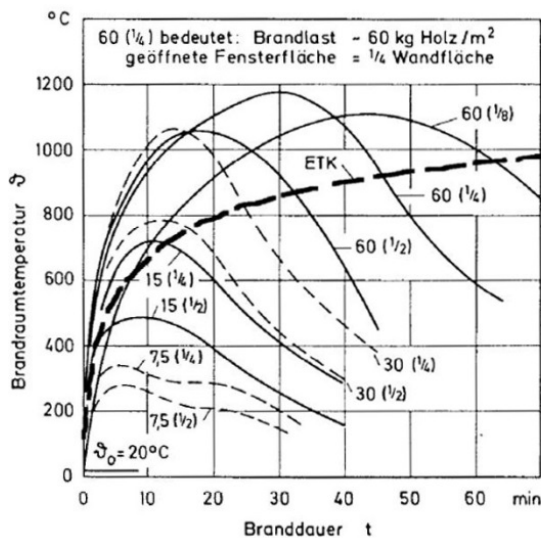
In Abhängigkeit vom Grad des Kenntnisstands zu Geometriebedingungen, Belüftung, Brandlasten sowie Nutzung werden für diese Brandphase nominelle Temperatur-Zeit-Kurven und parameterabhängige Ansätze zur Beschreibung der Brandraumbedingungen unterschieden. Innerhalb dieser Ansätze wird infolge des gleichzeitigen Brennens der vorhandenen Brandlast und turbulenten Strömungsbedingungen von einer annähernd homogenen Temperaturverteilung im Brandraum ausgegangen. Dieser Ansatz stellt die Grundlage zur Beurteilung von tragenden und / oder raumabschließenden Bauteilen dar.

### 2.6.2 Nominelle Temperatur-Zeit-Kurven

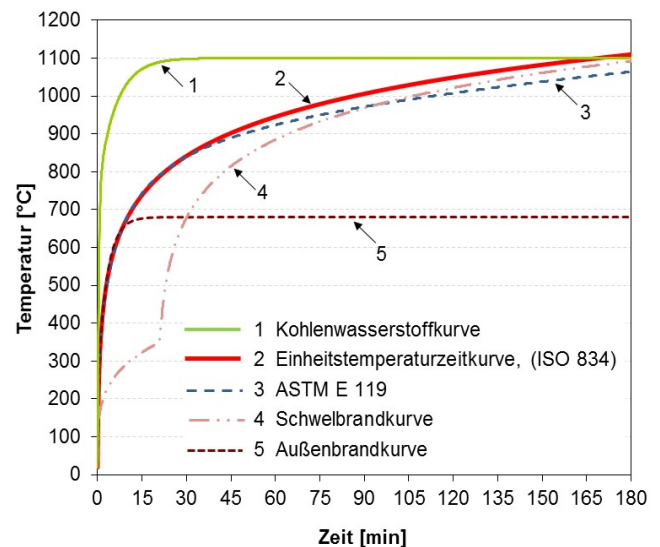
Wie in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben, bedingen zahlreiche Randbedingungen das Brandgeschehen und damit die Temperaturentwicklung in Brandräumen. Zur Schaffung einheitlicher Beurteilungsgrundsätze der brandschutztechnischen Qualität von tragenden und raumabschließenden Bauteilen in der Vollbrandphase entstand bereits vor mehr als 100 Jahren das Konzept der Normbrandbeanspruchung. *Babrauskas* [12] als auch *Franke* [72] stellen die Hintergründe dieser Entwicklung innerhalb ihrer Arbeiten dar. Besonderen Beitrag leisteten in diesem Zusammenhang die nordamerikanischen Untersuchungen von *Ingberg* [105], als auch die deutschen Untersuchungen und sehr frühzeitige Aufnahme in die *DIN 4102* [43]. Das Konzept der Normbrandbeanspruchung geht von einer fortlaufenden Brandentwicklung aus und soll Brände innerhalb von Hochbauwerken mit ausreichender Sicherheit abdecken, jedoch nicht zu unrealistischen Bauteilaufbauten führen, Abbildung 2.14. Beanspruchungen der Bauteile in der Abkühlungsphase des Brandes bzw. während des Löschvorganges werden durch das bauordnungsrechtliche Verfahren, mit der Definition von entsprechenden Feuerwiderstandsklassen, abgedeckt. Das Konzept der Normbrandbeanspruchung geht dabei vom gleichzeitigen Brennen der gesamten Brandlast und einer homogenen Temperaturverteilung im Brandraum aus.

Die Beschreibung üblicher Brände des Hochbaus, wie z.B. in Wohn- und Büroräumen, erfolgt dabei über die Einheits-Temperaturzeitkurve, die in Deutschland in *DIN 4102-2* [44], europäisch in *EN 1991-1-2* [47] und EN

13501-2 [54] sowie international über die ISO 834 [107] definiert wird. Bezüglich des zeitabhängigen Temperaturverlaufes wird exemplarisch auf Abbildung 2.15 verwiesen.



**Abbildung 2.14: Temperaturverläufe bei Raumbränden in Abhängigkeit von Ventilation und Brandlast [126]**



**Abbildung 2.15: Normativ geregelte Temperatur-Zeitkurven des Hochbaus**

Der Vergleich der für Wohnraumbrände national sowie international genutzten ISO 834 mit der US-amerikanischen *ASTM E119* [8] Brandkurve (Abbildung 2.15) zeigt bis 1,5 Stunden nur geringe Unterschiede. Trotz der nominell geringeren Temperaturen der ASTM E119 führt diese infolge der zur ISO 834 abweichend eingesetzten Temperatur-Messtechnik zu äquivalenten Beanspruchungen auf der Prüfkörperoberfläche (vgl. Kapitel 3.2) und somit auch im Prüfkörper. Erweiternd hierzu wird auf die Untersuchungen von *Harmathy* [88] und *Janssens* [108] hingewiesen.

### 2.6.3 Parametrische Temperatur Zeit-Kurven

Besteht unter anderem Kenntnis zu geometrischen, konstruktiven und nutzungsspezifischen Randbedingungen, können objektspezifisch Aussagen zum Brandverhalten in der Vollbrandphase getroffen werden.

Bisherige Ansätze empirischer Vollbrandmodelle gehen für ventilationsgesteuerte Brände, basierend auf Ansätzen von *Kawagoe* [59], von einer Proportionalität zwischen Masseverlust des Brennstoffes beziehungsweise der daraus resultierenden Wärmefreisetzung und dem Ventilationsfaktor aus [48], [193]. Über dies hinaus stellten *Thomas und Bennetts* [195] signifikante Einflüsse bezüglich der Form des Brandraumes und Lage der Öffnungen fest.

Einen Ansatz zur Beschreibung resultierender Brandraumtemperaturen geben *Thomas et al.* [192], wobei die maximalen Heißgastemperaturen zahlreicher klein- und mittelmaßstäblicher Versuche in Abhängigkeit vom reziproken Öffnungsfaktor dargestellt werden. So ergeben sich für Wohn- und Büronutzungen maximale Temperaturen von ca. 800 °C. *Law* (zusammengefasst durch *Walton und Thomas*) [56] entwickelte hieraus ein allgemeines Modell zur Beschreibung der Maximaltemperaturen in Brandräumen und deren Auftretenszeitpunkte. *DIN EN 1991-1-2* [47] nutzt einen daraus abgeleiteten Ansatz als Eingangsgröße in der Beurteilung für außenliegende Bauteile. Einen alternativen empirischen Ansatz zur Bestimmung der Maximaltemperatur im Brandraum gibt *Babrauskas* [56]. Dieser nutzt dimensionslose Faktoren zur Erfassung

der zugrunde liegenden Randbedingungen für Wärmefreisetzung, Verbrennungseffektivität, Raumgeometrie, Wärmeverluste durch Umfassungsbauteile und die Ventilationsbedingungen.

$$\vartheta_{\max} = 6000 \cdot (1 - e^{-0,1\Omega}) / \sqrt{\Omega} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (\text{Gl. 2.16})$$

mit:  $\Omega = (A_t - A_v) / (A_v \cdot \sqrt{h_v})$

$A_v$  Fläche der Ventilationsöffnungen [m<sup>2</sup>]

$h_v$  gemittelte Höhe der Ventilationsöffnung [m]

$A_t$  Gesamtfläche der Umfassungsbauteile inklusive Öffnungen [m<sup>2</sup>]

Für brandlastgesteuerte Brände wurde hingegen eine Unabhängigkeit zum Ventilationsfaktor sowie eine größere Varianz der Temperaturen in der Heißgasschicht festgestellt.

Erweiternd zu den Bestimmungsverfahren der Maximaltemperatur finden sich in der Literatur zahlreiche Modelle zur zeitabhängigen Beschreibung der Brandraumtemperaturen in der Vollbrandphase, abgeleitet aus Versuchsergebnissen oder Betrachtungen zur Wärmeenergiebilanzierung.

So gibt das bereits 1970 publizierte, grafische Verfahren von *Magnusson & Thelandersson* (aus [56]) für spezifische Gruppen von Öffnungsfaktoren und einer Bandbreite von Brandlastdichten resultierende Temperatur-Zeit-Verläufe an. Die unterschiedlichen thermischen Einflüsse von Umfassungsbauteilen werden durch zusätzliche Korrekturfaktoren berücksichtigt.

Das international wohl verbreitetste Modell stellt aktuell der Eurocode 1 Teil 1-2 (*DIN EN 1991-1-2*) [47] zur Verfügung und nutzt dabei die Brandlastdichte, die Ventilationsbedingungen und die Materialbeschaffenheit der Umfassungsbauteile als Eingangsgrößen. Als Anwendungsgrenzen des Verfahrens werden Brandabschnitte mit einer Grundfläche von maximal 500 m<sup>2</sup> bei Raumhöhen von kleiner 4 m ohne Öffnungen im Deckenbereich angegeben. Es wird davon ausgegangen, dass die zelluloseartige Brandlast vollständig im Raum und ohne Löschmaßnahmen verbrennt.

Die Heißgastemperatur in der Aufheizphase wird hierfür wie folgt beschrieben:

$$\vartheta_F = 20 + 1325 \cdot (1 - 0,324 \cdot e^{-0,2t^*} - 0,204 \cdot e^{-1,7t^*} - 0,472 \cdot e^{-19t^*}) \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (\text{Gl. 2.17})$$

Hierbei stellt  $t^*$  eine gewichtete Zeit in Abhängigkeit der Beschaffenheit des Raumes und des Öffnungsfaktors dar. Untersuchungen von *Freasey* [73] und *Zehfuß* [214] weisen jedoch darauf hin, dass so ermittelte Temperaturen oftmals zu niedrig sind, der Temperaturverlauf in der Brandentwicklungsphase nur unzureichend abgebildet und der zeitliche Verlauf der Wärmefreisetzung nicht auf die Brandraumtemperatur abgestimmt ist. Zudem kann diese Methode in der Abkühlphase z. B. für große Öffnungen und geringen Wärmeverlusten über die Umfassungsbauteile als auch bei kleinen Öffnungen und verhältnismäßig hohen Wärmeverlusten über die Umfassungsbauteile zu unrealistischen Temperaturverläufen führen. Auch muss die dabei angenommene Linearität des Kurvenverlaufs als realitätsfern angesehen werden.

Aufbauend auf den Schwächen des Verfahrens im Eurocode 1 Teil 1-2 entwickelte *Barnett* [17] für ventilationsgesteuerte Brände, abgeleitet aus 142 Realbrandversuchen, das „BFD – curve“ Verfahren. Als Eingangsgröße wird neben der maximalen Brandraumtemperatur und dem Zeitpunkt des Auftretens ein Formfaktor, der die thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile und das Pyrolyseverhalten

beschreibt, benötigt. Anwendungsgrenzen ergeben sich aus den analysierten Realbrandversuchen. So ist das Verfahren für Räume größer 150 m<sup>2</sup> und Temperaturen über 1200 °C nicht abgesichert [214].

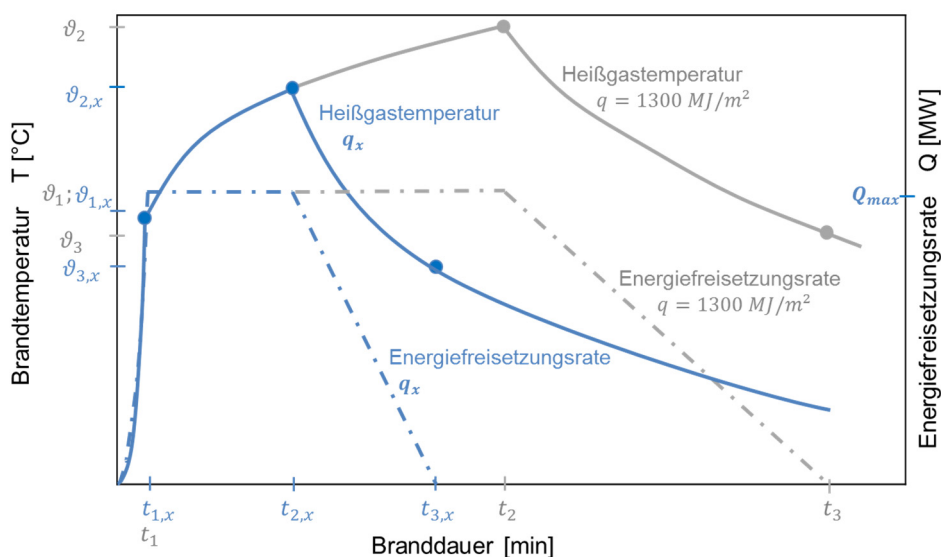
Die Brandraumtemperatur in der Aufheiz- und Abkühlphase wird beschrieben durch:

$$\vartheta_F = \vartheta_0 + \vartheta_{\max} \cdot e^{-(\ln t - \ln t_{\max})^2 / s_c} \quad [^{\circ}\text{C}] \quad (\text{Gl. 2.18})$$

- mit:
- $\vartheta_{\max}$  maximale Temperatur in der Heißgasschicht [°C]
  - $\vartheta_0$  Umgebungstemperatur [°C]
  - $t_{\max}$  Zeit zu der die maximale Temperatur auftritt [min]
  - $t$  Zeit [min]
  - $s_c$  Formfaktor [-]

Zur Erweiterung vorgenannter Einschränkungen und Reduktion von Defiziten wurde durch *Zehfuß* [214] ein Verfahren zur Beschreibung der Temperaturen in der Heißgasschicht entwickelt, das sowohl für ventilations- als auch brandlastgesteuerte Brände gültig ist und zwischen diesen unterscheidet. Zudem findet die zeitliche Kongruenz zwischen Wärmefreisetzung und Temperaturverlauf Berücksichtigung. Ebenfalls wird die Brandausbreitungsphase explizit erfasst. Für dieses, im nationalen Anhang des Eurocode 1 Teil 1-2 (*DIN EN 1991-1-2/NA*) [48] angegebene, vereinfachte Naturbrandmodell werden die Anwendungsgrenzen mit 100 MJ/m<sup>2</sup> - 1300 MJ/m<sup>2</sup> Brandlastdichte, Raumhöhe ≤ 5 m, Raumgrundfläche ≤ 400 m<sup>2</sup> und vertikalen Öffnungsflächen von 12,5 % – 50 % der Raumgrundfläche gegeben.

Das Modell nutzt zur Beschreibung des Brandverlaufs drei charakteristische Punkte  $t_1$ ,  $t_2$ , und  $t_3$  und dazugehörige Temperaturen der maßgebenden Wärmefreisetzung für gegebene Raumgeometrie, Öffnungsfaktor, Beschaffenheit der Umfassungsbauteile und Referenzbrandlastdichte von 1300 MJ/m<sup>2</sup>. Davon ausgehend wird die Temperaturzeitkurve für die real vorliegende Brandlastdichte,  $q_x < 1300 \text{ MJ/m}^2$ , abgeleitet (vgl. Abbildung 2.16). In der Aufheizphase liegt zur Beschreibung der Temperaturzeitkurve eine Quadratfunktion, in der Vollbrandphase eine Wurzelfunktion und in der Abkühlphase ebenfalls eine spezifische Wurzelfunktion zugrunde. Zur Validierung des Verfahrens wurden Versuchsdaten und Brand-simulationsrechnungen genutzt.



**Abbildung 2.16: Schematische Darstellung des Zusammenhangs aus Wärmefreisetzung und Heißgastemperatur nach DIN EN 1991-1-2/NA Anhang AA**

Eine umfangreiche Zusammenfassung empirischer und numerischer Ansätze unter gleichzeitiger Benennung der jeweils zugrunde liegenden Randbedingungen und deren Sensitivität auf die Berechnungsergebnisse gibt Mayer [141]. Eine weiterführende Gegenüberstellung von Realbrandversuchen und zugehörigen, berechneten Brandraum- und Heißgastemperaturen geben Rein [164] als auch Ruck [169]. Exemplarisch wird für einen solchen Vergleich auf Abbildung 2.17 verwiesen. Gleichzeitig zeigt Rein [164] in einem Round-Robin Test, dass zwischen den Ergebnissen verschiedener Anwender, zur Beurteilung des Brandverlauf unter gleichen gegebenen Randbedingungen, große Streuungen auftreten können.

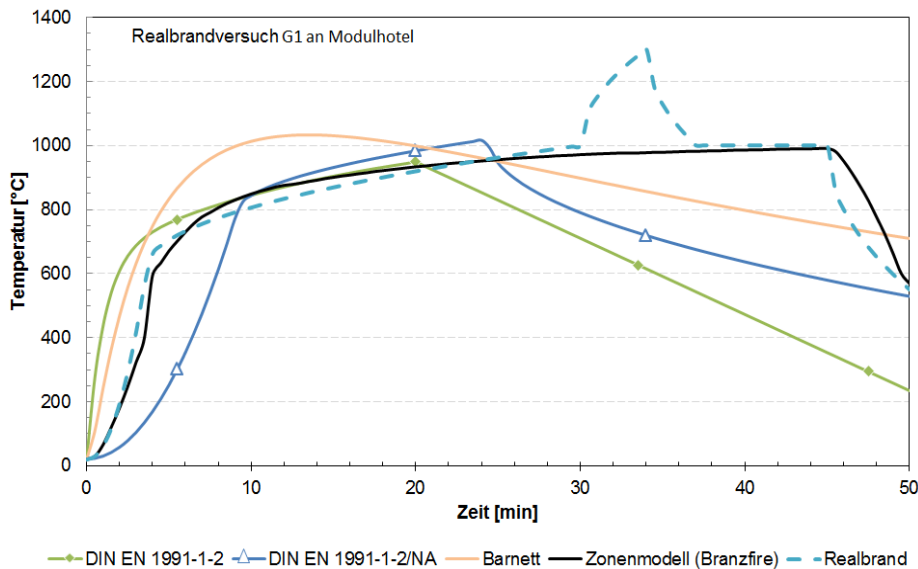


Abbildung 2.17: Heißgastemperaturen aus Realbrandversuch [140] und empirischen Modellen [141]

Temperatur-Zeit-Kurven auf Basis vereinfachter Vollbrandmodelle und Brandraumsimulationen können die Einwirkungen für die brandschutz-technische Beurteilung von Tragwerken und Bauteilen abbilden. Eine umfassende Anwendung vorangestellter Verfahren und Erkenntnisse sowie die Übertragung auf aktuelle Geometrie- und Nutzungsbedingungen als auch die Extrapolation über die getroffenen Modellvereinfachungen und untersuchten Randbedingungen hinaus konnte bisher nicht vollumfänglich bestätigt werden [196]. Dadurch sind die Anwendungsgrenzen und Randbedingungen für jede Beurteilung spezifisch zu prüfen.

## 2.7 Abkühlphase

Steht nach einer bestimmten Zeit nur unzureichend Brandlast oder Luftsauerstoff zur Verfügung oder erfolgen Löschmaßnahmen, geht das Brandgeschehen in die Abkühlphase über. Für Brände ohne Intervention der Feuerwehr wird der Beginn der Abkühlphase im Allgemeinen zu einem Zeitpunkt angenommen, an dem 70 % der Brandlast verbraucht ist [47], [48]. Andere Modelle beziehen den vorgenannten Wert nur auf brandlastgesteuerte Brände und geben den Zeitpunkt des Einsetzens der Abkühlphase bei ventilationsgesteuerten Bränden bereits bei einem Verbrauch von 40 % der Brandlast an, wie durch Klein [115] zusammengefasst. Drysdale [59] definiert den Beginn der Abkühlphase als den Zeitpunkt, an dem die Raumtemperatur auf 80 % der Maximaltemperatur gesunken ist.



Die Wärmefreisetzung in der Abkühlphase hält so lang an, bis alle Brandlast verbraucht ist (vollständiger Burnout) bzw. bis die Energieverluste so groß sind, dass die exotherme Verbrennung nicht mehr aufrecht erhalten werden kann.

Eine allgemeingültige Vorhersage zum Verlauf des Abkühlvorganges ist jedoch kaum möglich. Wesentlichen Einfluss hierauf haben vor allem die Art und Anordnung der Brandlast und damit die erfolgte Wärmefreisetzung und deren Dauer, das Maß der Ventilationsbedingungen, die Art der Umfassungsbauteile sowie das Ausmaß des Löschvorganges. So tragen beispielsweise große Ventilationsöffnungen zum raschen Wärmeverlust durch Konvektion und Strahlung bei. Der Einfluss der Umfassungsbauteile lässt sich hingegen ohne genaue Betrachtung nur schwer spezifizieren. Einerseits tragen Umfassungsbauteile mit geringem Wärmeeindringverhalten zur schnellen Auskühlung bei, da wenig Wärmeenergie in diesen gespeichert ist. Andererseits wird durch solche Bauteile, welche in der Regel eine geringe Wärmeleitfähigkeit besitzen, die in der Abkühlphase freigesetzte Wärmeenergie kaum durch die Umfassungsbauteile aufgenommen und steht damit zur Erhöhung des Temperaturniveaus zur Verfügung [28].

Zur Bestimmung der Temperaturen in der natürlichen Abkühlphase eines Brandes, ohne Löschmaßnahmen, werden stark variierende Ansätze und Funktionsverläufe vorgeschlagen. So unterscheidet *DIN EN 1991-1-2* [47] je nach Dauer der Vollbrandphase drei lineare Funktionen zur Beschreibung der Abkühlphase, wobei *Freasey* [73] auf Basis von Versuchsergebnissen und Simulationen eine Optimierung vorschlägt. Vergleichbar hierzu gibt *Wilk* [213] auf Basis von 54 Versuchen mit mineralischen Umfassungsbauteilen und Wohnraumnutzung eine lineare Abkühlrate von 1440 K/h an. *DIN EN 1991-1-2 /NA* [48] geht dagegen von einer Wurzelfunktion aus. *Barnett* [17] wiederum nutzt in seinem Ansatz eine Exponentialfunktion. Auf Basis der vorangestellten Aussagen und durchgeführter Vergleichsuntersuchungen von *Mayer* [141] als auch *Ruck* [169] wird ersichtlich, dass in Bezug auf die natürliche Abkühlphase zwischen den existierenden Ansätzen, ungeachtet ob analytischer oder simulationstechnischer Natur, aktuell große Abweichungen vorliegen können, vgl. Abbildung 2.17.

Treten wirksame Brandbekämpfungsmaßnahmen innerhalb der Räume, mit Löschangriff und anschließender Zwangsbelüftung ein, kann von einer deutlich schnelleren Abkühlung der Brandräume als bei Naturbrandmodellen ausgegangen werden. Normativ findet der Aspekt von Brandbekämpfungsmaßnahmen nur in Bezug auf die umsetzbare Brandlast und damit auf die Branddauer Beachtung, vgl. zum Beispiel *DIN EN 1991-1-2* [47], [48] und *DIN 18230-1* [41]. Die direkten Auswirkungen des Löschangriffs auf die Brandraumtemperaturen in der Abkühlphase finden jedoch keine Berücksichtigung.

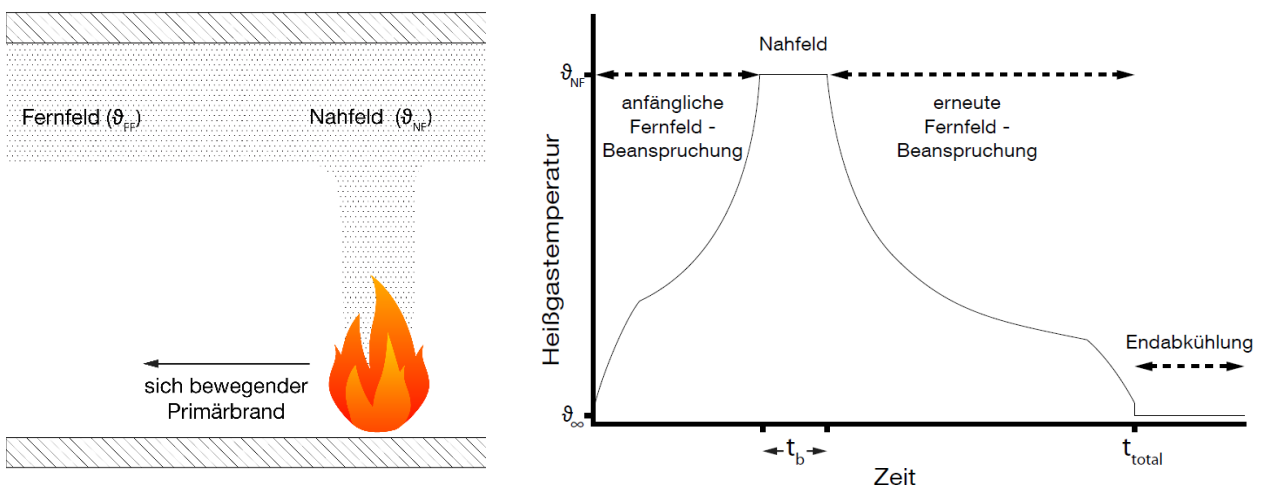
Die Effektivität der Brandbekämpfung ist dabei von Faktoren wie der Leistungsfähigkeit der Löschmaßnahme und Größe der Feuerwehr, dem Ausmaß und der Art des Brandereignisses, den eingesetzten Löschmitteln und ebenfalls auch von örtlichen Randbedingungen abhängig. Auf Basis von Expertenaussagen der Feuerwehr werden durch *Hosser et al.* [100] in Abhängigkeit der Wärmefreisetzung, die aus der vorgefundenen Brandfläche abgeleitet wurde, drei lineare Ansätze für die Dauer der Abkühlphase gegeben. Als Grenzwerte werden  $\Delta t_{Abk} = 30 \text{ min}$  bei  $\dot{Q} \leq 20 \text{ MW}$  und  $\Delta t_{Abk} = 60 \text{ min}$  bei  $\dot{Q} > 50 \text{ MW}$  vorgeschlagen. Ergänzend hierzu zeigen Brandversuche von *Frangi* [70] und *Hosser & Kampmeier* [99] mit unbekleideten flächigen Holzmassivbauteilen und Löschmaßnahmen durch die Feuerwehr, dass in den betroffenen Räumen bereits ab der 12. Minute des Löschangriffs Brandraumtemperaturen unterhalb von 200 °C vorlagen. Vergleichbare Löschzeiten wurden auch innerhalb von Realbrandversuchen an dreistöckigen Schulgebäuden in Holzbauweise durch *Kagiya* [111] ermittelt. Über dies hinaus zeigen Realbrandversuche von *Alarifi* [3] und Erfahrungsberichte der Münchner Berufsfeuerwehr [205] für einzelne Räume sogar deutlich kürzere Löschzeiten von unter 5 Minuten.

Reale Brandereignisse und Brandversuche unter Naturbrandbeanspruchung mit Versagenszeitpunkten von Bauteilen im Abkühlvorgang zeigen die Notwendigkeit der realitätsnahen Beschreibung dieser Brandphase und sprechen für deren Berücksichtigung innerhalb der Bauteilbemessung [21].

## 2.8 „Travelling fire“ Konzept

Das bisher beschriebene Konzept der Standard- und Naturbrandmodelle (vgl. Kapitel 2.6) geht unabhängig von der Raumgröße von der Annahme eines annähernd homogenen Temperaturfeldes im Brandraum, mit vernachlässigbar kleinen vertikalen und horizontalen Temperaturgradienten, aus. Ungeachtet des zugrunde liegenden Anwendungsbereiches, für den die eigentliche Kalibrierung dieser Modelle erfolgte, werden entsprechende Konzepte aktuell auch in großen ausgedehnten Brandabschnitten angewendet.

Zahlreiche dokumentierte Brandereignisse, wie zum Beispiel durch *Fletcher* [67] oder *McAllister* [142] zeigen dagegen, dass in ausgedehnten Brandabschnitten mit Büronutzung ein gleichzeitiges Brennen der gesamten Brandlast kaum auftritt. An Stelle dessen erfolgt der Brandfortschritt entsprechend der spezifisch vorliegenden Brandausbreitungsgeschwindigkeit über die Raumgrundfläche, wodurch immer nur Teilbereiche der Gesamtbrandlast mitbrennen. Diese Erscheinungsform von in der Regel brandlastgesteuerten Bränden bewegen sich bei fehlendem Löscheinsatz somit langsam über den Brandabschnitt, bis die gesamte Brandlast verbraucht ist, was als „travelling fire“ bezeichnet wird [186]. Aktuelle Ansätze zur Beschreibung und Beurteilung teilen das von der Brandquelle ausgehende Temperaturfeld in ein Nah- und Fernfeld ein, wobei das Nahfeld den Bereich über dem sich fortbewegenden Brand beschreibt. Bauteile im Bereich des Fernfeld werden dagegen von den sich ausbreitenden Heißgasen des „Ceiling Jets“ thermisch beansprucht (vgl. Kapitel 2.5). Bei der Umsetzung der flächig zur Verfügung stehenden Brandlast bewegt sich das Feuer fort, wodurch jedes Bauteil während der Branddauer in Abhängigkeit seiner geometrischen Anordnung durch Heißgastemperaturen aus dem Fernfeld und Flammentemperaturen aus dem Nahfeld beansprucht wird, vgl. Abbildung 2.18.

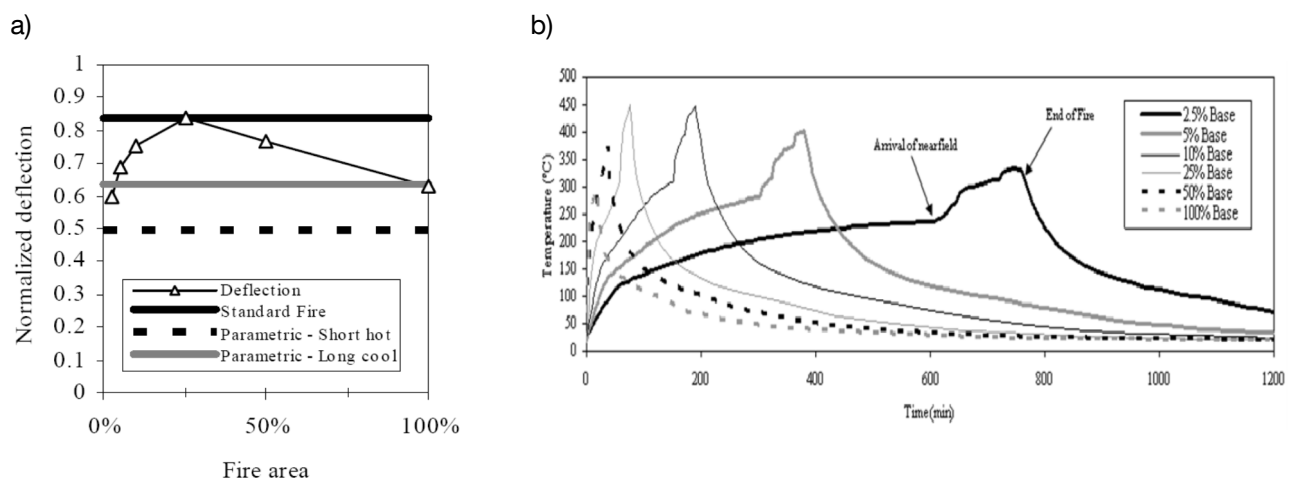


**Abbildung 2.18: Schematische Darstellung des Konzeptes eines „travelling fires“, modifiziert nach [187]**

Da die Brandausbreitung mit Brandausbreitungsgeschwindigkeit und Brandausbreitungspfad im Allgemeinen nicht genau vorhersehbar ist, beschreibt das Konzept des „travelling fires“ somit nicht ein einzelnes Brandszenario, sondern eine Vielzahl von möglichen Brandereignissen. Dies beginnt bei Bränden

mit kleiner Ausdehnung, die sich infolge kleiner Brandausbreitungsgeschwindigkeit für lange Zeitdauern über die Grundfläche bewegen und nur geringe Fernfeld-Temperaturen erzeugen und endet bei großen Brandflächen mit verhältnismäßig geringer Gesamtbranddauer und heißen Fernfeld-Temperaturen. Sich daraus ergebende Temperatur-Zeit-Kurven müssen damit brennende Bereiche zwischen 1% - 100% der Raumgrundfläche abdecken vgl. Anhang - Abbildung A. 1. Das gleichzeitige Brennen aller mobilen Brandlast (100 %), stellt dabei letztendlich die bisher bekannte Vollbrandphase dar, die lediglich nur Nahfeldtemperaturen und eine geringe Gesamtbranddauer umfasst.

Die Auswirkung solcher Szenarien auf das Bauteilverhalten wurde innerhalb von verschiedenen Fallstudien, wie durch *Stern-Gottfried* [187], an nichtbrennbaren Massivbau-, Stahlbau und Verbundbaukonstruktionen untersucht. Dabei wurde ersichtlich, dass die größten Bauteiltemperaturen und Bauteilverformungen sowie Spannungszustände beim gleichzeitigen Brennen von 10 % - 25 % der Gesamtbrandfläche auftraten. Die geringsten Beanspruchungen im Bauteilverhalten traten dagegen bei weit über die Grundfläche ausgedehnten Bränden und bei langen Branddauern mit kleinen Brandflächen auf [165]. Hieraus wird deutlich, dass das Konzept des „travelling fire“ für moderne ausgedehnte Gebäude mit nicht brennbarer Tragkonstruktion eine beträchtliche Auswirkung haben kann und die bisherige Betrachtung über die Standardbrandkurve (ETK) oder Naturbrandmodelle nach *DIN EN 1991-1-2* bei großen Brandabschnitten nicht immer zu konservativen Ergebnissen führt, vgl. Abbildung 2.19.



**Abbildung 2.19: Auswirkung von Beanspruchungsszenarien auf eine Stahlbetonkonstruktion [134]**

(Randbedingungen: Brandabschnitt  $B \times L \times H = 28 \text{ m} \times 42 \text{ m} \times 3,6 \text{ m}$ ; Brandlastdichte =  $570 \text{ MJ/m}^2$ ; RHR =  $500 \text{ kW/m}^2$ )

**a) Bezogene Verformung eines Deckenfeldes**

(1 entspricht  $l/20$ ; Standard fire entspricht einer 1h 54min ETK Beanspruchung, parametric - short hot entspricht 100% Verglasungsbruch; parametric - long cool entspricht 25 % Verglasungsbruch)

**b) Mittlere Temperaturentwicklung der Bewehrung in einem Deckenfeld bei verschiedenen Beanspruchungsszenarien**

Für brennbare Holzkonstruktionen wurde dieses Konzept bisher noch nicht angewendet. Zudem ist fraglich, ob die bisherigen Ansätze zur Bestimmung der einwirkenden Temperaturfelder auf sichtbare Holzbaukonstruktionen voll übertragen werden können, da zum Beispiel die immobile Brandlast eines Holztragwerks sich bereits bei Fernfeldtemperaturen entzünden kann und damit zur Brandausbreitung und Temperaturentwicklung beiträgt. Weiterhin kann die immobile Brandlast eine deutlich andere Branddauer als die mobile Brandlast aufweisen und beispielsweise noch brennen, wenn die mobile Brandlast bereits verbraucht ist und das „traveling fire“ damit eigentlich seinen Ort bereits verändert hat.

## 2.9 Auswirkungen von hölzernen Bekleidungen und Tragkonstruktionen auf den Brandverlauf

Neben der Berücksichtigung der mobilen Brandlast muss für Holzkonstruktionen unter anderem auch die Fragestellung nach dem Einfluss der immobilen Brandlast, wie aus der Tragkonstruktion oder aus Bekleidungsmaterialien, diskutiert werden. Zahlreiche nationale und internationale deskriptive Brandschutzvorschriften machen daher Angaben über die Zulässigkeit brennbarer Baustoffe und versuchen darüber eine mögliche Gefährdung zu begrenzen.

Im Allgemeinen wird in der klassischen Literatur, wie *Buchanan* [28], *Karlsson* [112] oder *Spearpoint* [182] davon ausgegangen, dass brennbare Bekleidungen und sichtbare Tragkonstruktionen zur schnelleren Brandentwicklung durch Flammenausbreitung auf den Oberflächen beitragen. Besonders für die frühe Phase des Brandes kann dies ein zusätzliches Risiko im Hinblick auf die Personensicherheit darstellen. Neben einer höheren Wärmefreisetzung (vgl. Abbildung 2.20) und dem schnelleren Erreichen von Flash-over Bedingungen wird zudem die Vergrößerung des Rauchgasvolumens als Begründung dafür angefügt.

Als besonders kritisch in Bezug auf die Brandausbreitung werden Brände angesehen, die nahe einer brennbaren Raumbofläche oder -ecke beginnen, was sich auch im Prüfaufbau nach ISO 9705 (room corner test) oder EN 13823 (SBI-test) widerspiegelt.

*Wade* [201] erhält in einer solchen Experimentalserie mit Sperrholzplatten die kürzesten Zeiten (125 s) zum Flash-over für die Anordnung mit gleichzeitiger Wand- und Deckenbekleidung. Diese Zeit erhöht sich, wenn nur die Wand (163 s) bzw. nur die Decke (400 s) bekleidet wurden. Gleichzeitig weist sie jedoch auch auf mögliche Varianzen entsprechender Versuchsergebnisse in verschiedenen Laboren hin. Ergänzend zu den normativen Laborbetrachtungen fügt *White* [210] als auch *Poulsen* [160] an, dass die Anordnung der mobilen Brandlast, der Brandort, die Ventilationsbedingungen aber auch das Verhältnis aus Heizwert zu notwendiger Zersetzungsenergie der mobilen Brandlast entsprechende Ergebnisse in der Realität stark beeinflussen.

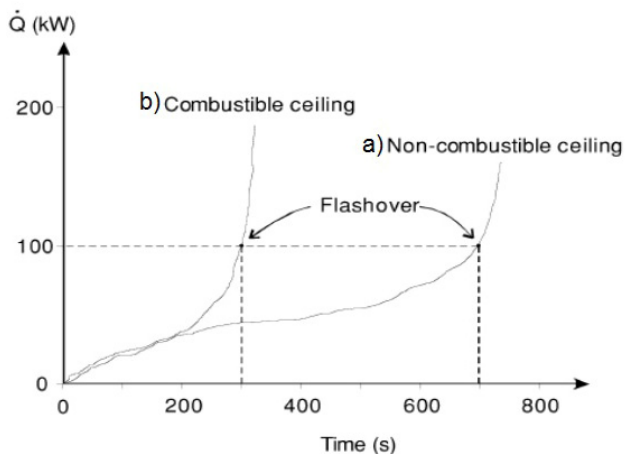


Abbildung 2.20: Wärmefreisetzung in einem Kleinbrandversuch der Universität Lund, [112]

- a) Wandbekleidung mit Spanplatten,
- b) Wand-und Deckenbekleidung mit Spanplatten

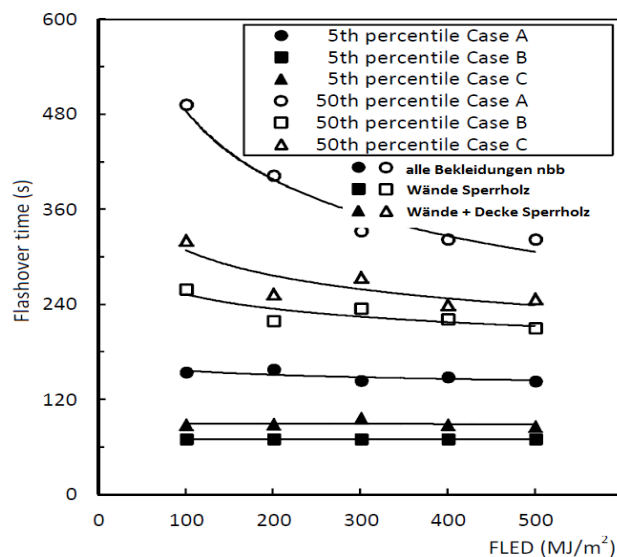


Abbildung 2.21: Probabilistische Flash-over Zeit in Abhängigkeit von der Brandlastdichte [188]

Den Einfluss und die Interaktion von mobiler Brandlast und brennbaren sowie nicht brennbaren Raumboflächen auf das Auftreten von Flash-over Bedingungen untersuchte *Studhalter* [188] mit Hilfe eines validierten Simulationsmodells zur probabilistischen Brandausbreitung. Er bestätigte zwar vorgenannte

Tendenzen, weist jedoch darauf hin, dass mit zunehmender Brandlastdichte bei realen Brandräumen der Einfluss hölzerner Bekleidungen auf die Brandausbreitung im Vergleich zu den Laboruntersuchungen stark abnimmt.

Mit Übergang in die Vollbrandphase werden im Allgemeinen zusätzliche Pyrolysegase aus hölzernen Bekleidungen und sichtbaren Tragkonstruktionen freigesetzt. In der Regel sind größere Flammensäulen außerhalb des Brandraumes und stärkere Beanspruchungen im Fassadenbereich die Folge [86], [140], [144], [182]. Sichtbare Massivholzkonstruktionen führen hier im Vergleich zu nichtbrennbar bekleideten Konstruktionen in der Regel zu den kritischsten Bedingungen, die nach *McGregor* [144] eine Verdopplung der Wärmefreisetzung hervorrufen können. Im Gegensatz dazu zeigt eine Studie der *FWPA* [79], dass für raumabschließende Holzrahmenbaukonstruktionen nach Versagen der Gipsplattenbekleidung eine Erhöhung der zur Verfügung stehenden Brandlast von nur ca. 4 % vorliegt. Auf die allgemein positive Wirkung von Brandschutzbekleidungen weisen *Frangi* [70] und *McGregor* [144] hin. Erst nach dem Versagen der Brandschutzbekleidung oder dem Ablösen ganzer Brettlagen wurde eine Erhöhung der Brandintensität verzeichnet, die jedoch teilweise mit erneuten Flash-over Szenarien verbunden war.

Eine allgemeine Erhöhung der Brandraumtemperaturen, wie sie infolge der zusätzlich zur Verfügung stehenden Pyrolysegase und geringen Wärmeabsorption durch Holzoberflächen erwartet wird, kann bisher abschließend nicht bestätigt werden. *Hakkarainen* [86] stellt sogar geringere Temperaturen im Vergleich zu nicht brennbar bekleideten Räumen fest. Als Begründung wird angegeben, dass das Erzeugen und Aufheizen der zum großen Teil außerhalb des Raumes abbrennenden Pyrolysegase diesen Abfall rechtfertigt. Andere Realbrandversuche weisen vergleichbare Temperaturen zwischen einem Brandraum mit und ohne brennbaren Oberflächen und Bauteilen auf.

Während nach Verbrauch der mobilen Brandlast in mineralischen Gebäuden der Brand erlischt, zeigt *McGregor* [144] für flächige Massivholzelemente, dass mit einer deutlichen Reduktion der Brandraumtemperaturen und nur partiell brennenden Oberflächen zu rechnen ist, aber ohne Löschangriff das Brandgeschehen nicht selbst endet. Bestätigung findet dies zum Teil durch die japanischen Realbrandversuche an mehrstöckigen Schulgebäuden, *Hasemi* [91]. Das Design für einen vollständigen Ausbrand einer Holzbaukonstruktion bedarf daher, wie in *Maag und Fontana* [140] beschrieben, einer ausreichenden Brandschutzbekleidung. Ergänzend dazu zeigt *Crielaard* [39] in Laborversuchen, dass bei geringen einwirkenden Wärmeströmen ( $< 5 \text{ kW/m}^2$ ) und gleichzeitig langsamer Strömungsgeschwindigkeit ( $< 0,5 \text{ m/s}$ ) für Massivholz ein Selbstlöscheffekt in der Abkühlphase eines Brandes einsetzt.

Alle Versuche zeigen, dass durch konstruktive oder anlagentechnische Maßnahmen, wie Brandschutzbekleidungen oder Sprinklerung, der Einfluss von brennbaren Holzbauteilen am Brandgeschehen deutlich reduziert und sogar ausgeschlossen werden kann. Für einzelne lineare Holzbauteile kann zudem ein deutlich geringerer Einfluss erwartet werden.

Abschließend bleibt festzuhalten, dass infolge der national und international begrenzten Daten zu vergleichenden Versuchen eine umfassende Verallgemeinerung der Ergebnisse kaum möglich ist. Erfolgt eine direkte oder zeitlich verzögerte Beteiligung der immobilien Brandlast am Brandgeschehen, ist die Anwendbarkeit der Modelle zur Beschreibung des Brandverlaufs (vgl. Kapitel 2.5 bis 2.7) stark eingeschränkt und zu hinterfragen.



### 3 Thermodynamische Grundlagen

#### 3.1 Wärmetransport

In der Beschreibung des wärmetechnischen Verhaltens eines Systems nehmen die Hauptsätze der Thermodynamik eine zentrale Bedeutung ein. Für die Wärmeübertragung zu und in brandbeanspruchten Bauteilen stellen der erste und der zweite Hauptsatz der Thermodynamik eine wesentliche Grundlage dar.

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik beschreibt die Energieerhaltung. Darüber wird ausgedrückt, dass bei physikalischen oder technischen Prozessen keine Energie verloren geht bzw. erzeugt werden kann, sondern diese lediglich in andere Erscheinungsformen umgewandelt wird. Dabei ist neben der kinetischen und potentiellen Energie auch die innere Energie zu berücksichtigen [139].

Für ruhende geschlossene Systeme, dessen Systemgrenzen durchlässig für Energie und undurchlässig für Materie sind, ergibt sich:

$$\partial Q + \partial W = \Delta U \quad (\text{Gl. 3.1})$$

mit:  $\partial Q$  zugeführte Wärme [J]  
 $\partial W$  zugeführte Arbeit [J]  
 $\Delta U$  Änderung der inneren Energie [J]

Aus dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik resultiert infolge der Übertragung von Entropie, dass Wärme immer in Richtung fallender thermodynamischer Temperatur über die Systemgrenzen fließt.

Die im Rahmen dieser Arbeit diskutierten Fragestellungen basieren zu einem großen Teil auf Wärmetransport- und Übertragungsvorgängen, die infolge von Brandbeanspruchungen auftreten. Die Übertragung von Wärme erfolgt dabei über die Vorgänge der Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung. Für brandbeanspruchte Bauteile treten diese im Regelfall gleichzeitig und in Kombination auf. In Bezug auf eine praktische Anwendung lassen sich diese Vorgänge jedoch mathematisch getrennt voneinander beschreiben und überlagert betrachten.

##### 3.1.1 Wärmeleitung

Der Wärmeenergietransport in festen Stoffen oder ruhenden Fluiden wird als Wärmeleitung oder Konduktion bezeichnet und leitet sich damit vom lateinischen Begriff *conducere* – zusammenführen – ab [159].

Hierbei wird die Wärmeenergie durch Schwingungen benachbarter Moleküle sowie durch die kinetische Energie von Leitungselektronen übertragen, sofern ein Temperaturgradient im Wärmeleiter vorliegt.

Treten bei diesem Wärmetransport nur Temperaturänderungen über den Ort des Systems, dass heißt zeitunabhängig auf, wird dies als stationäre Wärmeleitung bezeichnet. Der Wärmestrom ist für diesen Fall somit konstant. Die für diese Art der Wärmeleitung maßgebende Größe ist die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  [W/(m\*K)] eines Stoffes. Sie bezeichnet die Wärmeenergie, die pro Zeiteinheit durch einen Quadratmeter einer 1 m dicken Bauteilschicht bei einer Temperaturdifferenz der beiden Oberflächen von einem Kelvin [K] geleitet wird.

Tritt die Änderung der Temperatur nicht nur über den Ort sondern auch über die Zeit auf, wie dies in der Realität vorrangig vorzufinden ist, wird diese Art der Wärmeleitung als instationär oder transient bezeichnet.

Der Wärmestrom ist demzufolge zeitabhängig, wodurch die Änderung des Wärmeinhaltes (Enthalpie) des Materials mit zu berücksichtigen ist. Die maßgebenden Größen hierfür sind die Dichte  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] des Materials und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  [J/(kg K)]. Die spezifische Wärmekapazität gibt die Wärmemenge an, die einem Stoff pro Kilogramm zugeführt werden muss, um seine Temperatur um ein Kelvin zu erhöhen. Instationäre Wärmeleitung führt im Körper somit zu einem nicht linearen Temperaturverlauf, bei dem der zugeführte Wärmestrom  $Q$  ungleich dem abgeführten Wärmestrom ist.

Bei den in dieser Arbeit betrachteten brandbeanspruchten Bauteilen ist die Wärmemenge  $Q_{\text{zugeführt}} > Q_{\text{abgeführt}}$ , wodurch gemäß Gleichung (Gl. 3.1) ein Anstieg der inneren Energie und der damit einhergehenden Temperatur resultiert. Die mathematische Beschreibung von räumlicher Wärmeleitung für zeit- und ortsabhängige Fragestellungen kann nach Fourier<sup>1</sup> mittels nachstehender partieller Differenzialgleichung erfolgen.

$$c_p(\vartheta) \cdot \rho(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda(\vartheta) \cdot \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + \varepsilon_p \quad (\text{Gl. 3.2})$$

- mit:  $\lambda(\vartheta)$  Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]  
 $c_p(\vartheta)$  spezifische Wärmekapazität [J/(kg K)]  
 $\rho(\vartheta)$  Dichte [kg/m<sup>3</sup>]  
 $\varepsilon_p$  Energiedichte der inneren Wärmequelle [W/m<sup>2</sup>]

Für anisotrope Materialien, wie Holz, lässt sich Gleichung (Gl. 3.2) wie nachfolgend darstellen:

$$c_p(\vartheta) \cdot \rho(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_x(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_y(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_z(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right) + \varepsilon_p$$

Die in Gleichung (Gl. 3.2) aufgeführte innere Wärmequellendichte berücksichtigt die im System enthaltenen Wärmequellen und -senken, die zum Beispiel durch chemische oder biologische Reaktionen Wärme freisetzen. Die bei Brandbeanspruchung auftretenden Vorgänge der Pyrolyse und der Aggregatzustandsänderung der enthaltenen Materialfeuchte können ebenfalls durch diesen Ansatz dargestellt werden. Entsprechend modifizierte Wärmeleitgleichungen nutzten so zum Beispiel *Fredlund* [74], *Janssens* [109] und *Takeda* [189] innerhalb ihrer Modelle. Alternativ kann die Berücksichtigung implizit, durch eine spezifische Anpassung der thermischen Materialkennwerte, erfolgen.

Grenzflächen, an denen sich die Temperatur nicht ändert und somit das Temperaturgefälle keine Steigung aufweist, werden als adiabat, vom griechischen *á* - nicht, ohne - und *diabátes* – hindurchtretend - bezeichnet [159].

### 3.1.2 Wärmeströmung

Der Wärmeübergang in bewegten Fluiden stellt eine Spezialform und genau genommen keine eigenständige Form des Wärmetransports dar, sondern eine Mischform. Die Konvektion, vom lateinischen *convectare* - zusammenfahren, zusammenbringen - [159], beschreibt dabei die gekoppelte Wärmeübertragung aus

---

<sup>1</sup> J.B.J Fourier (1768 – 1830) französischer Mathematiker und Physiker

Wärmeleitung im Fluid, Wärmestrahlung bei strahlungsdurchlässigen Fluiden und der makroskopischen Bewegung eines Fluides. In den Fluidteilchen wird somit Energie an einer Stelle aufgenommen und nach der Bewegung an eine andere Stelle wird diese Energie wieder abgegeben. Dabei muss zwischen Bewegungen unterschieden werden, die aus temperaturbedingten Dichteunterschieden resultieren (freie Konvektion) und zwischen Bewegungen, welche durch Druckunterschiede hervorgerufen werden (erzwungene Konvektion). Von besonderer Bedeutung für diese Arbeit ist der Wärmeübergang von strömenden Fluiden zu Festkörpern. Die Beschreibung dieses konvektiven Wärmeübergangs und der damit einhergehenden Wärmestromdichte  $\dot{q}''_{konv}$  erfolgt mit Hilfe des physikalischen Modells der Grenzschicht, welche durch die Kombination einer Energie-, Impuls-, und Kontinuitätsgleichung abgebildet werden kann, vgl. Gleichung (Gl. 3.3). Deren exakte mathematische Beschreibung weist jedoch erhebliche Schwierigkeiten auf und liegt bis heute nicht vor [16].

$$\dot{q}''_{konv} = \alpha_{konv} \cdot (\vartheta_F - \vartheta_S) \quad [W/m^2] \quad (Gl. 3.3)$$

mit:  $\alpha_{konv}$  Wärmeübergangskoeffizient  $[W/(m^2 \cdot K)]$   
 $\vartheta_S$  Temperatur der Oberfläche  $[^\circ C]$   
 $\vartheta_F$  Freistromtemperatur im Fluid  $[^\circ C]$

Mit dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  wird dabei der Wärmestrom bezeichnet, der bei einer Temperaturdifferenz von 1 K von einer Oberfläche mit 1 m<sup>2</sup> an das Fluid übergeht, bzw. vom Fluid an die Oberfläche. Der Wärmeübergangskoeffizient lässt sich dabei aus nachstehender Gleichung (Gl. 3.4) ableiten.

$$Nu = \frac{\alpha_{konv} \cdot L_0}{\lambda_F} \quad [-] \quad (Gl. 3.4)$$

mit: Nu Nußelt Zahl<sup>2</sup>  
 $L_0$  charakteristische Länge [m]  
 $\lambda_F$  Wärmeleitfähigkeit des Fluid  $[W/(m \cdot K)]$

Der Wärmeübergangskoeffizient ist somit keine Materialkonstante, sondern repräsentiert die Temperatur- und Strömungsgrenzschicht an der Oberfläche des Körpers (vgl. Abbildung 3.1) und wird durch die charakteristische Strömungslänge, Geschwindigkeit, Temperaturunterschied, kinetische Viskosität, Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Speicherfähigkeit des Fluides sowie der Oberflächenbeschaffenheit des Körpers beeinflusst. In diesem Zusammenhang wird

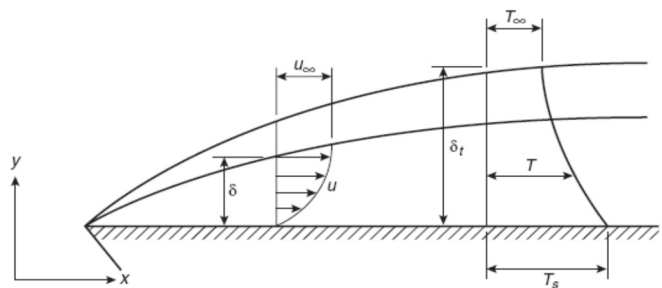


Abbildung 3.1: Temperatur- und Geschwindigkeitsentwicklung in der Grenzschicht [56]

zwischen erzwungener Konvektion, mit für das System von außen aufgezwungener Strömung / Geschwindigkeit  $u_\infty$  und freier Konvektion, ohne extern aufgeprägte Strömungseinflüsse ( $u_\infty=0$ ), unterschieden (vgl. Abbildung 3.3 und Abbildung 3.4). Im Fall der erzwungenen Konvektion wird die Nußelt Zahl und damit der Wärmeübergangskoeffizient durch den Einfluss von Trägheits- und Reibungskräften in der Grenzschicht (Reynolds Zahl<sup>3</sup>) und der Verknüpfung mit dem Geschwindigkeits- und Temperaturfeld des

<sup>2</sup> W. Nußelt (1882 – 1957) deutscher Physiker

<sup>3</sup> O. Reynolds (1842 – 1912) britischer Physiker



Fluides (Prandtl Zahl<sup>4</sup>), was dem Verhältnis aus kinematischer Viskosität und Temperaturleitfähigkeit des Fluides entspricht, bestimmt. Für die Vorgänge im Brandgeschehen ist die Wärmeübertragung durch erzwungene Konvektion an der dem Feuer zugewandten Oberfläche des Baukörpers von besonderer Bedeutung.

Bei freier Konvektion, wie sie auf der brandabgewandten Seite eines Baukörpers bzw. in der Abkühlphase des Brandes auftritt, korreliert der Wärmeübergangskoeffizient mit dem Verhältnis aus Auftriebs- und Viskositätskräften in der Grenzschicht (Grashof Zahl<sup>5</sup>) und der Verknüpfung von Geschwindigkeits- und Temperaturfeld des Fluides (Prandtl Zahl).

Beide Mechanismen des Wärmeübergangs können Bereiche mit laminarer und turbulenter Strömung aufweisen. Störungen in der Grenzschicht, hervorgerufen durch die aufgeprägte Strömung selbst oder Rauigkeiten der Oberfläche, führen zum Übergang von laminarer zu turbulenter Strömung. Ob diese Störungen dabei verstärkt oder abgeschwächt werden, hängt für die erzwungene Konvektion vom Verhältnis der Trägheits- zu den viskosen Kräften (Reynolds Zahl) und für die freie Konvektion vom Verhältnis der Auftriebs- zu den viskosen Kräften (Grashof Zahl) ab. Bei ausreichend großer Viskosität des Fluides (kleine Reynolds und Grashof Zahl) bleibt die Strömung laminar. Für große Reynolds und Prandtl Zahlen hingegen ( $Re > 5 \cdot 10^5$ ;  $Pr > 4 \cdot 10^8$  bei ebenen Platten) verstärken sich die Störungen im Strömungsfeld und der Übergang zum turbulenten Bereich erfolgt (vgl. Abbildung 3.3 und Abbildung 3.4).

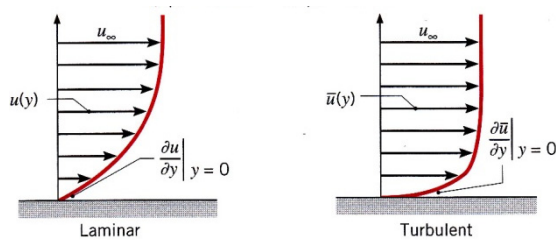


Abbildung 3.2: Geschwindigkeitsprofil bei laminarer und turbulenter Strömung [104]

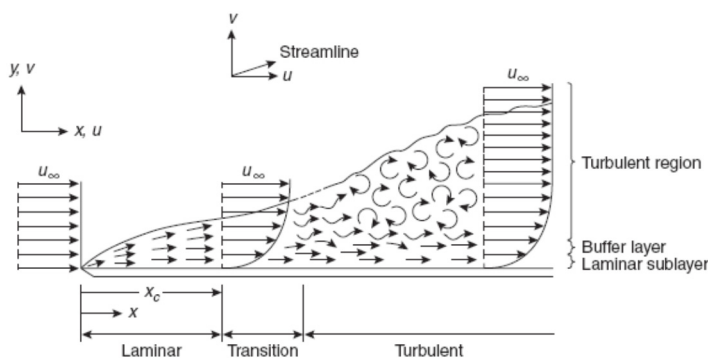


Abbildung 3.3: Grenzschichtmodell bei erzwungener Konvektion an einer parallel angeströmten Platte [56]

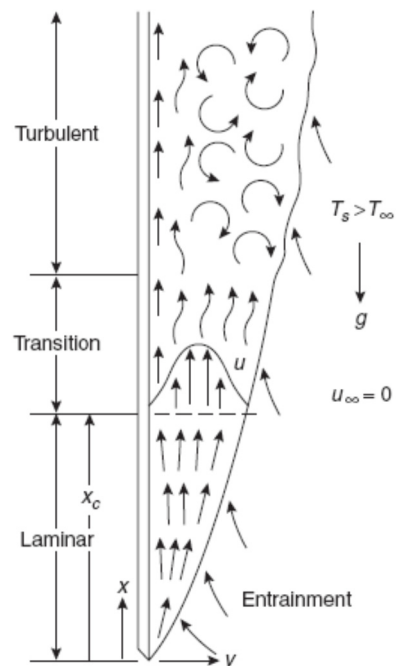


Abbildung 3.4: Grenzschichtmodell bei freier Konvektion an einer vertikalen Platte [56]

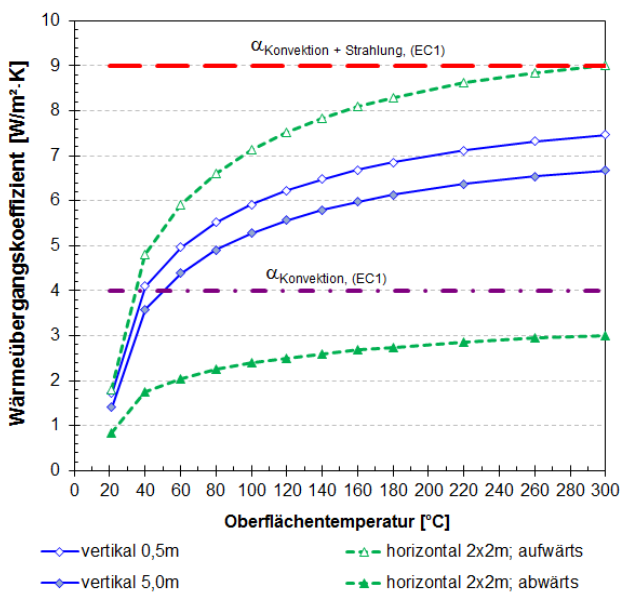
<sup>4</sup> L. Prandtl (1875 – 1953) deutscher Physiker

<sup>5</sup> F. Grashof (1826 – 1893) deutscher Maschinenbauingenieur

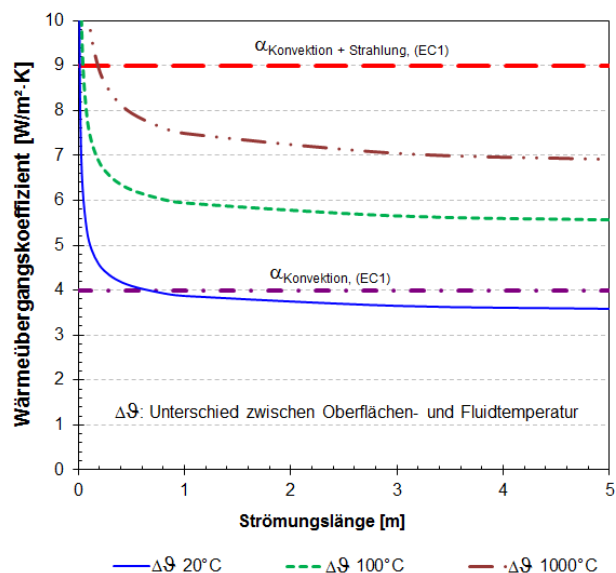
In der laminaren Grenzschicht weist die Strömung eine hohe Ordnung und Gleichmäßigkeit auf. Dagegen sind in turbulenten Bereichen große Fluktuationen zu verzeichnen. Es tritt eine stärkere Vermischung mit dem umgebenden Fluid auf, wodurch die Dicke der Grenzschicht anwächst. Die Geschwindigkeit, die Temperatur und das Konzentrationsprofil im turbulenten Strömungsbereich stellen sich ausgeglichener als im laminaren Bereich dar (vgl. Abbildung 3.2). Dies ist dadurch zu erklären, dass bei einer turbulenten Strömung nicht nur ein konduktiver Wärmetransport quer zur Strömungsrichtung in der Grenzschicht stattfindet, wie dies bei einer laminaren Strömung der Fall ist, sondern zusätzlich ein konvektiver Wärmetransport infolge der Querbewegung von Fluidteilchen stattfindet. Je schneller diese Querbewegungen sind, desto höher ist der Wärmeaustausch und damit der Wärmeübergangskoeffizient.

Wärmeübergangskoeffizienten bei brandbeanspruchten Bauteilen:

Mittels der vorangestellten Erläuterungen lässt sich der wesentlichste Kennwert für den konvektiven Wärmeübergang, der Wärmeübergangskoeffizient, abbilden. Der Wärmeübergang an Bauteiloberflächen auf der dem Brand abgekehrten Seite bzw. bei Oberflächen im Brandraum in der Abkühlphase kann über freie Konvektion beschrieben werden. Aus Abbildung 3.5 und Abbildung 3.6 wird dabei der Einfluss der Orientierung und der angeströmten Länge, die am Wärmeaustausch beteiligt ist, ersichtlich. Hierbei wurde im Raum auf der dem Brand abgekehrten Seite von einer Fluidtemperatur von 20 °C ausgegangen. Im Vergleich mit den Angaben der *DIN EN 1991-1-2* [47] wird ersichtlich, dass die ermittelten Werte für alle Orientierungen und Strömungslängen auf der sicheren Seite liegen und den Wert von  $\alpha_{konv} = 4 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  überschreiten. Ausnahme bildet nur die Konfiguration für horizontale Bauteile mit Brand im darüber liegenden Geschoss und Abgabe des Wärmestroms in den darunter liegenden Raum. Der Einfluss der Strömungslänge auf die Größe des Wärmeübergangskoeffizienten stellt sich für sehr kleine betrachtete Bereiche als signifikant dar. Mit wachsender Länge sinkt dieser Einfluss deutlich und kann bereits ab ca. 0,3 Meter Strömungslänge für übliche baupraktische Betrachtungen unberücksichtigt bleiben.

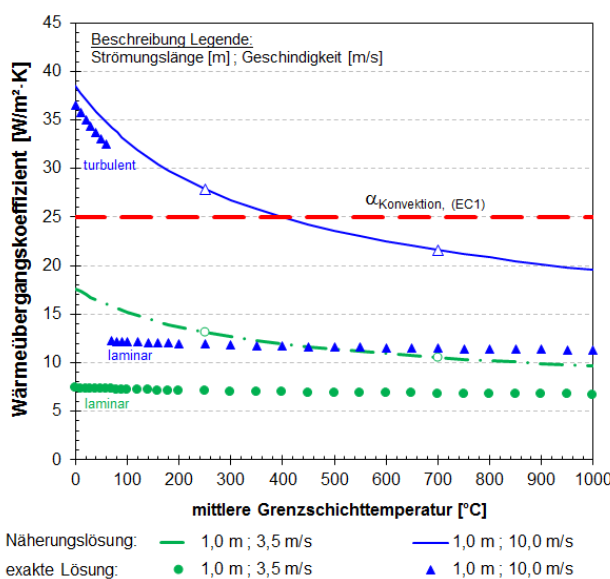


**Abbildung 3.5: Wärmeübergangskoeffizient bei freier Konvektion in Abhängigkeit der Orientierung der Oberfläche und des Wärmestroms sowie der Strömungslänge;** (Raumtemperatur 20 °C)

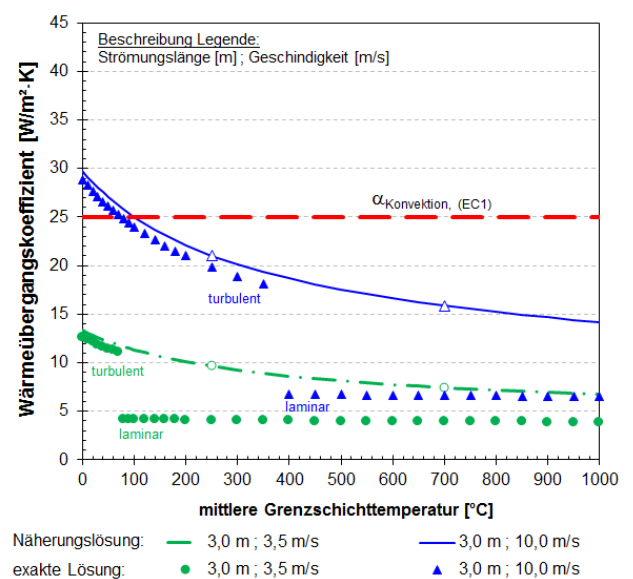


**Abbildung 3.6: Einfluss der Strömungslänge auf den Wärmeübergangskoeffizient bei freier Konvektion in Abhängigkeit vom Temperaturunterschied;** (Raumtemperatur 20 °C)

Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungenen Vorgängen, wie zum Beispiel an brandbeanspruchten Oberflächen, kann über die jeweiligen turbulenten und laminaren Anteile bzw. über den gesamten Anwendungsbereich näherungsweise dargestellt werden. In Abbildung 3.7 und Abbildung 3.8 sind für übliche Strömungsbedingungen im Brandfall auftretende temperaturabhängige Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Hieraus ergibt sich, dass bei geringen Strömungslängen, kleinen Strömungsgeschwindigkeiten und hohen Temperaturen laminare Bedingungen mit einem kleineren Wärmeübergangskoeffizienten auftreten. Generell zeigt sich auch hier, dass der über den Temperaturbereich konstante Wert von  $25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  aus *DIN EN 1991-1-2* [47] für die Einheits-Temperaturzeitkurve als konservativ anzusehen ist und damit für die Bauteilbemessung auf der sicheren Seite liegt. Die Überschreitung der normativen Vorgabe tritt nur in den unteren Temperaturbereichen auf, die für den Zustand des Vollbrandes jedoch unbedeutend sind bzw. nur in den ersten Minuten relevant werden.



**Abbildung 3.7: Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungener Konvektion,**  
Länge der übertragenden Fläche 1 m



**Abbildung 3.8: Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungener Konvektion,**  
Länge der übertragenden Fläche 3 m

Zusätzlich zu den strömungsmechanischen Betrachtungen des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten werden zahlreiche vereinfachte Gleichungen mit verschiedenen funktionellen Abhängigkeiten in der Literatur zur Verfügung gestellt. Eine Zusammenstellung hierfür kann nachstehender Tabelle 3.1 entnommen werden.

**Tabelle 3.1: konvektiver Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{konv}$  im Brandfall [175], [184]**

Autor	Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$
<u>brandraumseitig <math>\alpha_{c,exp}</math>:</u>	
Ausobsky	$11,63 \cdot e^{0,0023 \cdot \vartheta}$
Sultan	$0,95 \cdot (\vartheta_F - \vartheta_S)^{(1/3)}$
Thomas	$1 \cdot (\vartheta_F - \vartheta_S)^{(1/3)}$
Babrauskas	$5 \cdot (\vartheta_F - \vartheta_S)^{(1/3)}$
Schneider	$(7,38 + 0,00224 \cdot \vartheta_F) \cdot v^{(0,5)}$
SFPE (ceiling Jet)	$0,246 \cdot 0,03(Q_c/h)^{(1/3)} \cdot (r_x/z)^{-0,69}$
<u>abgewandte Seite <math>\alpha_{c,unexp}</math>:</u>	
Thomas	$2,2 \cdot (\vartheta_S - \vartheta_F)^{(1/3)}$
Sultan	$1,42 \cdot ((\vartheta_S - \vartheta_F)/h_w)^{(0,25)}$

mit:  $\vartheta_F$  – Fluidtemperatur (Feuer bzw. Raum),  $\vartheta_S$  – Oberflächentemperatur,  $v$  – Geschwindigkeit [m/s],  $Q_c$  – konvektiver Anteil der Wärmefreisetzung [kW],  $z$  – Höhe über Brandquelle,  $r_x$  – Entfernung von Plume Achse,  $h_w$  – Wandhöhe

Die Einflüsse des brandraumseitigen und brandabgewandten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holzbauteilen werden in Kapitel 6 weiterführend betrachtet.

### 3.1.3 Wärmestrahlung

Wärmestrahlung, abgeleitet von lateinischen Begriff *radiare* – strahlen - bezeichnet den Wärmeübergang durch elektromagnetische Wellen. Reine Wärmestrahlung ist jedoch ausschließlich im Vakuum vorzufinden, da bei natürlichen Prozessen infolge der vorhandenen Gasmoleküle immer ein bestimmter Anteil an konvektiver Wärmeübertragung auftritt.

Eine Abstrahlung erfolgt von Oberflächen fester Körper, von Flüssigkeiten sowie von Gasen mit mindestens zweiatomigen Molekülen. Die die Wärmeenergie übertragenden elektromagnetischen Wellen liegen in einem Bereich von 0,35 – 1000  $\mu\text{m}$  und damit nur zu einem geringen Teil im optisch sichtbaren Wellenlängenbereich. Mit Zunahme der Temperatur verschieben sich die Maxima der Wärmestrahlung, entsprechend des Wien'schen<sup>6</sup> Verschiebungsgesetzes zu kürzeren Wellenlängen und damit in den optisch sichtbaren Bereich, was zum Beispiel beim Glühen von Materialien augenscheinlich wird.

Durch Wärmestrahlung übertragene Energie hängt stark von der Anordnung der aussendenden und empfangenden Flächen, den absoluten Temperaturen, den Oberflächeneigenschaften und von den Größen der Strahler ab.

Treffen elektromagnetische Wellen auf einen Körper, werden diese in Abhängigkeit der Eigenschaften zurückgeworfen (Reflektion  $\rho_s$ ), hindurchgelassen (Transmission  $\tau_s$ ) und / oder aufgenommen (Absorption  $\alpha_s$ ). Lässt ein Körper Wärmestrahlung ohne Änderung hindurch, wird dieser als diatherman (vom griechischen

<sup>6</sup> W. Wien (1864 - 1928) deutscher Physiker

diá - durch, hindurch und *thérme* - Wärme) bezeichnet, wie beispielsweise trockene Luft. Feste Körper und Flüssigkeiten sind dagegen im Allgemeinen atherm, absorbieren demzufolge Strahlung und wandeln diese teilweise in Wärmeenergie um. Für den zu 1 normierten Gesamtstrahlungsanteil folgt somit:

$$\rho_S + \tau_S + \alpha_S = 1 \quad (\text{Gl. 3.5})$$

Die Fähigkeit, absorbierte Wärmeenergie auszusenden, wird über das Emissionsverhalten ( $\varepsilon$ ) beschrieben. Wobei das Emissionsverhalten des betrachteten Körpers im Verhältnis zum schwarzen Körper bei gleicher Temperatur ausgedrückt wird. Nach dem Kirchhoff'schen<sup>7</sup> Strahlungsgesetz ( $\varepsilon = \alpha$ ) emittieren Körper dieselbe Wärmestrahlung, die sie absorbieren.

Das Emissionsverhalten zahlreicher Festkörper, wie zum Beispiel Holz, Kunststoffe und Keramik lässt sich näherungsweise durch das eines grauen Strahlers beschreiben, bei denen über den gesamten Wellenbereich ein gleicher Anteil absorbiert wird ( $\varepsilon < 1$ ). Elektrisch leitende Körper, wie Metalle und Flüssigkeiten, werden als farbig strahlend angesehen, da die Strahlungsintensität unregelmäßig über den Wellenbereich verteilt ist (vgl. Abbildung 3.9). Im Gegensatz dazu strahlen Gase nur in einzelnen Spektralbändern des Wellenbereichs.

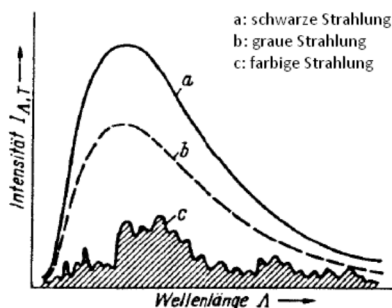


Abbildung 3.9: Strahlungsintensität bei gleicher Temperatur [92]

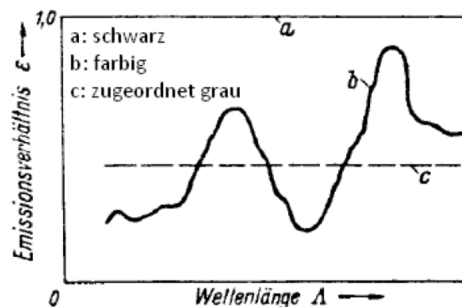


Abbildung 3.10: Schematisches Emissionsspektrum farbiger Strahler [92]

Die Realität zeigt jedoch kaum eindeutige schwarze, graue oder weiße Körper, wodurch eine gemittelte Strahlungsintensität über den Wellenbereich definiert und der eines grauen Körpers zugeordnet wird (vgl. Abbildung 3.10).

Die spezifische Ausstrahlung  $\dot{q}_{rad}''$  eines Körpers lässt sich nach dem Stefan Boltzmann<sup>8</sup> Gesetz über den gesamten Wellenbereich entsprechend Gleichung (Gl. 3.6) abbilden.

$$\dot{q}_{rad}'' = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Gl. 3.6})$$

mit:  $\varepsilon$  Emissionszahl des schwarzen Körpers  $\leq 1$  [-]  
 $\sigma$  Stefan-Boltzmann-Konstante  $5,67 \cdot 10^{-8}$  [W/(m<sup>2</sup> K<sup>4</sup>)]  
 T absolute Temperatur des Körpers [K]

<sup>7</sup> G. R. Kirchhoff (1824 - 1887) deutscher Physiker

<sup>8</sup> J. Stefan (1835 – 1893) österreichischer Mathematiker und Physiker,  
 L. E. Boltzmann (1844 – 1906) österreichischer Physiker und Philosoph

Hierdurch wird ersichtlich, dass die Schwarzkörperstrahlung mit der vierten Potenz der Temperatur und dem Proportionalitätsfaktor  $\sigma$  zunimmt.

Zur Beurteilung des Strahlungsaustausches zwischen Körpern bzw. jeglichen Strahlungspartnern wird die Kenntnis von physikalischen und geometrischen Eigenschaften sowie auftretenden Wechselbeziehungen notwendig. Sind, wie in der Praxis üblich, mehrere Flächen am Strahlungsaustausch beteiligt, ergeben sich komplexe und aufwendige Zusammenhänge zur Beschreibung der Abhängigkeiten zwischen den Strahlungspartnern. Die geometrische Beziehung zwischen den Strahlungspartnern findet über die Einstrahlzahl (Sichtfaktor) Berücksichtigung. Basis hierfür bildet das Fotometrische Grundgesetz unter Berücksichtigung des Lambert'schen<sup>9</sup> Cosinusgesetz (Gl. 3.7), welches den Energiestrom zwischen den Flächensegmenten zusammenfasst und durch Integration über beide Flächen die Einstrahlzahl  $\varphi$  ergibt (vgl. Abbildung 3.11). Die Berechnung der Einstrahlzahl stellt sich besonders für technische Oberflächen, die nicht als graue Körper reagieren, als sehr aufwendig dar.

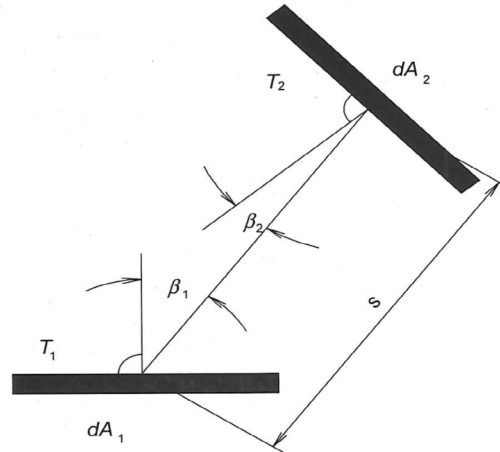


Abbildung 3.11: Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen [25]

$$\varphi_{12} = \frac{1}{\pi \cdot A_1} \cdot \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos\beta_1 \cdot \cos\beta_2}{s^2} \cdot dA_1 \cdot dA_2 \quad (\text{Gl. 3.7})$$

- mit:  $\beta_1; \beta_2$  Winkel zwischen Verbindungslinie der Fläche und Flächennormale  
 $s$  Abstand der Flächen [m]  
 $dA$  Flächenelemente

Für einfache geometrische Zusammenhänge, bei denen die Flächenausdehnung größer als deren Abstand ist, kann die Strahlungsintensität zwischen den Körpern und damit der durch Wärmestrahlung ausgetauschte Wärmestrom  $\dot{Q}_{12}$  über die nachfolgende Gleichung (Gl. 3.8) in Verbindung mit Tabelle 3.2 beschrieben werden [93].

$$\dot{Q}_{12} = C_{12} \cdot A_1 \cdot (T_1^4 - T_2^4) \quad [\text{W}] \quad (\text{Gl. 3.8})$$

mit:

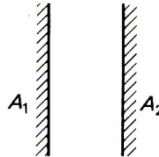
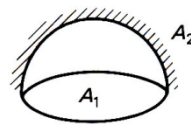
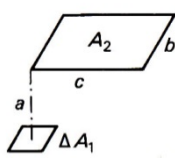
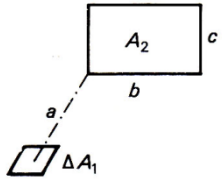
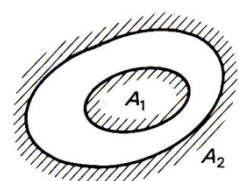
$$C_{12} = \frac{\varepsilon_1 \cdot \varepsilon_2 \cdot \sigma \cdot \varphi_{12}}{1 - (1 - \varepsilon_1) \cdot (1 - \varepsilon_2) \cdot \frac{A_1}{A_2} \cdot \varphi_{12}}$$

- $C_{12}$  Strahlungsaustauschzahl [W/(m<sup>2</sup> K<sup>4</sup>)]  
 $T_1$  absolute Temperatur der Fläche des Strahlers [K]  
 $T_2$  absolute Temperatur der Empfängerfläche [K]  
 $A_{1,2}$  Strahler-, Empfängerfläche [m<sup>2</sup>]

<sup>9</sup> J. H. Lambert (1728 – 1777) schweizerisch elsässischer Mathematiker und Physiker

- $\varepsilon_{1,2}$  Emissionsgrad Fläche 1 bzw. 2 [-]
- $\varphi_{12}$  Einstrahlzahl [-] vgl. (Gl. 3.7)

**Tabelle 3.2: Strahlungsaustauschzahl  $C_{12}$  für verschiedenen geometrische Konfigurationen [93]**

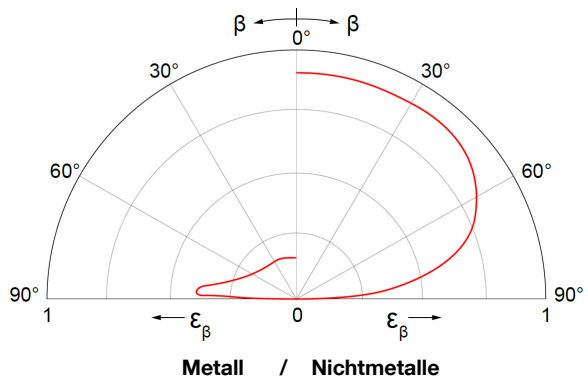
Geometrie	Strahlungsaustauschzahl
 <p>parallele Flächen</p>	$C_{12} = \frac{\sigma}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1}$
 <p>Halbraum <math>A_2</math> über ebener Fläche <math>A_1</math></p>	$C_{12} = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma}{1 - \frac{1}{2}(1 - \varepsilon_1)(1 - \varepsilon_2)}$
 <p>Rechteckfläche parallel zum Flächenelement <math>\Delta A_1</math></p>	$C_{12} = \sigma \varepsilon_1 \varepsilon_2 \frac{1}{2\pi} \left( \frac{b}{\sqrt{a^2 + b^2}} \arctan \frac{c}{\sqrt{a^2 + b^2}} + \frac{c}{\sqrt{a^2 + c^2}} \arctan \frac{b}{\sqrt{a^2 + c^2}} \right)$
 <p>Rechteckfläche senkrecht zum Flächenelement <math>\Delta A_1</math></p>	$C_{12} = \sigma \varepsilon_1 \varepsilon_2 \frac{1}{2\pi} \left( \arctan \frac{b}{a} - \frac{a}{\sqrt{a^2 + c^2}} \arctan \frac{b}{\sqrt{a^2 + c^2}} \right)$
 <p>konvexe Fläche <math>A_1</math> von konkaver Fläche <math>A_2</math> umschlossen</p>	$C_{12} = \frac{\sigma}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{A_1}{A_2} \left( \frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right)}$

Im Fall eines Brandes kann davon ausgegangen werden, dass die gesamte Oberfläche eines beanspruchten Körpers im Strahlungs- und damit Wärmeaustausch mit dem ihn umgebenden Halbraum steht. Da das umgebende Fluid somit die Umgebungstemperatur repräsentiert und von jeder Position Wärmestrahlung an die Oberfläche abgegeben wird, ergibt sich, dass die Einstrahlzahl den Wert von 1 annimmt. *DIN EN 1991-1-2* [47] schlägt für die Einstrahlzahl ebenfalls einen Wert von 1,0 vor.

Emissionsgrad von Festkörpern

Wird der Strahlungsanteil am Gesamtwärmestrom bestimmt, müssen dafür Aussagen zum Emissionsgrad des bzw. der am Strahlungsaustausch beteiligten Oberflächen vorliegen. Für reale Körper besteht hierbei eine Abhängigkeit des Emissionsgrades von der Temperatur, der Richtungsbeziehung, der Wellenlänge und Oberflächenbeschaffenheit. Bei hohen Temperaturen, wie im Brandfall, kann diese Berücksichtigung entscheidende Bedeutung aufweisen.

Über dies hinaus variiert die Energieverteilung im Halbraum über der Fläche, von der die Strahlung ausgeht. So nimmt bei Metallen das Emissionsverhältnis für flache Abstrahlung im Vergleich zur Flächennormalen zu (vgl. Abbildung 3.12). Für Nichtmetalle liegt dagegen eine Abnahme des Emissionsverhältnisses bei flacher Ausstrahlung vor. Bei Festkörpern hängt der Emissionsgrad zudem stark von der Oberflächenbeschaffenheit, wie dem Grad der Verunreinigung, der Oxidation und der Rauigkeit ab. Im Rahmen der Strahlungsaustauschberechnungen dieser Arbeit wird der gemittelte hemisphärische



**Abbildung 3.12: Schematische Verteilung Strahlungsenergie [18] [104]**

Gesamtemissionsgrad berücksichtigt. Entsprechend den Vorgaben der *DIN EN 1991-1-2* darf für brandbeanspruchte Bauteiloberflächen allgemein ein Emissionsgrad von 0,8 angenommen werden, falls in den baustoffbezogenen Brandschutzteilen der weiterführenden Eurocodes keine ergänzenden Angaben gemacht werden. Ergänzend und vergleichend dazu sind in Tabelle 3.3 Angaben zu Emissionskoeffizienten von Holz und Holzkohle zusammengestellt.

**Tabelle 3.3: Emissionsgrad von Festkörperoberflächen [18], [51],[90], [146], [199]**

Material/ Oberfläche	Autor/Quelle	Temperaturbereich	Emissionsgrad $\epsilon_s$
Holz			
Nadelholz	Mardini	-	0,65
Nadelholz	König Walleij	-	0,56
Eiche, gehobelt	VDI Atlas	0 – 93 °C	0,900
Buche	Schmidt Eckert	70 °C	0,935
Nadelholz	DIN EN 1995-1-2	-	0,8
Nadelholz	handbook of building materials	20 °C 20 – 1000 °C	0,76 0,88 (Ø)
Kohle/Holzkohle			
Karbon	Rohsenow	500 – 1100 K	0,83
Kohle	Raznjevic	625 °C	0,79



Der temperaturabhängige Emissionsgrad einer Oberfläche  $\varepsilon_s$  lässt sich anhand von Messungen wie folgt ermitteln:

$$\varepsilon_s = \frac{T_F^4 - T_{Py}^4}{T_F^4 - T_{Py}^4 + \frac{1}{\varepsilon_F} \cdot (T_{Py}^4 - T_S^4)} \quad [-] \quad (\text{Gl. 3.9})$$

unter Annahme Naturbrandbedingungen mit dem Emissionsgrad der Flamme  $\varepsilon_F = 1$  folgt:

$$\varepsilon_s = \frac{T_F^4 - T_{Py}^4}{T_F^4 - T_S^4} \quad [-] \quad (\text{Gl. 3.10})$$

mit:	$T_F$	Gastemperatur [K]
	$T_{Py}$	Oberflächentemperatur des Strahlungspyrometers [K]
	$T_S$	Oberflächentemperatur Thermoelement [K]
	$\varepsilon_F$	Emissionsgrad des Heißgases, Flamme [-]

### Emissionsgrad der Flamme und von Heißgasen

Die im Brandgeschehen auftretenden Gase weisen in Abhängigkeit von ihrer Zusammensetzung, Temperatur und Ausdehnung unterschiedliche Emissionsverhältnisse auf. Die Erfassung des Strahlungsaustausches zwischen Gasgemischen mit darin enthaltenen Partikeln und den Festkörperoberflächen stellt sich daher für den spezifischen Einzelfall als sehr aufwendig dar. Neben den Informationen zum Volumenanteil der Kohlenstoffpartikel und unverbrannten Festbestandteilen (wie Ruß und Asche mit Größen von  $50 - 1000 \cdot 10^{-4} \mu\text{m}$ ), deren Absorptionseigenschaften, der Gastemperatur und der Ausdehnung der Flamme sind ebenfalls die Teildrücke der im Heißgas enthaltenen Komponenten (in der Regel  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CO}_2$ ) relevant, um die Transmissions-, Streuungs- und Absorptionseigenschaften für jeden Strahlungsweg im Raum zu berücksichtigen.

In Realbrandversuchen von *Hagglund* [87] und *Steinert* [184] mit Holz sowie mit Mischbrandlast wurden bereits nach wenigen Minuten und geringer Ausdehnung der Flamme ein Emissionsgrad der Heißgase von annähernd 1 ermittelt. Dies konnte zum Großteil auf die Ruß- und Ascheanteile, die zu einer dichten Flammenfront führen, zurückgeführt werden. Besonders ausgeprägt tritt dies bei unterventilierten Brandbedingungen auf. Eine sehr geringe Emission der Flamme zeigen dagegen Alkoholbrände, die bei geringer Flammenausdehnung Emissionswerte von nur  $\varepsilon_F = 0,07$  aufweisen [163].

Messungen von *Steinert* [184] im normativen Brandofen unter Temperaturbeanspruchung nach *DIN 4102-2* [44] zeigen dagegen wiederum sehr geringe Emissionsgrade der Heißgase, was auf eine üblicherweise „saubere“ Verbrennung des Brennstoffs in der Ofenbefuerung zurückgeführt werden kann. Erst nach ca. 60 Minuten wurden in diesen Untersuchungen Werte zwischen 0,7 - 0,8 erreicht (vgl. Abbildung 3.13). Der Emissionsgrad im Brandofen wird somit bei idealer Verbrennung viel mehr durch die Flächenstrahlung der Umfassungsbauteile als durch die Gasstrahlung geprägt.

Unter Berücksichtigung der üblicherweise als Reaktionsprodukte bei der Verbrennung auftretenden Komponenten ( $\text{H}_2\text{O}$  und  $\text{CO}_2$ ) und der unverbrannten Kohlenstoffpartikel, kann für den Emissionsgrad der Flamme  $\varepsilon_F$  vereinfacht der in Gleichung (Gl. 3.11) angegebene Zusammenhang aufgestellt werden [56].

$$\epsilon_F = 1 - e^{-\kappa_s \cdot S} + \epsilon_G \cdot e^{-\kappa_s \cdot S} \quad [-] \quad (\text{Gl. 3.11})$$

mit:  $\epsilon_G$  Emissionszahl des Gases [-]

$$\epsilon_G = C_{H_2O} \cdot \epsilon_{H_2O} + C_{CO_2} \cdot \epsilon_{CO_2} - \Delta\epsilon \approx \epsilon_{H_2O} + \frac{1}{2} \epsilon_{CO_2}$$

- S gleichwertige Ausdehnung der Gasschicht [m]
- $\kappa_s$  effektiver Absorptionskoeffizient von Ruß, Asche [ $m^{-1}$ ]
- C Korrekturfaktor für mittlere Schichtdicke

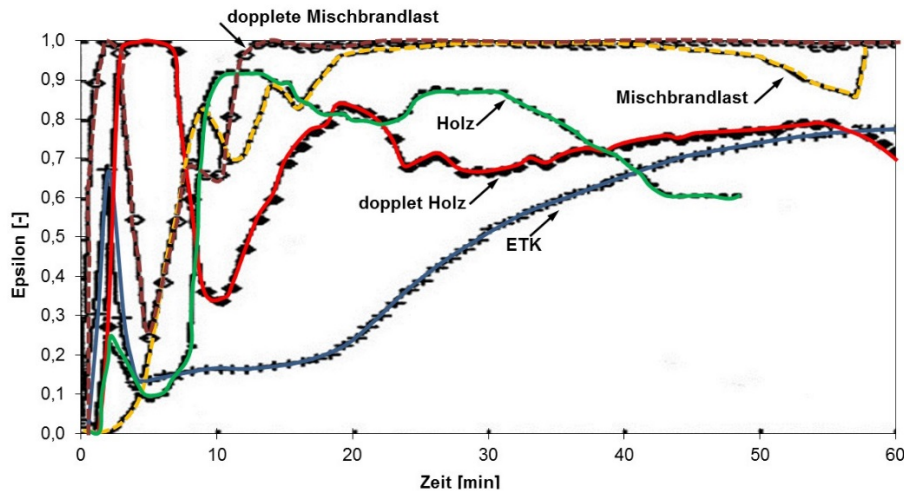


Abbildung 3.13: Anhängigkeit des Emissionsgrades von der Brandlast [184]

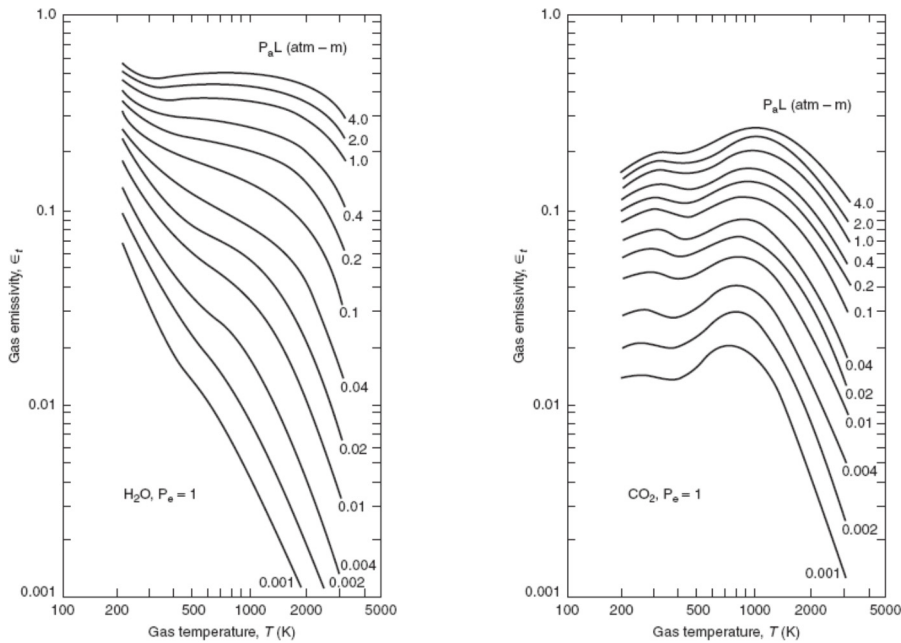
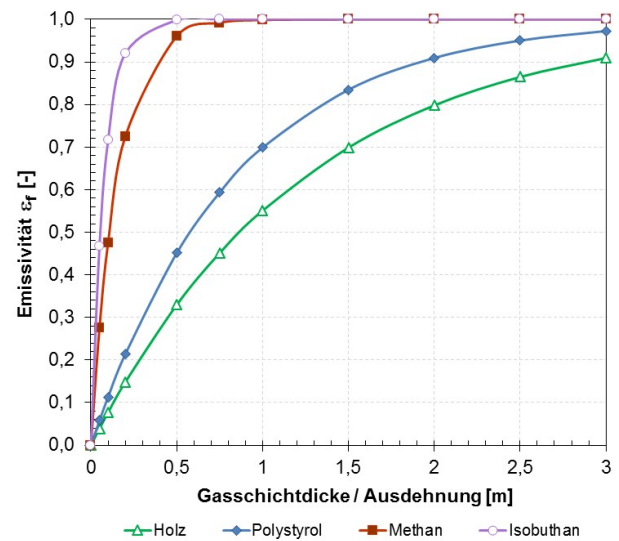


Abbildung 3.14: Emissionsgrad von Wasserdampf (links) und Kohlendioxid (rechts) [56]

Für im Brandingenieurwesen übliche Brennstoffe, wie Öl, Gas, Holz und Kunststoffe liefert der Anteil der in Gleichung (Gl. 3.11) aufgeführte Heißgase  $\varepsilon_G$  nur einen geringen Beitrag und kann für praktische Anwendungen näherungsweise vernachlässigt werden. Im Vergleich zu den über den gesamten Wellenbereich emittierenden Kohlenstoffpartikeln, senden die Heißgasbestandteile Kohlendioxid und Wasserdampf nur in einzelnen Bandbereichen Wärmestrahlung aus, was erst bei entsprechend hoher Konzentration und Ausdehnung der Gasschicht einen relevanten Anteil liefert (vgl. Abbildung 3.14). Die Entwicklung des Emissionsgrades für unterschiedliche Brennstoffe und Ausdehnung (Schichtdicke) der Flamme wird unter Berücksichtigung der vorangestellten Aussagen in Abbildung 3.15 dargestellt. Allgemein lässt sich damit festhalten, dass mit zunehmender Ausdehnung der Flamme und Menge der Kohlenstoffbestandteile der Emissionsgrad zunimmt und bereits ab einer Flammenausdehnung von ca. 2 m Emissionsgrade von  $\varepsilon_f \approx 1,0$  angenommen werden können [59].



**Abbildung 3.15: Entwicklung des Emissionsgrades in Anhängigkeit der Schichtdicke**

Die Angabe in *DIN EN 1991-1-2* [47] zum Emissionsgrad der Flamme in der Vollbrandphase wird damit bestätigt. Eine Zusammenstellung von Literaturkennwerten zum Emissionsgrad der Flamme kann Tabelle 3.4 entnommen werden [56].

**Tabelle 3.4: Emissionsgrad von Heißgasen, Flamme [47], [92], [146]**

Material/ Oberfläche	Autor/Quelle	Emissionsgrad $\varepsilon_f$
<u>Flamme</u>		
Heißgas	DIN EN 1991-1-2	1
Vollbrand	Hell	1
<u>Partikel</u>		
Ruß	Linde	0,96

Aus den zuvor getroffenen Aussagen ergibt sich, dass für die Betrachtung des Strahlungsaustausches im Brandfall die spezifischen Eigenschaften von Festkörpern und Gasschichten sowie deren geometrische Beziehungen von wesentlicher Bedeutung sind. Der Einfluss der daraus resultierenden Parameter in Bezug auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holzbauteilen wird in Kapitel 6 diskutiert.

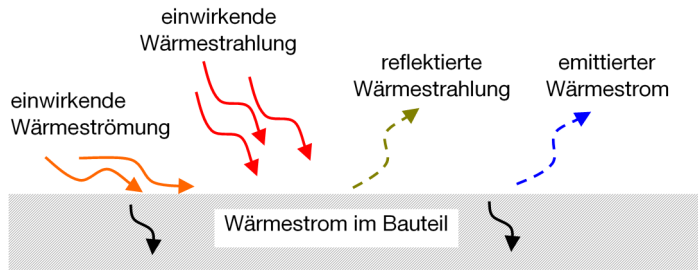
### 3.2 Wärmeübergang auf die Bauteiloberfläche

Nicht nur die Brandraumtemperatur und die Materialeigenschaft des Körpers sondern auch die Wärmeübertragungsbedingungen bestimmen den im Bauteil auftretenden Wärmestrom und damit den Erwärmungsvorgang. Für den in dieser Arbeit betrachteten Fall der Brandbeanspruchung von Bauteilen wird die einwirkende Wärmeenergie über Konvektion und Strahlung zur Oberfläche transportiert, vgl. Kapitel 3.1.2

und 3.1.3. Beiden Anteilen liegen unterschiedliche Mechanismen zugrunde und sind daher auch getrennt zu betrachten. Für den Brandfall weist diese Betrachtung eine hohe Komplexität auf, da neben turbulenten Strömungsverhältnissen der Heißgase ebenfalls die Anordnung aller am Strahlungsaustausch beteiligter Körper sowie deren Oberflächeneigenschaften und deren Temperaturen zu berücksichtigen sind. Allgemein kann der einwirkende Wärmestrom durch nachstehende Gleichung (Gl. 3.12) beschrieben werden.

$$\dot{q}_{ges}'' = \dot{q}_{rad}'' + \dot{q}_{konv}'' \quad [W/m^2] \quad (Gl. 3.12)$$

Unter Voraussetzung des Kirchhoff'schen Strahlungsgesetzes, einer freien Sicht zwischen den Strahlungspartnern und das die Summe der Strahlungsanteile aller umgebenden Heißgase und Oberflächen der Schwarzkörperstrahlung entspricht ( $\sum \epsilon_i \cdot \sigma \cdot \varphi_i \cdot T_i^4 = \sigma \cdot T_r^4$ )



**Abbildung 3.16: Bilanz der Wärmeströme an der Bauteiloberfläche**

kann der Wärmestrom an der Bauteiloberfläche vereinfacht mit Gleichung (Gl. 3.13) dargestellt werden.

$$\dot{q}_{ges}'' = \epsilon_S \cdot \sigma \cdot (T_r^4 - T_S^4) + \alpha_{konv} \cdot (T_G - T_S) \quad (Gl. 3.13)$$

$\sigma$	Stefan - Boltzmann Konstante [5,67 · 10 <sup>-8</sup> W/(m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )]
$\epsilon_S$	Emissionsgrad Oberfläche [-]
$\epsilon_i$	Emissionsgrad der i-ten Wärmestrahlung aussendenden Fläche oder Gasschicht [-]
$\varphi_i$	Einstrahlzahl der i-ten Wärmestrahlung aussendenden Fläche oder Gasschicht [-]
$T_r$	Strahlungstemperatur aller aussendenden Flächen oder Gase [K]
$T_S$	Oberflächentemperatur [K]
$T_G$	Heißgastemperatur [K]
$\alpha_{konv}$	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient [W/m <sup>2</sup> K]
konv, rad, ges	konvektiver, radiativer, gesamter Anteil

Gleichung (Gl. 3.13) enthält mit  $T_r$  und  $T_G$  zwei Temperaturen, die die Einwirkungen auf das Bauteil repräsentieren, für die jedoch unterschiedliche Wärmeübertragungsmechanismen zugrunde liegen und die daher bei genauer Betrachtung in ihrer Wirkung aus ihrem Ausmaß verschieden sind.

Unter Anwendung der „adiabatic surface temperature“  $T_{AST}$ , die gemäß Gleichung (Gl. 3.14) beschrieben wird, können diese Anteile kombiniert und die gesamte einwirkende Wärmestromdichte gemäß Gleichung (Gl. 3.14) abgebildet werden [212].

Für praktische ingenieurtechnische Betrachtungen kann jedoch angenommen werden, dass  $T_{AST}$  zwischen  $T_r$  und  $T_G$  liegt und diese Anteile zugleich nur einen geringen Temperaturunterschied untereinander aufweisen. Für  $T_{AST}$  darf zudem vereinfacht die Brandraumtemperatur  $T_F$  eingesetzt werden, sofern die Bauteiloberfläche vergleichbare Emissionswerte wie das normative Plate Thermometer aufweist ( $\epsilon \sim 0,8$ ) [47], [212].

$$0 = \epsilon_S \cdot \sigma \cdot (T_r^4 - T_{AST}^4) + \alpha_{konv} \cdot (T_G - T_{AST}) \quad (Gl. 3.14)$$

$$\dot{q}_{ges}'' = \epsilon_S \cdot \sigma \cdot (T_{AST}^4 - T_S^4) + \alpha_{konv} \cdot (T_{AST} - T_S) \quad (Gl. 3.15)$$

Ein Vergleich des Einflusses von radiativen und konvektiven Anteilen auf den Wärmeübergang wird nachfolgend dargestellt. In Analogie zum konvektiven Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{konv}$ , vgl. Gleichung (Gl. 3.3) wird durch Gleichung (Gl. 3.17) ein radiativer Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{rad}$  definiert, wodurch beide Anteile vergleichbar gemacht werden und damit gemeinsam dargestellt werden können, vgl. Gleichung (Gl. 3.16). Hierbei muss Berücksichtigung finden, dass den beiden Übertragungsmechanismen physikalisch unterschiedliche Temperaturbetrachtungen zugrunde liegen.

$$\dot{q}_{ges}'' = \dot{q}_{konv}'' + \dot{q}_{rad}'' = \alpha_{konv} \cdot (T_F - T_S) + \varphi \cdot \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot (T_F^4 - T_S^4) \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Gl. 3.16})$$

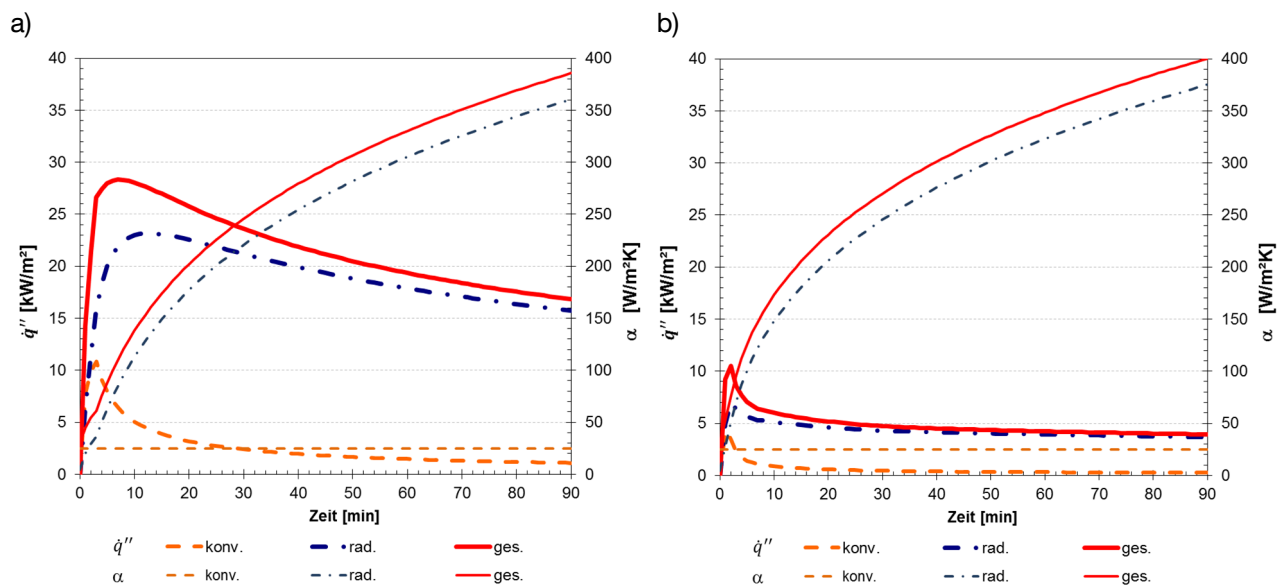
$$\dot{q}_{ges}'' = \alpha_{konv} \cdot (T_F - T_S) + \alpha_{rad} \cdot (T_F - T_S) = \alpha_{ges} \cdot (T_F - T_S)$$

mit:

$$\alpha_{rad} = \varphi \cdot \varepsilon_s \cdot \sigma \cdot (T_F^3 + T_F^2 T_S + T_F T_S^2 + T_S^3) \quad [\text{W/m}^2\text{K}] \quad (\text{Gl. 3.17})$$

$T_F$  effektive Brandraumtemperatur [K]

$T_S$  Oberflächentemperatur [K]



**Abbildung 3.17: Anteile der wirkenden Wärmestromdichte ( $q$ ) und Übergangskoeffizienten ( $\alpha$ ) an:**  
**a) einer Oberfläche aus Normalbeton**  
**b) einer Oberfläche aus Holz**

Abbildung 3.17 stellt die konvektiven- und radiativen Anteile am Wärmestrom für ein Beton- und ein Holzbauteil direkt an der Oberfläche dar. Grundlage dafür waren neben den vorangestellten Gleichungen die numerisch ermittelten sowie durch Näherungsformeln (vgl. [56]) bestimmten Oberflächentemperaturen  $T_S$  sowie die normative Brandraumtemperatur  $T_F$  nach Einheits-Temperaturzeitkurve. Aus den beiden in Abbildung 3.17 dargestellten baustoffspezifischen Betrachtungen ist ersichtlich, dass die jeweiligen Anteile am Wärmestrom schnell auf ihr Maximum ansteigen, welches dann über die Branddauer wieder abnimmt. Zurückgeführt werden kann diese Abnahme auf den Angleich von Oberflächen- und Brandraumtemperatur. Ebenfalls zeigt sich die Dominanz des Strahlungseinflusses im Vergleich zur Konvektion.

Ergänzend dazu ermittelte *Steinert* [184] in Versuchen an Stahl- sowie mineralischen Bauteilen Maximalwerte zum einwirkenden Wärmestrom zwischen 20 und 40  $\text{kW/m}^2$ . Holzoberflächen waren jedoch nicht

Gegenstand dieser Betrachtungen.

Abweichend hierzu stellt sich der einwirkende Wärmestrom bei Beanspruchung durch die nordamerikanische ASTM Kurve [8], bezogen auf eine gleichmäßig temperierte Oberfläche (20 °C) vereinfacht über  $\dot{q}_{ges}'' = 25,4 \cdot t^{0,4}$  [14] dar, wodurch nach 30 Minuten ca. 100 kW/m<sup>2</sup> bzw. nach 60 Minuten ca. 130 kW/m<sup>2</sup> einwirken.

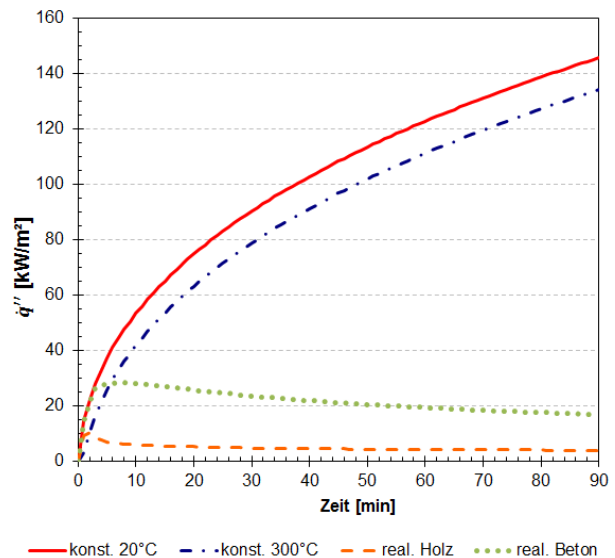
Abbildung 3.18 erweitert diese Aussage in Bezug auf die Standardbeanspruchung der ETK und stellt den Einfluss der zugrunde gelegten Oberflächentemperatur (konstante Bezugstemperatur von 20 °C und 300 °C bzw. zeitabhängige reale Oberflächentemperaturen für Beton und Holz) vergleichend in der Betrachtung der Wärmeströme dar. Ersichtlich wird daraus der wesentliche Unterschied von realen, an den Oberflächen resultierenden, Wärmeströmen und den normativen Betrachtungen.

Unter Einbezug der in Tabelle 3.1 gegebenen Näherungsgleichungen lassen sich temperaturabhängige konvektive Wärmeübergangskoeffizienten zwischen 5 und 30 W/(m<sup>2</sup>K) ableiten. Hier sei aus diesem Grund angemerkt, dass alle bisherigen Betrachtungen und Darstellungen den normativen Wert von 25 W/(m<sup>2</sup>K) nutzten. Im Vergleich dazu ergeben sich aus Gleichung (Gl. 3.17) radiative Anteile, die stetig ansteigen und nach 90 Minuten Werte von bis zu 370 W/(m<sup>2</sup>K) annehmen.

Daraus wird ersichtlich, dass sich die Strahlung bereits nach wenigen Minuten zum dominanten Anteil in der Wärmeübertragung entwickelt. Für hohe Brandraumtemperaturen liegt der Anteil der konvektiven Wärmeübertragung bei Normalbrandbeanspruchung damit nur bei ca. 5 % des Gesamtanteils. Die in Abbildung 3.17 dargestellten Wärmeströme an der

Bauteiloberfläche unter Normbrandbeanspruchung lassen ebenfalls darauf schließen, dass im Fall eines Naturbrandszenarios andere Beanspruchungen resultieren. Wesentlichen Einfluss hat in diesem Zusammenhang die thermische Eigenschaft der Umfassungsbauteile, deren Auswirkung auf die Brandraumtemperatur bei Normbrandbeanspruchung nicht erfasst wird. So ergeben sich für gut isolierte Baukörper mit geringer Wärmeeindringtiefe höhere Brandraumtemperaturen, die dann wiederum zu höheren Wärmeströmen für das Bauteil führen können. Mit Zunahme des Temperaturunterschiedes zwischen Brandraum und Oberfläche resultieren zudem zur ETK variierende Strömungsbedingungen, was bei der Betrachtung der einwirkenden Wärmeströme besonders bei numerischen Simulationen von Bedeutung sein kann. Vor allem in der Abkühlphase, mit geringeren Brandraumtemperaturen, können hier die konvektiven Anteile im Vergleich zur Aufheizphase wieder an Bedeutung gewinnen.

Innerhalb praktischer Untersuchungen zu diesem Sachverhalt ist darauf zu achten, dass das genutzte Messverfahren die örtlich und zeitlich transienten Brandtemperaturen sowie die Eigenschaften der endgültig zu betrachtenden Bauteiloberflächen berücksichtigt und nicht nur lokale Effekte abbildet.



**Abbildung 3.18: Absorbierter Wärmestrom unter ETK Beanspruchung für unterschiedliche Bezugstemperaturen**

### 3.3 Phasenwechsel und Enthalpie

Innerhalb der Beschreibung des thermischen Verhaltens von Körpern weisen in der Praxis vielfach Phasenübergangsvorgänge entscheidende Bedeutung auf. Dabei nimmt ein Körper Energie auf (endotherm) oder gibt diese ab (exotherm), ohne in diesem Prozess seine Temperatur wesentlich zu ändern. Diese abgegebene oder aufgenommene Energie wird als die latente Wärmemenge  $Q_{lat}$  bzw. die latente Wärme pro Volumeneinheit  $H_{lat}$  bezeichnet und zur Änderung der Atom- oder Molekülstruktur benötigt (lateinisch *latent* – verborgen –). Zur Beschreibung der strukturellen Bauteilerwärmung unter Brandbeanspruchung werden vor allem Vorgänge wie der Phasenübergang von Wasser zu Dampf, die pyrolytische Zersetzung oder Änderungen innerhalb der Atomstruktur der beanspruchten Baukörper relevant.

Die latente Wärme am Phasenübergang des in Nadelholz enthaltenen hygroskopisch gebundenen Wassers lässt sich hierfür gemäß Gleichung (Gl. 3.18) beschreiben. Die Abhängigkeit der latenten Wärme von der Holzfeuchte stellt Abbildung 3.19 dar.

$$H_{lat} = \frac{Q_{lat}}{V} = \rho \cdot \Delta h \cdot \frac{u}{100} \quad [\text{kJ/m}^3] \quad (\text{Gl. 3.18})$$

- mit:  $V$       Volumen des Elementes [ $\text{m}^3$ ]  
 $\rho$       Rohdichte [ $\text{kg/m}^3$ ]  
 $\Delta h$       Verdampfungsenergie Wasser 2256 [ $\text{kJ/kg}$ ]  
 $u$       Feuchtegehalt [M-%]

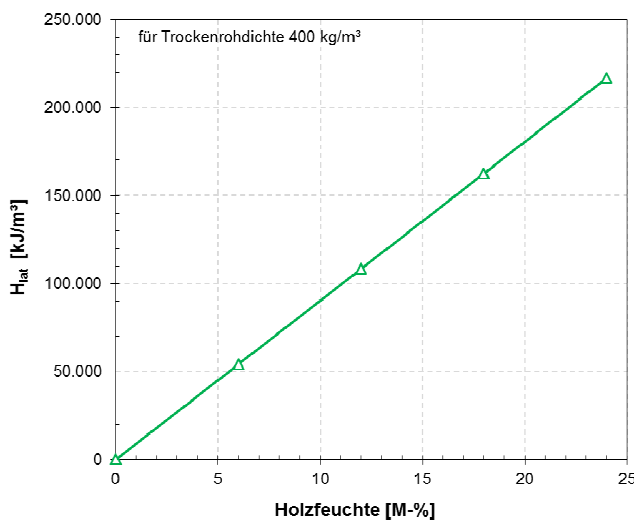


Abbildung 3.19: Latente Wärme zum Verdampfen des hygroskopisch gebundenen Wassers in Nadelholz

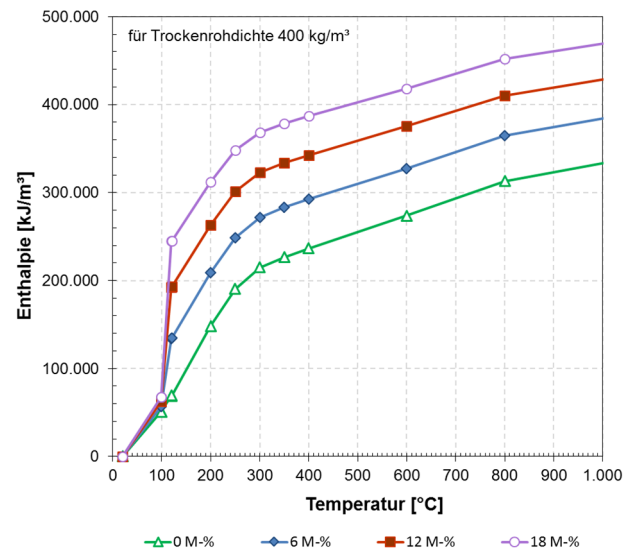


Abbildung 3.20: Enthalpie – Temperatur – Beziehung für Nadelholz

Bei numerischen Berechnungen mit nicht vernachlässigbarem Phasenübergang wird dieser Anteil entweder über die nicht lineare temperaturabhängige Funktion der Wärmekapazität (vgl. Abbildung 4.15 und Kapitel 3.1.1) oder die nicht lineare Funktion der Enthalpie berücksichtigt (vgl. Abbildung 3.20). Ein markanter Anstieg der spezifischen Wärmekapazität am Phasenwechsel verlangt in der numerischen Simulation jedoch eine entsprechend angepasste Zeit- bzw. Temperaturschrittwahl, was die Berechnungszeit erhöht bzw. bei ungenügender Berücksichtigung zu Konvergenzproblemen und Abweichungen im Ergebnis führt (vgl. Kapitel

6.2). Wird alternativ hierzu der Phasenwechsel mittels eines Enthalpieansatzes beschrieben (griechisch *enthálpein* - darin erwärmen - [159]), können vorgenannte Nachteile minimiert bzw. ausgeschlossen werden (vgl. Kapitel 6.2).

Die Enthalpie  $\Delta H_{\vartheta}$  beschreibt die innere Energie eines Systems und ergibt sich aus dem partiellen Integral der spezifischen Wärmekapazität ( $c_p$ ) und Rohdichte ( $\rho$ ) über den Temperaturbereich, vgl. Gleichung (Gl. 3.19).

$$\Delta H_{\vartheta} = \int_{\vartheta_u}^{\vartheta_o} \rho_{(\vartheta)} \cdot c_{p(\vartheta)} \cdot d\vartheta \quad [\text{kJ/m}^3] \quad (\text{Gl. 3.19})$$

- mit:  $\vartheta_o$  oberer Temperaturbereich [°C; K]  
 $\vartheta_u$  unterer Temperaturbereich [°C; K]  
 $\rho_{(\vartheta)}$  temperaturabhängige Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]  
 $c_{p(\vartheta)}$  temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität [kJ/(kgK)]

Somit kann die Enthalpie im Temperaturintervall ( $\vartheta_1$  bis  $\vartheta_2$ ), welches den Phasenwechsel zwischen  $\vartheta_u$  und  $\vartheta_o$  einschließt, wie folgt bestimmt werden:

$$H_{\vartheta_2} = H_{\vartheta_1} + \Delta H_{\vartheta(1_2)} + H_{lat(u_o)} \quad (\text{Gl. 3.20})$$

- mit: ( $\vartheta_1 < \vartheta_u < \vartheta_o < \vartheta_2$ )

### 3.4 Stofftransportvorgänge

#### 3.4.1 Allgemeine Verknüpfung von Wärme- und Stofftransport

Neben den in Kapitel 3.1 erläuterten Wärmetransportvorgängen können in Baustoffen und Bauteilen ebenfalls Enthalpieströme durch Stofftransportvorgänge auftreten, wodurch die Wärmebilanz und damit die Temperaturverteilung beeinflusst wird. In hygroskopischen und kapillarporösen Baustoffen wird dies vor allem durch Feuchtebewegung hervorgerufen. Transportvorgänge im flüssigen als auch gasförmigen Aggregatzustand sind dabei möglich. Ein hoher Feuchtegehalt bei gleichzeitig hohem Temperaturgradient und Durchlässigkeit der Gerüstsubstanz fördern diesen Prozess. Treibende Kraft für den Stofftransport können Druck-, Konzentrations- oder Temperaturunterschiede sein. In der Praxis treten Stoff- und Wärmetransportvorgänge in der Regel stets überlagert auf, wodurch innerhalb der beschreibenden Gleichungen eine direkte Analogie vorliegt [129].

Eine Übersicht zu baupraktisch relevanten Feuchtetransportvorgängen enthält Tabelle 3.5. Vertiefende Betrachtungen zu den Transportvorgängen im Baustoff Holz, deren physikalische und mathematische Abbildung sowie zugehörige numerische Simulationsansätze geben *Siau* [178], *Zillig* [216], *Eitelberger* [63] sowie *Zhu* [217].



**Tabelle 3.5: Feuchtetransportmechanismen in porösen Materialien;** (Auszug nach *Holm* [96], *Künzel* [129])

Mechanismus	Aggregatzustand	Transportursache
Gasdiffusion		Dampfdruck
Knudsentransport	gasförmig	Dampfdruck
Lösungsdiffusion		H <sub>2</sub> O-Konzentration
Konvektion		Gesamtdruckunterschied
Thermodiffusion	-----	Temperaturunterschied
Kapillarleitung	flüssig	Kapillarer Unterdruck
Oberflächendiffusion		Relative Luftfeuchte
Sickerströmung		Gravitation
Hydraulische Strömung		Gesamtdruck
Elektrokinese		Elektrische Felder
Osmose		Ionenkonzentration

Der aus diesen Transportströmen resultierende Enthalpiestrom  $\dot{q}_{flow}''$  ergibt sich zu:

$$\dot{q}_{flow}'' = \dot{m}_{flow}'' \cdot c_p \cdot (\vartheta_1 - \vartheta_2) \quad [\text{W/m}^2] \quad (\text{Gl. 3.21})$$

- mit:
- $\dot{m}_{flow}''$  Transportstromdichte [kg/(m<sup>2</sup>s)]
  - $c_p$  spezifische Wärmekapazität [J/(kg K)]
  - $\vartheta_1$  Temperatur am Ort 1 [°C]
  - $\vartheta_2$  Temperatur am Ort 2 [°C]

Ergänzend dazu wirken sich Phasenwechselvorgänge innerhalb definierter Temperaturbereiche auf die Wärmebilanz aus und können entsprechend Kapitel 3.3 Berücksichtigung finden.

Betrachtungen zum gekoppelten Wärme- und Stofftransport erfolgten bisher zum Beispiel zur Beschreibung des Trocknungsverhaltens von Holz (vgl. [80], [217]), des Press- und Verdichtungsprozesses von Holzwerkstoffen (vgl. [89]) sowie zur Feuchte- und Dampfdruckverteilung innerhalb brandbeanspruchter Bauteile (vgl. [19], [101], [157]). Als wesentliche Transportvorgänge wurden in diesen Untersuchungen, abhängig vom Feuchtegehalt des Materials, die Gasdiffusion sowie die Kapillarleitung berücksichtigt. Zusätzlich dazu erlangen mit steigender Temperatur Gasströmungen sowie Thermodiffusionsvorgänge Bedeutung.

### 3.4.2 Gasdiffusion in Holz

Mit Hinblick auf baupraktische Feuchtebereiche sind für kapillarporöse Baustoffe wie Holz die Vorgänge unterhalb der Fasersättigung von besonderer Bedeutung. In diesem hygroskopischen Bereich sind im hohen Maße Diffusionsvorgänge, hervorgerufen durch Teildruck- und Feuchtekonzentrationsunterschiede, für die Feuchtbewegung verantwortlich. Einerseits ist diese Feuchtbewegung im Wesentlichen auf den Transport von Wasserdampf durch die Tüpfel und Zelllumen und andererseits auf den Transport von scheinbar

hygroskopisch gebundenem Wasser in den Zellwänden zurückzuführen [178], vgl. Abschnitt 3.4.3. Weiterführende Erläuterungen zu möglichen Übertragungspfaden im Material Holz macht *Skaar* [180]. Grundlage zur mathematischen Beschreibung der Gasdiffusion bilden im Allgemeinen die Fick'schen<sup>10</sup> Diffusionsgesetze, die den Feuchtestrom in Abhängigkeit des Konzentrationsgefälles und des Diffusionskoeffizienten beschreiben. Dazu einhergehend wächst bei hohen Temperaturgradienten die Bedeutung der Thermodiffusion an, welche die Molekularbewegung hin zu kälteren Bereichen beschreibt.

Die vereinfachte Annahme eines konstanten, über den Feuchtebereich unveränderlichen Diffusionskoeffizienten, erfasst die realen Prozesse im hygroskopischen Bereich oftmals nur unzureichend. Aus diesem Grund wurden mehrstufige „multi Fickian“ oder dynamische Ansätze eingeführt [68], [178]. Die Abnahme des Diffusionswiderstandes bei zunehmender Holzfeuchte wird dadurch besser berücksichtigt. Über den bauphysikalischen Temperaturbereich hinaus wächst auch der Einfluss der Temperatur auf die Diffusionseigenschaften der Baustoffe, woraus höhere Diffusionsströme resultieren [121].

### 3.4.3 Permeabilität und Kapillartransport im Holz

Oberhalb der Fasersättigung setzt innerhalb der Holzstruktur ein zusätzlicher Flüssigwassertransport über das Makrosystem der Kapillaren ein, welcher durch kapillare Drücke angetrieben wird. Innerhalb der Mikrokapillaren liegt dagegen ein Flüssigwassertransport bereits ab Holzfeuchten von ca. 5 M-% vor. Infolge unverbundener sowie mit Luft gefüllter Kapillaren tritt hierbei jedoch kein reiner Kapillartransport auf, sondern eine Feuchtebewegung auf Basis eines Dampfdruckgefälles mit dem Verdampfen und Diffusionstransport sowie der erneuten Kondensation zwischen den Kapillaren [153].

Die Zustände innerhalb des Makrosystems lassen sich zweckdienlich mit Hilfe der Darcy<sup>11</sup> - Gleichung beschreiben, welche den Zusammenhang zwischen laminarem Volumenstrom und Druckgradient abbildet. Als Proportionalitätsfaktor dient hier der Durchlässigkeitskoeffizient, der wesentlich von der dynamischen Viskosität des Fluides und der Permeabilität des durchströmten Materials abhängt.

Werden durch externe Erwärmung Oberflächentemperaturen über 100 °C hinaus erreicht, baut sich innerhalb poröser Materialien infolge des Verdampfens des freien und / oder gebundenen Wassers ein Dampfdruck auf, der zusätzliche interne Strömungsprozesse hervorruft. Durch Feuchtwanderung in tiefere Schichten steigt somit deren Temperatur an. Hierbei trägt kondensierter Wasserdampf nach *Siau* [178] mehr zum Wärmetransport bei als flüssiges Wasser. Ausgenutzt wird dieser Vorgang unter anderem innerhalb des Heißpressens von Holzwerkstoffplatten, [89]. Durch Erweiterung der Darcy-Gleichung um das ideale Gasgesetz, zur Berücksichtigung der Kompressibilität und resultierenden isothermen Expansion der Gase bei Druckabfall, lassen sich diese Gasströmungsvorgänge mathematisch abbilden.

Einhergehend mit dem Prozess der Gasströmung findet in Kapillaren mit kleinen Durchmessern eine nicht zu vernachlässigende Molekularströmung in den Grenzschichten der Wandung statt (Knudsen<sup>12</sup> - Diffusion), wodurch für Gasströmungen im Vergleich zur Flüssigkeitsströmung eine erhöhte Permeabilität trotz gleicher Porenstruktur vorliegt.

---

<sup>10</sup> A. Fick (1829 - 1901) deutscher Physiologe

<sup>11</sup> H. Darcy (1803 – 1858) französischer Ingenieur

<sup>12</sup> M. H. C. Knudsen (1871 – 1949) dänischer Physiker

Die Durchlässigkeit für Flüssigkeiten und Gase unterscheidet sich zwischen den Holzarten sowie zwischen Splint- und Kernholz deutlich und kann damit wesentlich zur Emission flüchtiger Substanzen beitragen. So weist Kernholz im Allgemeinen eine geringere Permeabilität als Splintholz auf [138]. Fichtenholz zeigt eine 10-fach geringere Permeabilität als das Kernholz der Kiefer. Für Nadelholz unterhalb des Fasersättigungsbereiches wächst die Durchlässigkeit im Allgemeinen mit fallender Holzfeuchte an. Gleiches Verhalten zeigt sich ebenfalls mit sinkender Dichte innerhalb einer Holzart. Einzig bei Temperaturzunahme nimmt die Permeabilität ab, was bei Fichtenholz auch mit dem Mechanismus des Tüpfelverschlusses in Zusammenhang gebracht wird [82], [178].

Für weiterführende Aspekte und Zusammenhänge zwischen der Permeabilität und dem Abbrandverhalten wird auf Abschnitt 4.1.1 verwiesen.



## 4 Hochtemperaturverhalten von Holz

### 4.1 Abbrandverhalten, Zersetzungsprozesse

Holz ist infolge seiner chemischen Zusammensetzung als brennbarer Baustoff anzusehen, dessen spezifischen Brandeigenschaften von zahlreichen Einzelkomponenten, der materiellen Zusammensetzung sowie äußeren Parametern abhängt. Eine Beeinflussung des Abbrandverhaltens ist somit in gewissen Grenzen möglich. Im Folgenden wird auf wesentliche material- und versuchsspezifische Einflussgrößen eingegangen und deren Auswirkung auf das Abbrandverhalten bewertet. Eine Zusammenstellung von Faktoren, die das Brandverhalten von Holzbauteilen beeinflussen, wird nach *Lache* [131] in Abbildung 4.1 gegeben.

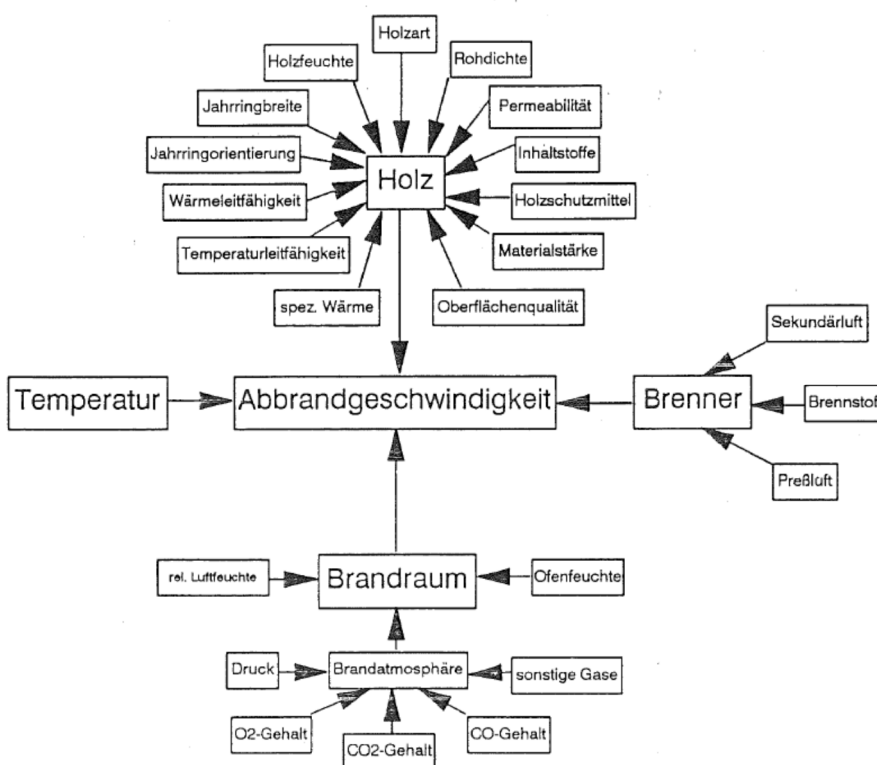


Abbildung 4.1: Einflussfaktoren auf das Abbrandverhalten von Holz [131]

Infolge des komplexen chemischen und strukturellen Aufbaus ist es trotz umfangreicher Untersuchungen jedoch bis heute nicht gelungen, das Brandverhalten von Holz und Holzbauteilen allgemeingültig und abschließend zu beschreiben.

#### Pyrolyse:

Der Begriff Pyrolyse leitet sich vom griechischen pyr – Feuer - und lysis - Lösung, Auflösung - ab [159]. Als Pyrolyse wird somit die thermisch induzierte chemische Zersetzung von organischen Materialien in flüchtige Kohlenwasserstoffe und weitere Reaktionsgase, Teeröle und Holzkohle bezeichnet. Unter Sauerstoffatmosphäre bilden die brennbaren Kohlenwasserstoffe und Teeröle an der Oberfläche eine

Oxidationsschicht aus. Die daraus resultierenden Flammen stellen somit wiederum selbst Wärmeenergie für weitere Zersetzungsprozesse zur Verfügung, wodurch sich der Vorgang selbstständig erhalten kann.

Für brandbeanspruchte Holzbauteile wird die Abbrandgrenze abhängig von den eingesetzten Untersuchungsverfahren verschiedener Autoren und der betrachteten Holzarten zwischen 200 °C und 360 °C angegeben [69], [171], [197], [209], [147]. Deutlich geringere Temperaturbereiche werden zudem bei sehr langanhaltenden Einwirkungen angeführt, was jedoch für übliche Brandeinwirkungen ausgeschlossen werden kann, vgl. Abbildung 2.9. Normativ wird die Grenztemperatur daher in Nordamerika mit 288 °C [28] bzw. durch *DIN EN 1995-1-2* [51] mit 300 °C festgelegt. Durch den steilen Temperaturgradient im Bereich der Abbrandgrenze führen die vorgenannten Unterschiede zwischen den Grenztemperaturen



**Abbildung 4.2: Darstellung der Abbrandgrenze**

jedoch nur zu sehr geringen Differenzen in der Abbrandtiefe [69]. Als Abbrandgrenze wird dabei der Bereich benannt, der keine Verkohlung mehr aufweist, jedoch braun verfärbt ist, vgl. Abbildung 4.2. Alternativ hierzu gibt *Fredlund* [74] eine Definition der Abbrandgrenze über das Dichteprofil im Brandfall an, wobei die Abbrandgrenze an der Stelle angenommen wird, an der die darrtrockene Ausgangsdichte einen Abfall auf 80 % aufweist.

#### Abbrandrate:

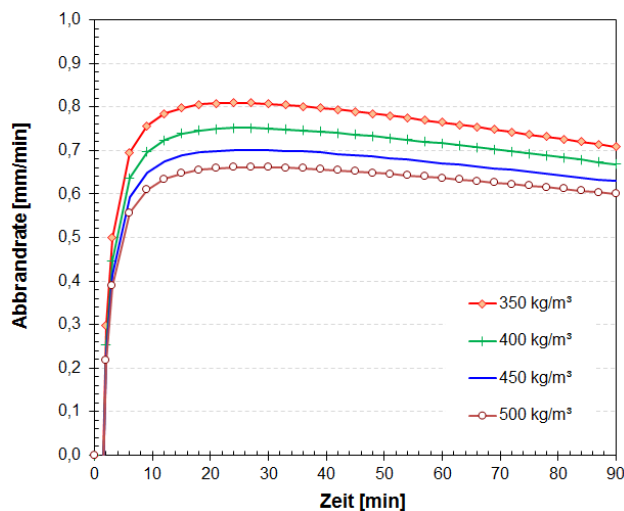
Als Abbrandrate  $\beta$  wird die Geschwindigkeit der Umwandlung von Holz zu Holzkohle bezeichnet, vgl. Gleichung (Gl. 4.1). Für diese thermische Umwandlung werden holzartenspezifisch bei eindimensionaler Normbrandbeanspruchung rechtwinklig zum Faserverlauf in der Regel konstante Werte ( $\beta_0$ ) zwischen 0,5 – 0,7 mm/min angegeben [28], [51]. Zur Berücksichtigung eines erhöhten Abbrandes bei mehrdimensionaler Temperaturbeanspruchung an Ecken oder Rissen sowie zur vereinfachten Ermittlung des verbleibenden Restquerschnitts wird in internationalen Standards zusätzlich die ideale Abbrandrate ( $\beta_n$ ) angegeben [6], [51].

$$\beta = \frac{\Delta d_{char}}{\Delta t} \quad [\text{mm/min}] \quad (\text{Gl. 4.1})$$

mit:  $\Delta d_{char}$  Abbrandtiefe, gemessen von der ursprünglichen Bauteiloberfläche am Zeitpunkt  $t = 0$  bis zur Abbrandgrenze am Zeitpunkt  $t$  [mm]  
 $\Delta t$  Zeit bis zum Erreichen der Abbrandtiefe [min]

Wie zahlreiche Untersuchungen belegen, weist die Abbrandrate Abhängigkeiten von holzeigenen Materialparametern und externen Einflussgrößen auf. Auf deren Auswirkungen wird in den nachfolgenden Abschnitten eingegangen.

So gibt Abbildung 4.3 exemplarisch die zeitabhängige Abbrandrate für Nadelholz rechtwinklig zur Faserrichtung bei Normbrandbeanspruchung wieder. Die Verzögerung im Beginn des Abbrandes der ersten zwei Minuten kann dabei einerseits auf die noch geringen Brandraumtemperaturen und andererseits zu Teilen auch auf die thermische Speicherfähigkeit des Materials zurückgeführt werden. Bereits nach wenigen Minuten wird jedoch das Maximum der Abbrandgeschwindigkeit erreicht. Anschließend nimmt diese trotz stetig steigender Brandraumtemperaturen bei ETK Beanspruchung ab. Zurückführen lässt sich dies darauf, dass einerseits mit zunehmender Temperatur die Dicke der Holzkohleschicht und damit die Schutzwirkung zwischen der thermisch beanspruchten Oberfläche und der Pyrolysezone ansteigt [209]. Andererseits nimmt auch der absorbierte Wärmestrom, wie in Abbildung 3.17 dargestellt, wieder ab. Die gebildete Holzkohle wirkt als Isolationsschicht, absorbiert Wärmestrahlung, verlangsamt das Ausströmen von Pyrolysegasen und verhindert das Vordringen des Sauerstoffes zur Pyrolysezone, was die Abbrandrate verringert. Der Abbau der Holzkohle aber vor allem die Rissbildung in selbiger minimieren diesen Effekt jedoch im Verlauf des Brandes deutlich [208]. Entgegen der konstanten Kennwerte der Abbrandrate ( $\beta_0$ ) und ( $\beta_n$ ) nach *DIN EN 1995-1-2* [51] findet in den nordamerikanischen Ansätzen des *American Wood Council* [6], vergleichbar zu den numerischen Berechnungsergebnissen in Abbildung 4.3, für ungeschützte Holzbauteile eine zeitabhängige Reduktion der Abbrandrate Berücksichtigung.



**Abbildung 4.3: Zeitabhängigkeit der Abbrandrate**  
(numerische Simulation auf Basis *DIN EN 1995-1-2* [51])

Treten im Brandverlauf, wie zum Beispiel bei anfänglich geschützten Holzbauteilen, zusätzliche Mechanismen auf, die die Schutzwirkung der gebildeten Holzkohle negativ beeinflussen bzw. die zu einer langen Vorerwärmung beitragen, steigt die Abbrandrate hingegen deutlich über vorgenannte Werte an bzw. nimmt mit der Zeit zu. So wird normativ nach *DIN EN 1995-1-2* [51] das Versagen einer schützenden Bekleidung für Holzbauteile mit einer Verdopplung der Abbrandrate, bis zum Erreichen einer Tiefe von 25 mm, gekoppelt. Für Untersuchungen und Bemessungsansätze zu geklebten flächigen Brettsperrholzelementen, die vorgenannten Mechanismen unterliegen können, wird unter anderem auf *Frangi* [71] als auch *Klippel* [118] verwiesen.

Weiterführende Erläuterung zu inneren und äußeren Einflussfaktoren auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen enthalten die nachstehenden Abschnitte 4.1.1 und 4.1.2, wobei der primäre Fokus auf massiven, ungeschützten Holzbauteilen ohne bekannten Einfluss des Ablösens einzelner verkohlter Schichten liegt.

#### 4.1.1 Materialspezifische Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten

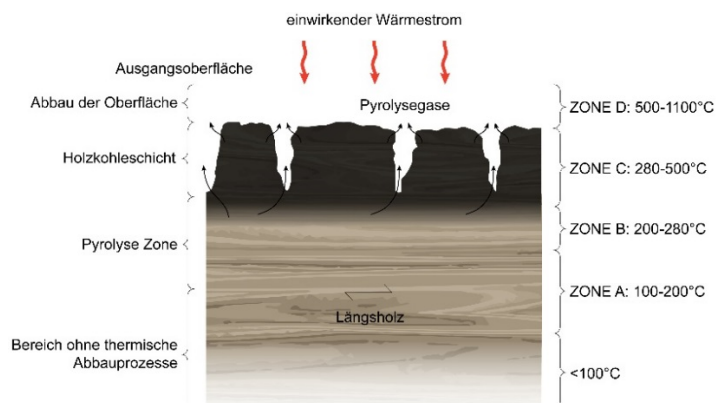
Das Material Holz ist aus den Einzelbestandteilen Zellulose, Hemizellulose, Lignin sowie Extrakten und Mineralien aufgebaut. So kann es allgemein als eine Zusammensetzung der chemischen Komponenten Kohlenstoff 50 %, Wasserstoff 6 %, Sauerstoff 43 %, Stickstoff < 1 % und mineralische Bestandteile < 1 %

angesehen werden, woraus die Brennbarkeit des Materials deutlich wird [121]. Jedoch zeigen die Holzbestandteile sehr verschiedene Abbaumechanismen, Abbrandtemperaturen und Reaktionsprodukte, was die unterschiedlichen Abbrandeigenschaften von verschiedenen Holzarten partiell erklärt.

**Tabelle 4.1: Bestandteile von darrtrockenem Holz [90]**

Holztyp	Zellulose [%]	Hemizellulose [%]	Lignin [%]
Hartholz	40 - 44	23 - 40	18 - 25
Weichholz	40 - 44	20 - 32	25 - 35

Zur Beschreibung der Abbrand- und Zersetzungsvorgänge in brandbeanspruchten Holzbauteilen können einzelne Reaktionszonen definiert und die zugehörigen Temperaturbereiche angegeben werden. Allgemeine Bestätigung findet diese vereinfachte Betrachtungsweise zum Beispiel durch *Buchanan* [28], *Friquin* [75] und *Peter* [158]. Abbildung 4.4 stellt die Reaktionszonen grafisch dar. Eine zugehörige Beschreibung der ablaufenden Prozesse innerhalb der einzelnen Zonen enthält nachstehende Auflistung.



**Abbildung 4.4: Zonenmodell der thermischen Holzzerersetzung (nach [75])**

- Zone A** Erwärmungszone des Materials:  
Charakterisiert wird diese Zone durch Temperaturen unter 200 °C. Die Trocknung des Holzes und Verdampfung des kolloidal gebundenen Wassers ab 100 °C, eine erste Gefügeänderung des Lignins und der Zellulose ab ca. 160 – 180 °C sowie die einsetzende Zersetzung von Hemizellulose zu CO<sub>2</sub> und CO prägen diesen Bereich. Bei der geringen pyrolytischen Zersetzung und dem damit verbundenen Dichteverlust treten vorrangig nichtbrennbare Gase, wie Wasserdampf, CO<sub>2</sub> und Essigsäure aus.
- Zone B** Sekundäre Zersetzungszone des Materials:  
Deren Charakterisierung erfolgt durch einen Temperaturbereich von 200 °C – 280 °C. Der thermische Abbau und die Vergasung der Hemizellulose wird dabei bis ca. 280 °C nahezu abgeschlossen. Ab ca. 240 °C setzt eine zunehmende Zersetzung der Zellulose ein. Der Flamm- und Brennpunkt der Gase wird erreicht. Die einsetzende Holzkohlebildung führt zu einem Dichteverlust von bis zu 70 %, vgl. Abbildung 4.18.
- Zone C** Primäre Zersetzung und Verbrennungszone:  
Diese Zone wird charakterisiert durch Temperaturen im Bereich von 280 °C – 500 °C. Die thermische Zersetzung und der Gewichtsverlust erreichen ihr Maximum, wobei die Oxidation der Brenngase erst an der Außenoberfläche unter Flammenbildung als exotherme Reaktion erfolgt. Der Abbau der Zellulose wird hierbei bis ca. 350 °C vollständig abgeschlossen, wohingegen zum vollständigen Abbau des Lignins nach

*Spearpoint* [181] Temperaturen von 500 °C notwendig sind. Innerhalb der sich bildenden Holzkohle treten nur wenige Reaktionen auf.

Zone D

Glühzone:

Charakterisiert wird dieser Bereich durch Temperaturen von 500 °C – 1100 °C mit vollständiger Verbrennung der Pyrolyserückstände. Die Bildung einer glühenden ligninreichen Schicht und der merkliche Rückgang der Bildung von brennbaren Gasen leiten diesen Temperaturbereich ein, wobei ab ca. 600 °C der thermische Abbau der Holzkohle einsetzt. Ab ca. 1100 °C wird der Abschluss der Zersetzung der brennbaren Bestandteile angenommen, wobei nur nichtbrennbare anorganische Asche verbleibt.

**Tabelle 4.2: prozentual verbleibender Gewichtsanteil der Holzbestandteile bei thermischer Beanspruchung [168]**

Holzbestandteile	100 °C	200 °C	400 °C	600 °C
Zellulose	40 %	40 %	4 %	2 %
Hemizellulose	40 %	36 %	12 %	8 %
Lignin	20 %	18 %	11 %	8 %
Holz	100 %	94 %	27 %	18 %

Dichteeinfluss:

Die Rohdichte stellt eine wesentliche Hilfsgröße in der Charakterisierung von thermischen und mechanischen Holzeigenschaften dar. Sie kann jedoch innerhalb eines Holzbauteils, im Baum selbst und zwischen den Holzarten sehr stark variieren. Nadelhölzer zeigen im Allgemeinen durch ihre geringere Dichte ein höheres Abbrandverhalten als Laubhölzer. *Niemz* [153] schlägt daher in Abhängigkeit von der Rohdichte folgende einfache Einteilung vor, wobei keine Zuordnung einer Abbrandrate zu den qualitativ benannten Brandverhaltensklassen vorliegt.

Rohdichte	Brandverhalten
$\rho \leq 300 \text{ kg/m}^3$	sehr gut brennbar
$300 \leq \rho \leq 1000 \text{ kg/m}^3$	mittelmäßig brennbar
$\rho > 1000 \text{ kg/m}^3$	schlecht brennbar

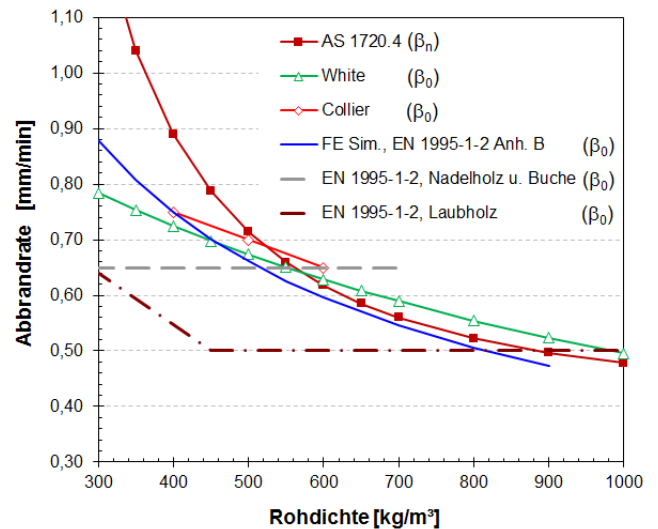
Zahlreiche Forschungsergebnisse und Zusammenstellungen benennen eine Abhängigkeit der Abbrandrate von der Dichte und bestätigen, dass mit zunehmender Dichte innerhalb einer Holzart die Abbrandrate sinkt [28], [83], [126], [147], [154], [171]. Jedoch liegen auch hier unterschiedliche Interpretationen und gegenläufige Untersuchungen wie durch *Lache* [131] oder *Lingens* [138] vor, die einen solchen Zusammenhang nur für bestimmte Holzarten bestätigen. Die allgemeine Aussage, dass mit steigender Rohdichte die Abbrandrate für Holz sinkt, lässt sich jedoch widerlegen. So liegt zum Beispiel für Buchenholz trotz höherer Rohdichte auch eine höhere Abbrandrate im Vergleich zu Fichtenholz vor. Innerhalb des australischen Standards AS 1720.4 [9], der Untersuchungsergebnisse von *White* [209] und *Collier* [90] sowie innerhalb der DIN EN 1995-1-2 [51] werden für Holz dichteabhängige Abbrandraten berücksichtigt (vgl. Abbildung 4.5). Da infolge der natürlichen Dichteschwankungen einer Holzart nur ein begrenzter Bereich



abgebildet werden kann, sind eindeutige Resultate bezüglich des Zusammenhangs von Dichte und Abbrandverhalten nicht immer gegeben [34], [69]. *Gilka-Bötzow* [83] untersuchte daher den Einfluss der Rohdichte auf den Abbrand an unbehandeltem Fichtenholz (*picea abies*) sowie thermomechanisch verdichtetem Fichtenholz, wodurch ein Rohdichtebereich von ca. 350 kg/m<sup>3</sup> bis 1300 kg/m<sup>3</sup> abgedeckt wurde. Die Resultate weisen auf einen exponentiellen Zusammenhang zwischen Rohdichte und Abbrandrate ( $\beta_0$ ) im untersuchten Rohdichtenbereich hin. Gleichzeitig wurde ersichtlich, dass mit Zunahme der Rohdichte auch die entstehende Holzkohle fester und zugleich spröder wurde.

Trotz dessen, dass die Versuchsergebnisse unterhalb der bekannten Literaturwerte für eindimensionalen Abbrand ( $\beta_0$ ) liegen, weisen diese jedoch innerhalb einer Holzart auf einen eindeutigen Zusammenhang zwischen Rohdichte und Abbrand hin. Diese Korrelation lehnt *Hugi* [102] auf Basis seiner Untersuchungen ab und postuliert einen Zusammenhang zwischen Permeabilität und Abbrandrate. Basierend auf diesen Erkenntnissen müssen weitere Eigenschaften, wie struktureller Aufbau und begleitende Holzinhaltstoffe als Einflussgrößen unterstellt werden, deren Auswirkungen bis heute nicht vollständig geklärt sind [62]. Eine umfangreiche Zusammenstellung zu Versuchsergebnissen an Nadelholz verschiedener Rohdichten gibt *Meyn* [146] und leitet auf Basis

ausgewählter Ergebnisse ([61], [103], [130]) eine Beziehung zwischen Abbrandrate und Rohdichte ab. Für diese Arbeit wird innerhalb einer Holzart ebenfalls eine Abhängigkeit der Abbrandrate von der Rohdichte unterstellt. In einem üblichen Dichtebereich für Nadelholz von 350 kg/m<sup>3</sup> bis 550 kg/m<sup>3</sup> wird damit vereinfacht davon ausgegangen, dass bei einer Erhöhung der Dichte pro 100 kg/m<sup>3</sup> eine Abnahme der Abbrandrate um 10 % einhergeht, vgl. Abbildung 4.3. Für baupraktische Belange der üblicherweise in Europa genutzten Nadelhölzer muss jedoch geschlussfolgert werden, dass die Dichteänderung nur eine untergeordnete Rolle auf die Abbrandrate ausübt und im allgemeinen Werte für die eindimensionale Abbrandrate von 0,6 bis 0,7 mm/min genutzt werden können, vgl. *Cedering* [34], *König* [122].



**Abbildung 4.5: Abhängigkeit der Abbrandrate von der Rohdichte,** (Untersuchungen an Nadelholz u~10 M-%)

#### Einfluss der Holzfeuchte:

Wie der Einfluss der Rohdichte wurde ebenfalls die Abhängigkeit des Abbrandes von der Holzfeuchtigkeit durch zahlreiche Untersuchungen [95], [147], [171], [181] betrachtet. Dabei kann mit steigender Holzfeuchte unabhängig von der Holzart eine Abnahme der Abbrandrate und Entzündungsgeschwindigkeit verzeichnet werden. Zurückgeführt wird dies auf die geringere zur Verfügung stehende Zersetzungsenergie, da Teile davon zur Verdampfung des zellulär gebundenen Wassers notwendig werden. Gleichzeitig wird ein weiterer Teil der Energie durch Massetransportprozesse über die Wassermoleküle abgeführt. *Mikkola* zeigte innerhalb einer Literaturrecherche und eigener Untersuchungen eine 10 %-ige Abnahme der Abbrandrate bei Erhöhung der Holzfeuchte pro 10 M-% (vgl. Abbildung 4.6) [75], [147]. Vergleichbare Werte nutzten *Meyn* [146] als auch *Fornather* [78], basierend auf Auswertungen von Versuchsergebnissen verschiedener Autoren [103], [130], [171]. Sie verwendeten für Nadelholz mit einer Feuchteerhöhung von 8 M-% auf 20 M-% eine 5 bis 10 %-ige Abnahme der Abbrandrate. Alle bisherigen Untersuchungen stimmen darin überein, dass im

Holz bei hoher Temperatureinwirkung eine Diffusionsbewegung in Richtung des Brandraums vorliegt. Infolge der thermischen Beanspruchung stellt sich im Material jedoch ebenfalls eine Partialdruckdifferenz ein, die als Ursache für Stoff- und damit auch für Energietransportprozesse angesehen wird [74], [82], [206]. *Lache* [130] sowie *Dorn* [57] stellten in Bereichen direkt hinter der Abbrandgrenze eine Trocknung des Materials fest. *White* [206] zeigte zudem eine deutliche Feuchteanreicherung in tieferen Schichten hinter der Pyrolysezone (vgl. Abbildung 4.7), wobei sich die Feuchtigkeit zeitabhängig wellenartig durch das Material bewegt. Diesen Vorgang, die sogenannte Feuchtemigration, bestätigt ebenfalls *Gilani* [82] über Neutronen-Radiographie Messungen für unterschiedliche Holzarten (vgl. Abbildung 4.9). Gleichzeitig weist sie jedoch auf die Abhängigkeit dieser Eigenschaft von der Mikrostruktur (Holzart, saisonale Wachstumsunterschiede, Faserrichtung) hin.

**Tabelle 4.3: Feuchteverteilung hinter der Abbrandgrenze**

Autor	Jahr	festgestellte maximale Feuchteerhöhung	Temperaturbereich der Feuchteerhöhung
<i>Dorn</i> [57], [58]	1961	2 M-% (20 mm hinter der Abbrandgrenze)	90 – 120 °C
<i>Hoffmann</i> [95]	1979	Indirekter Nachweis über erhöhtes Druckprofil im Querschnitt	100 °C
<i>Kallionien</i> entnommen aus [62]	1980	nicht verzeichnet	-
<i>White</i> [206]	1981	6 bis 10 M-% (ca. 15 mm hinter der Abbrandgrenze)	100 °C
<i>Fredlund</i> [74]	1991	~ 5 M-%	100 °C
<i>Lache</i> [130]	1992	nicht verzeichnet	-
<i>Huniterova</i> [103]	1995	2 M-% (15-20mm hinter der Abbrandgrenze)	< 100°C
<i>Fornather</i> [78]	2003	3 bis 5 M-% (ca. 10 mm hinter der Abbrandgrenze)	100 °C
<i>Gilani</i> [82]	2013	~ 8M-%	< 100 °C

*Dorn* [57] als auch *Fornather* [78] stellten im Gegensatz zu *White* in ihren Untersuchungen eine deutlich geringere Erhöhung der Holzfeuchte von nur maximal 3 M-% hinter der Abbrandgrenze fest. *Lache* [130] konnte diesen Effekt nicht bestätigen und begründete den Unterschied zu anderen Untersuchungen über die variierenden Messverfahren. Eine Zusammenstellung bisheriger Untersuchungen zum Maß des Feuchte-transportes während der Brandeinwirkung an Holzbauteilen gibt Tabelle 4.3.

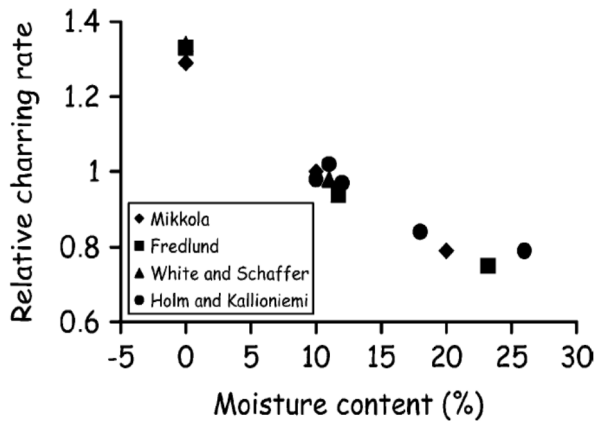


Abbildung 4.6: Abhängigkeit der Abbrandrate vom Feuchtegehalt, Nadelholz 400kg/m<sup>3</sup> [75]

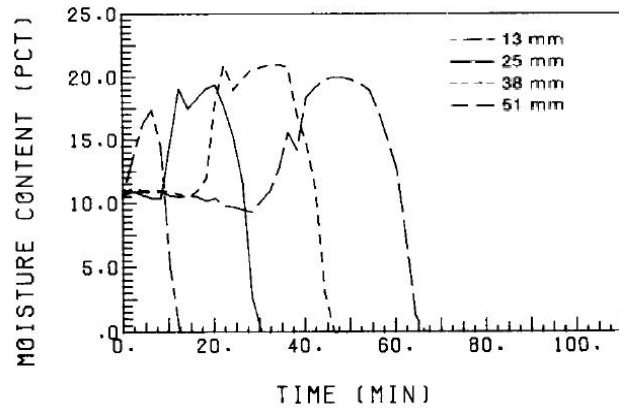


Abbildung 4.7: Zeitabhängige Feuchteverteilung in einem einseitig brandbeanspruchten Holzquerschnitt (southern pine) [206]

Eine weitere Begründung für zahlreich existierende abweichende Ergebnisse gibt *Cedering* [34], die bei 10 Vol.-% O<sub>2</sub>-Gehalt im Brandraum das vorgenannte Maß des Holzfeuchteeinflusses auf den Abbrand bestätigt, jedoch bei nur 4 Vol.-% O<sub>2</sub>-Gehalt kaum mehr einen Einfluss feststellt. Gleichzeitig wird daraus deutlich, dass mit steigendem Feuchtegehalt der Einfluss des O<sub>2</sub>-Gehalts auf das Abbrandverhalten abnimmt.

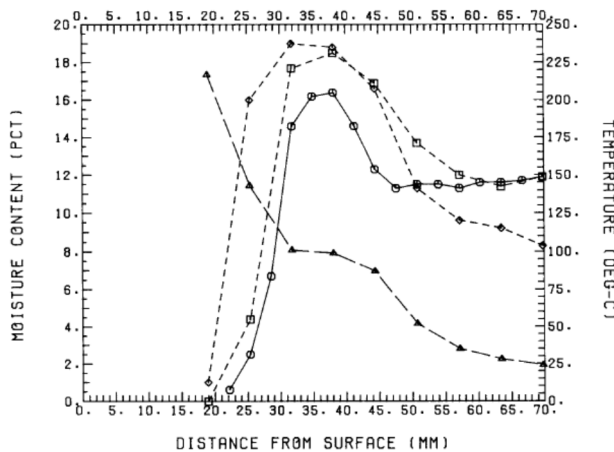


Abbildung 4.8: Feuchte und Temperaturverteilung über den Holzquerschnitt [206]

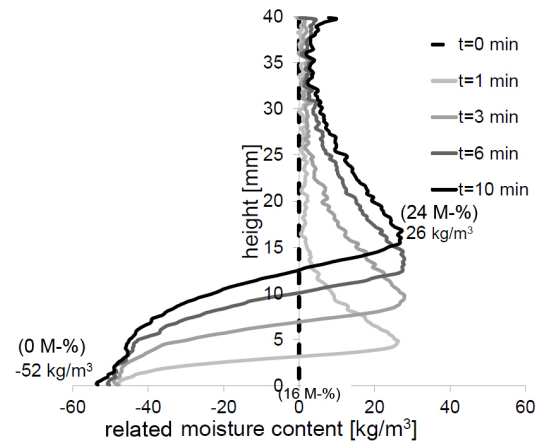


Abbildung 4.9: Feuchteprofil in Faserlängsrichtung bei unterschiedlichen Zeitschritten, modifiziert aus [82] (Fichte, Beanspruchungstemperatur 250 °C von Unterseite)

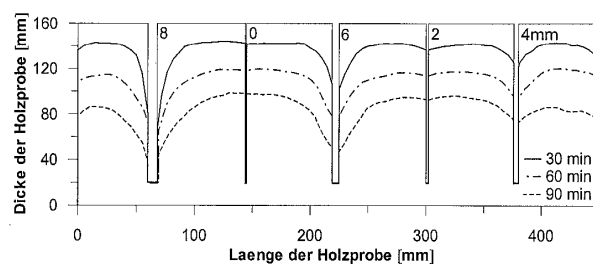
Der Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten wird ebenfalls stark durch die Permeabilität der Holzstruktur geprägt. So wirkt sich nach *Schaffer* [171] der Einfluss der Holzfeuchtigkeit auf das Abbrandverhalten für Holzarten mit geringer Permeabilität besonders stark aus (vgl. Anhang Abbildung A. 4). Hier treten im Vergleich zu Holzarten mit hoher Permeabilität größere Konzentrations- oder Dampfdruckunterschiede auf und verhindern eine Ableitung der Feuchtigkeit über den Querschnitt. Dies

reduziert die Abbrandrate, da entsprechende Feuchtigkeit zur Brandseite hin entweicht und erst verdampft werden muss bevor eine weitere Erwärmung stattfinden kann. Der dabei entstehende Dampfdruck kann partiell um mehr als 50 % im Vergleich zum Normaldruck zunehmen, was die Feuchtwanderung und den Wärmetransport über den Querschnitt unterstützt. In der Regel kann jedoch davon ausgegangen werden, dass sich die zellulär gebundene Feuchtigkeit in flüssiger Form durch den Querschnitt bewegt und dabei zum Wärmetransport in Bereiche tief hinter der Abbrandgrenze beiträgt. Messungen von *Gilani* [82] zeigen, dass im Bereich des maximalen Feuchtegehalts hinter der Abbrandgrenze Temperaturen  $< 100\text{ °C}$  auftreten und in diesem Temperaturbereich noch Feuchtezustände unterhalb des Fasersättigungspunktes vorliegen. Hieraus kann abgeleitet werden, dass der in den Querschnitt hineingerichtete Feuchte- und der damit einhergehende Wärmetransport vorrangig im Flüssigwasserbereich erfolgt und die Zellhohlräume frei von Wasser bleiben. Abweichend dazu macht *Fredlund* [74] vorrangig Diffusionsprozesse für den Feuchtetransport in den Querschnitt hinein verantwortlich.

*Hoffmann* [95] weist in seinen Untersuchungen zudem darauf hin, dass mit der Zunahme des thermischen Beanspruchungsniveaus der Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten abnimmt.

#### Einfluss von Rissen

Treten Risse im Material auf, kann dies Auswirkungen auf die thermische Beanspruchung der Oberfläche und damit auf das Abbrandverhalten haben. *Fornather* [78] untersuchte dazu Rissbreiten von 2 bis 16 mm, um diesen Einfluss zu bewerten. Für Rissbreiten bis zu 2 mm und 90 Minuten Brandbeanspruchungsdauer wird im Vergleich zum ungerissenen Querschnitt keine erhöhte Abbrandrate festgestellt, vgl. Abbildung 4.10. Als kritische Rissbreite, die eine Auswirkung auf das Abbrandverhalten besitzt, wird 4 mm angegeben. Diese Größenordnung wird aus Untersuchungen zum Einfluss von Bauteilfugen durch *Kagiya* [111] und die *Lignum* [137] bestätigt. Zusätzlich weist *Frangi* [69] darauf hin, dass bereits kleine Risse und Fugen in durchströmten raumabschließenden Bauteilen lokal eine Erhöhung der Abbrandrate nach sich ziehen können und einseitig abzudecken sind. Ab dieser Rissbreite führen radiative und vor allem konvektive Vorgänge zu einer zusätzlichen thermischen Beanspruchung der Rissflanken und damit zum mehrdimensionalen Abbrand. Eingang findet diese Eigenschaft über unterschiedlichen Abbrandraten für Vollholz ( $\beta_n = 0,8\text{ mm/min}$ ) und Brettschichtholz ( $\beta_n = 0,7\text{ mm/min}$ ) gemäß *DIN EN 1995-1-2* [51].

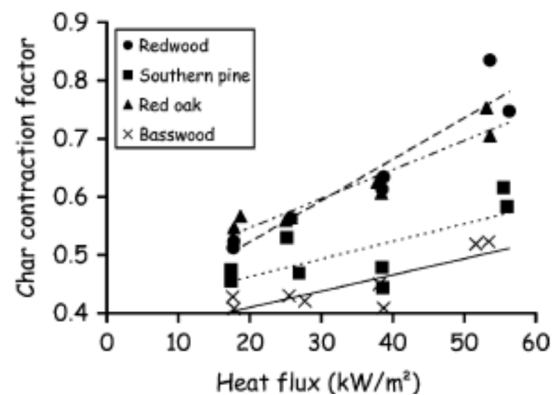


**Abbildung 4.10: Einfluss der Rissbreite auf das Abbrandverhalten [78]**

#### Chemische Zusammensetzung:

Wie bereits in Tabelle 4.1 aufgeführt, weisen verschiedene Holzarten deutliche Differenzen in ihren Anteilen für Lignin, Zellulose und Hemizellulose auf. So zeigen Weichhölzer im Vergleich zu Harthölzern im Allgemeinen geringere Anteile an Hemizellulose und höhere Anteile an Lignin, woraufhin die höhere Entzündungstemperatur von Weichholz im Vergleich zu Hartholz bei ansonsten gleicher Rohdichte erklärt wird [55]. Nach *Parker* [13] weist das Lignin im Vergleich zu den anderen Holzinhaltstoffen Zellulose und

Hemizellulose eine deutlich geringere Abbaurrate auf, was auf dessen hohe Temperaturbeständigkeit zurückzuführen ist. Hemizellulose durchläuft innerhalb der pyrolytischen Zersetzung des Holzes den frühzeitigsten und schnellsten Abbau (vgl. Kapitel 4.1). Die vorgenannten Holzbestandteile wirken sich ebenfalls auf die Bildung und die Eigenschaften der Holzkohle aus. Dabei weisen Hölzer mit höherem Gehalt an Lignin nach *White* [207] eine geringere Schrumpfung der Holzkohle auf, was mathematisch über den Kontraktionsfaktor ausgedrückt werden kann. Dieser gibt das Verhältnis der Dicke der Holzkohleschicht nach der Brandbeanspruchung zur Dicke des gesamten abgebrannten Bereichs, von Abbrandgrenze bis zur ursprünglichen Oberfläche, an. Hieraus wird deutlich, dass der Ligningehalt brandschutztechnisch einen maßgebenden Einflussparameter darstellt. Ein hoher Anteil von Lignin führt zur ausgeprägten Bildung von Holzkohle, einer geringeren Pyrolyserate sowie einem verzögerten Entzündungsverhalten [13].



**Abbildung 4.11: Kontraktionsfaktor von Holzkohle in Abhängigkeit von der einwirkenden Wärmestromdichte für verschiedene Holzarten [75]**

#### Faser- und Poreneinfluss:

Basierend auf Literaturstudien fasst *Friquin* [75] zusammen, dass neben der Dichte vor allem die chemische Zusammensetzung, der Faserverlauf und die Permeabilität als beschreibende Größen für das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holz unter Brandeinwirkung genutzt werden können. Vor allem der Aufbau des Faser- und Porensystems hat dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Wärme- und Stofftransportvorgänge, die unter Brandbeanspruchung auftreten. Zahlreiche Untersuchungen bestätigen, dass für Fichtenholz in Faserlängsrichtung die Wärmeleitfähigkeit ca. 1,7 - 2,8-fach und die Permeabilität ca. 1.000 - 10.000 fach größer ist als in Querrichtung [75], [121], [185]. Entsprechend dazu wird für die Abbrandrate in Faserrichtung ein doppelt so hoher Wert wie quer zur Faserrichtung angenommen [90], [211]. Entgegen dazu kann *Lingens* [138] diese Werte nicht bestätigen und verzeichnet für die Abbrandtiefen an Kleinproben quer und längs zur Faser annähernd gleiche Werte. Er führt jedoch an, dass das Rissverhalten der Holzkohle bei größeren Abmessung zum Anwachsen der Unterschieden beitragen kann. *White* [207] fand zudem innerhalb seiner Untersuchungen in tangentialer Richtung einen geringfügig größeren Abbrand als in radiale Richtung und begründet dies durch die höhere Abbrandgeschwindigkeit des Frühholzes, wodurch das Spätholz eines Jahrringes eine mehrseitige thermische Beanspruchung erfährt. Für baupraktische Betrachtungen kann dies jedoch vernachlässigt werden. Ein Einfluss der Jahrringbreite auf das Abbrandverhalten konnte weder von *Fornather* [78] noch von *Lache* [131] nachgewiesen werden. Hingegen zeigte sich für Kiefernholz im Splintbereich eine 17 % höhere Abbrandrate als im Kernbereich bei vergleichbarer Rohdichte. Bestätigung finden der Einfluss des Faserverlaufes (längs bzw. quer) auf Heizwert, Wärmefreisetzung, Energie zum Vergasungsprozess und damit auch auf die Abbrandrate ebenfalls in der Arbeit von *Spearpoint* [181]. *Hugi* [102] zeigte zudem, dass mit Zunahme der Permeabilität die Abbrandrate zunimmt. Damit kann festgehalten werden, dass der anatomische Aufbau von Holz mit richtungs-, standort- und bereichsspezifischen Eigenschaften zu einem variierenden Abbrand- und Durchwärmungsverhalten beiträgt.

4.1.2 Versuchsspezifische Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten

Als versuchsspezifische Einflussgrößen können die Art der Beanspruchungsmethode, das Brandszenario, Ventilationsbedingungen, die Brandgasatmosphäre, die Prüfkörperanordnung sowie die Art der Messung der Abbrandrate angesehen werden. Zusätzlich können sich die Geometrieverhältnisse und eine mechanische Beanspruchung ebenfalls auf das Abbrandverhalten auswirken.

Wärmestrom:

Wie in Kapitel 2.2 aufgeführt, besitzen zahlreiche Faktoren wie Art, Eigenschaft, Ort und Anordnung der Brandlast sowie Raumgeometrie, Belüftungsverhältnis und die Eigenschaften der Umfassungsbauteile einen Einfluss auf die Wärmefreisetzung und damit auf die auftretenden Temperaturen im Brandraum. Abbildung 4.12 zeigt, dass mit Änderung des einwirkenden Wärmestromes ebenfalls die Abbrandrate beeinflusst wird. So nehmen die Umsetzungsgeschwindigkeit, der Masseverlust und damit die Abbrandrate proportional mit dem Anstieg des einwirkenden Wärmestromes zu, was bisher unumstritten bestätigt wird [147], [197]. *Babrauskas* [14] aber auch *Butler* (aus [37]) stellen vereinfacht eine solche Beziehung zwischen Abbrandrate und einwirkendem Wärmestrom dar, vgl. Tabelle 4.4. Die von *Hoffmann* [95] durchgeführten Untersuchungen weisen zudem darauf hin, dass bei großen Aufheizgeschwindigkeiten der Feuchteinfluss in Bezug auf die Abbrandrate minimiert wird.

**Tabelle 4.4: Abbrandrate in Abhängigkeit der einwirkenden Wärmestromdichte**

Autor	Abbrandrate $\beta_0$ [mm/min]	
Butler	$0,028 \cdot \dot{q}_e''$	(Gl. 4.2)
Babrauskas	$0,23 \cdot (\dot{q}_{tot}'')^{0,5} \cdot t^{-0,3}$	(Gl. 4.3)
Harada/Babrauskas	$113 \cdot k_{ox} \cdot \frac{\sqrt{\dot{q}_e''}}{\rho \cdot t^{0,3}}$	(Gl. 4.4)

mit: einwirkende mittlere äußere Wärmestromdichte  $\dot{q}_e''$  [kW/m<sup>2</sup>]; gesamte Wärmestromdichte (äußere+lokal)  $\dot{q}_{tot}''$  [kW/m<sup>2</sup>]; Beanspruchungszeit  $t$  [min]; durchschnittliche Wärmestromdichte nach amerikanischem ASTM 119  $\dot{q}_e'' = 18 \cdot t^{0,4}$  [kW/m<sup>2</sup>]; Reduktionsfaktor für begrenzte O<sub>2</sub> Konzentration  $k_{ox} = 0,8$ ;  $\rho$  Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]

Abweichend zur bekannten Abbrandrate unter der Einheits-Temperaturzeitkurve zeigen daher Naturbrandszenarien wie in den Versuchen von *Bobacz* [23], *Fornather* [78] oder *König* [123] ein weites Spektrum der Abbrandrate auf. Zudem liegt infolge des unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus in der Aufheiz- und Abkühlphase keine zeitliche Konstanz der Abbrandrate mehr vor. Zur Anpassung der aus ETK Beanspruchung gewonnenen ideellen Abbrandrate  $\beta_n$  auf parametrische Temperaturbeanspruchungen gibt *DIN EN 1995-1-2* [51] nachfolgende Möglichkeit zur Bestimmung der Abbrandrate  $\beta_{par}$ , vgl. Gleichung (Gl. 4.5). Diese basiert auf den unbelasteten bzw. belasteten Untersuchungen von *Hadvig* [85] und *Bolonius* [24] unter Berücksichtigung der Öffnungsfaktormethode nach *DIN EN 1991-1-2* [47] und damit der direkten Einbindung der Ventilationsbedingungen, des Wärmespeichervermögens der Umfassungsbauteile und der Menge der Brandlast.

$$\beta_{par} = 1,5 \cdot \beta_n \frac{0,2 \cdot \sqrt{\Gamma} - 0,04}{0,16 \cdot \sqrt{\Gamma} + 0,08} \quad [\text{mm/min}] \quad (\text{Gl. 4.5})$$

mit:  $\beta_n$  ideelle Abbrandrate für Nadelholz [mm/min]  
 $\Gamma$  Faktor zur Berücksichtigung der Brandraumgeometrie und -eigenschaften nach *DIN EN 1995-1-2* Anhang A

Hopkin [98] nutzt diesen Ansatz zur Bestimmung eines Modifikationsfaktors, über den die normativ gegebene, temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Holz angepasst wird. Hiermit werden numerische Simulationen zur Beschreibung der Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzbauteilen auch für gegenüber der Einheits-Temperaturzeitkurve abweichende Naturbrandszenarien ermöglicht.

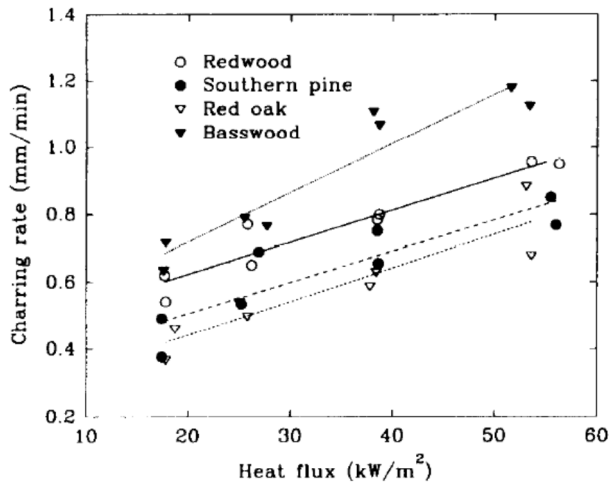


Abbildung 4.12: Abhängigkeit der Abbrandrate von der einwirkenden Wärmestromdichte für verschiedene Holzarten [197]

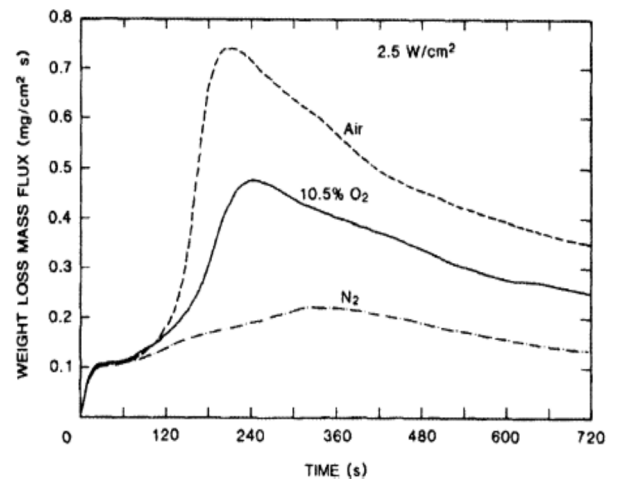


Abbildung 4.13: Einfluss der Brandraumatmosfera auf den Masseverlust [113]

Belastete Realbrandversuche von *Kinjo* [114] und *Lange* [132], [133] weisen für parametrische Brandbeanspruchungen ebenfalls auf die Relevanz der Holzkohleschicht in der Beschreibung des Abbrandverhaltens hin. So wird deutlich, dass es für hohe Temperaturen und schnelle Aufheizphasen zu stärkeren Rissen in der Holzkohle kommt. Bestätigung findet ein solches Verhalten in den Untersuchungen von *Li* [136] zur Brandursachenermittlung, wo die Kleinteiligkeit der Holzkohle ein Indiz für große Wärmeströme ist. Weiterhin wird deutlich, dass eine erhöhte Luftzufuhr in der Abkühlphase zwar zum schnelleren Abfall der Brandraumtemperaturen führt, aber auch die Abbrandtiefe infolge des zusätzlichen Oxidationsprozesses in der Holzkohle weiter anwächst. So treten oberhalb von 400 °C – 500 °C oberflächennahe Temperaturen auf, die die Brandraumtemperaturen deutlich übersteigen [23], [29], [124]. Unterhalb dieses Temperaturniveaus im Brandraum ist eine solche oberflächennahe Temperaturerhöhung nicht mehr nachweisbar.

Reale Brandereignisse (vgl. Kapitel 2.6) können besonders in der Anfangsphase infolge eines schnellen Temperaturanstiegs und hoher Maximaltemperaturen deutlich höhere Abbrandraten als auf Basis der Einheits-Temperaturzeitkurve nach sich ziehen. Dem gegenüber findet zwar in der Abkühlphase eine Reduktion der Abbrandrate statt, jedoch ist diese wiederum auch mit einer weiter einhergehenden Erwärmung und Abnahme des Tragwiderstandes im Querschnitt gekoppelt [24], [114].

#### Sauerstoffgehalt:

Ebenso wie der einwirkende Wärmestrom wurden die Auswirkungen der Verbrennungsumgebung auf den Abbrand und Masseverlust bereits untersucht und entsprechende Ergebnisse unter anderem durch *Friquin* [75] zusammengefasst. Bis zum Abschluss des Trocknungsvorganges stellt sich dieser Einfluss für Holz als

sehr gering dar, nimmt dann jedoch bis zur Entzündung schnell zu. *Kashiwagi* [113] stellte dabei circa zwei bis vier fach höhere Masseverluste in einer Sauerstoffatmosphäre im Vergleich zu reinem Stickstoff fest (vgl. Abbildung 4.13). Auch *Hadvig* [85] verweist infolge fehlenden Sauerstoffs auf geringere Abbrandraten und das Ausbleiben von Flammen auf der Oberfläche hin. Ebenso zeigt *Mikkola* [148] in einer Zusammenstellung von Untersuchungen am Cone-Kalorimeter eine Reduktion des Masseverlustes um ca. 20 % bei einem Absenken der Sauerstoffkonzentration von 21 Vol.-% auf 10,5 Vol.-%. Er registriert im Vergleich zur Ausgangssituation mit 21 Vol.-% Sauerstoffkonzentration bis zu 50 % geringere Werte bei Sauerstoff freier Atmosphäre (Stickstoffsubstitution). *Mikkola* leitet daraus ab, dass Abbrandraten auf Basis von Versuchen im Brandofen infolge der geringeren Sauerstoffkonzentration ca. 20 % unterhalb der mit dem Cone-Kalorimeter unter Normalatmosphäre ermittelten Werte liegen. *Lache* [131] wiederum konnte innerhalb seiner Untersuchungen mit ETK Beanspruchung im Brandofen bei O<sub>2</sub> Konzentrationen von 0 Vol.-% bis 4 Vol.-% keinen Einfluss auf die Abbrandgeschwindigkeit feststellen. Dagegen stellt *Cedering* [34] beim Anstieg des Sauerstoffgehalts im Brandofen von 4 Vol.-% auf 10 Vol.-% nach 60 Minuten ETK Beanspruchung nur eine Zunahme der Abbrandrate um 0,05 mm/min fest, was einem Wert von ca. 7 % entspricht. Zudem wird gezeigt, dass dieser Effekt mit zunehmender Holzfeuchte abnimmt und nur bei geringer Holzfeuchte ausgeprägt ist. Verbunden mit der Erhöhung der Abbrandrate führt ein hoher Sauerstoffgehalt ebenfalls zur beschleunigten Oxidation und damit zum Abbau der Holzkohleschicht, was sich in einer Reduktion des Kontraktionsfaktors der Holzkohle ausdrückt, vgl. Abschnitt 4.1.1 chemische Zusammensetzung.

### Versuchsbedingungen, Messmethodik:

Trotz der internationalen Normung zur Bestimmung des Feuerwiderstandes von Bauteilen konnten *Müller* und *Rudophi* [149] sowie *Fornather* [78] für an unterschiedlichen Prüfständen nach *DIN 4102 – 8* [46] durchgeführten Untersuchungen deutliche Abweichungen in den Ergebnissen zum Abbrandverhalten bei Holzbauteilen feststellen. Wobei hier ebenfalls festzuhalten ist, dass die Untersuchung der Abbrandrate im Allgemeinen nicht primäres Ziel innerhalb der Bestimmung des Feuerwiderstandes ist. Brenntyp, Brennstoff und Strömungsbedingungen im Brandofen werden als Ursache für solche Abweichungen angegeben. Ebenfalls weisen die Methoden zur Bestimmung der Abbrandrate untereinander erhebliche Unterschiede als auch Unsicherheiten auf. So können zum Beispiel zusätzliche Fugen an eingebetteten Referenzkörpern, Winkel- und damit Tiefenabweichungen beim Einbringen von Thermoelementen, die gewählte Anpresskraft von Messsonden oder die genutzten Korrelationen zu Hilfsgrößen bei zerstörungsfreien Untersuchungsmethoden als eine Ursache für Abweichungen zwischen den verschiedenen Untersuchungen genannt werden [215]. Auch die Orientierung der Prüfkörper und die Interaktion mit Ofenbauteilen oder anderen Prüfkörpern zeigt nach *Collier* [37] signifikanten Einfluss auf das Abbrandverhalten. Hierbei werden beispielsweise nach *Hadvig* [85] 20 % höhere Abbrandraten an den Unterseiten im Vergleich zu den seitlichen Flanken bei Deckenbalken aufgeführt, was auch in den Untersuchungen von *Meyer-Ottens* [125] Bestätigung fand. *Lache* [130] als auch *Huntierova* [103] zeigte im Vergleich dazu abweichende Tendenzen und können diese Ergebnisse jedoch nicht bestätigen. Als mögliche Begründung wird hier der Einfluss der Querschnittsgeometrie gegeben. Ergänzend dazu zeigt *Pandle* [155], dass ebenfalls das eingesetzte Löschverfahren, die Methode zum Entfernen der Holzkohleschicht sowie der Ort, an dem die Messung der Abbrandtiefe erfolgt, große Relevanz haben können. Ein standardisiertes Prüfverfahren liegt aktuell nicht vor, einzig *ENV 13381-7* [110] gibt erste normative Ansätze zu einem möglichen Messverfahren. Ergänzend zeigt *Klingsch* [116], dass allein durch die normativ zulässige obere und untere Temperaturabweichung im Rahmen von Brandversuchen mit ETK Beanspruchung Differenzen im Abbrandverhalten von  $\pm 11\%$  auftreten können.



## 4.2 Thermische Eigenschaften von Holz

### 4.2.1 Allgemeines und Abgrenzung

Im Folgenden werden die thermischen Eigenschaften von Holz näher betrachtet, mit denen sich die Wärmetransportvorgänge innerhalb des Materials auf Basis der Wärmeleitgleichung nach Fourier beschreiben lassen. Zugehörige Ansätze bilden die Grundlage der thermischen Modelle dieser Arbeit, die innerhalb der Vergleichsuntersuchungen in Kapitel 6.3.1 Anwendung finden.

Weiterführende Modelle zum pyrolytischen Abbau, zur Entzündung oder zur Beschreibung der Temperaturentwicklung im Holz liegen unter anderem durch *Alves* und *Figueiredo* [10], *Bruch* [27], *Craft* [38], *Fredlund* [74], *Janssens* [109], *Parker* [156] als auch *Pečenko* [157] vor. Hierbei werden je nach Modellansatz einzelne chemische Reaktionen mit deren Auswirkungen für die Holzbestandteile sowie Massetransportvorgänge beschrieben und berücksichtigt.

### 4.2.2 Wärmeleitfähigkeit

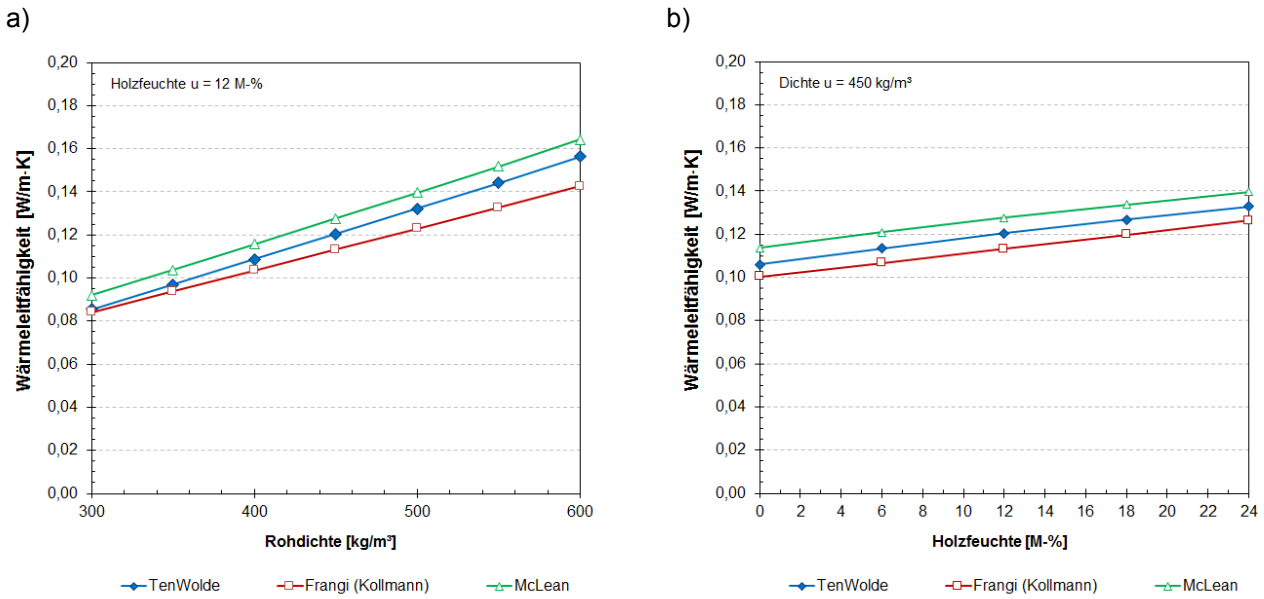
In der Beschreibung von Erwärmungs- und Abkühlungsvorgängen stellt die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  eine entscheidende Proportionalitätskonstante zur Beurteilung der Wärmeströme dar.

Für Holz liegen eine Vielzahl von Untersuchungen zum Einfluss von Rohdichte, Faserverlauf, Holzfeuchte und Temperatur auf die Wärmeleitfähigkeit vor [90], [121], [153], [158], [190]. Der Einfluss der Rohdichte sowie der Holzfeuchte unter Umgebungsbedingungen wird seitens der bisherigen Untersuchungen übereinstimmend als linearer Zusammenhang beschrieben, vgl. Abbildung 4.14. Hierbei nimmt die Wärmeleitfähigkeit von Holz quer zur Faserrichtung  $\lambda_{\perp}$  mit steigender Dichte und Holzfeuchte zu (vgl. Abbildung 4.14). Dieser Zusammenhang wird exemplarisch durch nachfolgende Gleichung (Gl. 4.6) von *McLean* [190] ausgedrückt.

$$\lambda_{\perp} = 0,0237 + (2 + 0,04 \cdot u) \cdot \rho_0 \cdot 10^{-4} \quad [\text{W/mK}] \quad (\text{Gl. 4.6})$$

mit:  $\rho_0$  Darrdichte [ $\text{kg/m}^3$ ] (zwischen 300 – 800  $\text{kg/m}^3$ )  
 $u$  Holzfeuchte [M-%] ( $u \leq 40$  M-%)

Eine weitere Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit im Holz liegt für den Faserverlauf vor. Abhängig von der Holzart und dem Feuchtegehalt werden in der Literatur in Faserrichtung ca. 1,7 – 2,8 fach höhere Werte als quer zur Faser [181], [185] angegeben. Im Mittel wird von einem 2,1-fach höheren Wert ausgegangen. Zurückgeführt wird dies auf den geringeren Widerstand zum Austausch von Energie in Richtung der Kettenmoleküle. Bestätigung finden vorgenannte Kennwerte durch die Untersuchungen von *Peter* [158], die im Mittel für Fichtenholz (Holzfeuchte 12 M-%) in Faserrichtungen eine 2,08 fach höhere Wärmeleitfähigkeit ermittelte. Dies ist zu dem von *Kollmann* [121] und *VDI* [199] vorgeschlagenen  $\lambda_{\parallel} = 2 \cdot \lambda_{90}$  ein nahezu identischer Wert. Einzig die Ergebnisse von *Cachim* [31] überschreiten vorgenannte Werte deutlich. Abgeleitet aus numerischen Bauteilsimulationen wird eine Beziehung von  $\lambda_{\parallel} = 4 \cdot \lambda_{90}$  angegeben.



**Abbildung 4.14: Autorenspezifische Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bei Nadelholz von:**  
**a) der Rohdichte**  
**b) der Holzfeuchte**

Die unterschiedliche Auswirkung von radialer und tangentialer Orientierung kann für weiterführende praktische Anwendungen jedoch vernachlässigt werden, da baupraktisch keine Differenzierung zwischen radialer und tangentialer Ausrichtung erfolgt. Messtechnisch können jedoch für Nadelholz in radialer Richtung ca. 5 – 10 % größere Werte als für die tangentiale Ausrichtung angegeben werden [153], [185].

Einen weiteren signifikanten Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit von Holz übt die Temperatur aus. Diese Abhängigkeit wird in der Literatur unterschiedlich bewertet, was auf variierende Messverfahren und Materialparameter wie Holzart, Rohdichte, Feuchtegehalt und Porenstruktur zurückgeführt werden kann. Im Allgemeinen wird jedoch eine lineare Anhängigkeit von Wärmeleitfähigkeit und Temperatur unterstellt. *Maku* [69], der eine Proportionalität der absoluten Temperatur zur Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{(\vartheta)}$  unterstellt, sowie *Kollmann* [121] geben für Holz den in Gleichung (Gl. 4.7) und (Gl. 4.8) aufgeführten Zusammenhang an.

$$\lambda_{(\vartheta)} = \lambda_{\perp} \cdot \left[ \frac{\vartheta + 273}{293} \right] \quad [\text{W/mK}] \quad (\text{Gl. 4.7})$$

(vereinfacht auch gültig für  $\geq 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ )

$$\lambda_{(\vartheta)} = \lambda_{\perp} \cdot \left[ 1 + (1,1 - 9,8 \cdot 10^{-4} \cdot \rho_0) \cdot \frac{\vartheta - 20}{100} \right] \quad [\text{W/mK}] \quad (\text{Gl. 4.8})$$

( $20 \text{ }^{\circ}\text{C} \leq \vartheta \leq 100 \text{ }^{\circ}\text{C}$ )

- mit:
- $\lambda_0$      Wärmeleitfähigkeit von Holz quer zur Faserrichtung bei Standardbedingungen gemäß Gleichung (Gl. 4.6)
  - $\rho_0$      Darrdichte [ $\text{kg/m}^3$ ]
  - $\vartheta$         Temperatur [ $^{\circ}\text{C}$ ]

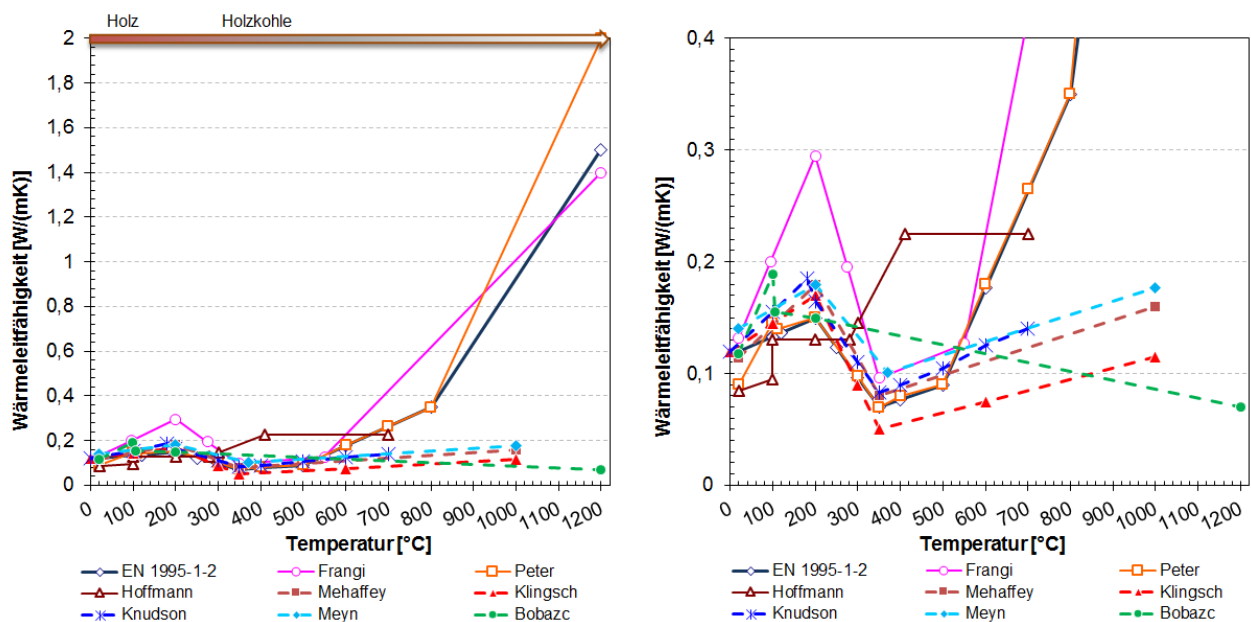
Bezüglich der Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle  $\lambda_{g, char}$  liegen nur wenige Untersuchungen vor. *Atreya* [11] entwickelte auf Basis von Messwerten an Holz und Holzkohle eine bilineare Funktionsgleichung (Gl. 4.9). Ebenso gibt *Frangi* [69] für Holzkohle, basierend auf Messwerten von *Landolt-Bornstein* und dem Zusammenhang zwischen absoluter Temperatur und Wärmeleitfähigkeit, eine lineare Beziehung (Gl. 4.10) an. Beide vorgenannten Gleichungen geben im Temperaturbereich über 350 °C vergleichbare Ergebnisse.

$$\lambda_{(g), char} = a_1 + a_2(\vartheta_i - 20) \cdot 10^{-4} \quad [\text{W/mK}] \quad (\text{Gl. 4.9})$$

$$\lambda_{(g), char} = 0,073 \cdot \left[ \frac{\vartheta_i + 273}{493} \right] \quad [\text{W/mK}] \quad (\text{Gl. 4.10})$$

- mit:
- $a_1$  spezifischer Faktor zur Berücksichtigung der Holzart und Richtung für Holzkohle 0,059, Kiefernholz 0,264 [W/mK]
  - $a_2$  Temperaturkoeffizient 1,2 [W/mK]
  - $\vartheta_i$  Temperatur [°C]

Im Gegensatz zu Messungen und den sich aus den vorangestellten Gleichungen ergebenden Kennwerten zur temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit von Holz nutzen die normative Vorgaben der *DIN EN 1995-1-2* [51] sowie einige Autoren, wie unter anderem *Frangi* [69] oder *Peter* [158], im Temperaturbereich oberhalb von 500 °C deutlich höhere Kennwerte.



**Abbildung 4.15: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Nadelholz ;  
(rechts - Detaildarstellung im Wärmeleitfähigkeitsbereich bis 0,4 W/(mK))**

mit:  
*EN 1995-1-2* [51]; *Frangi* [69]; *Peter* [158]; *Hoffmann* [95]; *Mehaffey* [145]; *Klingsch* [116]; *Knudson* [120]; *Meyn* [146]; *Bobazc* [23]

Als Begründung wird hierfür zum einen die Berücksichtigung von auftretenden Schwindrissen in der Holzkohleschicht sowie von Massetransportvorgängen, die zum Wärmetransport beitragen, gegeben. Zum anderen soll darüber die Auswirkung des thermischen Abbaus der Holzkohle berücksichtigt werden. Entsprechende Mechanismen werden bei thermischen Querschnittsanalysen in numerischen Simulationen (vgl. Kapitel 3.1.1) standardmäßig nicht berücksichtigt bzw. sind damit nur unter hohem Aufwand erfassbar, weshalb die Anpassung auf effektive Materialkennwerte erfolgt [64], [123]. Die erhöhte Wärmeleitfähigkeit in diesem Bereich soll entsprechende Effekte im Querschnitt bei ansonsten gleichbleibender Querschnittsform indirekt berücksichtigen.

Einen Vergleich der von verschiedenen Autoren genutzten Kennwerte zur Wärmeleitfähigkeit von Holz und Holzkohle enthält Abbildung 4.15.

#### 4.2.3 Spezifische Wärmekapazität

Die ausgewerteten Untersuchungen zur spezifischen Wärmekapazität von Holz weisen im Gegensatz zu den Werten der Wärmeleitfähigkeit eine große Geschlossenheit auf [90], [190]. Bezüglich der Rohdichte liegt nahezu keine Abhängigkeit von der spezifischen Wärmekapazität vor, was *Kollmann* [121] damit erklärt, dass die spezifische Wärmekapazität von Luft und die der Zellwandstruktur vergleichbare Werte aufweisen.

Mit Zunahme der Holzfeuchte wird grundsätzlich von einer Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität  $c_{u,\vartheta}$  ausgegangen, was durch die von *Kollmann* [121] aufgestellte Mischungsregel und die von *Dunlap* [190] dargestellte Funktionsgleichung (Gl. 4.11) ausgedrückt wird. Hierbei wird von einem linearen Zusammenhang zwischen Temperatur und spezifischer Wärmekapazität ausgegangen. Der in diesem Zusammenhang genutzte Anpassungsfaktor berücksichtigt die Bindungsenergie zwischen den Wassermolekülen und der Zellstruktur, die innerhalb der vereinfachten Mischungsregeln nicht beachtet wird [190]. Zusätzlich hierzu muss der Verdampfungsprozess der enthaltenen Holzfeuchte mit erfasst werden. Diese Verdampfungsenergie kann einerseits für jeden spezifischen Holzfeuchtegehalt direkt in Gleichung (Gl. 4.11) implementiert werden, wobei der Temperaturbereich, in dem der Verdampfungsprozess stattfindet, berücksichtigt werden muss [51], [69], [123]. Abbildung 4.16 stellt dies für einen Bereich der Verdampfung von 99 °C – 120 °C jeweils für Holzfeuchten von 0 M-% bis 18 M-% dar. Andererseits können gleichwertige Ansätze über die Anwendung von Enthalpiemodellen (vgl. Kapitel 3.3, Abbildung 3.20) erzielt werden [23], [146] [158].

$$c_{u,\vartheta} = \frac{c_{0,\vartheta} + 4187 \cdot u}{1 + u} + \Delta c_{u,\vartheta} + c_{evap}. \quad \text{[J/kgK]} \quad \text{(Gl. 4.11)}$$

$$(20 \leq \vartheta \leq 150 \text{ °C}; u \leq 30 \text{ M-\%})$$

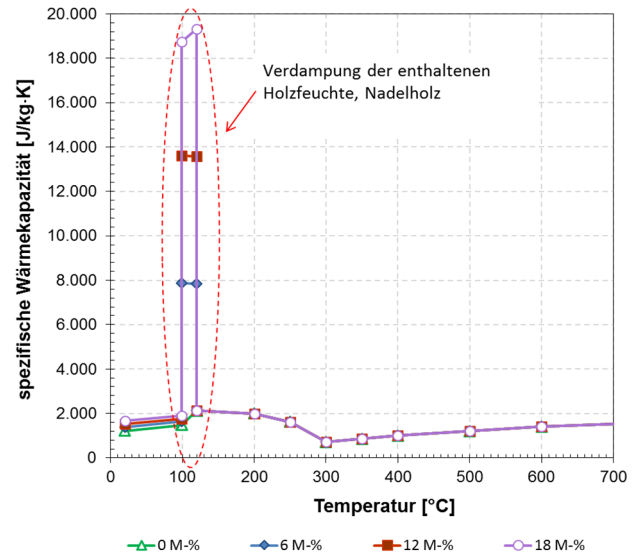
mit:	$c_{0,\vartheta}$	spezifische Wärmekapazität von darr trockenem Holz bei Temperatur $\vartheta$ ; $c_{0,\vartheta} = 1159 + 3,86 \cdot \vartheta$ [J/kgK]
	$\Delta c_{u,\vartheta}$	Anpassungsfaktor = $(23,55 \cdot \vartheta - 1326 \cdot u + 238) \cdot u$ [J/kgK]
	$c_{evap}$	Verdampfungsenergie = $2256 \cdot 10^3 \cdot u / \Delta \vartheta$ [J/kgK]
	$u$	Feuchtegehalt [Anteil bezogen auf 1]

Für Holzkohle liegen wiederum nur wenige abgesicherte Ergebnisse vor. Basierend auf Untersuchungen an Kohlenstoff gibt *Raglan* [162] die nachfolgende Gleichung (Gl. 4.12) an, die vergleichbare Werte zu dem durch *Harper* [90] zusammengefassten Ansatz liefert. Der durch *Harper* vorgestellte Ansatz berücksichtigt die Umwandlung und den Abbau von Holz- und Holzkohle im Temperaturbereich zwischen 200 °C und 800 °C als Interpolationsregel unter Anwendung eines temperaturabhängigen Kontraktionsfaktors der Holzkohle. In Bezug auf die Erfassung der reaktionskinetischen Erscheinung des Pyrolyseprozesses von Holz liegen unterschiedliche Ansätze vor (vgl. Abbildung 4.17 im Temperaturbereich zwischen 200 und 350 °C). Dabei liegt einerseits die Diskussion zugrunde, dass sich die Holzinhaltstoffe nicht gleichmäßig exotherm oder endotherm unter Temperatureinwirkung verhalten, *Lingens* [138]. Andererseits finden exotherme Reaktionen an der Oberfläche bisher keine Berücksichtigung in Bezug auf eine Erhöhung des thermischen Einwirkungsniveaus innerhalb bisheriger numerischer Simulationen auf Basis der Fourier'schen Wärmeleitgleichung, wodurch eine spezifische Erfassung des endothermen Energieanteils im Pyrolysevorgang ebenfalls unterbleibt [123]. Im Rahmen dieser Arbeit wird der Pyrolysevorgang ganzheitlich ebenfalls als exotherme Reaktion angesehen.

$$c_{char} = 1488,3 + 0,36 \cdot \vartheta_i \quad [\text{J/kgK}] \quad (\text{Gl. 4.12})$$

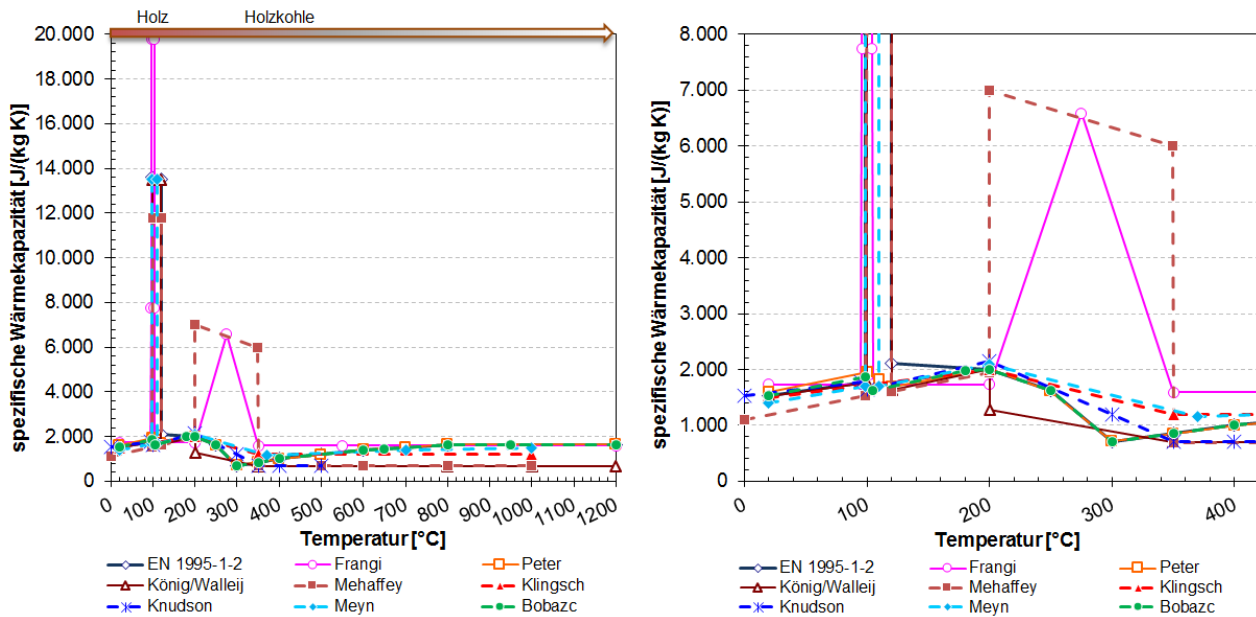
$(400 \leq \vartheta \leq 1200 \text{ °C})$

mit:  $\vartheta_i$  Temperatur [°C]



**Abbildung 4.16: Holzfeuchteeinfluss auf die spezifische Wärmekapazität von Nadelholz**

Ein Vergleich der in bisherigen Arbeiten genutzten Werte zur spezifischen Wärmekapazität ist in Abbildung 4.17 dargestellt.



**Abbildung 4.17: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Nadelholz; (rechts – Detaildarstellung bis 400 °C und 8000 J/(kgK))**

mit:

EN 1995-1-2 [51]; Frangi [69]; Peter [158]; König/Walleij [123]; Mehaffey [145]; Klingsch [116]; Knudson [120]; Meyn [146]; Bobazc [23]

#### 4.2.4 Rohdichte

Die im Brandfall einwirkende thermische Beanspruchung führt im Holz sowohl zu einem Masseabbau als auch zu einer Volumenänderung. Beide Faktoren überlagern sich und bedingen die Veränderung der Dichte unter Brandbeanspruchung. Vereinfachte Modelle zur Beschreibungen der temperaturabhängigen Dichte nutzen jedoch nur den gut messbaren Masseverlust und vernachlässigen die schwer zu erfassende Volumenänderung [36]. Bezüglich des Masseverlustes gehen alle Modelle davon aus, dass bis zum vollständigen Abbau der Holzfeuchte keine Massereduktion eintritt. Ausgedrückt über das Masseverhältnis ( $Z$ ), von Masse bei einer bestimmten Temperatur zu Darmasse, ergibt sich  $Z$  bis zu dem Zeitpunkt, an dem die Entwässerung einsetzt, über den Wert von 1 + u. Bis zu einer Temperatur von 200 °C wurden nur geringe Masseverluste festgestellt, wodurch im Allgemeinen ein Plateau angenommen wird [170]. Der sich anschließende Masseverlust bis 400 °C (vgl. *Tabelle 4.1*) muss vorrangig auf den pyrolytischen Abbau der Zellulose und Hemizellulose zurückgeführt werden. Der weitere Abbau verläuft unter deutlich geringeren Gradienten. Hierbei wird zwischen Ansätzen, bei denen ein vollständiger Masseabbau im Temperaturbereich oberhalb von 800 °C eintritt, wie in *DIN EN 1995-1-2* [51] oder bei *König* [123] und Modellen mit unvollständigem Masseverlust, wie in *Clancy* [36], *Frangi* [69] oder *Takeda* [189] unterschieden.

Zur mathematischen Beschreibung des Masseverlustes werden die Arrhenius-Gleichung erster Ordnung bzw. entsprechende Modifikationen angewendet, vgl. Gleichung (Gl. 4.13) [90]. Die dafür notwendigen reaktionskinetischen Parameter zeigen jedoch zahlreiche Einflussgrößen, wie die Dauer und Art der Erwärmung, den Feuchtegehalt, die Porenstruktur, die Sauerstoffkonzentration und die Konzentration der Reaktionsprodukte (vgl. Kapitel 4.1).

$$\frac{\partial m}{\partial t} = A \cdot m \cdot e^{\left(\frac{-E}{R \cdot T}\right)} \quad [\text{g/s}] \quad (\text{Gl. 4.13})$$

mit:	m	Masse [g]
	t	Zeit [s]
	E	empirisch ermittelte Aktivierungsenergie [J/mol]
	A	Konstante [1/s]
	T	absolute Temperatur [K]
	R	allgemeine Gaskonstante 8,315 [J/(mol·K)]

Die Faktoren A und E lassen sich dabei aus Messungen ableiten [95], so schlägt *Atreya* [11] Werte von  $A = 10^8$  [1/s] und  $E = 125$  kJ/mol vor.

Möglichkeiten zur Bestimmung der temperaturspezifischen Dichte  $\rho_{(g)}$  fasst *Harper* [90] zusammen. Hierbei werden basierend auf Forschungen verschiedener Autoren Ansätze für Austrocknungsvorgänge, richtungsabhängige thermische Dehnung sowie für den Abbau und die Kontraktion der Holzkohle in den spezifischen Temperaturbereichen berücksichtigt.

$$\rho_{(g)} = \frac{Z_{(g)}}{f_{l(g)} \cdot f_{p(g)}^2} \cdot \rho_0 \quad [\text{kg/m}^3] \quad (\text{Gl. 4.14})$$

mit:	$Z_{(g)}$	Masse Verhältnis [-]
	$f_{l(g)}$	Faktor zur Berücksichtigung der thermischen Dehnung und des Schwindens von Holz / Holzkohle in Längsrichtung [m/m]
	$f_{p(g)}$	Faktor zur Berücksichtigung von Feuchteänderung sowie der thermischen Dehnung und des Schwindens von Holz / Holzkohle in Querrichtung [m/m]
	$\rho_0$	Darrdichte [kg/m <sup>3</sup> ]

$$\text{mit: } \rho_0 = \frac{100 \cdot \rho_u}{(100+u) - (0,85 \cdot \rho_u \cdot u \cdot 10^{-3})} \quad [153] \quad (\text{Gl. 4.15})$$

alternativ

$$\rho_0 = \frac{1 + 0,5 \cdot u / 100}{(1 + u / 100)} \cdot \rho_u \quad [69] \quad (\text{Gl. 4.16})$$

$\rho_u$	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]
u	Holzfeuchte [M-%]

Einen Vergleich der in bisherigen Arbeiten genutzten Werte für die temperaturabhängige Dichteänderung, dargestellt als das Dichteverhältnis zwischen temperaturabhängiger Rohdichte zur Darrdichte bzw. temperaturabhängiger Rohdichte zur Rohdichte bei 20 °C, enthält Abbildung 4.18.

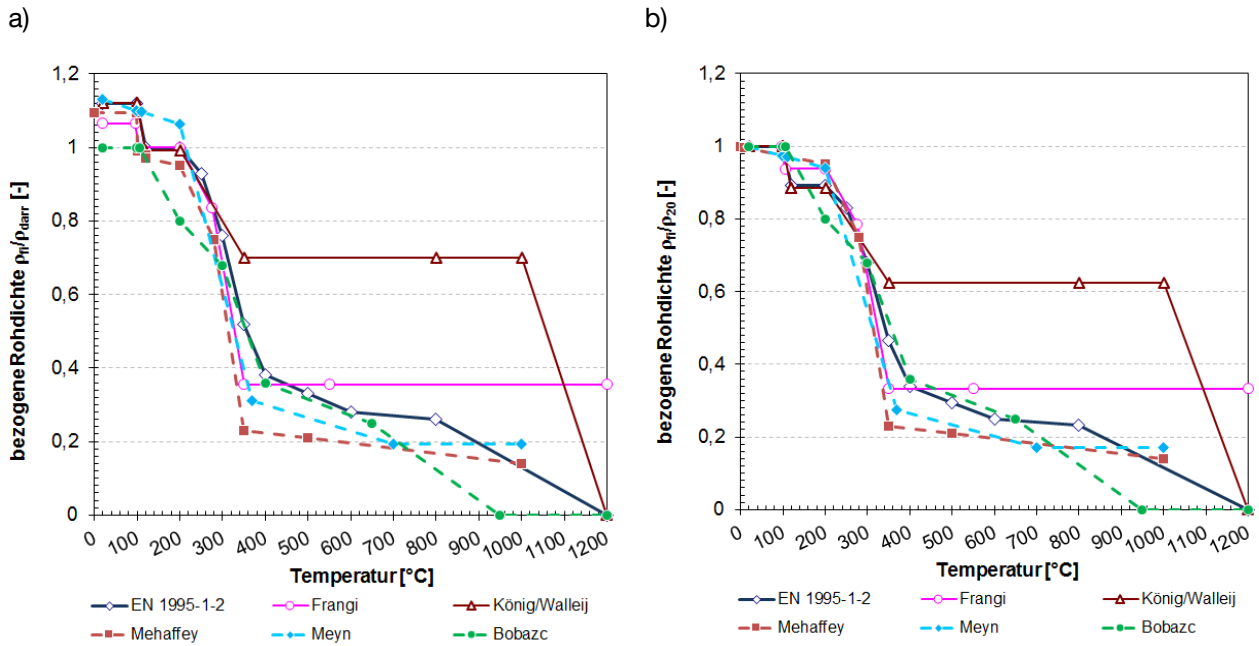


Abbildung 4.18: Temperaturabhängiges Dichteverhältnis von Holz

a) Bezugswert ist die Darrdichte

b) Bezugswert ist die Rohdichte bei 20 °C

mit:

EN 1995-1-2 [51]; Frangi [69]; König/Walleij [123]; Mehaffey [145]; Meyn [146]; Bobazc [23]

### 4.3 Zusammenfassender Überblick und Ausrichtung der weiteren Untersuchungen

Zusammenfassend kann für Abschnitt 4.1 und 4.2 festgehalten werden, dass zahlreiche Untersuchungen und Erkenntnisse zum Abbrandverhalten von ungeschützten Holz sowie zu dessen thermischen Materialkennwerten vorliegen. Die einzelnen Untersuchungen weisen dabei im Hinblick auf spezifische Einflüsse und Abhängigkeiten unter ETK Brandbeanspruchung im Allgemeinen gleiche Tendenzen und Größenordnungen auf. Jedoch liegen ebenso in großen Teilen nur sehr begrenzt vergleichbare Ergebnisse vor. So zeigen sich in Bezug auf die Berücksichtigung von Massetransportvorgängen, wie zum Beispiel im Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten deutlich unterschiedlichen Auffassungen. Wesentlich ausgeprägter und mit größerem Einfluss auf das Abbrandverhalten stellt sich in diesem Zusammenhang die Thematik der äußeren Einflussgrößen, mit Wärmestrom und Sauerstoffkonzentration dar.

Maßgeblich zu den Abweichungen zwischen den bisherigen Untersuchungen trägt bei, dass die eingesetzten Methoden oftmals nur schwer bzw. nicht vergleichbar sind, da kein einheitlicher Standard vorliegt, was schlussendlich die Varianz der vorgefundenen Ergebnisse mit erklärt.

Trotz der Varianz der bisherigen Untersuchungen gibt Tabelle A. 1 im Anhang dieser Arbeit einen Überblick zu empirisch ermittelten Gleichungen, zur Beschreibung der Abbrandrate in Abhängigkeit von Einflussfaktoren wie Rohdichte, Feuchtegehalt, Sauerstoffgehalt, Wärmestromdichte oder Beanspruchungszeit. *Fornather* [78] gibt auf Basis seiner systematischen Untersuchungen das Maß von untersuchten Einflussfaktoren auf das Abbrandverhalten an und erlaubt somit eine Wichtung relevanter Größen, wie in nachstehender Tabelle 4.5 zusammengefasst. Bestätigung finden diese Tendenzen in den ausgewerteten Studien von *Friquin* [76].



**Tabelle 4.5: Einflüsse auf das Abbrandverhalten nach Fornather [78]**

Einflusskriterium	Beschreibung	Abbrand [mm]	Unterschied im Abbrand $\Delta$ [mm]
Brandszenarium	ETK, Schwelbrand, Naturbrandkurven	38,0 - 59,5	21,5
Versuchsort	München, Wien	48,6 - 59,5	10,9
Ofendruck	2 Pa, 10 Pa – Fugen im Prüfkörper	17,5 - 29,5	12,0
Ofendruck	2 Pa, 10 Pa – ohne Fugen	50,5 - 52,6	2,1
Temperaturmessung	Mantel- / Plate Thermoelement	56,7 - 58,6	1,9
Feuchtigkeit	9 M-% bis 12 M-%	47,2 - 48,9	1,7
Sortierqualität	BS11 (GL 24), BS18 (GL 36)	46,9 - 48,8	1,9
Sortierqualität	BS11 (GL 24), VH S10 (C24)	46,9 - 51,9	4,0
Dicke der Prüfkörper	100 mm, 160 mm	59,5 - 60,0	0,5

Eine vergleichbare Situation zu Tabelle 4.5 in Bezug auf die Varianz der thermischen Materialkennwerte, wie Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmespeicherfähigkeit und Rohdichte, zeigt Abschnitt 4.2 mit den Abbildung 4.15, Abbildung 4.16 und Abbildung 4.18, wobei hierbei zwischen gemessenen Werten und angepassten effektiven Materialkennwerten zu unterscheiden ist. Jedoch lassen sich selbst bei den auf Messungen basierenden Werten untereinander deutliche Abweichungen verzeichnen. Als Grund kann auch hier der Einsatz unterschiedlicher Messverfahren und Prüfkörper genannt werden.

Für den weiteren Verlauf dieser Arbeit wird aus den erfolgten Vorbetrachtungen deutlich, dass bei der Durchführung von experimentellen Untersuchungen ein hohes Maß an Sorgfalt in die Dokumentation der inneren und äußeren Einflussgrößen und Randbedingungen zu legen ist. Im Fokus der nachfolgenden Betrachtungen steht einerseits die Untersuchung des Feuchteinflusses auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten und damit die Frage nach dem Einfluss von Feuchtetransportvorgängen. Andererseits wird das Abbrandverhalten unter Naturbrandszenarien weiterführend betrachtet, da das Ausmaß des einwirkenden Wärmestroms aktuell als der größte Einflussfaktor in Bezug auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen anzusehen ist. Harmonisierungsbedarf besteht in diesem Zusammenhang vor allem in Bezug auf einheitliche Messverfahren und Probenabmessungen innerhalb der Bestimmung des Abbrandverhaltens sowie bei der Ermittlung von Materialkennwerten.



## 5 Experimentelle Untersuchungen zum Abbrand- und Durchwärmungsverhalten

### 5.1 Allgemeines und Hintergründe

Nachfolgende Untersuchungen zum Einfluss der Holzfeuchte sowie des Brandszenarios auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holzbauteilen werden notwendig, um die aktuell begrenzte Datenlage in diesem Bereich zu erweitern. Hierauf aufbauend sollen bestehende Ansätze zur numerischen Beurteilung und analytische Verfahren weiterentwickelt und die Relevanz der beiden untersuchten Einflussgrößen für eine baupraktische Berücksichtigung diskutiert werden.

### 5.2 Einfluss der Holzfeuchte

#### 5.2.1 Allgemeines und Ziele

Ergänzend zu den bestehenden und in Kapitel 4.1.1 zusammengefassten Erkenntnissen zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten, haben nachfolgende Versuche die Aufgabe, die teilweise voneinander abweichende Datenlage zu erweitern und damit zu einer Verallgemeinerung beizutragen. Zusätzlich zu den bisherigen Untersuchungen wird ein weiteres Spektrum der Holzfeuchte, von 0 M-% bis 18 M-%, bei ansonsten vergleichbaren materiellen Randbedingungen betrachtet. Neben der Ermittlung des Einflusses der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten wird durch umfangreiche Temperaturmessungen auch die spezifische Erwärmung der Bauteile hinter der Abbrandgrenze betrachtet, die einen Rückschluss auf Massetransportvorgänge und strukturmechanische Entfestigungen zulässt.

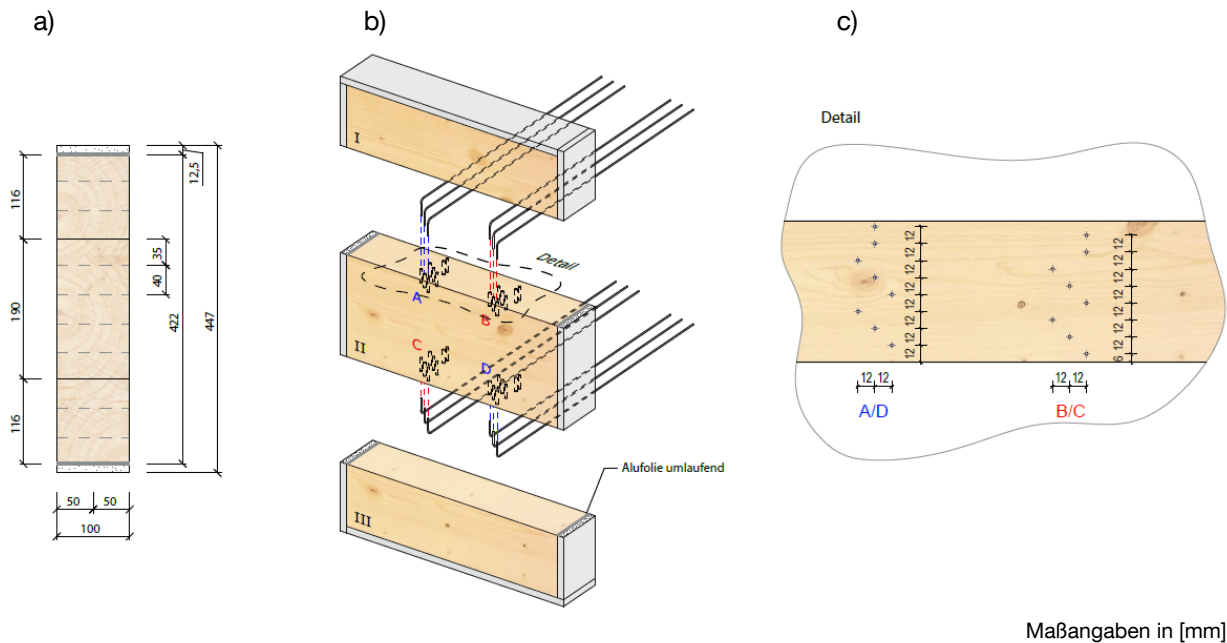
#### 5.2.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

##### Prüfkörper:

Innerhalb der Versuchsserie wurden Prüfkörper mit Holzfeuchten von 0 M-%, 6 M-%, 12 M-% und 18 M-% einer einseitigen Brandbeanspruchung unterzogen. Die Prüfkörper bestanden aus Brettschichtholzelementen (Festigkeitsklasse GL 24h; Fichte - *Picea abies*) der Abmessung  $B \times H \times T = 422 \text{ mm} \times 422 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ . Die Brettschichtholzelemente wurden an den Schmalseiten mit Gipsfaserplatten bekleidet, um die Prüfkörper vor einem seitlichen Einbrand und Temperatureintrag zu schützen. Zwischen Brettschichtholz und Gipsfaserplatte wurde umlaufend eine Aluminiumfolie eingelegt, um den Feuchteaustausch zwischen Bekleidung und Holz zu minimieren. Die zu untersuchenden Brettschichtholzelemente wurden aus jeweils drei einzelnen Brettschichtholzträgern (I – III) zusammengesetzt (vgl. Abbildung 5.1 a). Zur Sicherstellung vergleichbarer Rohdichte- und Lamelleneigenschaften wurden alle Prüfkörper aus den gleichen Einzelquerschnitten gewonnen. Vergleichbare Brettlagen zwischen den vier Prüfkörpern stammten somit jeweils immer aus der gleichen Lamelle. Alle Lamellen wurden im Vorfeld ebenfalls visuell sortiert, um sicherzustellen, dass im Untersuchungsbereich keine Äste vorlagen.

In jedes mittlere Element (II) der Prüfkörper wurden an vier Messmarken (A – D) je acht Thermolemente in verschiedenen Tiefen über den Querschnitt in Anlehnung an die Vorgaben der *ENV 13381-7* [110] installiert. Dabei wurden von den Decklagen 25 mm tiefe Bohrungen mit einem Durchmesser von 2 mm eingebracht (vgl. Abbildung 5.1 b und c). Hierdurch wurde sichergestellt, dass die Thermolemente parallel zu den sich einstellenden Isothermen ausgerichtet waren. Anschließend wurden die Einzelquerschnitte I, II und III eines

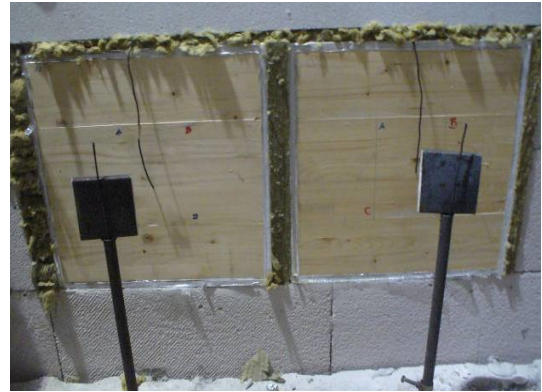
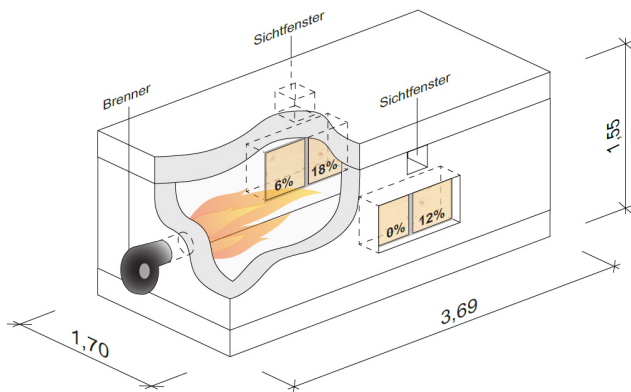
jeden Prüfkörper mit Melamin-Harnstoff-Klebstoff verklebt. Der gleiche Klebstoff wurde zuvor auch zur Verklebung der Einzelquerschnitte genutzt. Zur Sicherstellung einer genauen Positionierung der Thermoelemente wurden die Einzelquerschnitte bereits vor dem Einbau der Messtechnik auf die jeweiligen Soll-Holzfeuchten konditioniert. Nach der Fertigstellung der Prüfkörper wurden diese erneut für einen Monat klimatisiert gelagert. Angaben zu den während der Klimatisierung genutzten Temperaturen und Luftfeuchtigkeiten können Tabelle 5.1 entnommen werden. Eine Ausnahme bildete nur der Prüfkörper mit einer Soll-Holzfeuchte von 0 M-%. Dieser wurde direkt vor der Brandprüfung konditioniert und gefertigt sowie nochmals bis zum Erreichen des wasserfreien Zustandes getrocknet.



**Abbildung 5.1: Aufbau der Prüfkörper und Position der Thermoelemente**

#### Prüfstand:

Die Brandprüfungen erfolgten an der MFPA Leipzig GmbH in einem Kleinbrandofen bei einseitiger Beanspruchung mit der Einheits-Temperaturzeitkurve gemäß *DIN EN 1363-1* [53] für 120 Minuten (vgl. Kapitel 2.6.2). Die Prüfkörper bildeten beidseitig einen vertikalen Abschluss des Ofens. Jede Öffnung fasste zwei Prüfkörper (vgl. Abbildung 5.2). Zur Messung der Temperaturen im Brandraum wurde je ein Platten-Thermometer gemäß *DIN EN 1363-1* sowie ein Mantelthermoelement gemäß *DIN 4102-2* im Abstand von 150 mm mittig vor jedem Prüfkörpern installiert. Zusätzlich hierzu wurde direkt auf der brandraumseitigen Oberfläche der Prüfkörper je ein weiteres Mantelthermoelement angeordnet. Während der Prüfung erfolgte zudem die Überwachung der Druckbedingungen als auch der Gaskonzentrationen der Ofenatmosphäre. Nach Erreichen der Prüfzeit wurden die Brettschichtholzelemente mit Wasser abgelöscht, in vier Segmente zerschnitten und die verbliebene Dicke der Restquerschnitte messtechnisch bestimmt.



Maßangaben in [m]

**Abbildung 5.2: Aufbau des Versuchsstandes, sowie Prüfkörper im eingebauten Zustand**

Eine Zusammenstellung der spezifischen Holzeigenschaften zu Beginn der Brandprüfung sowie der zugehörigen Restquerschnitte nach der Beflammung enthält Tabelle 5.1.

**Tabelle 5.1: Zusammenstellung der Prüfkörpereigenschaften und der Abbrandtiefen nach Versuchsende**

Prüfkörper (PK)	Klimatisierung [°C / % rel. LF]	mittlere Holzfeuchte [M-%]	Dicke [mm]	Rohdichte feucht/trocken [kg/m³]	mittlerer Abbrandtiefe [mm]
0 M-%	Darrtrocknung	0	97	414/414	86
6 M-%	40/30	6,3	98	419/400	81
12 M-%	20/65	11,6	99	432/395	76
18 M-%	20/85	18,2	101	463/412	69

Baustoffklasse aller Prüfkörper:  $D_{s_2} d_0$  nach DIN EN 14080-1;  $B_2$  nach DIN 4102-4  
Beanspruchung aller Prüfkörper: Einheits-Temperaturzeitkurve nach DIN EN 13501-2 für 120 Minuten

Für weiterführende Informationen zum Versuchsaufbau, der Durchführung und Beobachtungen innerhalb der Brandversuche sowie zu den Messergebnissen und Restquerschnitten wird auf den vollständigen Untersuchungsbericht von Werther & Margesin [204] verwiesen.

### 5.2.3 Ergebnisse und Auswertung

Innerhalb der Untersuchungen lagen für alle Prüfkörper vergleichbare Brandraumbedingungen vor. Die Abweichung zwischen den Temperaturen der Platten-Thermometer innerhalb des Brandraumes lag unter 20 °C und nahm mit zunehmender Prüfdauer ab (vgl. Anhang - Abbildung A. 5; Abbildung A. 6). Ein Vergleich der korrespondierenden Temperaturmessstellen eines jeden Platten-Thermometers mit dem zugehörigen Mantelthermoelement im Brandraum zeigt, dass an den Mantelthermoelementen um ca. 40 °C höhere Temperaturen gemessen wurden. Dies kann auf die unterschiedlichen Wärmeübertragungsvorgänge und den Aufbau der beiden Messsysteme zurückgeführt werden. Der registrierte Unterschied nahm mit zunehmender Branddauer ab. Auffällig in diesem Zusammenhang zeigt sich ebenfalls der erfasste Temperatur-Peak in der ersten Prüfminute (vgl. Anhang - Abbildung A. 6), der durch das annähernd gleichzeitige Entzünden der Prüfkörperoberflächen gekennzeichnet ist und infolge des Messprinzips nur über die Mantelthermoelemente erfasst wird. Der zeitliche Unterschied im Entzündungsverhalten der Prüfkörper-

oberflächen betrug weniger als 10 Sekunden, wobei die Prüfkörper mit höheren Feuchtegehalten sich später entzündeten. Dieser geringe Unterschied kann auf die Tatsache zurückgeführt werden, dass trotz unterschiedlicher Holzfeuchte die Prüfkörperoberflächen ab 30 Minuten vor dem Prüfbeginn dem gleichen Klima ausgesetzt waren. Alle auf den Oberflächen der Prüfkörper angeordneten Thermolemente wiesen in den ersten fünf Prüfminuten bis zu 100 °C geringere Werte als im Brandraum selbst auf. Mit zunehmender Branddauer nahm dieser Unterschied jedoch stark ab und lag ab Minute 20 im Bereich der üblichen Messtoleranzen (vgl. Anhang - Abbildung A. 7). Während des Brandversuchs entsprachen die Druckbedingungen im Ofen den normativen Vorgaben. Die Sauerstoffkonzentration wurde ab der dritten Prüfminute mit ca. 4 Vol.-% verzeichnet.

Die gemessenen Temperaturprofile der Prüfkörper bestätigen eindeutig einen Einfluss der Holzfeuchte auf die Temperaturentwicklung über die gesamte Beanspruchungsdauer hinweg (vgl. Abbildung 5.3).

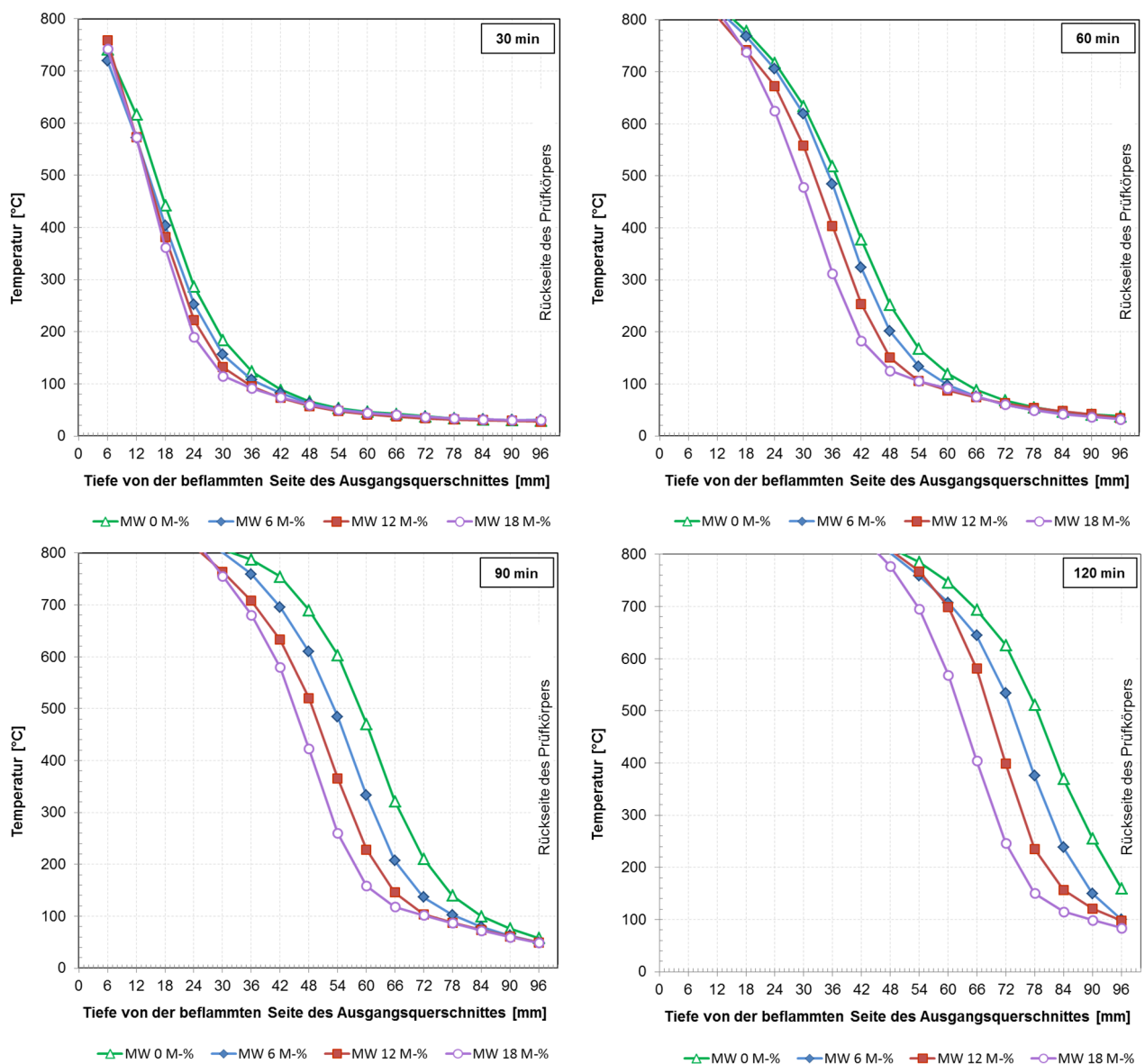


Abbildung 5.3: Temperaturverlauf innerhalb der Prüfkörper bei verschiedenen Ausgangsholzfeuchten nach 30, 60, 90 und 120 Minuten Brandbeanspruchung; (gemittelte Werte)

Mit Zunahme der Holzfeuchte lässt sich bei ansonsten vergleichbaren Randbedingungen für eine entsprechende Messtiefe im Allgemeinen eine Reduktion der vorliegenden Temperatur feststellen. Gleichzeitig resultiert daraus, dass eine betrachtete Temperatur mit wachsender Holzfeuchte erst zeitlich verzögert im Querschnitt erreicht wird. Ausgeprägt stellt sich dieser Zusammenhang erst bei Temperaturen oberhalb von 100 °C dar. Auffällig über die Beanspruchungsdauer zeigt sich ebenfalls die anwachsende Spreizung zwischen den Temperaturverläufen. Visuelle Bestätigung findet dies ebenfalls in der ca. 18 mm großen Differenz zwischen den Restquerschnitten der Prüfkörper mit 0 M-% und 18 M-% Holzfeuchte nach 120-minütiger Brandbeanspruchung (vgl. Abbildung 5.4).

Eindeutig aus den Restquerschnitten ist ebenso die Kontraktion beziehungsweise der Abbau der Holzkohle im Vergleich zum ursprünglichen Ausgangsquerschnitt ersichtlich. Im Mittel wurde nach 120 Minuten Brandbeanspruchung ein Holzkohleabbau von ca. 13 - 20 mm verzeichnet.



Abbildung 5.4: Restquerschnitte nach 120 Minuten Brandbeanspruchung, Messmarke C; (quer zur Faserrichtung)

Basierend auf der kontinuierlichen Messung der Temperaturen in den Prüfkörpern und den verbliebenen Restquerschnitten nach Versuchsende lassen sich für den Bereich der Abbrandgrenze mittlere Temperaturen von 250 °C – 320 °C ableiten (vgl. Abbildung 5.5). Für die folgenden Auswertungen der Versuchsergebnisse wird daher analog zur DIN EN 1995-1-2 [51], die 300 °C Isotherme als Position der Abbrandgrenze angenommen.

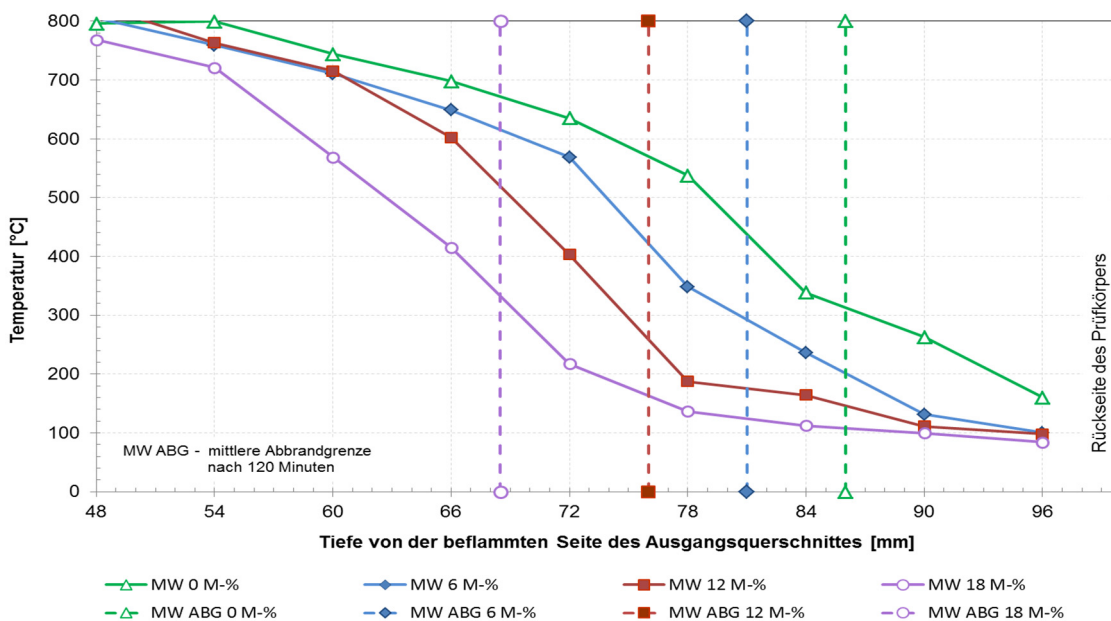


Abbildung 5.5: Temperaturverteilung innerhalb der einzelnen Prüfkörper nach 120 Minuten und die dazugehörige, aus den Restquerschnitten ermittelte, Abbrandgrenze; (Mittelwerte Einzelmessstellen)

In der Darstellung der zeitabhängigen Abbrandrate und Abbrandtiefe wird ersichtlich, dass entgegen den Vorgaben der *DIN EN 1995-1-2* keine Konstanz für die Abbrandrate vorliegt und diese mit zunehmender Zeit unter ETK-Beanspruchung geringfügig abnimmt (vgl. Abbildung 5.6 und Tabelle 5.2). Diese Reduktion liegt, bezogen auf die Werte zwischen 30 und 120 Minuten über alle untersuchten Holzfeuchten, jedoch unter 10 %. Der Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate stellt sich ebenfalls eindeutig dar. Mit wachsender Holzfeuchte ist eine Reduktion der Abbrandraten ersichtlich. Dabei kann für das untersuchte Spektrum der Holzfeuchte über die gesamte Beanspruchungsdauer festgehalten werden, dass mit Zunahme der Holzfeuchte um 1 M-% eine Reduktion der Abbrandrate um ca. 1 % einhergeht.

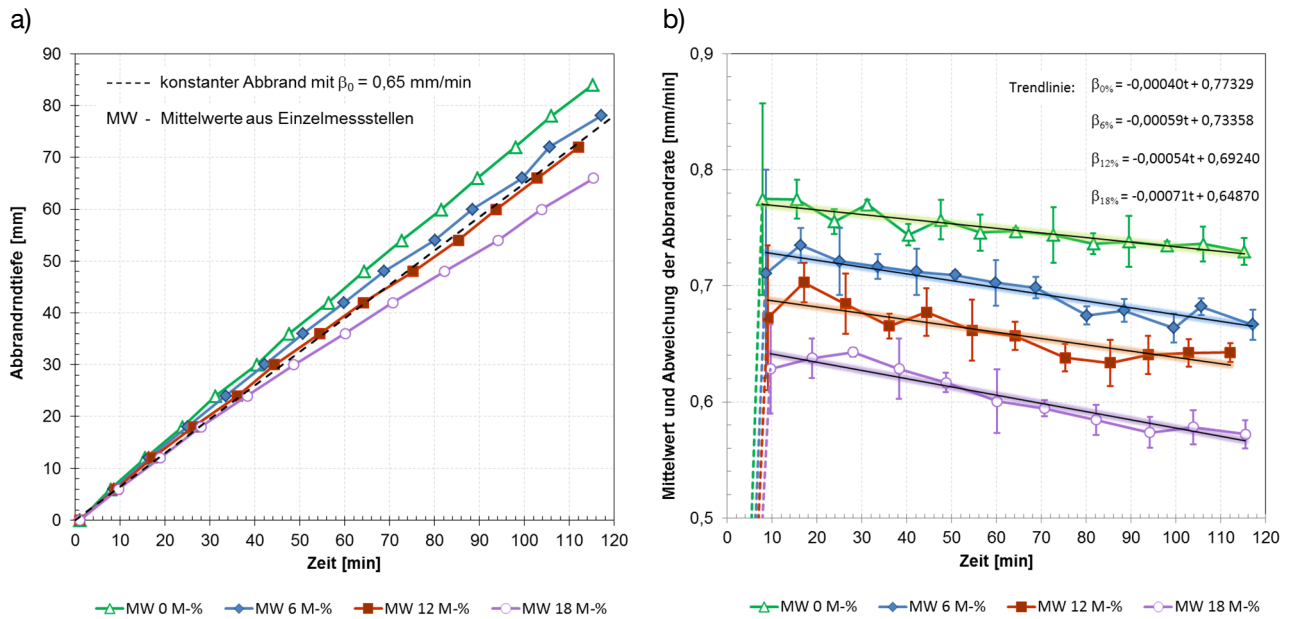


Abbildung 5.6: Feuchteabhängigkeit des Abbrandes

a) Abbrandtiefe

b) Abbrandrate  $\beta_0$

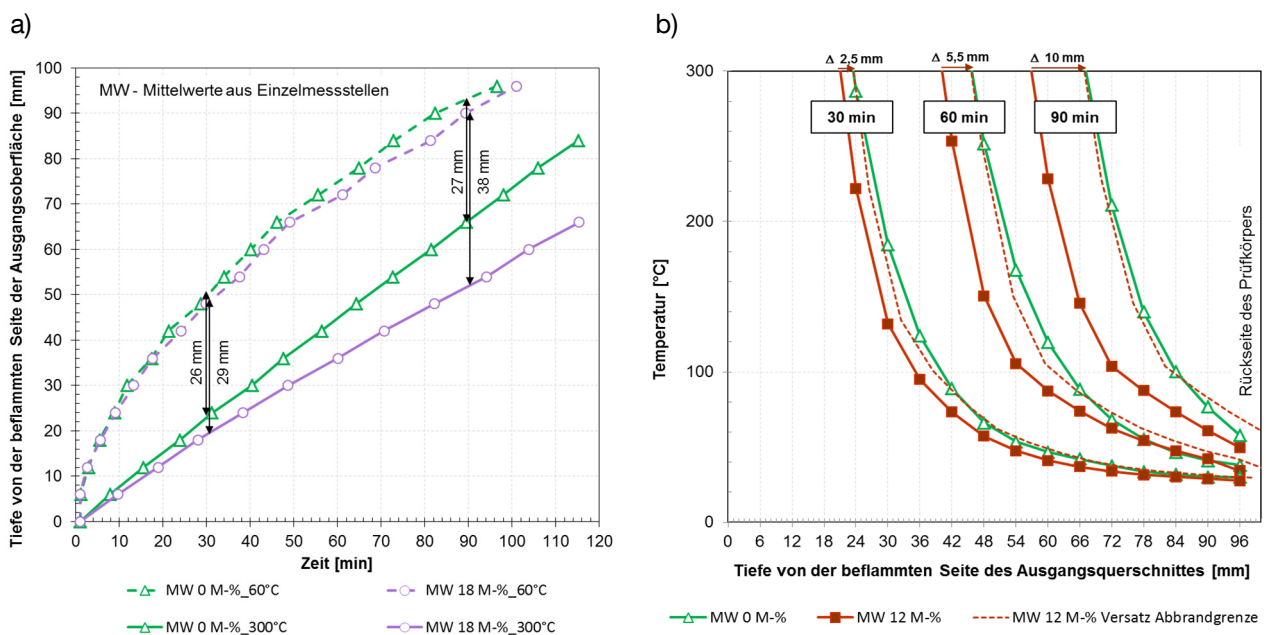
Tabelle 5.2: Holzfeuchte- und zeitabhängige Abbrandrate [mm/min] abgeleitet aus eigenen Versuchen

HF	Zeit [min]			
	30	60	90	120
0 M-%	0,76 mm/min	0,75 mm/min	0,74 mm/min	0,73 mm/min
6 M-%	0,72 mm/min	0,70 mm/min	0,68 mm/min	0,66 mm/min
12 M-%	0,68 mm/min	0,66 mm/min	0,64 mm/min	0,63 mm/min
18 M-%	0,63 mm/min	0,61 mm/min	0,58 mm/min	0,56 mm/min

Erweitert man die Betrachtungen des zeitabhängigen Temperaturverlaufes auf Bereiche hinter der Abbrandgrenze so fällt auf, dass der thermisch beeinflusste Bereich hinter dieser über die Beanspruchungsdauer zunimmt. Als thermisch beeinflusster Bereich wird hier die Zone zwischen der Abbrandgrenze (300 °C Isotherme) und der thermischen Anwendungsgrenze für Holzbauteile unter Normaltemperatur nach *DIN EN 1995-1-2* (60 °C Isotherme) betrachtet. Auffällig stellt sich in diesem

Zusammenhang der Holzfeuchteeinfluss dar, der die Position der 300 °C Isotherme deutlich stärker beeinflusst als die der 60 °C Isotherme. Für darrtrockenes Holz wird damit eine geringere Zunahme des thermisch beeinflussten Bereiches hinter der Abbrandgrenze verzeichnet als für Holz mit üblichen Feuchtezuständen (vgl. Abbildung 5.7 a). Hieraus lässt sich ableiten, dass neben der Wärmeleitung in der Holzstruktur zusätzliche Wärmetransportvorgänge durch den Holzfeuchteeinfluss auftreten.

Verdeutlichung findet dies durch die Darstellungen in Abbildung 5.7 b). Hierin werden exemplarisch für 12 M-% Holzfeuchte die Temperaturverläufe hinter der Abbrandgrenze mit denen von darrtrockenem Holz verglichen und die unterschiedlichen Abbrandtiefen gleichgesetzt, was der Verschiebung der Kurvenverläufe um den Wert  $\Delta$  entspricht. Hierdurch stellt sich ein Unterschied im Temperaturverlauf zwischen darrtrockenem Holz und Holz mit üblichen Feuchtezuständen dar. So führt die im Holz enthaltene Feuchte in Bereichen oberhalb von 100 °C zu einer Temperaturreduktion, was durch die beim Verdampfungsvorgang zusätzlich benötigte Energie erklärt werden kann. In tieferen Regionen der Querschnitte mit Temperaturen unterhalb der 100 °C liegen dagegen die Temperaturen von darrtrockenem Holz unterhalb derer von Holz mit 12 M-% Holzfeuchte. Hieraus lässt sich für diese Bereiche ein zusätzlicher Wärmetransport durch Feuchtwanderung ableiten. Auch die visuellen Beobachtungen zum Austritt von Flüssigkeit auf der Rückseite der Prüfkörper bestätigen diese Transportprozesse (vgl. Anhang -Abbildung A. 8).



**Abbildung 5.7: Einfluss der Holzfeuchte**

- a) thermisch beeinflusster Bereich hinter der Abbrandgrenze**
- b) Temperaturverteilung hinter der Abbrandgrenze**

### 5.2.4 Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich aus den gemäß *DIN EN 1363* [53] durchgeführten Brandversuchen ableiten, dass ein eindeutiger Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten und die Temperaturentwicklung im Bauteil vorliegt. Mit Zunahme der Holzfeuchte wird eine Abnahme der Abbrandrate verzeichnet. Für ungeschützte Holzbauteile, ausgehend von einer mittleren Referenzholzfeuchte von 12 M-% treten in dem durch die Nutzungsklassen 1 und 2 gemäß *DIN EN 1995-1-1* [50] charakterisierten Holzfeuchtebereich von



6 M-% bis 18 M-% Abweichungen in Bezug auf die Abbrandtiefe von annähernd  $\pm 6$  % auf. Nach 60 Minuten einseitiger Brandbeanspruchung ergibt sich so im vorgenannten Holzfeuchtebereich eine maximale Differenz der Abbrandtiefen von ca. 6 mm. Bezogen auf die praktische Anwendung decken die bei 12 M-% Holzfeuchte gewonnenen Ergebnisse höhere Holzfeuchtegehalte auf der sicheren Seite liegend ab. Für kleinere Holzfeuchtegehalte bis hin zu einer unteren Grenze von 6 M-% kann der daraus resultierende Fehler als gering (ca. 3 Minuten bei 60 Minuten Brandbeanspruchung) eingestuft werden. Gleichzeitig muss festgehalten werden, dass entsprechende Holzfeuchten in der Regel zwar lokal auftreten können, jedoch für ganze Querschnitte kaum bzw. nur in spezifischen Einzelfällen vorliegen. Innerhalb baupraktischer Fragestellungen mit Hinblick auf die Tragfähigkeit von Holzbauteilen ist in diesem Kontext zu beachten, dass hier neben der Abbrandtiefe weiterführende Einflussgrößen, wie zum Beispiel die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften sowie die Größe des thermisch beeinflussten Bereichs das Gesamtergebnis mitbestimmen (vgl. *Schwertl* [177] und *Klippel* [117]), wodurch die vorgenannte Abweichung aus der Abbrandgeschwindigkeit in Bezug auf das Gesamtergebnis als hinnehmbar klein angesehen werden kann.

Auf Basis der Untersuchungen unter Normbrandbeanspruchung findet ebenfalls die 300 °C Isotherme zur Beschreibung der Abbrandgrenze sowie die bekannte normative Abbrandrate für Nadelholz von  $\beta_0 = 0,65$  mm/min Bestätigung. Eine Abnahme der Abbrandrate mit der Zeit lässt sich in allen durchgeführten Versuchen nachweisen. Für die baupraktische Anwendung hat dies jedoch nur sehr geringe Bedeutung, da auch hier nur kleine Differenzen im Abbrand von wenigen Millimetern im Vergleich zur Berücksichtigung einer zeitlich konstanten Abbrandrate vorliegen. Ebenfalls Bestätigung finden die im Kapitel 4.1 aufgeführten Aussagen zu Feuchtetransportvorgängen innerhalb des Querschnittes. Gleichzeitig lässt sich daraus ableiten, dass entgegen den Annahmen des Anhangs B der *DIN EN 1995-1-2* nicht die gesamte Holzfeuchte dem Verdampfungsvorgang zur Verfügung steht, sondern ein Teil über Transportvorgänge in den Querschnitt migriert. Die erhaltenen Ergebnisse zeigen zudem, dass als Folge der Reduktion der Abbrandgeschwindigkeit und durch die Massetransportprozesse bei steigendem Holzfeuchtegehalt auch die Größe des thermisch beeinflussten Bereichs hinter der Abbrandgrenze anwächst.

Entsprechende in der Literatur aufgeführte Tendenzen und Teilergebnisse zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten von Fichtenholz unter ETK-Beanspruchung (vgl. Kapitel 4.1.1) lassen sich durch das breite Spektrum der untersuchten Feuchtezustände, bei ansonsten gleichen materiellen Randbedingungen, mit diesen Untersuchungen nun eindeutig bestätigen. Nennenswerte Auswirkungen auf das bekannte Abbrandverhalten von Holz infolge der Änderung der Prüfbedingungen und der messtechnischen Instrumentierung von *DIN 4102* hin zu *DIN EN 1363* lassen sich auf Basis der vorliegenden Ergebnisse nicht ableiten.

Gleichzeitig bilden die erhaltenen Daten eine wesentliche Grundlage für die Überprüfung der bestehenden numerischen Simulationsmodelle, beziehungsweise zu deren Weiterentwicklung, (vgl. Abschnitt 6.3). Einzig diese Untersuchungen bieten aktuell zugängliche Messwerte zum Temperaturverlauf im Bauteilquerschnitt für variierende Ausgangsholzfeuchten bei ansonsten vergleichbaren und bekannten Randbedingungen sowie deren Dokumentation.

## 5.3 Einfluss des Brandszenarios

### 5.3.1 Allgemeines und Ziele

Zusätzlich zu den vorangestellten Betrachtungen lassen sich aus der Literatur vor allem durch das einwirkende Temperaturniveau erhebliche Einflüsse auf das Abbrandverhalten von Nadelholz ableiten (vgl. Kapitel 4.1). Jedoch liegen hier meist nur Einzelbetrachtungen vor, die untereinander schwer vergleichbar sind und zudem zu divergierenden Ergebnissen führen. Mögliche Spektren der Temperaturbeanspruchung im Brandfall bei realen Brandereignissen und zugehörige Einflussgrößen werden in Kapitel 2 dieser Arbeit für alle Phasen eines Brandes diskutiert. Besonderen Stellenwert innerhalb dieser Untersuchungsserie nimmt daher neben der Betrachtung von unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten und –niveaus vor allem die Betrachtung der Abkühlphase ein. Hierbei wird neben der Abbrandrate unter variierenden Aufheiz- und Abkühl-niveaus auch der Einfluss auf den thermisch beanspruchten Bereich hinter der Abbrandgrenze betrachtet, der für strukturmechanische Betrachtungen von Bedeutung ist. Die aus den Untersuchungen gewonnenen Erkenntnisse werden den bestehenden Literaturkennwerten gegenübergestellt.

### 5.3.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

#### Prüfkörper:

Die durchgeführten Untersuchungen umfassen neun Brandversuche unter einseitiger Temperaturbeanspruchung, abweichend von der Einheits-Temperaturzeitkurve, über alle Phasen eines realen Brandes. In Anlehnung an die vorangestellten Versuche (vgl. Kapitel 5.2) wurden die Prüfkörper aus Brettschichtholzelementen (Festigkeitsklasse GL 24h; Fichte - *Picea abies*) der Abmessung  $B \times H \times T = 422 \text{ mm} \times 422 \text{ mm} \times 140 \text{ mm}$  gefertigt. Zum Ausschluss eines seitlichen Einbrandes und Feuchteausstausches wurden die Prüfkörper mit Aluminiumfolie und Gipsfaserplatten umlaufend an den Schmalseiten bekleidet (vgl. Abbildung 5.8). Zur Sicherstellung vergleichbarer materieller Randbedingungen wurden die Prüfkörper aus den gleichen Brettschichtholzträgern gewonnen. Vergleichbare Brettlagen stammten somit jeweils immer aus der gleichen Lamelle. Um konstante Holzfeuchtezustände in den Prüfkörper zu schaffen, wurden diese bis zur Massekonstanz im Normklima (20 °C / 65 % rel. LF) klimatisiert gelagert. Die mittlere Trockenrohichte der Prüfkörper betrug  $\rho \cong 432 \text{ kg/m}^3$ , bei einem Holzfeuchtegehalt von  $u \cong 12,5 \text{ M-\%}$ . Die jeweilige Rohdichte und der Feuchtegehalt der einzelnen Prüfkörper kann Tabelle 5.3 entnommen werden. In Anlehnung an den messtechnischen Aufbau der Prüfkörper aus Kapitel 5.2 wurden zum Erfassen der Temperaturen in den Prüfkörpern je elf Thermoelemente in verschiedenen Tiefen an jeweils vier Messmarken (A – D) eingebracht (vgl. Abbildung 5.8). Der Einbau erfolgte in Anlehnung an die Vorgaben der *ENV 13381-7* [110].

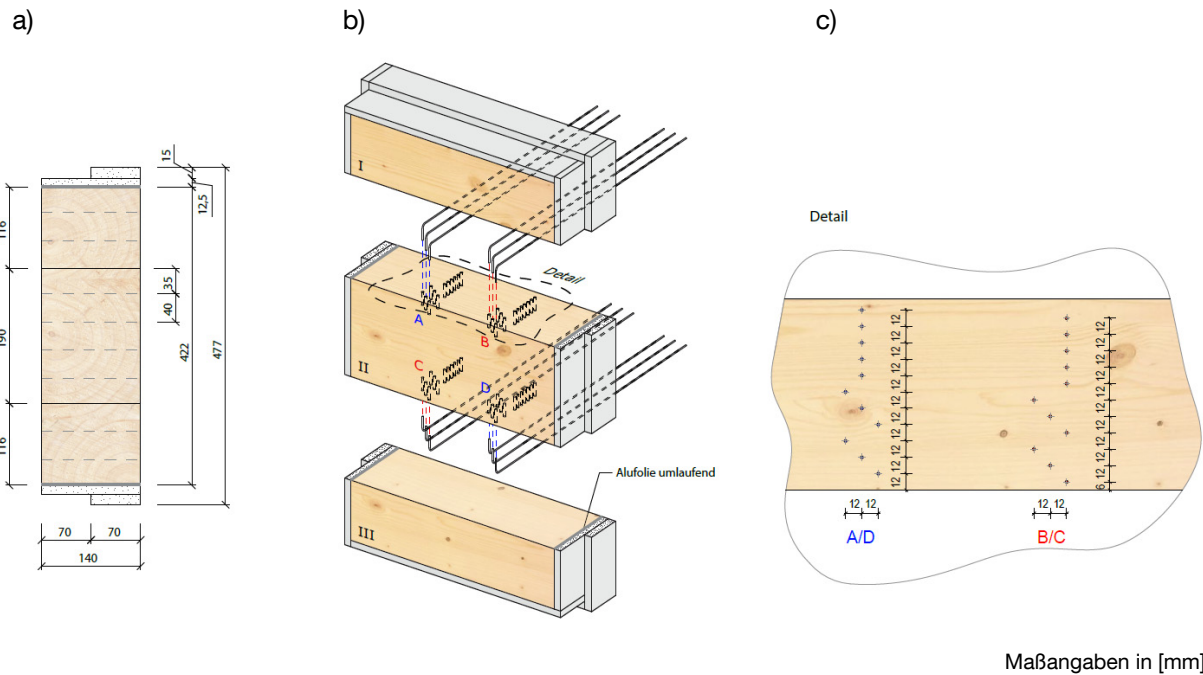


Abbildung 5.8: Aufbau der Prüfkörper und Position der Thermoelemente

**Prüfstand:**

Alle durchgeführten Untersuchungen erfolgten an der MFPA Leipzig GmbH im Kleinbrandofen nach *DIN 4102-8* [46] bei einseitiger Brandbeanspruchung. Die Prüfkörper bildeten dabei jeweils einen vertikalen Abschluss des Ofens (vgl. Abbildung 5.9). Zur Messung der Temperaturen im Brandraum wurde jeweils ein Platten-Thermometer gemäß *DIN EN 1363-1* [53] sowie ein Mantelthermoelement gemäß *DIN 4102-2* [44] im Abstand von 100 mm mittig vor dem Prüfkörper angebracht. Zusätzlich wurden die Temperaturen auf der brandraumseitigen und brandabgewandten Oberfläche gemessen. Auf der beflaminten Seite der Prüfkörper wurde hierzu ein 1 mm dickes Typ K Mantelthermoelement mechanisch auf den Oberflächen befestigt. Auf der dem Brandraum abgewandten Seite wurde ein Thermoelement baugleich zu denen im Inneren der Prüfkörper angebracht und vor Störeinflüssen aus dem Raum thermisch abgedeckt. Zusätzlich wurden innerhalb der Versuche die atmosphärischen Druckbedingungen überwacht.

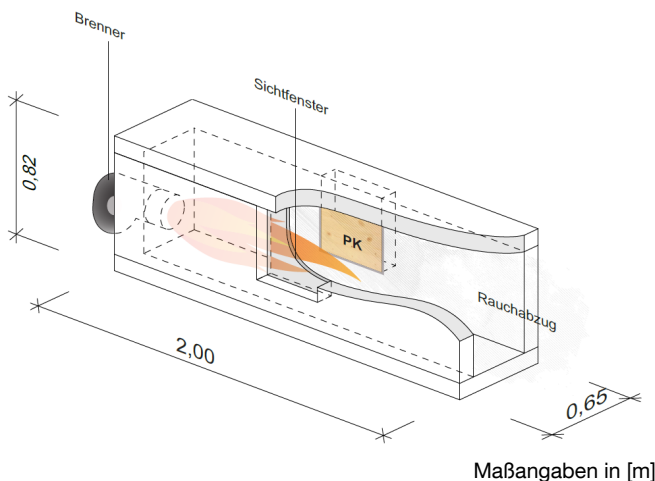


Abbildung 5.9: Aufbau des Versuchsstandes mit dem Prüfkörper (PK) im eingebauten Zustand

### Thermische Einwirkung:

Innerhalb der Brandversuche wurden die ansonsten vergleichbaren Prüfkörper mit unterschiedlichen Temperatur-Zeitszenarien beaufschlagt, deren Verläufe in Abbildung 5.10 dargestellt sind. Diese stellen ein Spektrum von möglichen Aufheiz- und Abkühlphasen innerhalb natürlicher Brände dar. Grundlage hierfür bildeten die in Kapitel 2.2 und 2.7 zusammengestellten Erkenntnisse sowie die durch Buchta [30] zusammengefassten Simulationen mit dem Zonenmodell OZone V.2.2 [32].

Dabei wurden als Randbedingungen übliche im Hochbau auftretende Öffnungsfaktoren, von 0,04 bis 0,12 m<sup>1/2</sup>, in Kombination mit Brandlastdichten von 500 bis 1000 MJ/m<sup>2</sup> untersucht. Alle untersuchten Brandräume wiesen einen geringen Wärmeabfluss über die Umfassungsbauteile ( $b \leq 750 \text{ J}/(\text{m}^2 \cdot \text{K} \cdot \sqrt{\text{s}})$ ) auf. Dies entspricht der Einflussgruppe 3 nach DIN EN 1991-1-2 NA [52], wie sie bei üblichen, mit nicht-brennbaren Bekleidungen versehenen, Holzbaukonstruktionen vorliegt. Die Wärmefreisetzung in der Brandentwicklungs- und Ausbreitungsphase wurde für alle Variationen mit der für Wohn- und Büronutzung normativ vorgegebenen Wachstumsrate „mittel“ ( $t_{\alpha} = 300 \text{ s}$ ) berücksichtigt. Zur Vergleichbarkeit des Auftretens der Maximaltemperaturen innerhalb der verschiedenen Szenarien wurden deren Maxima für die Aufheizphase nach 30 bzw. 60 Minuten definiert ( $t_{\text{peak}}$ ).

Innerhalb der sich daran anschließenden Abkühlphase wurden drei unterschiedliche Szenarien betrachtet, die sich jeweils aus einem bilinearen Verlauf zusammensetzen. Der erste Teil beschreibt dabei den Temperaturverlauf, bis die Brandlast verbraucht bzw. ein Löschvorgang erfolgt ist. Der zweite Teil symbolisiert die sich daran anschließende natürliche Abkühlung. Die drei berücksichtigten Szenarien der Abkühlphase lassen sich wie folgt beschreiben:

- schnell: (s) Mit Erreichen der 60. Brandminute setzen Löschmaßnahmen der Feuerwehr ein, die eine Abkühlung von 100 K/min bis auf 150 °C bewirken. Anschließend setzt die natürliche Abkühlung mit 3 K/min ein.
- mittel: (m) Natürlicher Brandverlauf unter Annahme einer ausbleibenden Brandbekämpfung und vollständiger Umsetzung der Brandlast. Nach Erreichen der 60. Minute tritt eine Abkühlung mit 13 K/min bis auf 250 °C ein. Im Anschluss erfolgt eine weitere natürliche Abkühlung mit 3 K/min.
- langsam: (l) Natürlicher Brandverlauf unter Annahme einer ausbleibenden Brandbekämpfung und vollständiger Umsetzung der Brandlast. Nach Erreichen der 60. Minute setzt eine Abkühlung mit 7 K/min bis auf 280 °C ein. Anschließend erfolgt eine natürliche Abkühlung mit 3 K/min.

In diesem Gesamtkontext sei darauf hingewiesen, dass sich ein bestimmtes Temperatur-Zeit-Szenario nicht eindeutig durch die drei Parameter Brandlastdichte, Öffnungsfaktor und Wärmeabflussfaktor durch die Umfassungsbauteile definieren lässt, sondern auf Basis des gewählten Beurteilungsverfahrens Abweichungen auftreten. Zur exemplarischen Darstellung wird hierzu auf Abbildung 2.17 verwiesen. Die Formulierung der Temperatur-Zeit-Verläufe für die Aufheizphase erfolgte im Rahmen dieser Arbeit über das Zonenmodell OZone V.2.2 [32].

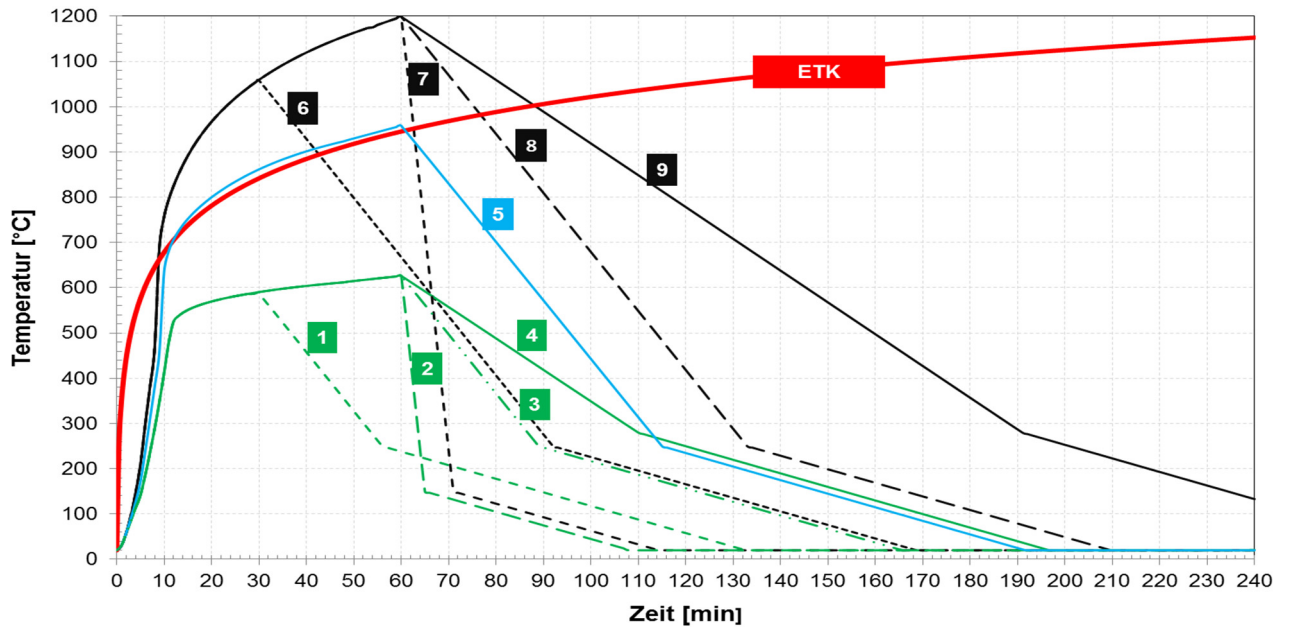


Abbildung 5.10: Untersuchtes Spektrum der Temperaturbeanspruchungen

Eine Zusammenstellung der relevanten Randbedingungen zur Definition des Temperaturszenarios sowie der Materialeigenschaften der Prüfkörper enthält Tabelle 5.3.

Tabelle 5.3: Zusammenstellung der Einwirkungen und Materialkennwerte der untersuchten Prüfkörper

Prüfkörper (PK)	Öffnungsfaktor $O$ [ $m^{1/2}$ ]	Brandlast $q_{f,k}$ [ $MJ/m^2$ ]	Peak nach $t_{peak}$ [min]	Abkühlungsgeschwindigkeit	Rohdichte feucht/trocken [ $kg/m^3$ ]	Feuchtegehalt [M-%]
1	0,12	500	30	mittel (m)	462 / 428	12,6
2	0,12	1000	60	schnell (s)	469 / 434	12,6
3	0,12	1000	60	mittel (m)	462 / 429	12,4
4	0,12	1000	60	langsam (l)	453 / 423	12,6
5	0,07	1000	60	mittel (m)	462 / 435	12,6
6	0,04	500	30	mittel (m)	467 / 431	12,5
7	0,04	1000	60	schnell (s)	455 / 423	12,6
8	0,04	1000	60	mittel (m)	473 / 445	12,6
9	0,04	1000	60	langsam (l)	460 / 432	12,5

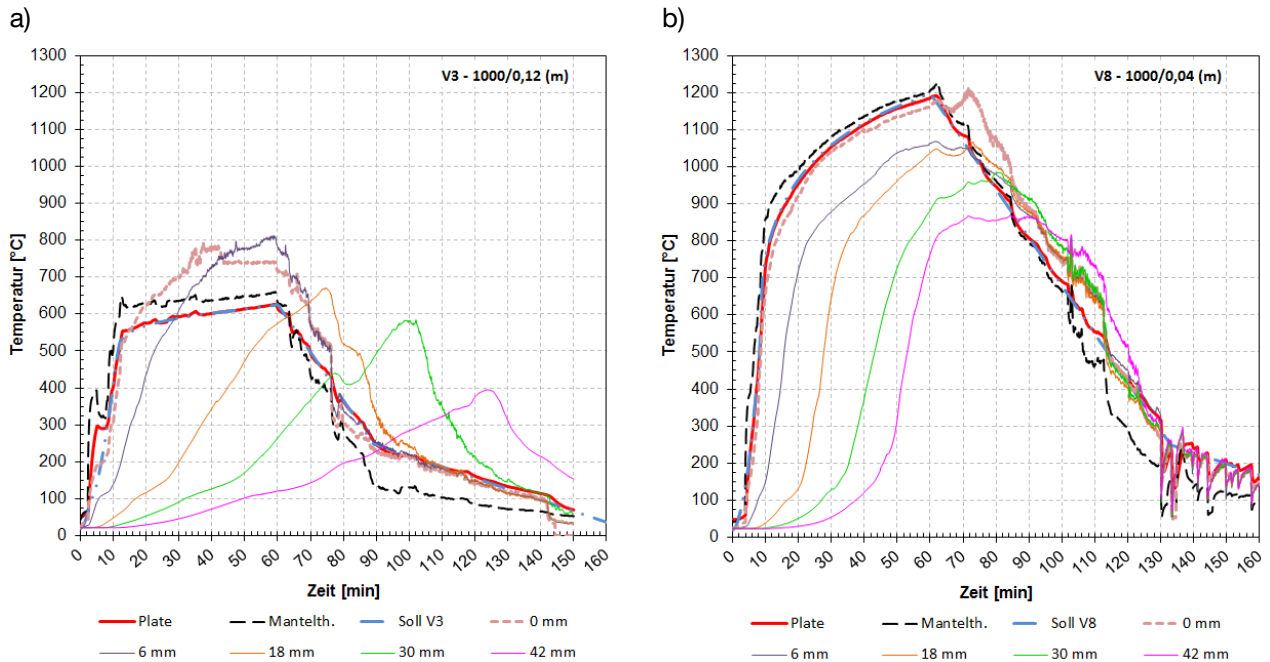
Baustoffklasse aller Prüfkörper: (Fichte Brettschichtholz) D s2 d0 nach DIN EN 14080; B2 nach DIN 4102-4

Weiterführende Informationen zu Versuchsaufbauten, zur Durchführung und zu Beobachtungen während der Brandversuche sowie zu Messergebnissen und Restquerschnitten können dem vollständigen Untersuchungsbericht von *Buchta & Werther* [29] entnommen werden.

### 5.3.3 Ergebnisse und Auswertung

Der Vergleich der untersuchten Beanspruchungsniveaus zeigt beträchtliche Unterschiede im Abbrand- und Durchwärmungsverhalten der Prüfkörper, die bei ETK-Normbrandbeanspruchung so nicht ersichtlich sind. Dabei muss zwischen der Aufheiz- und Abkühlphase der Beanspruchung unterschieden werden. Die vorgegebenen Ofentemperaturen (Soll) wurden bis auf Versuch V6 sehr gut eingehalten, wodurch die Versuche mit gleichen Öffnungsfaktoren für die Aufheizphase äquivalente Ergebnisse liefern (vgl. Anhang - Abbildung A. 10). Vergleichbar zu den im Kapitel 5.2.3 diskutierten Ergebnissen bei ETK Beanspruchung lagen in allen durchgeführten Versuchen die mit Mantelthermoelementen gemessenen Brandraumtemperaturen in der Aufheizphase um bis zu 50 °C oberhalb der gemessenen Temperaturen des jeweilig korrespondierenden Plattenthermometers (Plate). Dies trat trotz vergleichbarer Position im Brandraum auf. In der Abkühlphase kehrte sich diese Tendenz in allen Versuchen um, was exemplarisch in Abbildung 5.11 für die Versuche V3 und V8 dargestellt wird. Zurückgeführt werden kann dieser Unterschied auf die unterschiedlichen Wärmeübertragungsvorgänge und den Aufbau der beiden Messsysteme.

Auffällig stellt sich der Unterschied zwischen den Oberflächentemperaturen und den gemessenen Temperaturen der Plattenthermometer dar. Die auf den Oberflächen der Prüfkörper angeordneten Thermolemente wiesen in allen Versuchen zu Beginn der Aufheizphase einen Zeitverzug von ca. einer Minute mit bis zu 100 °C geringeren Temperaturen als das zugehörige Plattenthermometer im Brandraum auf. Für ein Beanspruchungsniveau resultierend aus dem Öffnungsfaktor von 0,04 m<sup>1/2</sup> und 0,07 m<sup>1/2</sup> reduziert sich diese Temperaturdifferenz mit Abflachen der Temperatur-Zeit-Kurve (vgl. Abbildung 5.11 b). Für das Beanspruchungsniveau, resultierend aus  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ , übersteigen dagegen die Oberflächentemperaturen der Prüfkörper bei abflachendem Verlauf der Temperatur-Zeit-Kurve nach etwa 15 Minuten die Ofentemperaturen deutlich. So werden auf der Prüfkörperoberfläche für dieses Beanspruchungsniveau bis zu 100 °C höhere Temperaturen registriert. Dies kann auf ein Mitbrennen der Oberfläche und einen Oxidationsprozess der sich bildenden Holzkohleschicht zurückgeführt werden. Grundlage dafür bildet auch der im Falle des geringeren Beanspruchungsniveaus wesentlich höhere Sauerstoffgehalt (bis zu 12 Vol.-%) im Brandraum, der im Vergleich zu Beanspruchungsniveaus mit einem Öffnungsfaktor von 0,04 m<sup>1/2</sup> und 0,07 m<sup>1/2</sup> (Sauerstoffgehalt < 4 Vol.-%) eine exotherme Reaktion an der Oberfläche in der Aufheizphase des Brandes erlaubt. Bestätigung finden entsprechende Prozesse auch durch die Thermolemente im Inneren der Prüfkörper, die trotz abklingender Brandraumtemperatur noch deutliche Temperaturanstiege infolge exothermer Reaktionen aufweisen. So können zum Beispiel im Prüfkörper V3 nach 120 Minuten in 42 mm Tiefe noch Temperaturen von 400 °C verzeichnet werden, obwohl die Brandraumtemperaturen bereits unter 200 °C liegen (vgl. Abbildung 5.11 a). Allen Beanspruchungsniveaus gemein ist, dass in der Abkühlphase bis zum Abfall der Brandraumtemperaturen auf ca. 400 °C die Oberflächentemperaturen bis zu 100 °C oberhalb der gemessenen Ofentemperaturen liegen können. Am deutlichsten stellt sich dies für die mittlere „(m)“ und langsame „(l)“ Abkühlphasen dar. Für eine schnelle „(s)“ Abkühlphasen, mit Ablöschen der Oberfläche, ist dies jedoch kaum zu verzeichnen (vgl. Anhang - Abbildung A. 9).

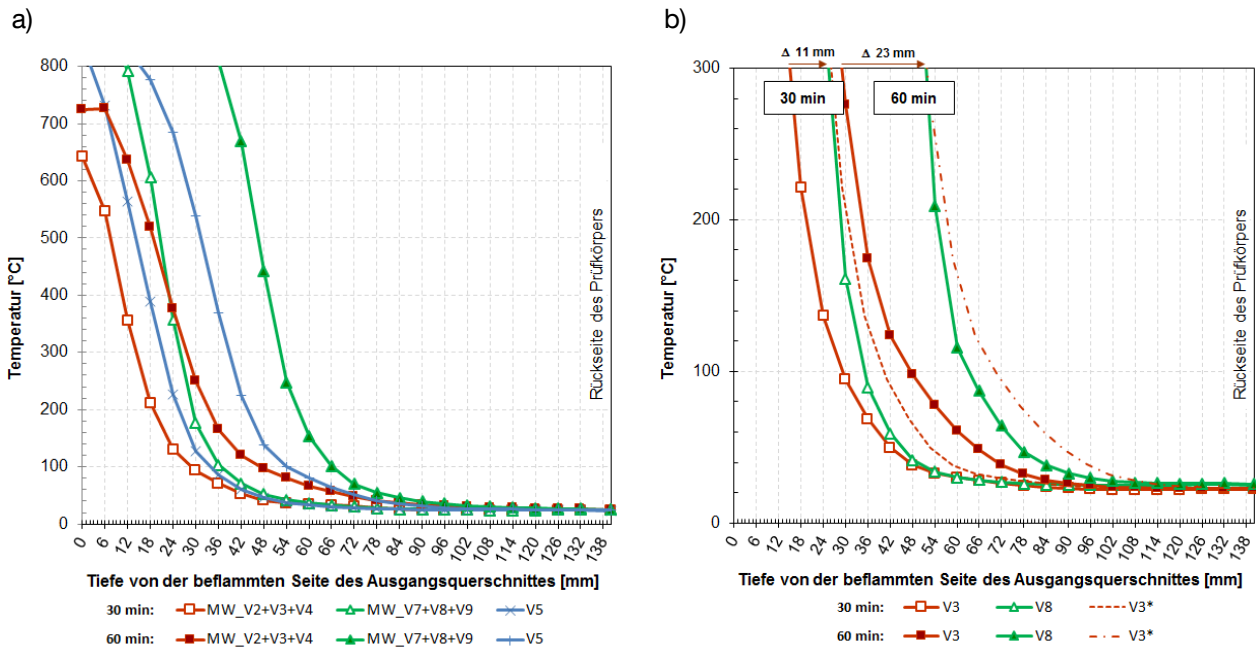


**Abbildung 5.11: Vergleich der Ofen-, Oberflächen- und Temperaturen im Prüfkörper für**  
**a) Versuch V3** (Brandlastdichte 1000 MJ/m<sup>2</sup>; Öffnungsfaktor 0,12 m<sup>1/2</sup>; Abkühlung mittel)  
**b) Versuch V8** (Brandlastdichte 1000 MJ/m<sup>2</sup>; Öffnungsfaktor 0,04 m<sup>1/2</sup>; Abkühlung mittel)

Die Versuchsergebnisse, mit Messung der Temperaturen und Bestimmung der Restquerschnitte, bestätigen eindeutig den Einfluss des Beanspruchungsniveaus auf die Temperaturentwicklung innerhalb der brandbeanspruchten Holzbauteile. So nehmen mit steigendem Beanspruchungsniveau (0,12 → 0,04 m<sup>1/2</sup>, vgl. Abbildung 2.4) in der Aufheizphase auch die Abbrandtiefe (vgl. Abbildung 5.12 a) und damit die Abbrandrate (vgl. Abbildung 5.14) zu. Dabei lässt sich für das hohe Beanspruchungsniveau, hier resultierend aus einem Öffnungsfaktor  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  (z. B. V7, V8, V9), eine nahezu doppelt so große Abbrandrate feststellen wie für das niedrige Beanspruchungsniveau, resultierend aus  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$  (z. B. V2, V3, V4). Die Messung der Restquerschnitte und Temperaturen im Prüfkörper bestätigen ebenfalls, dass die 300 °C Isotherme auch bei Beanspruchungen abweichend zur ETK als Indikator für die Abbrandgrenze genutzt werden kann. Dies gilt vor allem für die Aufheizphase des Brandverlaufs. In der Abkühlphase können die abfallenden Ofentemperaturen jedoch zu Fehlinterpretationen führen, da hierbei in der Holzkohleschicht erneut die Beurteilungstemperatur auftritt.

Gleichzeitig wird aus den Messergebnissen ersichtlich, dass die Art des Beanspruchungsniveaus nicht nur die Abbrandtiefe beeinflusst sondern auch maßgebliche Auswirkungen auf die Temperaturverteilung und damit auf den thermisch beeinflussten Bereich hinter der Abbrandgrenze besitzt. Abbildung 5.12 b zeigt dies exemplarisch für die Versuche V3 (geringes Beanspruchungsniveau,  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ ) und V8 (hohes Beanspruchungsniveau,  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ ), durch das Gleichsetzen der Abbrandgrenze beider Prüfkörper (V8 und V3\*). So wird ersichtlich, dass infolge eines hohen Beanspruchungsniveaus ( $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ ) ein großer Temperaturgradient im Körper vorliegt und daher die Temperaturen hinter der Abbrandgrenze schneller abgebaut werden als bei einem geringen Beanspruchungsniveau ( $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ ). Hierdurch wird weniger Material thermisch beeinflusst (vgl. Abbildung 5.13 b und Abbildung 5.15). Als mögliche Ursache können auch hier, vergleichbar mit Kapitel 5.2.3, zusätzliche Wärmetransportvorgänge durch Feuchtewanderung genannt werden (vgl. Anhang - Abbildung A. 11). Hierbei kann die Permeabilität des Materials eine entscheidende Rolle spielen. Dies führt bei einem hohen thermischen Beanspruchungsniveau, verbunden

mit einer hohen Abbrandgeschwindigkeit dazu, dass die Materialfeuchte zu großen Teilen direkt verdampft wird und sich nicht in den Querschnitt hinein bewegen kann. Der Einfluss des Stofftransports auf die Wärmeübertragung nimmt somit ab.



**Abbildung 5.12: Temperaturverlauf innerhalb der Prüfkörper nach 30 und 60 Minuten**

**a) gemittelte Werte für die Beanspruchungsniveaus  $O = 0,04; 0,07$  und  $0,12 \text{ m}^{1/2}$**

**b) Unterschiede im Temperaturverlauf infolge des Beanspruchungsniveaus**

Mit Erreichen der maximalen Brandraumtemperatur (Peak) werden vorangestellte Ergebnisse zusätzlich abhängig von der Geschwindigkeit des Abkühlvorganges. Erwartungsgemäß treten die geringsten Zuwächse der Abbrandtiefe und der kleinste thermisch beeinflusste Bereich hinter der Abbrandgrenze infolge des Ablöschens der Oberflächen auf (Versuch V2 und V7).

Die größten Abbrandtiefen treten demzufolge bei langsamen „(I)“ Abkühlvorgängen mit Brandraumtemperaturen oberhalb von  $300 \text{ }^\circ\text{C}$  auf (vgl. Abbildung 5.13 a). Je nach Dauer können so bis zu doppelt so hohe Abbrandtiefen, verglichen mit dem Zeitpunkt der maximalen Brandraumtemperaturen, auftreten. Auffällig bei der Betrachtung der Messwerte und Restquerschnitte wird ebenfalls, dass mit zunehmender Dauer der Abkühlphase Strömungseffekte und der exotherme Abbau der Holzkohleschicht dazu beitragen, die Abbrandtiefe zu erhöhen (vgl. Abbildung 5.11 a und Abbildung 5.13 a). Visuell stellt sich dies auch in der Betrachtung und dem Vergleich der Restquerschnitte der Versuchskörper V2 und V3 sowie V7 und V8 dar (vgl. Anhang - Abbildung A. 12 und Abbildung A. 13). Dabei wird ersichtlich, dass einerseits für hohe Beanspruchungsniveaus (Öffnungsfaktor  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ ) mit zunehmender Dauer der Abkühlphase auch die Dicke der Holzkohleschicht merklich reduziert wird, wohingegen diese bei geringen Beanspruchungsniveaus (Öffnungsfaktor  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ ) annähernd konstant bleibt. Andererseits können der in der Abkühlungsphase ansteigende Sauerstoffgehalt im Brandraum und Strömungseffekte infolge der Ofengeometrie zu deutlichen Unterschieden im Abbauprozess über den Querschnitt führen.

Der zusätzliche Einfluss des Abkühlvorganges zeigt sich äquivalent auch für den thermisch beeinflussten Bereich hinter der Abbrandgrenze. Aus langsamen „(I)“ Abkühlvorgängen mit geringem Temperaturgradient resultiert ein großer thermisch beeinflusster Bereich (Abbildung 5.13 b). Ebenfalls ersichtlich aus Abbildung 5.13 wird, dass trotz der unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus in der Aufheizphase die Kombination



aus Abbrandtiefe und thermisch beeinflusstem Bereich zu vergleichbaren Ergebnissen führt. Große Abbrandtiefen, verbunden mit geringen Tiefen des thermisch beeinflussten Bereichs führen damit annähernd zu den gleichen Ergebnissen wie geringe Abbrandtiefen und ein großer thermisch beeinflusster Bereich. Für die Betrachtung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen kann sich dies gegebenenfalls vereinfachend auswirken.

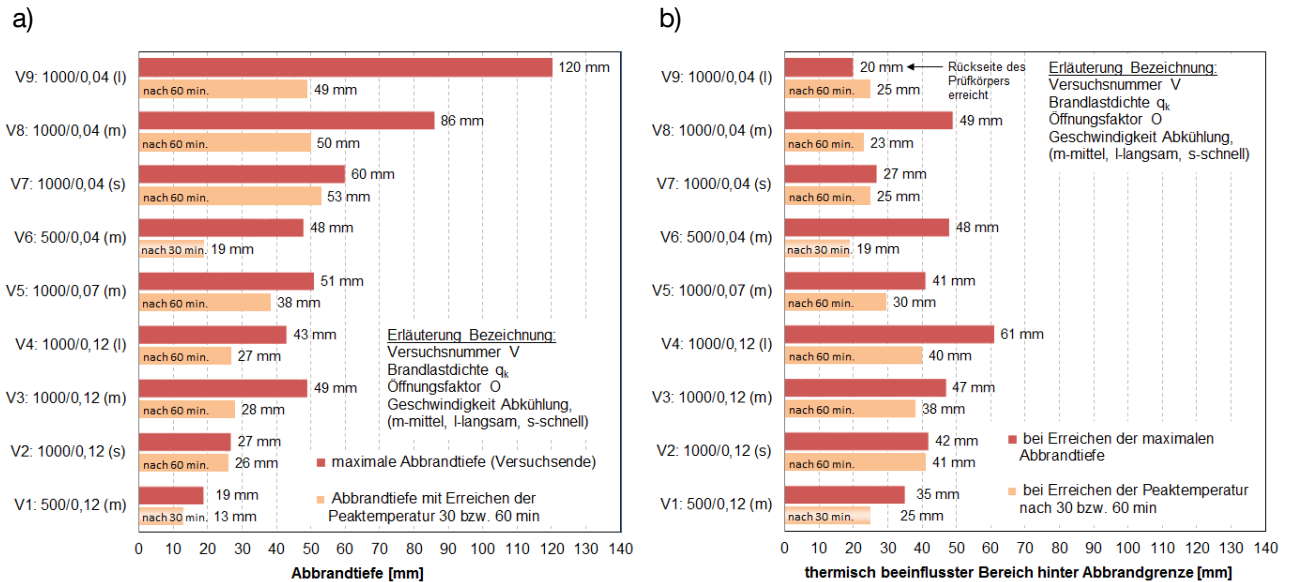


Abbildung 5.13: Abbrandeigenschaften der Prüfkörper

- a) mittlere Abbrandtiefe bei Erreichen der Peaktemperatur und nach Versuchssende
- b) thermisch beeinflusster Bereich bei Erreichen der Peaktemperatur bzw. maximalen Abbrandtiefe

Erfolgt die Beschreibung des Abbrandes über die Angabe einer absoluten Abbrandrate, geht dabei der langsame Temperaturanstieg in der Brandentwicklungsphase, in dem kein Abbrand auftritt, mit ein und reduziert somit die Abbrandrate signifikant. Deutlich ausgeprägt ist dies vor allem in den oberflächennahen Bereichen. Die Abbrandrate stellt sich somit in Abhängigkeit der Brandentwicklung dar. Wird alternativ die reale Abbrandrate, die den Abbrand zwischen zwei benachbarten Referenzpunkten beschreibt, verwendet, zeigt sich die hohe Abbrandgeschwindigkeit in den oberflächennahen Schichten, die erst mit der Bildung von Holzkohle abnimmt. Für eine allgemeine praktische Anwendung zur Beschreibung des Abbrandes, wie unter ETK-Beanspruchung üblich, kann die absolute Abbrandrate daher aus vorgenannten Gründen bei Naturbrandbeanspruchung nur begrenzt empfohlen werden

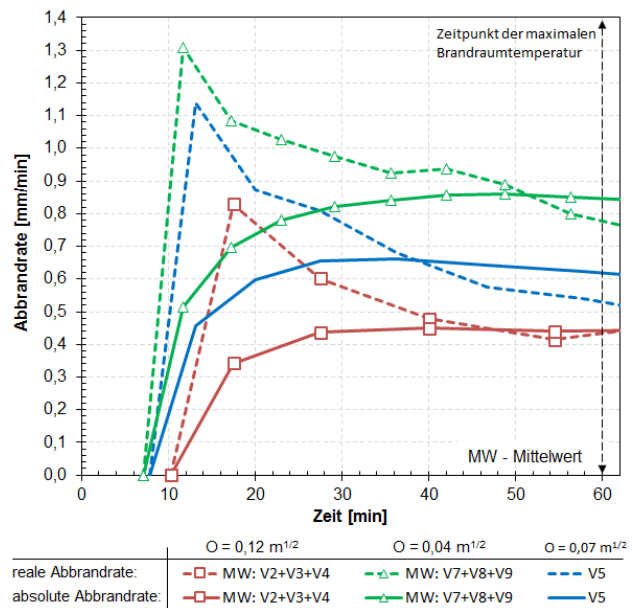
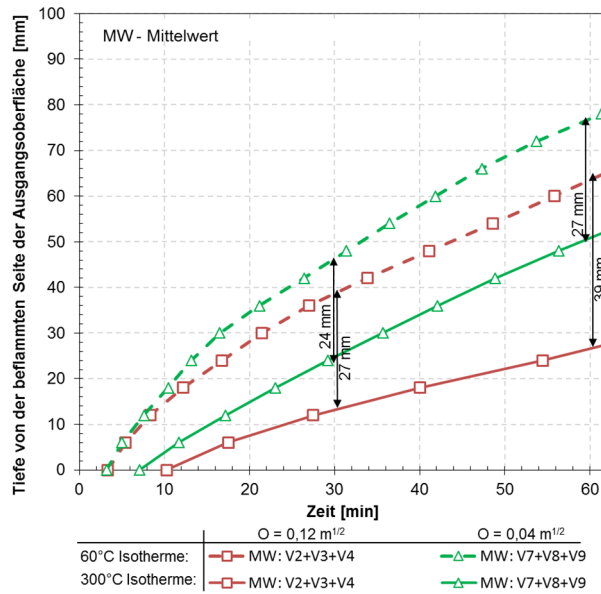


Abbildung 5.14: Vergleich von absoluter und realer Abbrandrate

### 5.3.4 Zusammenfassung

Zusammenfassend lässt sich bestätigen, dass das einwirkende Temperaturniveau einen signifikanten Einfluss auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten besitzt. Dabei ist zwischen der Betrachtung der Aufheiz- und Abkühlphase zu unterscheiden. Für das untersuchte Spektrum des Beanspruchungsniveaus, mit einem Öffnungsfaktor von  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$  bis  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  und zugehörigen Maximaltemperaturen von  $600 \text{ °C}$  bzw.  $1200 \text{ °C}$ , wurden nach 60 Minuten Abbrandtiefen von ca. 27 mm bzw. 50 mm ermittelt. Eine solch signifikante Auswirkung liegt sonst für keine weitere Einflussgröße in Bezug auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen vor, was bestehende Untersuchungen zu diesem Thema untermauert (vgl. Kapitel 4.1.2). Zudem wird ersichtlich, dass sich infolge des Beanspruchungsniveaus unterschiedlich große thermisch beeinflusste Bereiche hinter der Abbrandgrenze bilden (vgl. Abbildung 5.15). Dabei verhält sich diese Eigenschaft gegenläufig zur Abbrandtiefe. So korreliert eine geringe Größe des thermisch beeinflussten Bereichs mit einer hohen Abbrandrate und umgekehrt. Entsprechende Erkenntnisse sind innerhalb der Tragfähigkeitsbeurteilung von brandbeanspruchten Holzbauteilen zukünftig zu berücksichtigen, bedürfen jedoch zur abschließenden Quantifizierung weiterführender Untersuchungen.



**Abbildung 5.15: Abbrandgrenze und thermisch beeinflusster Bereich innerhalb der Aufheizphase bei unterschiedlicher Beanspruchung**

ausbilden (vgl. Abbildung 5.15). Dabei verhält sich diese Eigenschaft gegenläufig zur Abbrandtiefe. So korreliert eine geringe Größe des thermisch beeinflussten Bereichs mit einer hohen Abbrandrate und umgekehrt. Entsprechende Erkenntnisse sind innerhalb der Tragfähigkeitsbeurteilung von brandbeanspruchten Holzbauteilen zukünftig zu berücksichtigen, bedürfen jedoch zur abschließenden Quantifizierung weiterführender Untersuchungen. Auffällig während der Aufheizphase zeigt sich ebenfalls der Einfluss des Beanspruchungsniveaus auf das Rissmuster in der Holzkohleschicht (vgl. Anhang - Abbildung A. 12), wobei ein hohes Beanspruchungsniveau neben großer Abbrandtiefe auch eine stark strukturierte Holzkohleschicht hervorruft. Während des Abkühlvorganges und der auftretenden Oxidationsprozesse verschwinden diese Unterschiede jedoch. Die von Li [136] für MDF-Platten gewonnenen Ergebnisse können somit partiell auch für Holz bestätigt werden.

Innerhalb der Untersuchungen ist deutlich auffällig, dass vor allem in der natürlichen Abkühlphase infolge innerer exothermer Reaktionen der hochenergetischen Holzkohle (vgl. Anhang - Abbildung A. 11) und durch die Strömungsverhältnisse im Brandraum zusätzliche Einflüsse auf das Abbrandverhalten entstehen und höhere Temperaturen auf der Bauteiloberfläche als im Brandraum auftreten können. Dieser Aspekt muss zukünftig für numerische Bauteilsimulationen Berücksichtigung finden und in bestehende Modelle integriert werden. Eine Bestätigung hierfür lässt sich ebenfalls aus den Untersuchungen von König & Walleij [123] und König [124] finden.

Das bisher unter ETK Beanspruchung angewendete Modell der absoluten (mittleren) Abbrandrate zeigt bei Naturbrandbeanspruchung Schwächen und spiegelt nicht in jedem Fall den relevanten Abbrand wider.



## 6 Beurteilungsverfahren zur Abbildung der experimentellen Untersuchungen

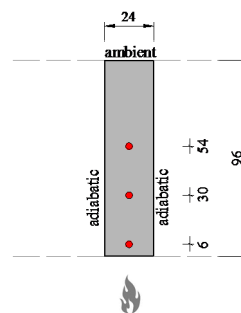
### 6.1 Allgemeines

Eine Brandbeanspruchung führt bei Holzbauteilen einerseits zur Reduktion des Querschnitts und andererseits zur thermisch induzierten Abnahme der elastomechanischen Eigenschaften. Damit wird es für strukturelle Betrachtungen notwendig, den Temperaturverlauf im Bauteil zu kennen. Zur mathematischen Beschreibung der Temperaturentwicklung und des Abbrandverhaltens in brandbeanspruchten Holzbauteilen stehen prinzipiell drei Verfahren zur Verfügung. Am verbreitetsten sind dabei empirisch ermittelte Näherungsformeln, deren Anwendungsgrenzen sich aus den zugrunde liegenden Randbedingungen der Brandversuche ergeben. Weiterhin kann, basierend auf der Arrhenius-Gleichung (vgl. Kapitel 0), die Reaktionskinetik des Materials bzw. der Einzelbestandteile beschrieben werden, wodurch Aussagen zu Zersetzungsvorgängen, dem Masseverlust und der Temperaturentwicklung ermöglicht werden [74], [156], [90]. Über dies hinaus können über (Gl. 3.2) instationäre Wärmetransportvorgänge auf Basis der temperaturabhängigen thermischen Materialkennwerte über numerische Bauteilsimulationen bestimmt werden. Hierbei werden die Materialkennwerte so angepasst, dass holzspezifische Einflüsse wie Rissbildung, Schrumpfung und Stofftransport indirekt in den numerischen Simulationen mit berücksichtigt werden können. Im Folgenden wird besonderer Fokus auf die Anwendung und Erweiterung von empirischen Verfahren sowie numerischen Bauteilsimulationen gelegt und deren Relevanz in Bezug auf die durchgeführten experimentellen Untersuchungen überprüft.

### 6.2 Einflussgrößen auf die Ergebnisse in der thermischen Bauteilsimulation

#### 6.2.1 Allgemeines

Im brandschutztechnischen Designprozess von Bauteilen findet die numerische Simulation über Finite Elemente Programme vermehrt Anwendung. Wesentliche Grundlagen und Randbedingungen für die numerische Simulation brandbeanspruchter Holzbauteile werden in *DIN EN 1991-1-2* [47] und *DIN EN 1995-1-2* [51] gegeben. Neben den thermischen Materialkennwerten und genutzten Wärmeübergangsbedingungen können vor allem auch programmspezifische Randbedingungen wie gewählte Lösungsalgorithmen, Elementgröße oder Größe der Zeitschritte sowie die Kenntnisse des Anwenders zur Beurteilung von Anwendungsgrenzen und Eingangsgrößen die thermischen und strukturellen Ergebnisse wesentlich beeinflussen. Ziel der nachfolgenden Parameterstudien ist es daher festzustellen, unter welchen Randbedingungen eine Unabhängigkeit der Ergebnisse von simulationstechnischen und programmspezifischen Parametern gewährleistet werden kann. In den hier durchgeführten FE-Simulationen zum eindimensionalen Wärmedurchgang wurde ein entsprechend repräsentativer Ausschnitt ( $B \times H = 24 \text{ mm} \times 96 \text{ mm}$ ) eines einseitig unter ETK beanspruchten Prüfkörpers aus Nadelholz betrachtet. Ausgangsbasis stellen die thermischen Materialkennwerte des Anhangs B der *DIN EN 1995-1-2* [51] dar (vgl. Tabelle A. 3 des Anhangs zu dieser Arbeit).



#### Eigenschaften:

- Rohdichte  $480 \text{ kg/m}^3$
- Holzfeuchte 12 M-%
- Messpunkte

#### Wärmeübergang:

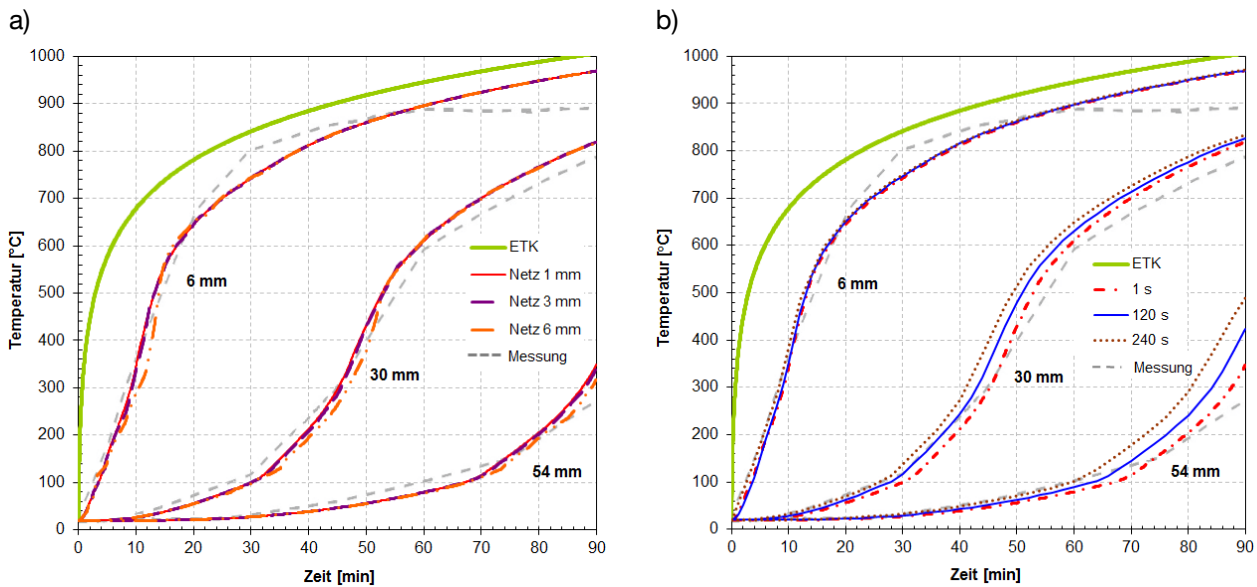
- Emissivität:  
 $\epsilon_f = 1$  ;  $\epsilon_s = 0,8$
- Konvektion:  
 $\alpha_{ETK} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ ;  $\alpha_{Raum} = 9 \text{ W/m}^2\text{K}$

Maßangaben in [mm]

Abbildung 6.1: Untersucher Aufbau der Parameterstudien

### 6.2.2 Einfluss von programmtechnischen Analyserandbedingungen

Basierend auf den vorangestellten Randbedingungen wurde in *Werther et al.* [203] der Einfluss der Elementgröße und Größe der Zeitschritte auf das Simulationsergebnis untersucht. Hierbei wurde zum einen ein Modellansatz betrachtet, der die Materialkennwerte direkt durch die Eingabe der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit ( $\lambda$ ), spezifischen Wärmespeicherfähigkeit ( $c_p$ ) und Rohdichte ( $\rho$ ) ermöglicht (vgl. Kapitel 4.2). Andererseits wurde zum Vergleich ein Modellansatz über die Enthalpiefunktion (vgl. Kapitel 3.3) gewählt. Die vergleichenden Untersuchungen wurden mit dem Programm ANSYS 14.5 – APDL durchgeführt [7].



**Abbildung 6.2: Einfluss von programmtechnischen Analyserandbedingungen**

**a) Einfluss der Elementgröße / Netzweite,  $\lambda$ - $\rho$ - $c_p$  Ansatzes**

**b) Einfluss der Zeitschrittgröße,  $\lambda$ - $\rho$ - $c_p$  Ansatzes**

Aus Abbildung 6.2 a) wird ersichtlich, dass im untersuchten Prüfkörper mit zunehmender Größe der rechteckigen Elemente des generierten Rechnernetzes die ermittelten Temperaturen einer Messtiefe voneinander abweichen und im Vergleich zum 1 mm Netz im Allgemeinen unterschätzt werden. Die größten Unterschiede zwischen den ermittelten Kurven liegen im Temperaturbereich zwischen 100 °C – 400 °C vor. Liegen die Temperaturen einer Messtiefe bei Netzweiten von 1 mm und 3 mm noch sehr dicht beisammen, werden bei einer Netzweite von 6 mm bereits Abweichungen von bis zu 50 °C ersichtlich. Innerhalb von Untersuchungen mit mehrseitiger Brandbeanspruchung stellt sich dieser Einfluss weniger ausgeprägt dar, da der Wärmestrom anwächst und damit der Temperaturanstieg schneller erfolgt [203]. Die im Simulationsprogramm genutzte Zeitschrittgröße weist hingegen deutlich größeren Einfluss auf die Ergebnisse auf. Mit Zunahme der Zeitschrittgröße wird zwar die Berechnungszeit verkürzt, gleichzeitig werden aber auch die gemessenen Temperaturen deutlich überschätzt (vgl. Abbildung 6.2 b). Im Vergleich der Ergebnisse mit konstanten Zeitschrittvorgaben von einer Sekunde und 240 Sekunden können so in 54 mm Messtiefe Unterschiede von bis zu 100 °C verzeichnet werden, was einem zeitlichen Unterschied von ca. 8 Minuten entspricht. Unter Anwendung eines Enthalpieansatzes können diese Unterschiede deutlich minimiert werden, ohne dabei die Recheneffizienz stark negativ zu beeinflussen (vgl. Abbildung 6.4).

### 6.2.3 Einfluss des gewählten Simulationsprogrammes

Innerhalb der Arbeiten von *Badders* [15] sowie *Werther et al.* [203] wurde der Einfluss des Simulationsprogrammes auf die ermittelten Ergebnisse diskutiert. Die genutzten Programme liefern untereinander vergleichbare Ergebnisse und zeigen im Vergleich zu den Messwerten eine gute Übereinstimmung. Voraussetzung hierfür ist, dass die entsprechenden Randbedingungen zu Netzweiten und Modellansätzen eingehalten werden. Außerhalb dieser Randbedingungen können infolge der unterschiedlich zugrunde liegenden Lösungsalgorithmen abweichende Ergebnisse zwischen den Programmen auftreten. Eine ausführliche Diskussion hierzu kann *Werther et al.* [203] entnommen werden. Abbildung 6.3 und Abbildung 6.4 stellen die zugehörigen Ergebnisse grafisch dar.

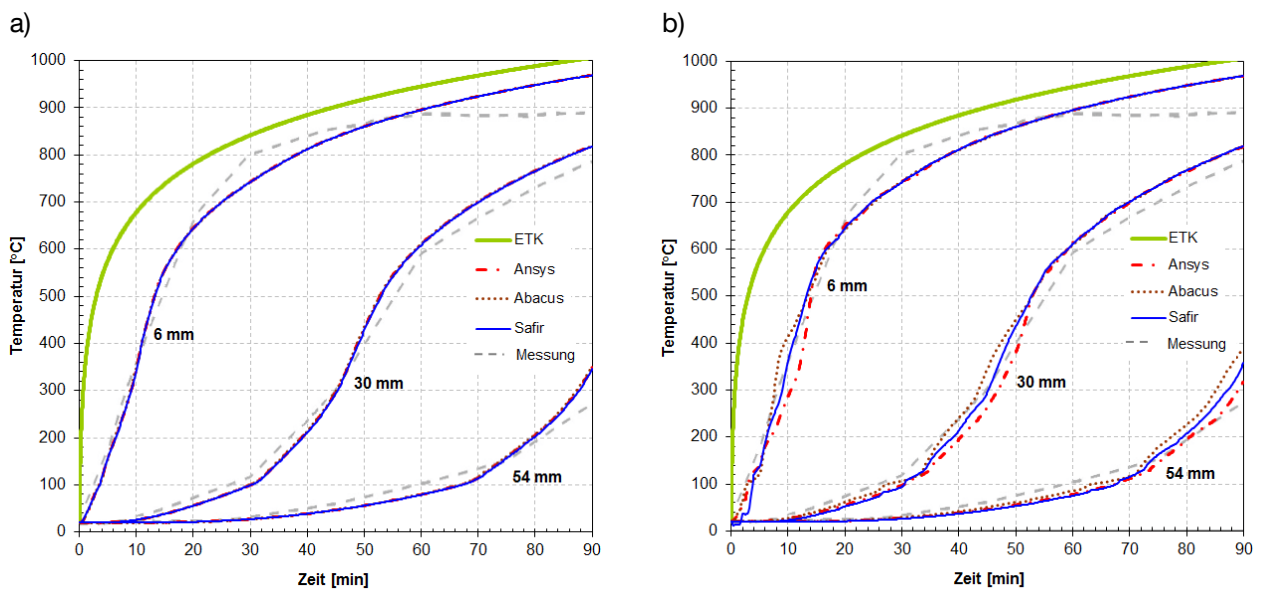


Abbildung 6.3: Auswirkung des genutzten Simulationsprogrammes,  $\lambda$ - $\rho$ - $c_p$  Ansatz

a) 1 mm Netzweite

b) 6 mm Netzweite

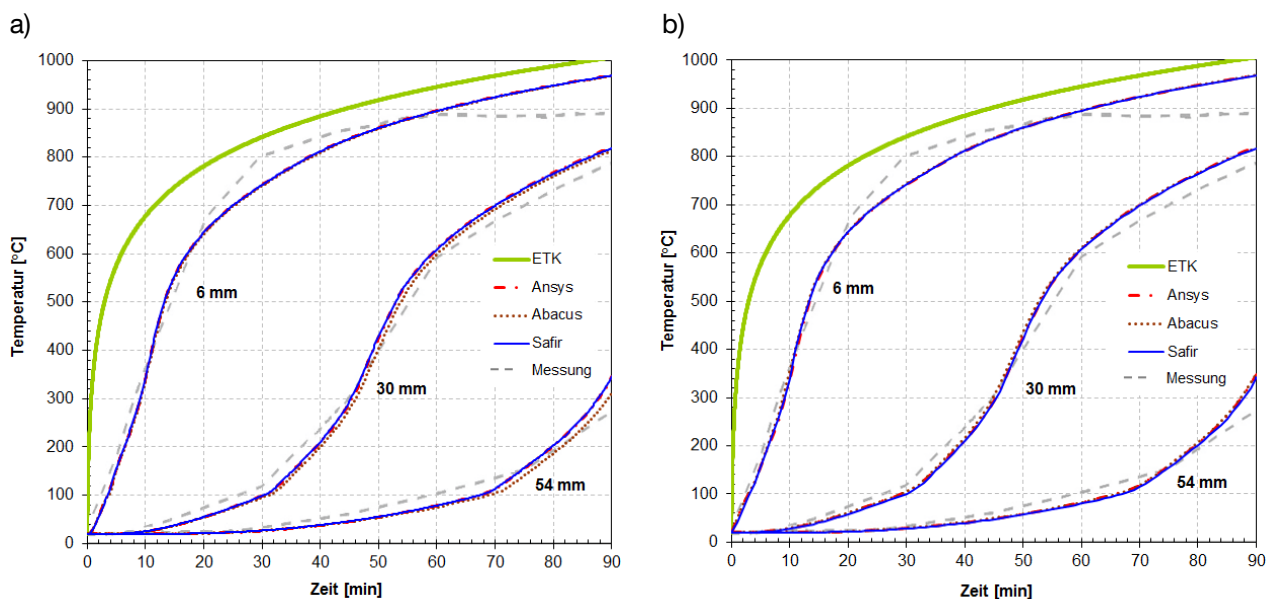


Abbildung 6.4: Auswirkung des genutzten Simulationsprogrammes - Enthalpie Ansatz

a) 1 Sekunde Zeitschrittgröße

b) 120 Sekunden Zeitschrittgröße

6.2.4 Einfluss der Wärmeübergangsbedingungen

Zur Überprüfung der Einflüsse der konvektiven und radiativen Wärmeübergangsbedingungen auf die Temperaturentwicklung wurden neben den in *DIN EN 1991-1-2* [47] und *DIN EN 1995-1-2* [51] gegebenen Werten weitere praxisrelevante Randbedingungen auf Basis der in Kapitel 3.1.2 durchgeführten Studien untersucht. Eine Zusammenfassung der untersuchten Wärmeübergangsbedingungen enthält Tabelle 6.1. Zusätzlich wurden die Auswirkungen einer direkten thermischen Beanspruchung der Bauteiloberfläche untersucht, wodurch keine Wärmeübergangsverluste auftreten. Erweiternd zu dem in Abbildung 6.1 dargestellten Bauteil wurde eine Variante mit nur 39 mm Höhe betrachtet, um den Einfluss der unbeanspruchten Prüfkörperseite innerhalb eines realistischen Simulationszeitraums besser darstellen zu können.

**Tabelle 6.1: untersuchte Randbedingungen - Wärmeübergangsbedingungen**

Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{c,exp.} / \alpha_{c,unexp.}$ [W/m²K]	Emissivität $\epsilon_s$ der beanspruchten und unbeanspruchten Oberfläche		
	$\epsilon_s = 0,6$	$\epsilon_s = 0,8$	$\epsilon_s = 0,95$
15 / 4		X	
25 / 4	X	X	X
35 / 4		X	
50 / 4		X	
25 / 5	X	X	X
25 / 9	X	X	X
$\alpha_{c,exp.} / \alpha_{c+r,unexp.}$	Emissivität $\epsilon_s$ der beanspruchten Oberfläche		
25 / 9	X	(X)	X

(X) normativ gegebene Randbedingungen gemäß *DIN EN 1991-1-2* und *DIN EN 1995-1-2*

Emissivität der Flamme  $\epsilon_f = 1$

Die Simulationsergebnisse für das 96 mm dicke Holzbauteil zeigen, dass weder die Emissivität noch die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten innerhalb des betrachteten Untersuchungszeitraums einen merklichen Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Bauteil besitzen (vgl. Abbildung 6.5). Die Darstellung der Abbrandrate nach 30, 60 und 90 Minuten (vgl. Abbildung A. 15 des Anhangs) verdeutlicht dies weiter. Es zeigt sich zwar, dass der Einfluss der Emissivität höher als der des konvektiven Übergangskoeffizienten zu bewerten ist, im Vergleich dazu jedoch die zeitabhängige Abnahme der Abbrandrate eine deutlich größere Auswirkung besitzt. Ausnahme bildet in dieser Betrachtung nur die Variante, in der die Brandraumtemperatur direkt ohne Verluste im Wärmeübergang auf die Bauteiloberfläche einwirkt. Die Untersuchungen machen deutlich, dass trotz des geringen Einflusses der Wärmeübergangsbedingungen eine vereinfachte Berücksichtigung ohne Wärmeverluste („direktes Aufbringen“) zu deutlichen Abweichungen führt.

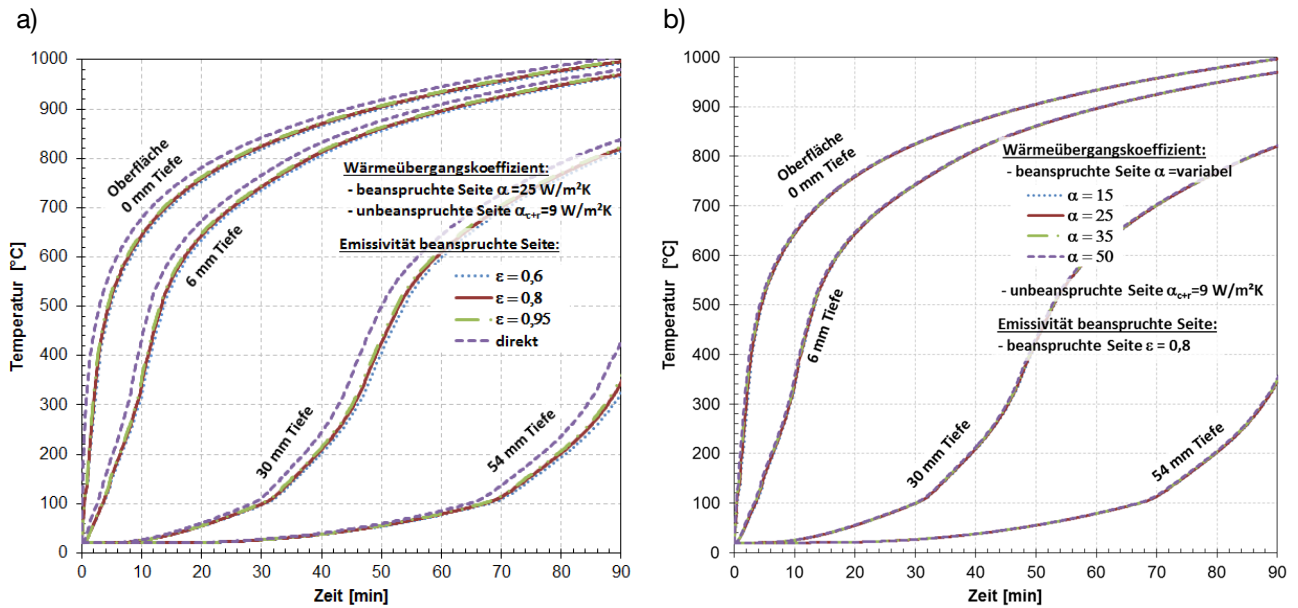


Abbildung 6.5: Einfluss von Wärmeübergangsbedingungen auf die Temperaturentwicklung

- a) Einfluss der Emissivität der Bauteiloberfläche
- b) Einfluss des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten

Der Einfluss der Wärmeübergangsbedingungen aus der zum Brand abgewandten Seite wird innerhalb des betrachteten Simulationszeitraums nicht ersichtlich, wodurch eine weitere Variante des Prüfkörpers mit nur 39 mm Dicke betrachtet wurde. Hieraus lässt sich ableiten, dass erst bei geringen verbleibenden Restquerschnittsdicken die gewählten Wärmeübergangsbedingungen einen Einfluss auf die Temperaturentwicklung innerhalb des Querschnittes aufweisen. Die normativ gegebenen Werte stellen hierbei den konservativsten Ansatz dar.

Die vorangestellten Ergebnisse sind nur im beschriebenen Anwendungsbereich gültig und nicht auf andere Materialien übertragbar. So lässt sich entgegen der vorangestellten Resultate zum Beispiel für Stahl ein ausgeprägter Einfluss der Wärmeübergangsbedingungen auf die Temperaturentwicklung im Bauteil verzeichnen.

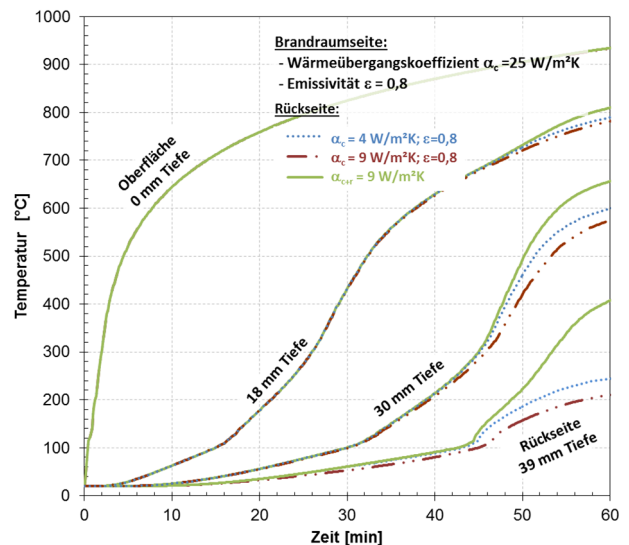
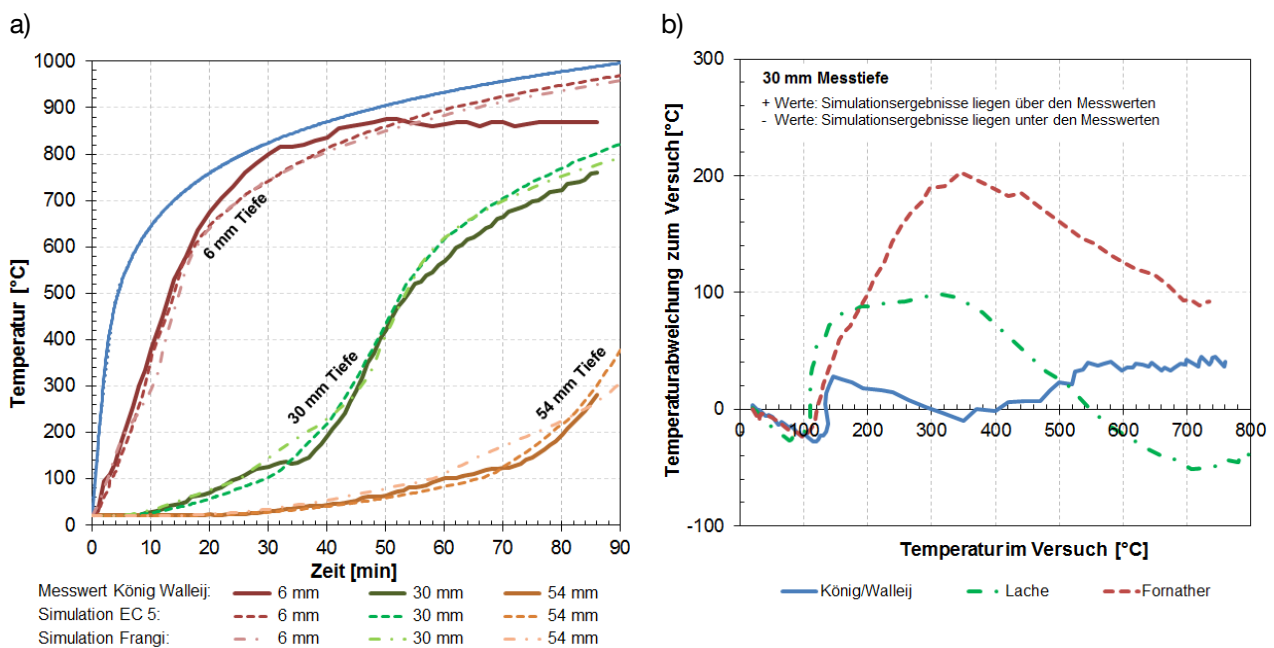


Abbildung 6.6: Einfluss von Wärmeübergangsbedingungen auf die Temperaturentwicklung der brandabgewandten Seite des 39 mm dicken Prüfkörpers

### 6.2.5 Qualität der Materialkennwerte

Als wesentliche Eingangsgröße für numerische Bauteilsimulationen auf Basis der Fourier'schen Wärmeleitgleichung sind die thermischen Materialkennwerte mit Wärmeleitfähigkeit ( $\lambda$ ), spezifischer Wärmespeichermöglichkeit ( $c_p$ ) und Rohdichte ( $\rho$ ) zu nennen. Allgemein akzeptiert und weitgehend angewendet

werden die normativen Kennwerte des Anhangs B der *DIN EN 1995-1-2* [51]. Ein durch *Schwertl* [177] durchgeführter und im Rahmen dieser Arbeit erweiterter Vergleich von gemessenen Temperaturen aus verschiedenen Brandversuchen mit numerischen Simulationsergebnissen zeigt, dass bisher keine absolute Genauigkeit erreicht werden kann. Beispielhaft dazu zeigt Abbildung 6.7 a) die Versuchsergebnisse von *König & Walleij* [123] und die zugehörigen numerischen Simulationen auf Basis der Materialkennwerte nach *DIN EN 1995-1-2* [51] und *Frangi* [69] und stellt diese gegenüber. Erweiternd dazu vergleicht Abbildung 6.7 b) numerische Simulationen auf Basis der normativen Materialkennwerte mit Versuchsergebnissen verschiedener Autoren. Dabei liegen die Simulationsergebnisse bis zu einer Prüfkörpertemperatur von 100 °C in der Regel unterhalb der Versuchsergebnisse. Oberhalb dieses Temperaturniveaus bis hin zum Maximum des baupraktisch relevanten Temperaturbereichs (300 °C) kehrt sich dies um, wodurch im Hinblick auf die Bestimmung der Abbrandtiefe konservative Ergebnisse resultieren. Eine äquivalente Aussage zum mechanischen Bauteilwiderstand kann daraus jedoch nicht abgeleitet werden, da die über- bzw. unterschrittenen Temperaturbereiche des Querschnittes in Verbindung mit den thermomechanischen Materialeigenschaften gebracht werden müssen. Ebenfalls ersichtlich aus Abbildung 6.7 b) und Abbildung A. 16 des Anhangs ist, dass die größte Temperaturabweichung zwischen Simulation und den dargestellten Versuchen im Bereich zwischen 100 °C und 400 °C vorliegt. Allgemeine Tendenzen, zu welchem Zeitpunkt und an welcher Stelle im Querschnitt die größten Abweichungen auftreten, lassen sich aus diesen Messungen nicht eindeutig ableiten.



**Abbildung 6.7: Vergleich von Messwerten und Simulationsergebnissen**

- a) Versuchsergebnisse nach König & Walleij und Simulationsergebnisse mit verschiedenen Materialmodellen**
- b) autorenspezifische Abweichungen von Simulationsergebnissen und gemessenen Temperaturen in 30 mm Messtiefe**



### 6.2.6 Zusammenfassung

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass durch die Anwendung nachfolgend aufgeführter Wärmeübergangsbedingungen und programmbedingter Randbedingungen hinnehmbar kleine Abweichungen bei der Beschreibung der Temperaturen und Abbrandraten in Holzbauteilen unter ETK-Brandbeanspruchung auftreten.

- normativ gegebenen Wärmeübergangsbedingungen von,  
 $\alpha_{c,exp} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ ;  $\alpha_{c,unexp} = 9 \text{ W/m}^2\text{K}$ ;  $\varepsilon_s = 0,8$  und  $\varepsilon_f = 1,0$
- Anwendung eines Enthalpiemodells bzw. automatische Zeitschrittsteuerung beim  $\lambda$ - $\rho$ - $c_p$  Ansatz im Rahmen der Fourier'schen Wärmeleitgleichung
- Elementgrößen von maximal 3 mm bei einseitiger Brandbeanspruchung

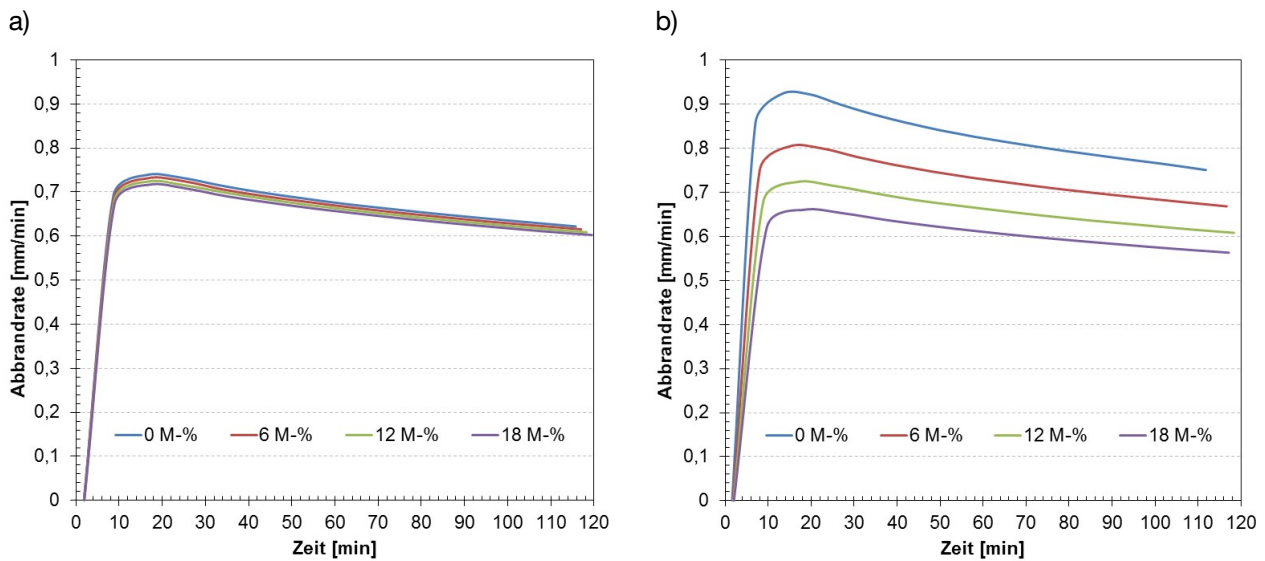
Größere Abweichungen können dagegen infolge der genutzten Materialkennwerte auftreten, wobei im Fall fehlender Vergleichsuntersuchungen für Nadelholz mit Holzfeuchte von 12 M-% die Kennwerte der *DIN EN 1995-1-2* [51] empfohlen werden können. Eine implizite Berücksichtigung von geometrischen Formänderungen und Stofftransportvorgängen ist in diesem Fall für die gegebenen Randbedingungen bereits im Materialmodell enthalten.

## 6.3 Beschreibung des Holzfeuchteinflusses auf die Temperaturentwicklung

### 6.3.1 Numerische Bauteilsimulation

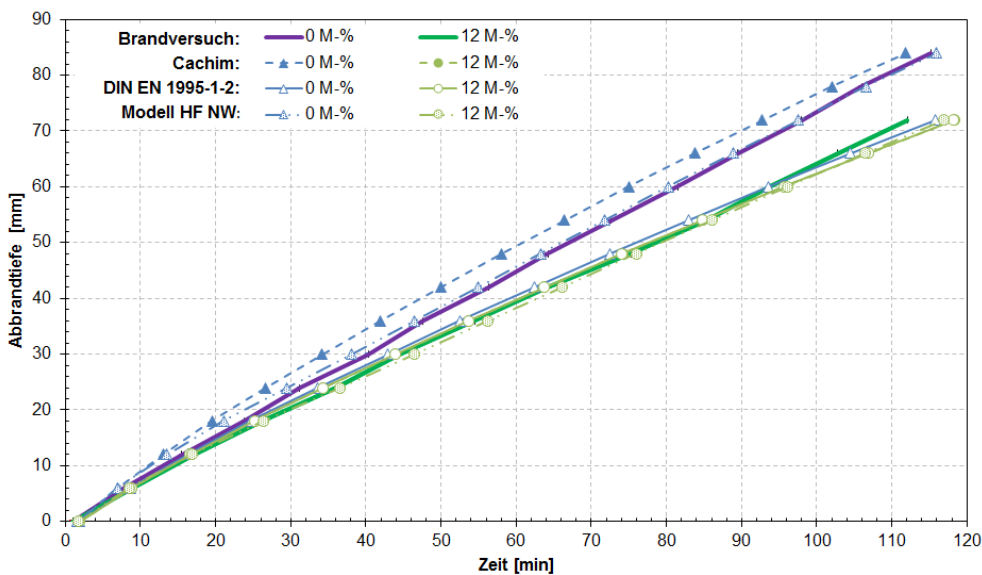
Zur Überprüfung des bestehenden numerischen Simulationsansatzes auf Basis der effektiven Materialkennwerte des Anhang B nach *DIN EN 1995-1-2*, im Hinblick auf die Erfassung des Holzfeuchteinflusses auf das Abbrandverhalten, werden nachfolgend die im Kapitel 5.2 gewonnenen Versuchsergebnisse mit Simulationsergebnissen verglichen. Alle numerischen Untersuchungen wurden mit dem Programm ANSYS 14.5 – APDL durchgeführt [7]. Zusätzlich zu den Materialkennwerten der *DIN EN 1995-1-2* [51] wurde ein modifizierter Ansatz für die spezifische Wärmespeicherkapazität nach *Cachim* [31] berücksichtigt. Beide thermischen Materialmodelle sind in Tabelle A. 3 im Anhang zu dieser Arbeit dargestellt. Diese beiden Materialmodelle weisen den Parameter der Holzfeuchte auf unterschiedliche Weise aus. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse beider Ansätze, bezogen auf die Abbrandrate, zeigt Abbildung 6.8. Hieraus wird ersichtlich, dass weder die in der Literatur (vgl. Kapitel 4.1.1) noch die in Kapitel 5.2 festgestellte Reduktion der Abbrandrate bei Erhöhung der Ausgangsholzfeuchte durch das bestehende Modell der effektiven Materialkennwerte der *DIN EN 1995-1-2* abgebildet werden kann.

Das modifizierte Materialmodell nach *Cachim*, mit Berücksichtigung der jeweiligen Ausgangsholzfeuchten innerhalb der spezifischen Wärmespeicherkapazität im Temperaturbereich zwischen 20 °C – 120 °C, führt hier hingegen zu deutlich plausibleren Ergebnissen (vgl. Abbildung 6.8 b). Auch hierbei wird jedoch von einem vollständigen Umsatz der Holzfeuchte, also dem Verdampfen des gesamten Wassergehalts, ausgegangen (vgl. Abbildung 4.16), was jedoch aus den Versuchsergebnissen des Kapitel 5.2 nicht hervorgeht. Der in Abbildung 6.10 dargestellte Vergleich der Versuchsergebnisse mit den simulationstechnisch bestimmten Abbrandraten zeigt über dies hinaus für darrtrockenes Holz besonders im unteren Holzfeuchtebereich eine deutliche Überschätzung der gemessenen Werte.



**Abbildung 6.8: Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate bei numerischer Simulation, Darrdichte 405 kg/m<sup>3</sup>**  
**a) Materialmodell nach Anhang B der DIN EN 1995-1-2 [51]**  
**b) Materialmodell nach Cachim [31]**

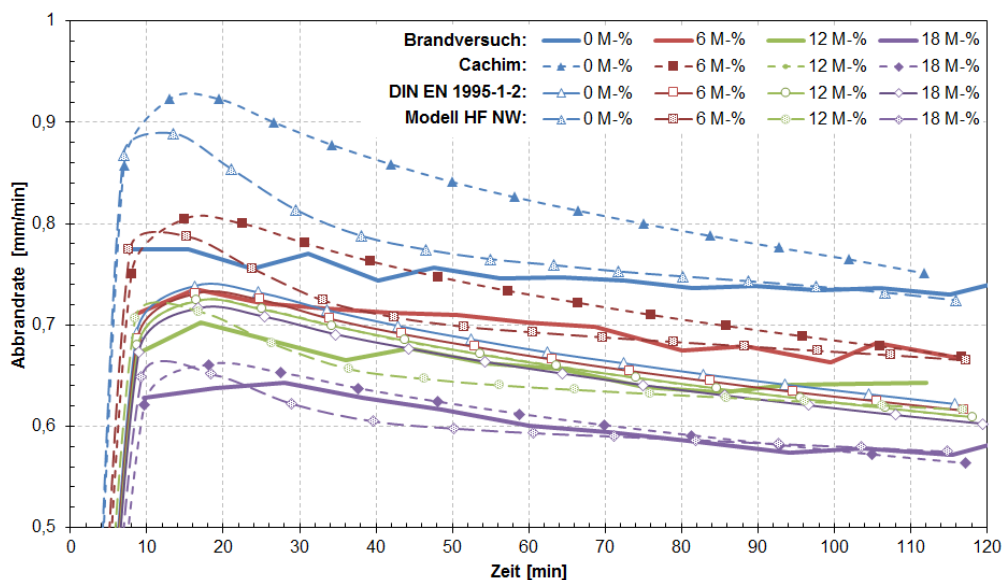
Ein weiterführender Vergleich der Abbrandtiefen aus den numerischen Simulationen mit den Versuchsergebnissen aus Kapitel 5.2 zeigt für alle untersuchten Materialmodelle bei Ausgangsholzfeuchten von 12 M-% eine sehr gute Übereinstimmung (vgl. Abbildung 6.9). Dieses Verhalten ist hier jedoch nicht verwunderlich, da die bisherigen Untersuchungen der Literatur und die zugehörigen Validierungen der Materialmodelle immer auf diesen Holzfeuchtebereich ausgelegt waren. Dieser stellt sich üblicherweise maximal im Innenraumklima der Nutzungsklasse 1 ein. Auffällig zeigen sich an dieser Stelle jedoch die differierenden Ergebnisse zwischen Simulation und Brandversuch für geringere Holzfeuchten als 12 M-% (vgl. Abbildung 6.9).



**Abbildung 6.9: Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandtiefe, Vergleich Brandversuch und numerische Simulation**

Dabei überschätzt das Materialmodell von *Cachim* [31] die gemessene Abbrandtiefe kontinuierlich, wohingegen das Materialmodell der *DIN EN 1995-1-2* [51] deutlich geringere Abbrandtiefen als im Versuch liefert. Hierbei wird deutlich, dass die bisherige implizite Berücksichtigung des Holzfeuchteeinflusses noch unzureichend ist. Dies gilt besonders für das Materialmodell nach *DIN EN 1995-1-2*. Wesentlicher Grund hierfür liegt darin, wie und in welchem Maß die Holzfeuchteevaporation Berücksichtigung findet. Bestehende Untersuchungsergebnisse wie in Abbildung 4.7 und Abbildung 4.9 sowie die in Kapitel 5.2 beschriebenen Brandversuche zeigen diesbezüglich eindeutig, dass innerhalb der Brandbeanspruchung eine Verlagerung von Anteilen der Holzfeuchte durch Massetransportprozesse stattfinden und diese damit nicht vollständig, wie in bisherigen Modellansätzen angenommen, verdampft wird. Innerhalb des Modellansatzes von *Cachim* [31], der als Fortentwicklung des normativen Modells der *DIN EN 1995-1-2* anzusehen ist, als auch im Ansatz der *DIN EN 1995-1-2* selbst wird somit ab 500°C ein zu hoher Wert der effektiven Wärmeleitfähigkeit zugrunde gelegt. Die implizite Berücksichtigung der Rissbildung in der Holzkohleschicht, die auftretenden Massetransportvorgänge und der thermische Abbau der Holzkohle innerhalb des Kalibriervorganges der effektiven Wärmeleitfähigkeit bei 12 M-% Ausgangsholzfeuchte führt damit vor allem bei geringen Holzfeuchten zu deutlichen Abweichungen der Ergebnisse.

In einem eigenen Ansatz (Modell HF NW) wurde daher die Wärmeleitfähigkeit zuerst an den Versuchen mit 0 M-% Holzfeuchte kalibriert und dann für zunehmende Holzfeuchtegehalte der „Peak“ in der spezifischen Wärmespeicherkapazität angepasst und somit die notwendige Energie zur Umsetzung der Holzfeuchte erfasst. Dieser Modellansatz liefert sehr gute Übereinstimmungen mit den eigenen Versuchsergebnissen für unterschiedliche Ausgangsholzfeuchten (vgl. Abbildung 6.9) sowie auch mit aus der Literatur entnommenen Ergebnissen (vgl. Abbildung A. 19 des Anhangs). Gleichzeitig wird aus dieser Betrachtung die Äquivalenz des eigenen Materialmodells bei 12 M-% Holzfeuchte zum bisherigen Ansatz nach *DIN EN 1995-1-2* nochmals verdeutlicht und bestätigt.



**Abbildung 6.10: Vergleich verschiedener Simulationsansätze und realen Messdaten zum Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate, Darrdichte 405 kg/m<sup>3</sup>**

Alle Materialmodelle mit temperaturabhängigen Kennwerten der Wärmeleitfähigkeit, spezifischen Wärmespeicherkapazität und Rohdichte, die den vorangestellten Aussagen zugrunde liegen, können Tabelle A. 3 des Anhangs entnommen werden. Eine getrennte Gegenüberstellung des Einflusses der Holzfeuchte

auf die Abbrandtiefe und Abbrandrate für die einzelnen Materialmodelle enthält Abbildung A. 17, im Anhang zu dieser Arbeit. Ein direkter Vergleich aller berücksichtigten Materialmodelle mit den Versuchsergebnissen aus Kapitel 5.2 kann Abbildung 6.10 entnommen werden.

#### Schlussfolgerung und Zusammenfassung:

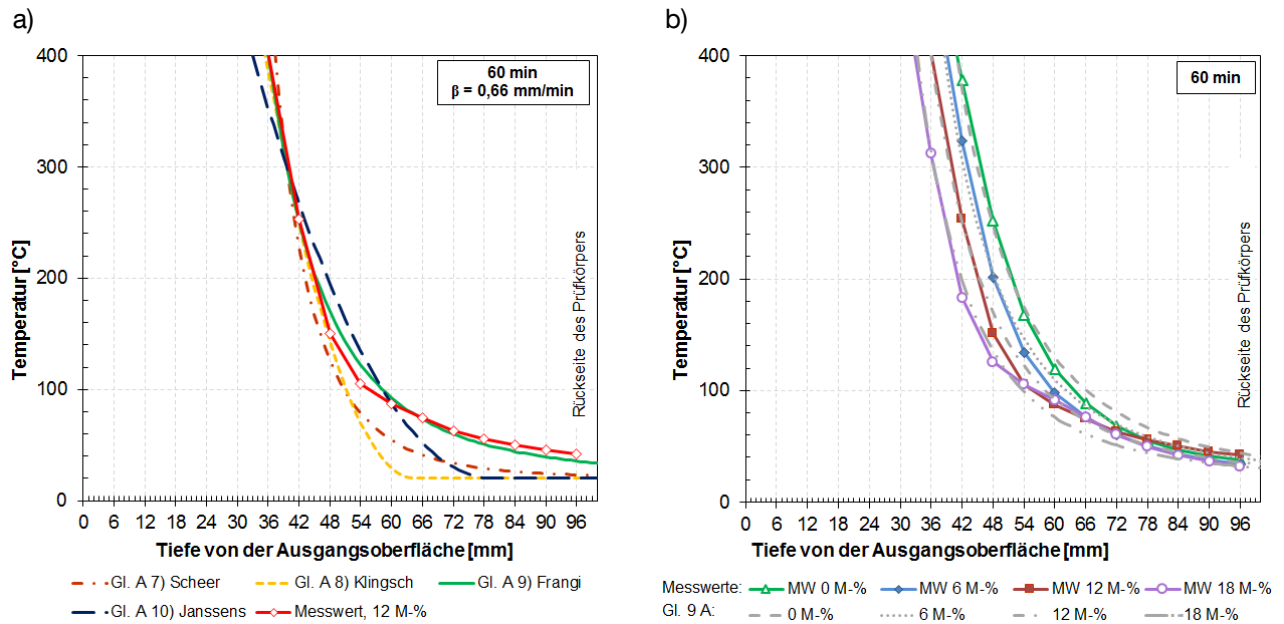
Innerhalb der Untersuchungen wurde festgestellt, dass der Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten in den bisherigen Modellansätzen unzureichend berücksichtigt wird und sich Abweichungen von bis zu 10 % mit einer Unterschätzung der Abbrandtiefe ergeben können. Baupraktische Bedeutung erlangt dies vor allem bei einer Beanspruchungsdauer ab 60 Minuten. Die Ausgangssituation, Materialkennwerte an Versuchsergebnissen mit Holzfeuchten von 12 M-% zu kalibrieren, führt dazu, dass sich Einflussgrößen, die innerhalb des Simulationsansatzes nach Fourier nicht direkt sondern über effektive Materialkennwerte berücksichtigt werden, inhärent immer auf das Ergebnis auswirken. Zur besseren Erfassung dieses Aspektes wird daher die Kalibrierung des Materialmodells der Wärmeleitfähigkeit bei 0 M-% empfohlen. Anschließend kann der Feuchteeinfluss innerhalb der spezifischen Speicherfähigkeit anteilig berücksichtigt werden, um damit der Feuchtemigration besser gerecht zu werden. Die zusätzliche Tatsache, dass die Wärmeleitfähigkeit ebenfalls von der Holzfeuchte sowie Rohdichte abhängig ist, führte innerhalb des untersuchten Spektrums zu kleinen Abweichungen. Diese Berücksichtigung kann innerhalb der praktischen Anwendung vernachlässigt werden. Der vorgestellte eigene Ansatz (Modell HF NW) erlaubt eine spezifischere Erfassung des Holzfeuchteinflusses und zeigt gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Abschließend darf jedoch nicht unerwähnt bleiben, dass alle untersuchten Modellansätze im üblichen Anwendungsbereich der Nutzungsklasse 1 (Holzfeuchte ~ 12 M-%) hinreichend genaue und vergleichbare Ergebnisse liefern.

#### 6.3.2 Empirisch abgeleitete Verfahren

Neben den in Tabelle A. 1 des Anhangs aufgeführten Gleichungen zur Beschreibung der Abbrandgeschwindigkeit von Holzbauteilen werden in Tabelle A. 2 ebenfalls Modelle zur Beschreibung des Temperaturprofils hinter der Abbrandgrenze gegeben. Ergebnisse verschiedener Autoren geben den Bereich hinter der Abbrandgrenze, in dem die Temperatur abgebaut wird, mit 20 bis 50 mm an. Es ist zu beachten, dass dieser Bereich mit zunehmender Branddauer anwächst [69].

Werden die in Tabelle A. 2 angegebenen Gleichungen so modifiziert, dass die Abbrandgrenze nicht auf die 200 °C Isotherme sondern auf die 300 °C Isotherme bezogen wird, können gute Übereinstimmungen im Temperaturverlauf mit den Messwerten der Brandversuche erzielt werden (vgl. Kapitel 5.2). Exemplarisch wird dies für die Temperaturverteilung nach 60 Minuten in Abbildung 6.11 dargestellt. Eine weitere Zusammenstellung für gemessene und rechnerisch ermittelte Temperaturprofile für 30 und 90 Minuten enthält Abbildung A. 19 des Anhangs.

Für die anschließende Betrachtung wird nur die modifizierte Gleichung (Gl. A 9) von *Frangi* [69] genutzt, da diese die beste Übereinstimmung mit den Brandversuchsergebnissen zeigt. Unter Anwendung der holzfeuchte- und zeitspezifischen Abbrandraten aus den Brandversuchen (vgl. Tabelle 5.2) lassen sich in Verbindung mit (Gl. A 9) die gemessenen Temperaturprofile sehr gut abbilden. Abbildung 6.11 stellt dies exemplarisch für die holzfeuchtespezifischen Temperaturprofile nach 60 Minuten dar. Angaben zum Temperaturverlauf nach 30 und 90 Minuten enthält Abbildung A. 20 des Anhangs.



**Abbildung 6.11: Vergleich der Ergebnisse aus empirischen Gleichungen und der Versuchsergebnisse**

**a) Vergleich verschiedener empirischer Ansätze**

**b) Berücksichtigung des Holzfeuchteinflusses über Gleichung Gl. A 9**

Eine weitere Optimierung der rechnerisch ermittelten Ergebnisse für alle untersuchten Holzfeuchten und Brandbeanspruchungsdauern konnte durch Anpassung des Exponenten  $\alpha$  erreicht werden, wodurch sich nachfolgend dargestellte Gleichung ergibt.

$$\vartheta_{(x)} = 20 + 280 \cdot \left( \frac{\beta_u \cdot t}{x} \right)^\alpha \quad [^\circ\text{C}] \quad (\text{Gl. 6.1})$$

- mit:
- $\alpha_{(t)}$  =  $0,038 \cdot t + 1,22$
  - t      Zeit [min]
  - $\beta_{(u)}$     holzfeuchteabhängige Abbrandrate ( $\beta_0$ ) [mm/min]  
vgl. z.B. Tabelle 5.2
  - x      Tiefe ab Ausgangsoberfläche [mm]

Schlussfolgerung und Zusammenfassung:

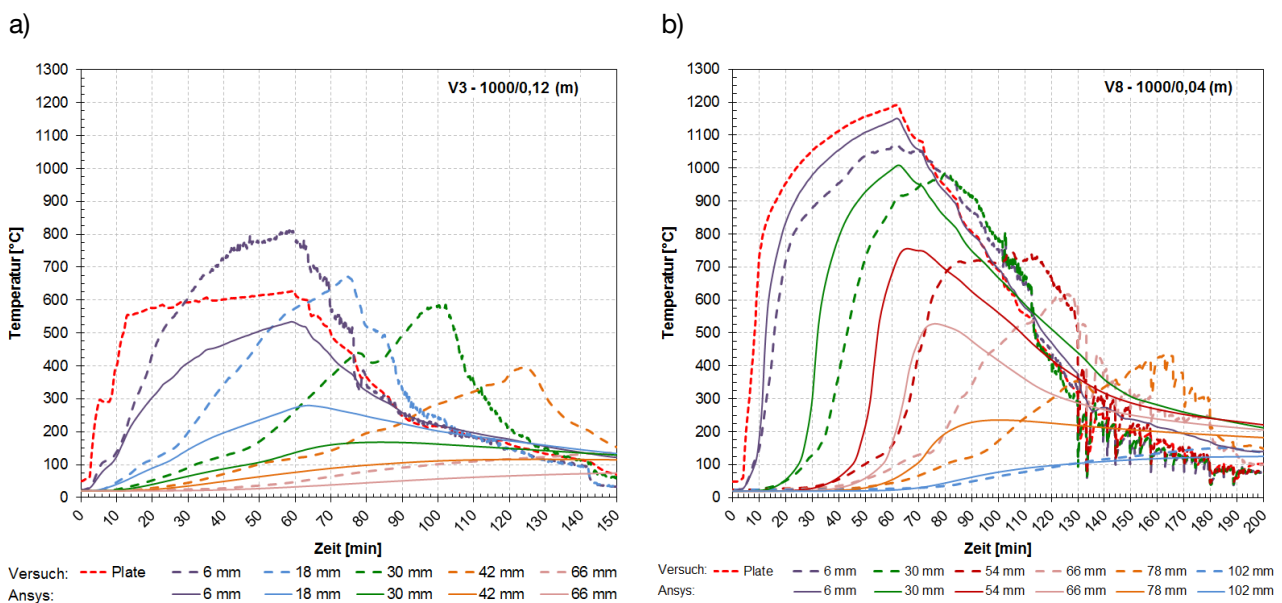
Vorangestellte Erläuterungen und Gegenüberstellungen zeigen, dass bestehende empirische Gleichungen dazu genutzt werden können sowohl das Abbrandverhalten als auch die Temperaturentwicklung hinter der Abbrandgrenze für unterschiedliche Holzfeuchtegehalte zu beschreiben. Die Differenzen, die sich innerhalb der Versuche zwischen verschiedenen Holzfeuchten ergeben, lassen sich auch innerhalb der bestehenden Näherungsgleichungen darstellen. Wesentliche Grundlage dazu bildet die holzfeuchteabhängige Abbrandrate, die unter dem Ansatz, dass mit Zunahme der Holzfeuchte um 1 M-% eine Reduktion der Abbrandrate um ca. 1 % einhergeht, ermittelt werden kann. Eine zusätzliche Anpassung der zugrunde gelegten Isotherme der Abbrandgrenze auf 300 °C und Modifikation des Exponenten  $\alpha$  erlaubt eine nahezu exakte Beschreibung der Versuchsergebnisse.

## 6.4 Beschreibung der Temperaturentwicklung für unterschiedliche Brandszenarien

### 6.4.1 Numerische Bauteilsimulation

Nachfolgender Abschnitt vergleicht die in Kapitel 5.3 bezüglich unterschiedlicher Brandszenarien gewonnenen Versuchsergebnisse zu Temperaturentwicklung und Abbrandverhalten mit den Ergebnissen aus numerischen Simulationsansätzen. Alle numerischen Untersuchungen wurden mit dem Programm ANSYS 14.5 – APDL durchgeführt [7]. Ausgangspunkt bilden hierbei die in *DIN EN 1995-1-2* angegebenen effektiven Materialkennwerte.

Die Simulationen auf Basis des Materialmodells nach *DIN EN 1995-1-2* Anhang B zeigen, dass bei Einwirkungen mit Temperaturniveaus unterhalb der normativen Einheits-Temperaturzeitkurve die Versuchsergebnisse in allen Fällen deutlich unterschätzt werden. Im Gegensatz dazu werden bei Einwirkungen mit einem Niveau oberhalb der Einheits-Temperaturzeitkurve die Versuchsergebnisse in der Aufheizphase in allen Fällen überschätzt. Exemplarisch wird hierzu auf Abbildung 6.12 verwiesen. Eine Darstellung aller vergleichenden Betrachtungen kann dem Anhang zu dieser Arbeit in Abbildung A. 21 bis Abbildung A. 29 entnommen werden.



**Abbildung 6.12: Vergleich Versuchs- und Simulationsergebnisse;** (DIN EN 1995-1-2 Materialkennwerte)

**a) Versuch 3, Einwirkungslevel unterhalb der ETK**

**b) Versuch 8, Einwirkungslevel oberhalb der ETK**

Auffällig für die Abkühlphase zeigt sich, dass in Fällen mit autogenen Reaktionen in der Holzkohleschicht die Simulationsergebnisse die realen Messwerte immer deutlich unterschätzen. Eine Ausnahme in diesem Zusammenhang bilden nur die Untersuchungen mit schneller Abkühlphase, bei denen entsprechende exotherme Reaktionen nicht auftraten. Ein zwischen den Versuchen einheitliches, zeitabhängiges Maß der Temperaturüberschreitung über die Ofentemperatur (Plate) lässt sich jedoch nicht definieren. Einzig der für die zusätzliche exotherme Reaktion relevante Temperaturbereich lässt sich mit 300 °C bis 600 °C

identifizieren. Die entsprechende Quantifizierung dieser zusätzlichen thermischen Einwirkung ist jedoch Grundlage dafür, die Abkühlphase besser numerisch beurteilen zu können.

Ein von *Hopkin* [98] auf Basis der Öffnungsfaktormethode nach *DIN EN 1991-1-2* [47] vorgestellter Ansatz zur numerischen Beschreibung des Abbrandverhaltens unter Naturbrandbeanspruchung, mit modifizierten Kennwerten der Wärmeleitfähigkeit, findet in diesen Untersuchungen keine Anwendung, da über den normativen Ansatz die vorliegenden Brandszenarien unzureichend definiert werden.

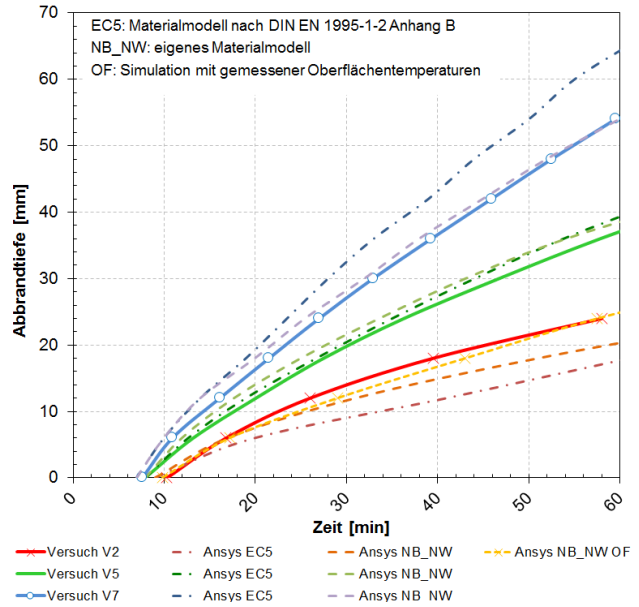
Unter Berücksichtigung der in Kapitel 5.2 gewonnenen Erkenntnisse zum Holzfeuchteeinfluss und deren Erfassung im Simulationsansatz nach Kapitel 6.3.1 wird nachfolgend ebenfalls davon ausgegangen, dass die Holzfeuchte nur partiell verdampft wird und damit teilweise über Massetransportvorgänge zur Temperaturentwicklung im Bauteil beiträgt. Der nachfolgende Ansatz berücksichtigt daher im Vergleich zum Materialmodell nach *DIN EN 1995-1-2* den Holzfeuchteeinfluss innerhalb der spezifischen Wärmespeicherfähigkeit nur partiell, vgl. Tabelle 6.2. Basierend darauf erfolgt die Kalibrierung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit mit Hilfe der durchgeführten Brandversuche. Primäres Ziel ist es dabei, zunächst die Temperaturentwicklung im Bauteil in der Aufheizphase des Brandes zu beschreiben.

**Tabelle 6.2: Ansatz zur Erfassung des Holzfeuchteinflusses für unterschiedliche thermische Beanspruchungen**

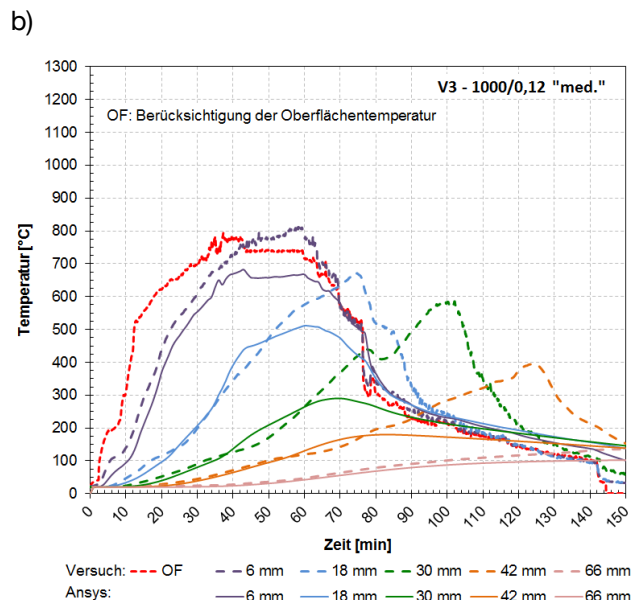
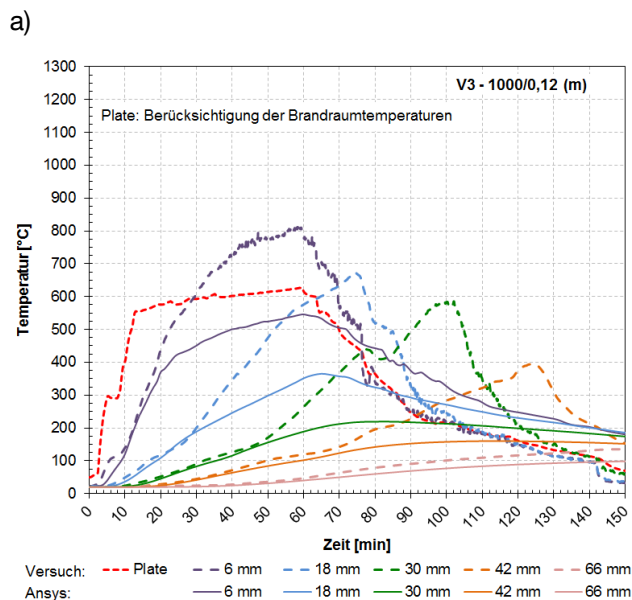
qualitative Beschreibung Brandszenario	Anteil der zur Verfügung stehenden Holzfeuchte $p$ im Verdampfungsprozess
Temperaturszenario unterhalb der ETK (V1, V2, V3, V4) $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 500/1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	~ 50 %
Temperaturszenario vergleichbar ETK (V5) $O = 0,07 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 500/1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	~ 66 %
Temperaturszenario oberhalb der ETK (V6, V7, V8, V9) $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 500/1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	~ 90 %

Abbildung 6.17 zeigt für die Aufheizphase der drei untersuchten Brandszenarien den Vergleich zwischen den Messwerten der Abbrandtiefen aus den Versuchen und den Ergebnissen der Simulationsansätze. Dabei wird deutlich, dass der eigene Ansatz (Kurzbezeichnung NB\_NW) sowohl die Messergebnisse des zur ETK vergleichbaren Temperatur-Zeit-Szenarios (Versuch 5) als auch die Simulationsergebnisse des normativen Materialmodells nach *DIN EN 1995-1-2* gut repräsentiert. Für die thermische Beanspruchung oberhalb des ETK Niveaus (z. B. Versuch 7) wird die zeitabhängige Abbrandtiefe durch den gewählten Ansatz mit guter Genauigkeit beschrieben, ohne dabei wie das normative Materialmodell zu weit auf der sicheren Seite zu liegen.

Für das Temperatur-Zeit-Regime unterhalb der Einheits-Temperaturzeitkurve (z. B. Versuch 2) wird mit dem eigenen Materialmodell zwar eine deutliche Verbesserung im Vergleich zum normativen Ansatz erreicht, jedoch die Abbrandtiefe in der Aufheizphase immer noch unterschätzt. Zurückzuführen ist dies auf die zusätzliche Wärmefreisetzung an der Oberfläche der Prüfkörper, die über das Messsystem zur Steuerung der Brandraumtemperaturen nicht erfasst wird, jedoch aber zu einer Erhöhung der Abbrandgeschwindigkeit beiträgt. Das Messsystem des Plate-Thermoelements schirmt dabei durch die einseitige Isolierung die auftretenden Oberflächeneffekte ab und erfasst somit nur die primäre thermische Beanspruchung aus dem Brandraum (vgl. Abbildung A. 11 zur Ausrichtung des Plate-Thermoelementes im Brandraum). Wird der zusätzliche Einfluss der exothermen Oberflächenreaktionen als thermische Beanspruchung innerhalb des numerischen Simulationsmodells erfasst, kann das entsprechende Abbrandverhalten auch bei einer Temperaturbeanspruchung unterhalb des ETK-Niveaus über das eigene Materialmodell mit ausreichender Genauigkeit abgebildet werden. In diesem Fall dient an Stelle der gemessenen Brandraumtemperatur die Oberflächentemperatur als Einwirkung (Kurzbezeichnung „OF“ in Abbildung 6.13 und Abbildung 6.14).



**Abbildung 6.13: Vergleich der Abbrandtiefen aus Versuchen und Simulationsansätzen in der Aufheizphase**



**Abbildung 6.14: Vergleich Versuchs- und Simulationsergebnisse; (eigenes Materialmodell NB\_NW)**

**a) Versuch 3, Berücksichtigung der gemessenen Brandraumtemperatur**

**b) Versuch 3, Berücksichtigung der gemessenen Oberflächentemperatur**

Der aus der Anwendung dieser beiden Ansätze resultierende Unterschied in Bezug auf die so ermittelten Temperaturen im Prüfkörper wird exemplarisch in Abbildung 6.14 als Funktion der Temperaturen über die



Beanspruchungsdauer dargestellt. Ein ganzheitlicher Vergleich zwischen den Ergebnissen des eigenen Materialmodells mit den Messergebnissen aller Brandversuche wird in Abbildung A. 21 bis Abbildung A. 29 des Anhangs gegeben. Hierbei, als auch aus den vorangegangenen Simulationen, wird deutlich, dass die Abkühlphase simulationstechnisch nur unzureichend abgebildet wird. Der Fehler nimmt dabei mit Dauer und Intensität des Abkühlvorgangs zu. Die geringsten Abweichungen liegen dementsprechend für die Versuche mit schneller Abkühlphase vor, wie sie bei Intervention durch die Feuerwehr vorliegen kann.

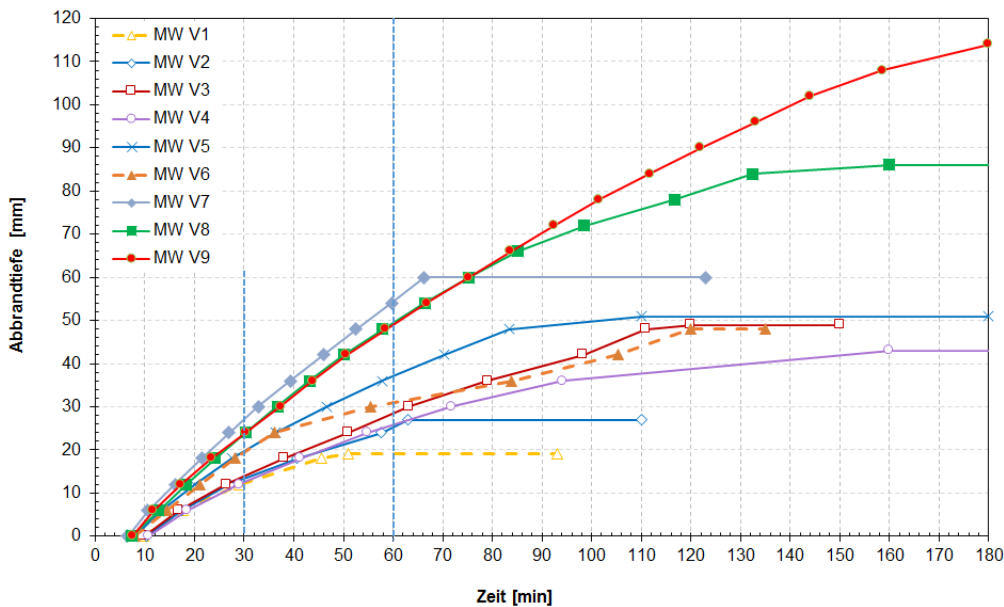
#### Schlussfolgerung und Zusammenfassung:

Die numerischen Betrachtungen zu den im Kapitel 5.3 durchgeführten Brandversuchen zeigt, dass das normative Materialmodell nach *DIN EN 1995-1-2* für Beanspruchungen, die die ETK überschreiten, zu konservativen und bei Beanspruchungen unterhalb der ETK zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite führt. Bestätigung finden diese Ergebnisse unter anderem auch durch die von *König* [124] durchgeführten Versuche und numerischen Simulationen. Als Ursache für die auftretenden Abweichungen in der Anwendung des normativen Materialmodells kann das fundamental unterschiedliche Verhalten bei Versuchen unter Naturbrandszenarien im Vergleich zur ETK Beanspruchung gesehen werden. So sind unterschiedliche Mengen bei der Migration von Holzfeuchte, variierende Ausmaße der temperaturabhängigen Abbauprozesse und Rissbildung an der Oberfläche sowie unterschiedliche Raten bei der Freisetzung von Pyrolysegasen und im Zutritt von Sauerstoff zu verzeichnen. Diese Auswirkungen wurden in der Kalibrierung der normativen Materialkennwerte bisher implizit nur für die Beanspruchung unter Einheits-Temperaturzeitkurve berücksichtigt, wodurch eine Übertragung auf andere Beanspruchungsniveaus zu Abweichungen führt. Erweiternd dazu erlaubt das entwickelte Materialmodell eine genauere Beschreibung des Abbrandverhaltens in der Aufheizphase. Werden hierbei für Beanspruchungsniveaus unterhalb der ETK die zusätzlichen Beanspruchungen aus exothermen Reaktionen an der Oberfläche mit erfasst, kann auch hier das Abbrandverhalten nahezu exakt beschrieben werden. Eine Zusammenstellung der dem Materialmodell (Naturbrand NB\_NW) zugrunde liegenden Kennwerte für Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmespeicherfähigkeit und Dichteverhältnis wird in Tabelle A. 3 des Anhangs gegeben. Die Varianz der Abkühlphase lässt sich durch alle Simulationsansätze jedoch nur unzureichend abbilden, da die zusätzlichen exothermen Reaktionen bisher nicht mit erfasst werden. Ausnahme bildet in diesem Zusammenhang nur der Fall einer schnellen Abkühlung, mit keinen bzw. vernachlässigbaren exothermen Oberflächenreaktionen. Als alternativer Ansatz hierzu, mit impliziter Erfassung der zusätzlichen thermischen Beanspruchung aus exothermen Reaktionen an der Oberfläche, wäre eine weitere Anpassung des Material- bzw. Simulationsmodells nötig und möglich. Hierzu sind jedoch weiter Versuchsserien zur genauen Quantifizierung dieses Einflusses notwendig, die das aus dem Brandraum einwirkende Energieniveau, die Gaskonzentrationen der Brandraumatmosfera sowie die konvektiven Strömungseinflüsse berücksichtigen.

Hierbei sei zusätzlich angemerkt, dass zur Bestätigung des gewählten Ansatzes im eigenen Materialmodell bezüglich des berücksichtigten Holzfeuchteinflusses im Verdampfungsprozess abschließend ebenfalls weitere Versuche notwendig sind. Ausgangspunkt hierbei wären Untersuchungen mit Holz im darrtrockenen Zustand, analog zu Kapitel 5.2.

### 6.4.2 Empirisch abgeleitete Verfahren

Basierend auf Abbildung 6.16 wird deutlich, dass sich bei Naturbränden die Beziehung zwischen der Abbrandtiefe und der Beanspruchungszeit nicht, wie bisher üblich, über einen konstanten Wert der Abbrandrate beschreiben lässt. Dies ergibt sich einerseits infolge der unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus und andererseits in der Berücksichtigung der gesamten zeitlichen thermischen Einwirkung. Vielmehr kann der Verlauf des Abbrandes als eine bilineare bzw. trilineare Beziehung beschrieben werden. Gemein haben jedoch alle Versuche, dass bis zum Erreichen der jeweiligen Maximaltemperatur für eine Gruppe immer annähernd konstante Abbrandraten vorliegen. Hierbei bleibt festzuhalten, dass die Berücksichtigung des  $\alpha t^2$  Ansatzes innerhalb der Brandentwicklungsphase zu einem Verzug bezüglich des Abbrandbeginns an der Oberfläche von 7 - 10 Minuten führt (Offset). Dies zeigt, dass die Geschwindigkeit der Temperaturentwicklung ebenfalls Einfluss auf den konstanten Parameter der Abbrandrate aufweist (vgl. Abbildung 6.16 und Tabelle 6.3).



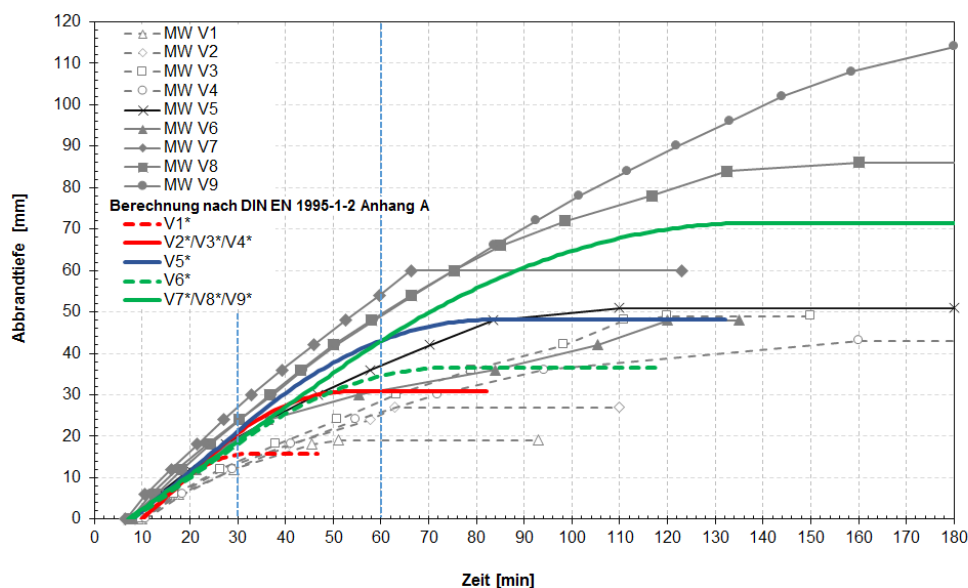
**Abbildung 6.15: Darstellung des Abbrandes über die Beanspruchungszeit, Vergleich der verschiedenen Brandversuche**

Eine Beschreibung des Abbrandverhaltens für Naturbrände unter Berücksichtigung der Brandentwicklungs-, Vollbrand- und Abkühlphase kann auf Basis dieses vereinfachten Ansatzes mit einem, wie unter ETK Beanspruchung üblich, konstanten Wert der Abbrandrate nur sehr begrenzt bzw. nicht erfolgen. Eine direkte Beziehung zwischen den verschiedenen Abbrandraten innerhalb der unterschiedlichen Brandverläufe sowie zu den Parametern, die die Temperatureinwirkung im Brandraum charakterisieren (vgl. Kapitel 2), lässt sich bisher nicht ableiten.

**Tabelle 6.3: Abbrandrate bis zum Erreichen der Maximaltemperatur**

Versuch Nr. (Maximaltemperatur nach) charakterisierende Parameter	Abbrandrate $\beta_0$ bis zum Erreichen der Maximaltemperatur [mm/min] (mit Offset / ohne Offset)
V1 (30 min) $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 500 \text{ MJ}/\text{m}^2$	0,42 / 0,62
V2, V3, V4 (60 min) $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	0,44 / 0,53
V5 (60 min) $O = 0,07 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	0,63 / 0,72
V6 (30 min) $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 500 \text{ MJ}/\text{m}^2$	0,63 / 0,86
V7, V8, V9 (60 min) $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$ , $b = 720 \text{ J}/(\text{m}^2\text{s}^{1/2}\text{K})$ , $q_k = 1000 \text{ MJ}/\text{m}^2$	0,84 / 0,96

Einzig der Anhang A der *DIN EN 1995-1-2* [51] erlaubt auf Basis der Öffnungsfaktormethode nach *DIN EN 1991-1-2* (vgl. Kapitel 2.6.3) für parametrische Temperatur-Zeitkurven die transiente Beschreibung des Abbrandes. Abbildung 6.16 stellt die so ermittelten Verläufe der Abbrandtiefen über die Beanspruchungszeit vergleichend zu den Versuchsergebnissen exemplarisch dar. Eine versuchsspezifische Gegenüberstellung kann dem Anhang zu dieser Arbeit in Abbildung A. 30 entnommen werden. Dabei zeigen die Berechnungen für Brandkurven mit Peaktemperaturen nach 30 Minuten in der Aufheizphase gute Übereinstimmungen mit den Versuchen V1 und V6. Für die Versuche mit höherer Brandlast und daraus resultierenden Peaktemperaturen nach 60 Minuten werden im Fall von V2, V3, V4 bzw. V7, V8, V9 die Abbrandtiefen in der Aufheizphase durch den Berechnungsansatz über- bzw. unterschätzt. Gute Übereinstimmung, sowohl in der Aufheiz- als auch unter Berücksichtigung der Abkühlphase, zeigt der Versuch V5.



**Abbildung 6.16: Darstellung des Abbrandes über die Beanspruchungszeit, Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem empirischen Ansatz nach DIN EN 1995-1-2 Anhang A**

Bezüglich der Auswirkung der untersuchten Dauer der Abkühlungsphase liefert das Berechnungsverfahren keine verlässlichen Ergebnisse, da eine entsprechende explizite Berücksichtigung von verschiedenen Abkühlungen „schnell“ bis „sehr langsam“ innerhalb des Verfahrens nicht vorgesehen wird. Vielmehr wird diese an das vorangegangene Vollbrandszenario geknüpft. Zusätzliche autogene, exotherme Zersetzungsprozesse führen zu weiteren Abweichungen, vor allem in der Abkühlphase der Brände. Über das vorangestellte Verfahren kann nur eine begrenzte Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt werden. Dies ist einerseits auf den Unterschied der Bestimmungsmethoden der Temperaturzeitkurven zurückzuführen, bei dem die Öffnungsfaktormethode der DIN EN 1991-1-2 und das in dieser Arbeit genutzte Zonenmodell, trotz gleicher Eingangsparameter zu abweichenden Ergebnissen führten. Zum Erzielen gleicher Temperaturzeitkurven sind somit unterschiedliche Öffnungsfaktoren und Brandlastdichten innerhalb der beiden Methoden anzuwenden. Diese gehen jedoch direkt als Eingangsgröße in das Berechnungsverfahren zur Abbrandtiefe nach DIN EN 1995-1-2 Anhang A mit ein. Andererseits kann die in den Versuchen erfasste Varianz der Abkühlphasen innerhalb des normativen Ansatzes nicht abgebildet werden.

Ein weiterer Ansatz zum Vergleich des Bauteilverhaltens unter Naturbrandbeanspruchung wird aus den historischen Betrachtungen von *Ingberg* [105] zur Äquivalenzbeschreibung von Brandeinwirkungen für Bauteile abgeleitet. Entsprechende historische Betrachtungen zum Äquivalenznachweis zielen jedoch immer auf die Beurteilung des ganzheitlichen Feuerwiderstandes ab. Zugehörige material- und bauteilspezifische Erweiterungen dieser Modelle legen in den zugrunde liegenden Untersuchungen jedoch keinen Fokus auf unbedeckte Holzbauteile [202]. *DIN EN 1991-1-2* [47] schließt daher entsprechende Konstruktionen für die Betrachtung der äquivalenten Branddauer explizit aus, was einerseits auf die stetige Querschnittsreduktion mit starkem Temperaturgradient und andererseits auf die zusätzliche Wärmefreisetzung durch die Bauteiloberfläche zurückgeführt werden kann [2].

Nachfolgende Betrachtungen fokussieren sich in der Beschreibung des Abbrandes über die Beanspruchungsdauer auf die Anwendung von Äquivalenzkonzepten zur thermischen Einwirkung.

$$kE = \int_0^t \dot{q}''_{(t)} dt \quad (\text{Gl. 6.2})$$

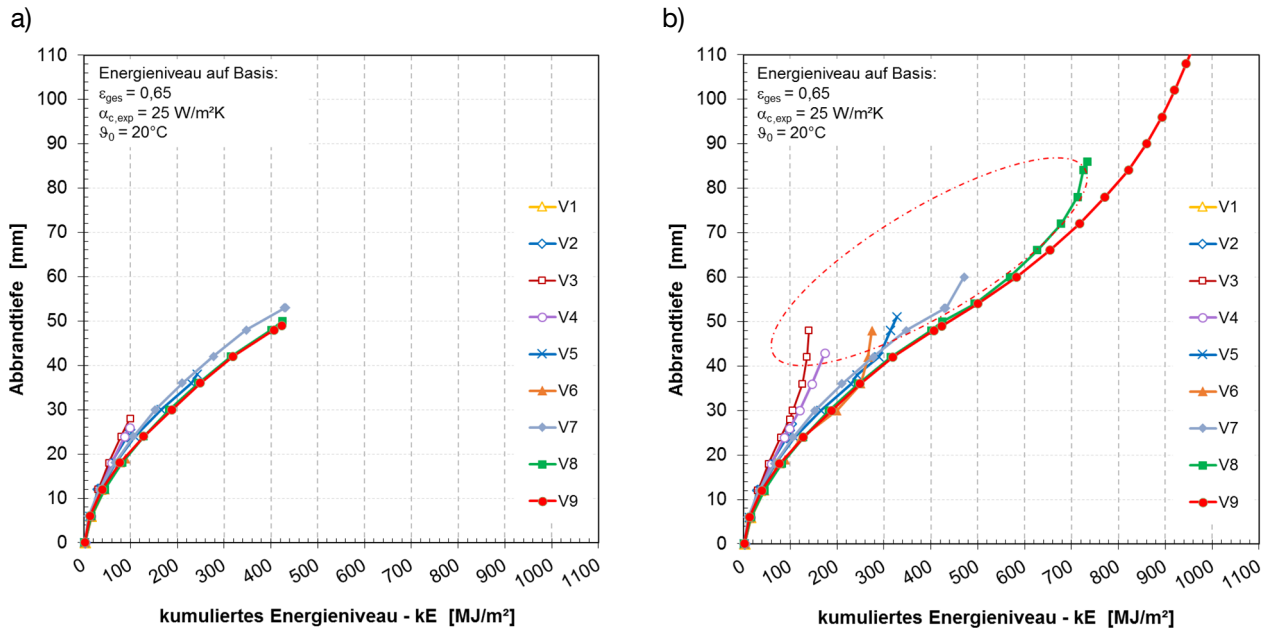
mit:  $kE$  kumuliertes Einwirkungs-niveau [ $\text{J}/\text{m}^2$ ]  
 $\dot{q}''_{(t)}$  einwirkender Wärmestrom [ $\text{W}/\text{m}^2$ ]  
 $t$  Zeit [s]

$$kT = \int_0^t (T)^2 dt \quad (\text{Gl. 6.3})$$

mit:  $kT$  kumulierte thermische Einwirkung [ $\text{J}/\text{m}^2$ ]  
 $T$  absolute Temperatur [K]  
 $t$  Zeit [s]

Eine Gegenüberstellung der Summe der einwirkenden Wärmeströme (vgl. Gleichung (Gl. 6.2)) mit der Abbrandtiefe enthält Abbildung 6.17. Besonders in der Aufheizphase zeigt sich zwischen den Kurvenverläufen trotz stark variierender Temperaturregime (vgl. Abbildung 5.10) bereits eine gute Übereinstimmung. Mit andauernder Abkühlphase ist jedoch für die meisten Versuche zum Versuchsende hin trotz geringer thermischer Einwirkung eine starke Zunahme der Abbrandtiefe zu verzeichnen (markierter Bereich in Abbildung 6.17 b). Zurückgeführt werden kann dies vorrangig auf autogene exotherme Reaktionen an der Oberfläche bzw. in der Zone des Abbrandes, was über die Temperaturmessung im Brandraum nicht

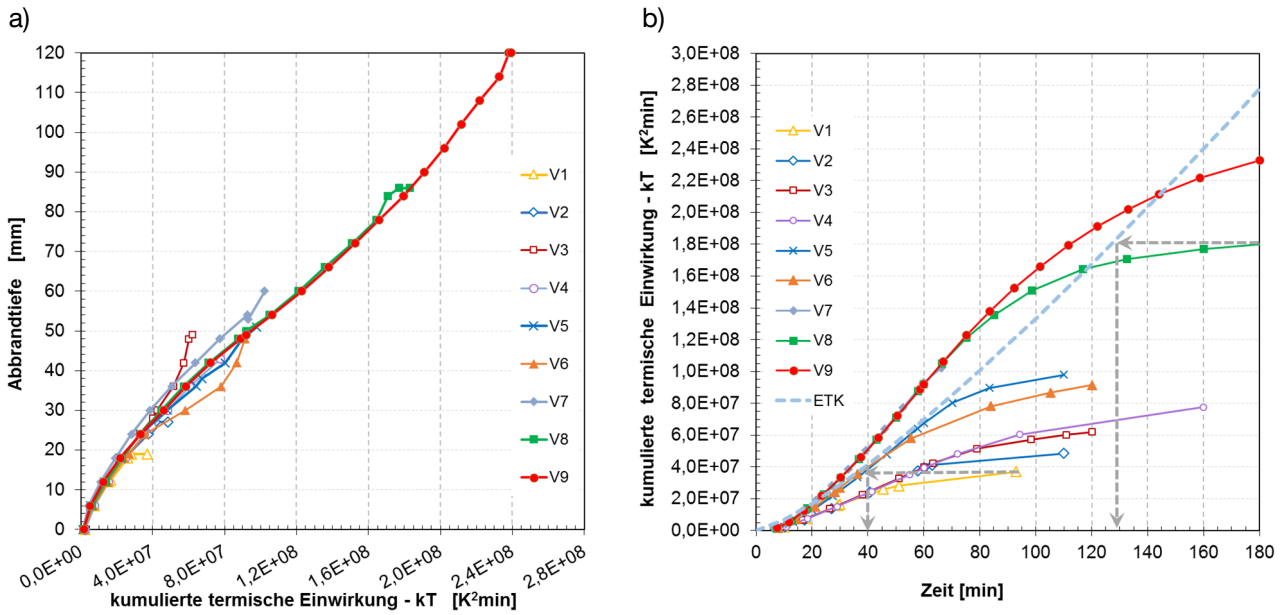
bzw. nur in begrenztem Ausmaß erfasst wird. Verdeutlichend hierzu wird auf Abbildung A. 9 im Anhang zu dieser Arbeit verwiesen. Erweiternd zu den vorangestellten Betrachtungen wird in Abbildung A. 31 des Anhangs der Ansatz in Bezug zu weiteren, der Literatur entnommenen Versuchsergebnissen gesetzt. Auch hierüber wird eine ausreichende Genauigkeit im Hinblick auf die große Varianz der thermischen Einwirkung erzielt.



**Abbildung 6.17: Zusammenhang zwischen dem einwirkenden Energieniveau und der Abbrandtiefe**  
**a) bis zum Erreichen der maximalen Einwirkungstemperatur (Peaktemperatur)**  
**b) über den gesamten Brandverlauf**

Verbesserung findet das Konzept der Äquivalenzbetrachtung in Bezug auf die Beurteilung des Abbrandverhaltens, indem an Stelle der einwirkenden Wärmestromdichte die absolute Temperatureinwirkung (vgl. Gleichung (Gl. 6.3)) betrachtet wird, vgl. Abbildung 6.18. a). Ein Abzug des Temperaturbereichs unterhalb des 300°C Niveaus als Schwellenwert, der normativ beispielsweise gemäß DIN EN 1995-1-2 nicht zur Vergrößerung der Abbrandtiefe beiträgt, blieb jedoch unberücksichtigt. Ein Abzug dieses Schwellenbereiches führte im Vergleich zur vollständigen Berücksichtigung des Temperaturbereichs nicht zur Steigerung der Ergebnisgenauigkeit im Hinblick auf die Korrelation zwischen Abbrandtiefe und kumulierter thermischer Einwirkung (quadrierte Absoluttemperatur). Das Quadrieren der Absoluttemperatur diente hierbei als Korrekturfaktor, um die beste Korrelation zwischen kumulierter thermischer Einwirkung und Abbrandtiefe herzustellen.

Die Verknüpfung der Ergebnisse aus Abbildung 6.18 a) mit deren zeitlichem Auftreten erlaubt die direkte Äquivalenzbetrachtung in Bezug zur Einheits-Temperaturzeitkurve. Die thermische Einwirkung unter Naturbrand kann so auf eine äquivalente Beanspruchungszeit unter ETK zurückgeführt werden, was eine gezielte Abschätzung der Abbrandtiefe erlaubt.



**Abbildung 6.18: Äquivalenzbetrachtung zur kumulierten thermischen Einwirkung;** (quadierte Absoluttemperatur)  
**a) Bezug zur Abbrandtiefe über den gesamten Brandverlauf**  
**b) Darstellung der äquivalenten Beanspruchungszeit nach ETK**

Erweiternd dazu erlaubt Gleichung (Gl. 6.4) bzw. Gleichung (Gl. 6.5), basierend auf den Ergebnissen der durchgeführten Versuche und unter zusätzlicher Berücksichtigung von Literaturergebnissen, die direkte Darstellung der Beziehung zwischen der Abbrandtiefe und der thermischen Einwirkung (quadierte Absoluttemperatur).

Regressionsgleichung Aufheizphase: (Gl. 6.4)

$$d = \left( \frac{kT}{4,4 \cdot 10^5} \right)^{1/1,35} \quad [\text{mm}]$$

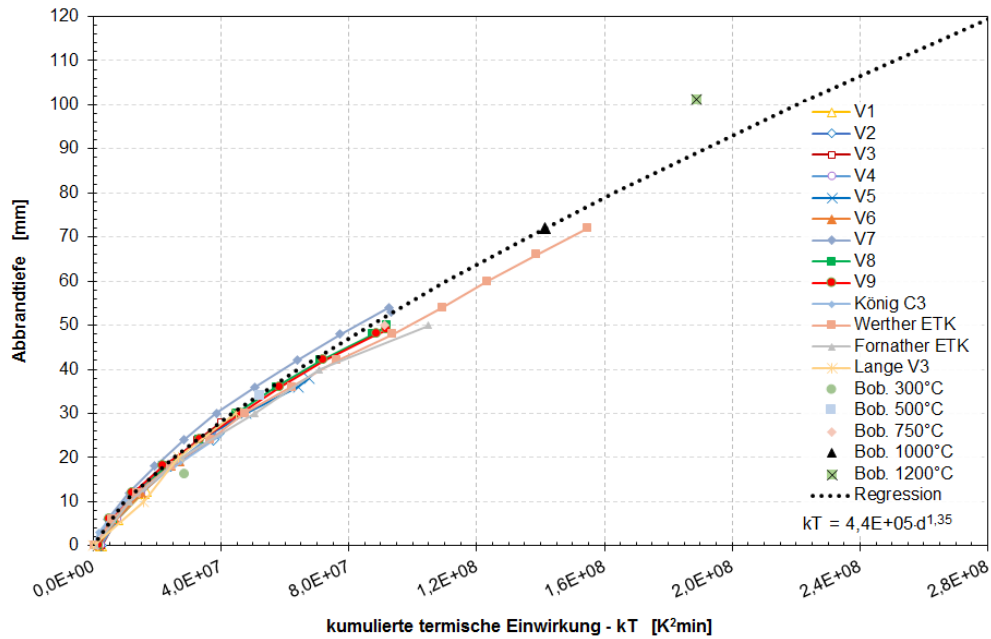
Regressionsgleichung gesamter Brandverlauf: (Gl. 6.5)

$$d = \left( \frac{kT}{1,35 \cdot 10^5} \right)^{1/1,6} \quad [\text{mm}]$$

mit:

- d      Abbrandtiefe [mm]
- kT     kumulierte thermische Einwirkung [K²min]

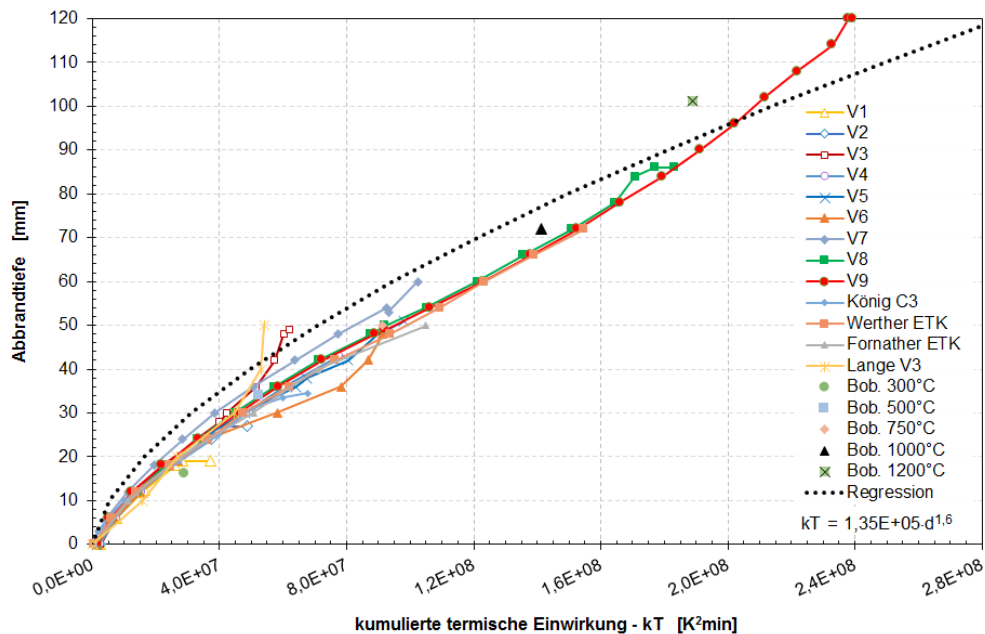
Beide Ansätze erfassen die Versuchsergebnisse bis zu einer Abbrandtiefe von 90 mm mit hinreichender Genauigkeit (vgl. Abbildung 6.19 und Abbildung 6.20). Ausnahme in diesem Zusammenhang bildet einerseits die Einzelmessung von *Bobacz* [23], bei 90 Minuten Brandbeanspruchung mit konstant 1200 °C sowie andererseits das Ende der Abkühlphase im Versuch von *Lange* [133], da zu diesem Zeitpunkt eine Überlagerung der Wärmeströme für den dreiseitig beanspruchten Querschnitt nicht ausgeschlossen werden kann.



**Abbildung 6.19: Beziehung zwischen der mittleren Abbrandtiefe und der kumulierten thermischen Einwirkung (Absoluttemperatur) aus eigenen und der Literatur entnommenen Versuchen bis zum Erreichen der maximalen Einwirkungstemperatur (Peaktemperatur)**

mit Literaturkennwerten für

König C3 [124], Werther ETK [204], Fornather ETK [77] und [78], Lange V3 [133], Bobacz (Bob. 300 °C bis 1200 °C) [23]



**Abbildung 6.20: Beziehung zwischen der mittleren Abbrandtiefe und der kumulierten thermischen Einwirkung (Absoluttemperatur) aus eigenen und der Literatur entnommenen Versuchen über den gesamten Brandverlauf**

mit Literaturkennwerten für

König C3 [124], Werther ETK [204], Fornather ETK [77] und [78], Lange V3 [133], Bobacz (Bob. 300 °C bis 1200 °C) [23]

Schlussfolgerung und Zusammenfassung:

Die vorangestellten Untersuchungen verdeutlichen, dass die Beschreibung des Abbrandverhaltens auf Basis eines konstanten Wertes zur Abbrandrate nur in Ausnahmefällen möglich ist. Sobald die Phase der Brandentwicklung sowie die natürliche Abkühlphase Berücksichtigung finden soll, stößt dieser, für ETK Brandbeanspruchung bewährte Ansatz, an seine Grenzen. Die Anwendung der Berechnungsmethode nach *DIN EN 1995-1-2* Anhang A zeigt infolge ihres Bezuges zur Öffnungsfaktormethode nach *DIN EN 1991-1-2* und den daraus resultierenden beschreibenden Parametern zum Brandverlauf nur geringe Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Trotz der großen Varianz der untersuchten Temperatureinwirkung erlaubt ein einfaches Flächen-Äquivalenzmodell über die gesamte Brandbeanspruchung eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen und damit die Verbindung zwischen thermischer Einwirkung und Abbrandverhalten.

Anzumerken bleibt, dass im Modell materialspezifische Einflüsse auf das Abbrandverhalten nicht separat berücksichtigt werden, sondern sich das Anwendungsspektrum aus den Randbedingungen der berücksichtigten Versuche ergibt.

Dieses kann wie folgt zusammengefasst werden:

- einseitige Brandbeanspruchung
- Holzart Fichte
- Rohdichte  $440 \text{ kg/m}^3 \pm 20$
- Holzfeuchte  $12 \text{ M-\%} \pm 1,5$
- mittlere Brandentwicklungsgeschwindigkeit mit anschließendem Vollbrand

In diesem Zusammenhang sei auf die Unsicherheit in der Bestimmung der vorherrschenden thermischen Einwirkung bei Bränden hingewiesen, was größeren Einfluss auf das Ergebnis der Abbrandtiefe besitzt als die Modell-inhärente Varianz.





## 7 Zusammenfassung und Ausblick

### 7.1 Ergebniszusammenfassung und Diskussion

Die vorliegende Arbeit hat den Anspruch, einen Beitrag zum weiterführenden Verständnis im Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von Holzbauteilen zu liefern. In diesem Kontext wurde einerseits der Einfluss der Holzfeuchte und andererseits die Auswirkung variierender Temperatur-Zeit-Szenarien auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen untersucht. Dazu dienten einseitig beanspruchte, unbelastete Brandversuche. Die Ergebnisse wurden mit Literaturkennwerten abgeglichen, um diese erweitert und um die gewonnenen Ergebnisse abbilden zu können empirische sowie numerische Beurteilungsverfahren weiterentwickelt.

Basis für diese Untersuchungen bildeten umfangreiche Grundlagenstudien zum Verständnis der thermischen Einwirkung im Brandverlauf und der zugrunde liegenden Einflussgrößen (vgl. Kapitel 2), der thermodynamischen Grundlagen zu Wärmetransportprozessen (vgl. Kapitel 3) und der materialspezifischen Hochtemperatureigenschaften von Holz (vgl. Kapitel 4).

Wesentliches Ergebnis der Vorbetrachtungen war, dass in Bezug auf die Modelle, die den Brandverlauf und dessen thermisches Ausmaß charakterisieren, deutliche Unterschiede vorliegen und nicht nur ein spezifisches Modell für alle Anwendungen und Randbedingungen empfohlen werden kann. Für den praktisch tätigen Ingenieur kann demzufolge die Varianz und die Unsicherheit in der Bestimmung der Eingangsgrößen zu einer großen Bandbreite im resultierenden thermischen Einwirkungsspektrum auf Bauteile führen. Hieraus wird ebenfalls deutlich, dass die auftretenden Temperatur-Zeit-Szenarien die normativ geregelte Standardbeanspruchung der Einheits-Temperaturzeitkurve über- als auch unterschreiten können.

Als ein primäres Ergebnis der Brandversuche mit variierender Holzfeuchte (0 M-%, 6 M-%, 12 M-% und 18 M-%) zeigt sich, dass in Bezug auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten ein messbarer Unterschied zwischen den Versuchskörpern vorliegt. Nach 120 Minuten Brandbeanspruchung konnte zwischen den beiden Extremwerten (0 M-% und 18 M-%) bei ansonsten vergleichbaren Randbedingungen ein Unterschied in der Abbrandtiefe von ca. 18 mm verzeichnet werden. Für die baupraktische Anwendung mit Holzfeuchten im Bereich der Nutzungsklasse 1 und 2 und üblichen bauordnungsrechtlichen Feuerwiderstandsanforderungen deutlich unterhalb der 120 Minuten minimiert sich dieser Unterschied nochmals.

Zusammenfassend kann für den Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten festgehalten werden, dass innerhalb der untersuchten materialspezifischen Randbedingungen (Fichte,  $\rho_0 \cong 400 \text{ kg/m}^3$ ) mit einer Zunahme der Holzfeuchte um 1 M-% eine Reduktion der Abbrandrate um ca. 1 % einhergeht. Zusätzlich bekräftigen die durchgeführten Versuche, dass die 300 °C Isotherme als Indikator zur Beschreibung der Abbrandgrenze dienen kann. Über dies hinaus lässt sich für Nadelholz die vereinfachte normative Annahme einer konstanten Abbrandrate mit  $\beta_{0,NH} = 0,65 \text{ mm/min}$  bestätigen. Aus den durchgeführten Versuchen wird ebenfalls deutlich, dass die Holzfeuchte nicht nur das Abbrandverhalten, sondern auch das Durchwärmungsverhalten infolge einsetzender Massetransportvorgänge beeinflusst.

Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Ansatz zur Erfassung des Abbrand- und Durchwärmungsverhaltens unter Berücksichtigung des Holzfeuchteeinflusses (vgl. Kapitel 6.3.2) zeigt, dass nach Modifikation eines bestehenden Berechnungsansatzes und unter Berücksichtigung der jeweiligen holzfeuchteabhängigen Abbrandrate eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt wird. Eine einfache Beschreibung des Temperaturverlaufes hinter der Abbrandgrenze wird hierüber ermöglicht.

Unter Einbezug der Erkenntnisse der Brandversuche konnte das normativ gegebene thermische Materialmodell der *DIN EN 1995-1-2*, zur numerischen Simulation des Abbrand- und Durchwärmungsverhaltens weiterentwickelt werden. Die Neuerung besteht darin, dass implizit die auftretenden thermischen Auswirkungen der Massetransportvorgänge über den gesamten untersuchten Holzfeuchtebereich Berücksichtigung finden. Ausgangspunkt hierfür waren die deutlichen Abweichungen zwischen den Messungen und den numerischen Simulationsergebnissen bei Holzfeuchten unter- bzw. oberhalb des 12 M-% Niveaus. Wesentliche Neuerung ist die Kalibrierung der Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit innerhalb eines Referenzversuchs mit einem Prüfkörper im darrtrockenen Zustand. Zusätzlich wird das im Holz gebundene Wasser im Phasenwechsel der Verdampfung nicht in vollem Umfang berücksichtigt, sondern davon ausgegangen, dass ein Teil in den Querschnitt transportiert wird. Das erarbeitete Modell erlaubt einerseits eine Beschreibung der Versuchsergebnisse über den gesamten untersuchten Holzfeuchtebereich und andererseits eine gute Übereinstimmung mit Simulationsergebnissen auf Basis der bisherigen normativen Materialkennwerte bei 12 M-% Holzfeuchte.

Abschließend bleibt in diesem Zusammenhang anzumerken, dass der Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten unter ETK Beanspruchung als hinreichend klein bezeichnet werden kann. Damit kann im Allgemeinen auf eine gesonderte Berücksichtigung in üblichen normativen Bemessungsverfahren verzichtet werden, was auch im Hinblick auf die in der Praxis vorliegenden transienten Feuchtezustände in Bauteilen ansonsten nur mit großem Aufwand möglich wäre.

Die zweite Versuchsreihe unter variierender thermischer Einwirkung zeigt den signifikanten Einfluss des einwirkenden Temperaturniveaus auf das Abbrandverhalten. Innerhalb der Aufheizphase wurde so bei allen Brandszenarien mit einer Maximaltemperatur von ca. 1200 °C eine nahezu doppelt so hohe Abbrandtiefe wie im Vergleich zum Brandszenario mit ca. 600 °C maximaler Brandraumtemperatur festgestellt. Gegenläufig dazu stellt sich die Auswirkung des Brandszenarios auf den thermisch beanspruchten Bereich hinter der Abbrandgrenze dar. Demzufolge zieht eine hohe Abbrandrate eine geringe Größe des thermisch beeinflussten Bereichs nach sich und umgekehrt.

Auffällig in den Messwerten der durchgeführten Versuche zeigt sich der zusätzliche Einfluss der exothermen Reaktion während der Abkühlphase. Hierbei treten innerhalb der Holzkohleschicht und an der Oberfläche deutlich höhere Temperaturen als im Brandraum auf. Dies hat wesentliche Auswirkung auf die Abbrandtiefe.

Mit Hilfe der beiden erarbeiteten Modelle zur kumulierten thermischen Einwirkung bzw. des kumulierten Energieniveaus lassen sich die versuchstechnisch ermittelten als auch die der Literatur entnommenen Abbrandtiefen hinreichend genau beschreiben. Eine Zunahme der Abweichungen innerhalb der vorgestellten Ansätze wird jedoch mit zunehmender Dauer und Höhe des Temperaturniveaus in der Abkühlphase verzeichnet, da das Maß der exothermen Reaktionen in der Holzkohle bisher nicht genau quantifizierbar ist. Vergleichbar dazu zeigt das erarbeitete Materialmodell zur numerischen Simulation des Abbrandverhaltens in der Aufheizphase ebenfalls gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Abweichungen treten bei Temperaturniveaus unterhalb der ETK auf. Unter Berücksichtigung der erhöhten Beanspruchung infolge exothermer Oberflächentemperaturen wird jedoch auch in diesen Fällen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erzielt. Simulationen auf Basis des normativen Materialmodells der *DIN EN 1995-1-2* zeigen vergleichbar dazu größere Abweichungen und liegen bei Temperaturniveaus unterhalb der ETK deutlich auf der unsicheren Seite.

Die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass die Holzfeuchte und vor allem das thermische Beanspruchungsniveau wesentlichen Einfluss auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten von brandbeanspruchten Holzbauteilen besitzen. Dabei wird auch die Auswirkung des Beitrages des

Massetransports zur Temperaturentwicklung und damit auf den thermisch beeinflussten Bereich hinter der Abbrandgrenze deutlich. Hieraus leitet sich der grundlegende Ansatz innerhalb der erstellten numerischen Materialmodelle ab, dass das gebundene Wasser nicht vollständig dem Verdampfungsprozess unterliegt, sondern sich partiell in Abhängigkeit von Permeabilität und thermischem Einwirkungslevel in den Querschnitt hinein bewegt. Zur Quantifizierung dieser Prozesse wird die Kalibrierung von thermischen Materialmodellen an Prüfkörpern im darrtrockenen Zustand nötig. Die in dieser Arbeit entwickelten empirischen und numerischen Modellansätze stellen eine wesentliche Erweiterung des bisherigen Kenntnisstandes dar und erlauben eine hinreichend genaue Beschreibung des Einflusses der Holzfeuchte und des thermischen Einwirkungslevels auf das Abbrand- und Durchwärmungsverhalten bei einseitiger Brandbeanspruchung. In diesem Zusammenhang sei auf die Unsicherheiten und die begrenzte Genauigkeit in der Bestimmung des thermischen Einwirkungslevels auf Bauteile hingewiesen. Dieser Varianz kann eine wesentlich größere Bedeutung in Bezug auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen unterstellt werden als den Abweichungen, die inhärent in den entwickelten Modellen vorhanden sind.

## 7.2 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Die Vorbetrachtungen innerhalb dieser Arbeit bestätigen die große Varianz bei der Ermittlung des thermischen Einwirkungsniveaus als Grundlage für die Beurteilung des Abbrandverhaltens von Bauteilen unter Naturbrandbeanspruchung. Vor allem der Kenntnisstand bezüglich des Einflusses von geschützten und ungeschützten brennbaren Bauteilen auf den Brandverlauf ist unzureichend und bedarf weiterführender Untersuchungen. Wünschenswert sind hier vor allem systematische Realbrandversuche.

Die Auswertung bestehender sowie die Planung eigener experimenteller Untersuchungen verdeutlicht, dass bezüglich einer standardisierten Bestimmung des Abbrand- und Durchwärmungsverhaltens keine allgemeinen Grundsätze existieren und unterschiedliche Beurteilungsverfahren vorliegen. Zielführend ist hier die Entwicklung und Bereitstellung eines international akzeptierten Ansatzes mit Angaben zum Aufbau der Prüfkörper, dem Ablauf und den zugrunde gelegten Mess- sowie Beurteilungsverfahren.

Die thermischen Einflüsse aus Massetransportvorgängen innerhalb brandbeanspruchter Holzbauteile sind bis dato nur unzureichend geklärt und bedürfen weiterführender Untersuchungen. Hierin muss die Größe des thermisch beeinflussten Bereichs hinter der Abbrandgrenze quantifiziert werden, was besonders bei Naturbrandszenarien von Bedeutung ist. In diesem Kontext können neben vergleichenden Brandversuchen mit darrtrockenen und feuchten Prüfkörpern auch fortgeschrittene Untersuchungsverfahren, wie NMR – Scans, wesentliche Kenntnisse liefern.

Aus den durchgeführten Naturbrandversuchen ergibt sich ebenfalls die Notwendigkeit zur Quantifizierung des zusätzlichen Einflusses der exothermen Oberflächenreaktionen, sowohl in der Aufheiz- als auch in der Abkühlphase des Brandes. Diesbezüglich werden systematische Versuche notwendig, die das thermische Einwirkungsniveau, die Strömungsgeschwindigkeit und die vorhandene Sauerstoffkonzentration miteinander verknüpfen. Hieraus sind allgemeine, praxistaugliche Ansätze zur Erweiterung der in dieser Arbeit erarbeiteten Modelle abzuleiten.

Weiteres Entwicklungspotenzial besteht innerhalb der numerischen Modelle und dem Ansatz der effektiven Materialkennwerte. So sind die in der Aufheizphase genutzten Kennwerte für Holz in der Abkühlphase für Holzkohle nicht mehr gültig und entsprechend voneinander zu trennen. Ebenfalls kann die separate Erfassung der Rissbildung, des Holzkohleabbaus und der Massetransportvorgänge sowie die Berücksichtigung der konvektiven Durchströmung der Holzkohleschicht zur Optimierung und realitätsnäheren Beschreibung beitragen. Ebenfalls muss in diesem Zusammenhang noch einmal beleuchtet werden, dass die thermischen Materialkennwerte nicht nur eine Beziehung zur Temperatur sondern auch bezüglich der Beanspruchungszeit aufweisen können. Dies wird besonders im unteren Temperaturniveau, bei langen Aufheiz- sowie Abkühlphasen, relevant. Gleichzeitig muss innerhalb dieser Bestrebungen und Optimierungen die Handhabbarkeit und Transparenz der Modelle erhalten bleiben.

Die durchgeführten Versuche weisen zwar eindeutige Tendenzen und Zusammenhänge auf, jedoch ist zukünftig zu prüfen, wie sich mehrdimensionale Brandbeanspruchungen auf die untersuchten Parameter auswirken.

Eine weiterführende Bearbeitung dieser Thematik wird empfohlen und ist seitens des Autors ebenfalls angestrebt.



## **8 Literaturverzeichnis**

### **A**

- [1] Aarnio, M., & Kallioniemi, P.: Fire safety in joints of loadbearing timber construction. Research report 233, Technical Research Center of Finland (VTT) Espoo, (1993).
- [2] Abu, A.K., Gerlich, H.J.T., & Wade, C.A: Limitations of existing time-equivalence formula for determining fire resistance requirements of buildings. Conference Proceedings for the 13th International Fire Science and Engineering Conference (Interflam), page 1441 – 1452, Windsor, UK, (2013).
- [3] Alarifi, A.A., Dave, J., Phylaktou, H. N., & Aljumaiah, O.A.: Effects of fire-fighting on a fully developed compartment fire - temperatures and emissions. Fire Safety Journal, Volume 68, page 71 - 80, Elsevier, (2014).
- [4] Alpert, R. L.: Calculation of Response Time of Ceiling-mounted Fire Detectors. Research report 233, Fire Technology, Volume 8, page 181 - 195, Springer, (1972).
- [5] Alpert, R. L.: The Fire-Induced Ceiling Jet Revisited. 5<sup>th</sup> FIRESEAT symposium Edinburgh, (2011).
- [6] American Wood Council (AWC): Calculating the Fire Resistance of Exposed Wood Members. Technical Report 10, American Forest & Paper Association, Washington DC USA, (2014).
- [7] ANSYS Inc: ANSYS 14.5 Mechanical APDL, Canonsburg, PA, USA, (2013).
- [8] ASTM International: ASTM E119 - Standard test methods for fire tests of building construction and materials. American Society for Testing and Materials, (2000).
- [9] Australia Standards: AS 1720.4 - Timber Structures, Part 4 - Fire Resistance for structural adequacy of timber members. Council of Standards Australia, (2006).
- [10] Alves, S., & Figueiredo, J.: Pyrolysis Kinetics of Lignocellulosic Materials by Multistage Isothermal Thermogravimetry. Journal of analytical Applied Pyrolysis, Volume 13, page 123 - 134 (1988).
- [11] Atreya, A.: Pyrolysis Ignition and fire spread on Horizontal surfaces of Wood. Harvard University, Cambridge Massachusetts USA, (1983).

### **B**

- [12] Babrauskas, V., & Williamson, R.B.: The Historical Basis of Fire Resistance Testing – Part II. Fire Technology, Volume 14, Issue 4, page 304 - 316, Springer, (1978).
- [13] Babrauskas, V., & Grayson, S.J: Heat Release in Fires, Chapter 11 wood materials, a) prediction of heat release from basic measurements, by Parker W.J., Elsevier Applied Science, London, (1992).

- [14] Babrauskas, V.: Wood Char Depth, Interpretation in Fire Investigations. International Symposium on Fire Investigation, Fire Service College, Moreton UK, (2004).
- [15] Badders, B.L., Mehaffey, J.R., & Richardson, L.R.: Using Commercial FEA Software Packages to Model the Fire Performance of Exposed Glulam Beams. 4<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, Aveiro, Portugal, (2006).
- [16] Baehr, H.D., & Stephan, K.: Wärme- und Stoffübertragung. 6. Aufl. Berlin Heidelberg, Springer-Verlag, (2008).
- [17] Barnett, C.R.: BFD curve – a new empirical model for fire compartment temperatures. Fire Safety Journal, Volume 37, Issue 5, page 437 - 463, Elsevier, (2002).
- [18] Baumgärtner, L: Beitrag zur numerischen Simulation des Wärmedurchgangs und Abbrandverhaltens von Stahl-Holz-Verbundbauteilen. Diplomarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2010).
- [19] Beneš, M., & Mayer, P.: Coupled model of hygro-thermal behavior of concrete during fire. Journal of Computational and Applied Mathematics, Volume 218, Issue 1, page 12 – 20, Elsevier, (2008).
- [20] Beyler, C.L.: Fire Plumes and Ceiling Jets. Fire Safety Journal Volume 11, Issue 1-2, page 53 - 75, Elsevier, (1986)
- [21] Bisby, L., Gales, J., & Maluk, C.: A contemporary review of large-scale non-standard structural fire testing. Fire Science Reviews, Volume 2, Issue 1, Springer, (2013).
- [22] Blum, G.W.: Ingenieurmodell zur brandschutztechnischen Bemessung von Bauteilen auf der Basis von experimentell ermittelten Verbrennungseffektivitäten. Dissertation, TU Braunschweig, Fachgebiet für Bauingenieurwesen, (2002).
- [23] Bobacz, D: Behavior of Wood in Case of Fire - Proposal for a Stochastic Dimensioning of Structural Elements. Doctoral Thesis, University of Natural Resources and Applied Life Sciences, Vienna, (2006).
- [24] Bolonius Olesen, F., & König, J.: Tests on Glued Laminated Beams in Bending Exposed to Natural Fires. Institutet for Bygningsteknik Aalborg Iniversitetscenter Danmark 1992, presented at CIB-W18 Meeting 25, Ahus, (1992).
- [25] Böckh, P., & Wetzel, T.: Wärmeübertragung Grundlagen und Praxis. 3. Aufl., Berlin Heidelberg, Springer-Verlag, (2009).
- [26] Brein, D.: Anwendungsbereiche und- grenzen für praxisrelevante Modellansätze zur Bewertung der Rauchausbreitung in Gebäuden (Plume Formeln) Version 1.2. Berichte der Forschungsstelle für Brandschutztechnik an der Universität Karlsruhe (TH), (2001).
- [27] Bruch, D., Bernhard, P., & Nussbaumer, T.: Modelling wood combustion under fixed bed conditions, Fuel, Volume 82, page 729 – 738, published online, Elsevier, (2003).
- [28] Buchanan, H. A.: Structural Design for Fire Safety. John Wiley & Sons, Ltd., (2002).

- [29] Buchta, A., & Werther, N.: Versuchsbericht Nr. 01-07-13, Abbrandverhalten von Holz unter Naturbrandbeanspruchung. TU-München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2013).
- [30] Buchta, A.: Abbrandverhalten von Holz und Holzwerkstoffen unter Naturbrandbeanspruchung. Masterarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2013).

## C

- [31] Cachim, P.B., & Franssen, J.M.: Comparison between the charring rate model and the conductive model of Eurocode 5. FIRE AND MATERIALS, Volume 3, Issue 3 page 129 - 143, John Wiley & Sons Ltd., (2008).
- [32] Cadorin J.F., Pintea D., & Franssen, J.M.: The Design Fire Tool Ozone V2.0 – Theoretical Description and Validation on Experimental Fire Tests. University of Liege, Belgium, (2001).
- [33] Carling, O.: Fire Resistance of joint details in loadbearing timber construction – a literature survey. BRANZ study report No. 18, Building Research Association of New Zealand (BRANZ), Judgeford New Zealand, (1998).
- [34] Cedering, M.: Effect on the Charring rate of Wood in Fire due to Oxygen Content, Moisture Content and Wood Density. 4<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, Aveiro, Portugal, (2006).
- [35] Chrebet, T., & Balog, K.: Critical Rate of Thermal Decomposition of Pure and Impregnated Lignocellulosic. Research paper, Slovak University of Technology in Bratislava, Faculty of Material Science and Technology in Trnava, (2010).
- [36] Clancy, P.: Advances in Modelling heat Transfer through wood Framed Walls in Fire. FIRE AND MATERIALS, Volume 25, page 241 - 254, John Wiley & Sons Ltd., (2001).
- [37] Collier, P.C.R.: Charring Rate of Timber. BRANZ study Report No. 42, Building Research Association of New Zealand (BRANZ), Judgeford New Zealand, (1992).
- [38] Craft, S., Isgor, B., Mehaffey, J.R., & Hadjisophocleous, G.: Modelling Heat and Mass Transfer in Wood-frame Floor assemblies Exposed to Fire. 9<sup>th</sup> IAFSS Symposium, Fire Safety Science Proceedings, page 1303 - 1314, Karlsruhe, Germany, (2008).
- [39] Crielaard, R.: Self-Extinguishment of Cross-Laminated Timber. Delft University of Technology Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Master's Thesis Report, (2015).

## D

- [40] Delichatsios, M.A., & Silcock, G.W.H.: Fully Involved Enclosure Fires - Effects of Fuel Type, Fuel Area and Geometry. 7<sup>th</sup> IAFSS conference, Fire Safety Science Proceedings, page 59 - 73, Worcester MA, USA, (2002).
- [41] DIN 18230-1: Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 1: rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer, Beuth Verlag, (2010-09).

- [42] DIN 18230-3: Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 3: Rechenwerte, Beuth Verlag, (2002-08).
- [43] DIN 4102-1: Widerstandsfähigkeit von Baustoffen und Bauteilen gegen Feuer und Wärme, Begriffe, Teil 1: Rechenwerte, (1934-08).
- [44] DIN 4102-2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen, Beuth Verlag, (1977-09).
- [45] DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile, Beuth Verlag, (1994-03).
- [46] DIN 4102-8: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Teil 8: Kleinprüfstand, Beuth Verlag, (2003-10).
- [47] DIN EN 1991-1-2: Eurocode 1, Einwirkungen auf Tragwerke Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen Brandeinwirkungen auf Tragwerke, Deutsche Fassung EN 1991-1-2, Beuth Verlag, (2010-12).
- [48] DIN EN 1991-1-2/NA: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter - Eurocode 1, Einwirkungen auf Tragwerke Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen Brandeinwirkungen auf Tragwerke, DIN EN 1991-1-2/NA, Beuth Verlag, (2010-12).
- [49] DIN EN 1993-1-2: Eurocode 3, Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall, Deutsche Fassung DIN EN 1993-1-2:2009-06/NA, Beuth Verlag, (2010-12).
- [50] DIN EN 1995-1-1: Eurocode 5, Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau, Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC:2006 + A1: 2008, Beuth Verlag (2010-12).
- [51] 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, Beuth Verlag, (2010-12).
- [52] 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, Beuth Verlag, (2010-12).
- [53] DIN EN 1363-1: Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen, Deutsche Fassung EN 1363-1:2012, Beuth Verlag, (2012-10).
- [54] 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, Beuth Verlag, (2010-02).
- [55] Dinwoodie, J. M.: Timber - Its nature and behaviour. Second Edition Building Research Establishment and Honorary Professor University of Wales, E&FN SPON, London and New York, (2000).



- [56] DiNenno, P. J., et al.: SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Fourth Edition, Society of Fire Protection Engineers, published by the National Fire Protection Association, Quincy Massachusetts, USA, (2008).
- [57] Dorn, H., & Egner K.: Brandversuche mit geleimten Holzbauteilen. Holz-Zentralblatt 87, Stuttgart, (1961).
- [58] Dorn, H., & Egner K.: Brandversuche an brettschichtverleimten Holzträgern unter Biegebeanspruchung. Holz Roh- Werkstoff 25, (1967).
- [59] Drysdale, D.: An Introduction to Fire Dynamics. Third Edition, John Wiley & Sons, Ltd., (2011).
- [60] Dubnicka, S., Havlik, J., & Knizek, O.: The thermal field in environs nail joints on extreme thermal strain. 4<sup>th</sup> Wood and Fire Safety Conference, Strbske Pleso, Slovakia, (2000).

## **E**

- [61] Ehrlenspiel, R., & Hoch, A.: Abbrandverhalten verschiedener Holzarten und Holzwerkstoffe. TU München, Institut für Holzforschung, (1998).
- [62] Ehrlenspiel, R., Seemann, M, & Wegener, G.: Vergleichende Betrachtung europäischer Bauprodukten-Normen mit nationalen Bestimmungen. TU München, Institut für Holzforschung, (2000).
- [63] Eitelberger, J.: Modelling of Transport Processes in Wood - Development and Validation of a Multiscale Homogenization Model for Transport Properties of Softwood, VDM Verlag Dr. Müller, Saarbrücken, Germany, (2010).
- [64] Erchinger, C.D.: Zum Verhalten von mehrschnittigen Stahl Holz Stabdübelverbindungen im Brandfall. Dissertation, ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, (2009).

## **E**

- [65] Fleischmann, C.M.: lecture notes - ENFE 602 Fire Dynamics and ENFE 610 Advanced Fire Dynamics. Master Program Fire Engineering, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, (2011).
- [66] Fleischmann, C.M., & Parkes, A.R.: Effects of ventilation on the compartment enhanced mass loss rate. 5<sup>th</sup> IAFSS Conference, Fire Safety Science Proceedings, page 415 - 426, Melbourne, Australia, (1997).
- [67] Fletcher, I., Welch, S., Capote, J.A., Alvear, D., & Lázaro, M.: Model-based analysis of a concrete building subjected to fire. Advanced Research Workshop on Fire Computer Modelling, Santander, Spain, (2007).
- [68] Frandsen, H.L., Damkilde, L., & Svensson, S.: A revised multi-Fickian moisture transport model to describe non-Fickian effects in wood. Holzforschung, Band 61, Heft 5, Seiten 563 – 572, (2007).

- [69] Frangi, A.: Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, (2001).
- [70] Frangi, A., Bochicchio, G., Ceccotti, A., & Lauriola, M.P.: Natural Full-Scale Fire Tests on a 3 Storey XLam Timber Building, 10<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE), Miyazaki, Japan, (2008).
- [71] Frangi, A., & Klippel, M.: Massivbau in Holz: Die Sicht des Brandschutzes, Moderner Massivbau aus Holz - vom Einfamilienhaus bis zum Hochhaus: 47. Fortbildungskurs S-WIN Swiss Wood Innovation Network, 20./21. Oktober 2015 in Weinfelden, Schweiz (2015).
- [72] Franke, S: Historische Entwicklung der Brandschutztechnischen Beurteilung von Konstruktionen und Bauteilen. Bachelorarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2015).
- [73] Freasey, R., & Buchanan, A.: Post-flashover fires for structural design. Fire Safety Journal, Volume 37, Issue 1, page 83 - 105, Elsevier, (2002).
- [74] Fredlund, B.: Modelling of Heat and Mass Transfer in Wood Structures during Fire. Fire Safety Journal, Volume 20, Issue 1, page 39 - 69, Elsevier, (1993)
- [75] Friquin Leikanger, K.: Material properties and external factors influencing the charring rate of solid wood and glue-laminated timber. FIRE AND MATERIALS, Volume 35, Issue 5, page 303 – 327, John Wiley & Sons, Ltd., (2010).
- [76] Friquin Leikanger, K.: Charring rates of heavy timber structures for fire Safety Design, A study of the charring rates under various fire exposures and the influencing factors. Doctoral Thesis NTNU, Norwegian University of Science and Technology, Department of Civil and Transport Engineering, (2010).
- [77] Fornather, J., Bergmeister, K., Luggin, W., Giertlova, Z.: Versuchsbericht Kleinbrandversuchsreihe 1 Teil 1 (KBV 1/1) im Forschungsprojekt Brandschutz im Holzbau, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, (2000).
- [78] Fornather J. H.: Brandverhalten von Holz unter besonderer Berücksichtigung stiftförmiger Verbindungsmittel – experimentelle und numerische Untersuchungen. Dissertation, Universität für Bodenkultur Wien, (2003).
- [79] Forest&Wood Products Australia: Extension of the Consession which allows timber framed construction in class 2 buildings to include class 3 buildings, A report from alternative solution compliance resources for fire safe timber design project. Project Number PNA217-1011, Melbourne, Australia, (2011).
- [80] Fotuin, G.: Anwendung mathematischer Modelle zur Beschreibung der technischen Konvektionstrocknung von Schnittholz. Dissertation, Universität Hamburg, Fachbereich Biologie, (2003).
- [81] Fuad N.A.: Bauphysik Kalender 2011. 1. Auflage, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG; Berlin, (2011).

**G**

- [82] Gilani – Sedighi, M., & Hugi E.: Fire Induced Desorption and Migration of Hygroscopic Moisture in Wood. 7<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, Zurich, Switzerland, June 6-8 2012, (2012).
- [83] Gilka - Bötzwow, A., Heiduschke, A., & Haller, P.: Zur Abbrandrate von Holz in Abhängigkeit der Rohdichte, European Journal of Wood and Wood Products, Volume 69, Issue 1, page 159 - 162, Springer, (2010).
- [84] Groth, C., & Müller, G.: FEM für Praktiker Band 3: Temperaturfelder – Basiswissen und Anwendungsbeispiele zu FEM Anwendungen der Temperaturfeldberechnung- Lösungen mit dem FE-Programm ANSYS®. 5. Auflage, expert Verlag, Renningen, (2009).

**H**

- [85] Hadvig, S: Charring of wood in building fires, practice, theory, instrumentation, measurements. Technical University of Denmark, Laboratory of Heating and Air Conditioning, Lyngby, Denmark, (1981).
- [86] Hakkarainen, T: Post-Flashover Fires in Light and Heavy Timber Construction Compartments, Journal of Fire Sciences, Volume 20, Issue 2, page 133 - 175, SAGE Publications, (2002).
- [87] Hagglund, B, & Petersson, L.E.: An experimental study of the radiation from wood flames. FoU-Brand1: 2-6, (1976).
- [88] Harmathy, T.Z, Sultan, M.A., MacLaurin, & J.W.: Comparison of Severity of Exposure in ASTM E 119 and ISO 834 fire Resistance tests. ASTM Journal of Testing and Evaluation, Volume 15, Issue 6, page 371-375, (1987).
- [89] Hanvongjirawat, W.: Permeabilität von Holzwerkstoffmatten, Dissertation, Universität Hamburg, Fachbereich Biologie, (2003).
- [90] Harper, C. H: Handbook of Building materials for fire protection, McGraw-Hill, (2004).
- [91] Hasemi, Y., et al.: Performance Basis for the Development of Fire Safety Standard for Three-Storey Wooden School Building. 9<sup>th</sup> International Conference on Performance-Based Codes and Fire Safety Design Methods, Hong Kong, (2012).
- [92] Hell, F.: Grundlagen der Wärmeübertragung. 5. Auflage, VDI-Verlag, Düsseldorf, (1982).
- [93] Hering, E., Martin, R., & Stohrer, M.: Physik für Ingenieure. 7. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, (1999).
- [94] Hietaniemi, J., & Mikkola, E.: Design Fires for Fire Safety Engineering, VTT Working Paper 139, VTT Technical Research Centre of Finland, (2010).
- [95] Hoffmann, F.: Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit. Dissertation, TU Braunschweig, (1979).

- [96] Holm, A.H.: Ermittlung der Genauigkeit von instationären hygrothermischen Bauteilberechnungen mittels eines stochastischen Konzeptes, Dissertation, Universität Stuttgart, Lehrstuhl für Bauphysik, (2001).
- [97] Holmijoki, O., Majamaa, J., & Mikkola, E: Bolted steel plate joints in timber structures under fire conditions. Proceedings, International timber engineering conference, London, (1991).
- [98] Hopkin, D.J.: The Fire Performance of Engineered Timber Products and Systems. PhD thesis, Loughborough University, Centre of Innovative and Collaborative Engineering, (2011).
- [99] Hosser, D., & Kampmeier, B.: Bewertung des Brandverhaltens unbekleideter flächiger massiver Bauteile im Hinblick auf die Einsatzmöglichkeiten im mehrgeschossigen Holzbau unter Berücksichtigung des geltenden nationalen Sicherheitsniveaus sowie der DIN EN 1995-1-2. Forschungsauftrag der deutschen Gesellschaft für Holzforschung, Abschlussbericht, (2008).
- [100] Hosser, D. (Hrsg.): vfdb-Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes. 3. überarbeitete und ergänzte Auflage, vfdb TB 04/01, (2013).
- [101] Hozjan, T., et al: Influence of Moisture Transport on Fire Resistance of Steel Concrete Composite Slab. 6<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire, Michigan State University Eas Lansing MI, USA, (2010).
- [102] Hugi, Z., et al.: Correlation between charring rate and oxygen permeability for 12 different wood species. Journal of Wood Science, Volume 53, page 71 – 75, (2007).
- [103] Huntierova, Z.: Analyse des Abbrandverhaltens von Holz und Holzwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einsatzes von Feuerschutzmitteln. Dissertation, Technische Universität München, (1995).

## I

- [104] Incropera, F., Dewitt, D., Bergman, T., & Lavine, A.: Fundamentals of Heat and Mass Transfer. Sixth Edition, John Wiley & Sons Inc., (2007).
- [105] Ingberg, S.H.: Tests of the Severity of Building Fire. NFPA Quarterly Journal, Volume 22, page 43 - 61, (1928).
- [106] Inter Nordic Standardisation Cooperation: INSTA Fire Safety Design, Fire Safety Engineering – Comparative method to verify fire safety design in buildings. INSTA 950, (2014).
- [107] International Organization for Standardization (ISO). ISO 834-1 Fire-resistance tests - Elements of building construction - Part 1, General requirements. (1999-09).

**J**

- [108] Janssens, M.L., & White, R.H.: Short Communication – Temperature profiles in wood members exposed to fire. FIRE AND MATERIALS Volume 18, Issue 4, page 263 – 265, John Wiley & Sons Ltd., (1994).
- [109] Janssens, M.: Modeling of the thermal degradation of structural wood members exposed to fire. FIRE AND MATERIALS, Volume 28, Issue 2-4, page 199 – 207, John Wiley & Sons, Ltd., (2004).
- [110] Just, A., Schmid, J., Werther, N., & Frangi, A.: Fire Protection of Timber Members – Determination of the Fire Protection System Characteristics for the Verification of the Load-Bearing Resistance by Means of Calculation Models. 8<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire (SiF), Shanghai, China, June 11-13, (2014).

**K**

- [111] Kagiya, K., et al: Fire Tests of 3-Story Wooden School Buildings and Fire Resistant Performance of Wooden Members. Presentation at TU-Munich, 13 - 14 November, (2014).
- [112] Karlsson, B., & Quintiere, J. G.: Enclosure Fire Dynamics. CRC Press - Boca Raton –London – New York – Washington D.C., (2000).
- [113] Kashiwagi, T., Ohlemiller, T.J., & Werner, K.: Effect of thermal radiant flux and ambient oxygen concentration on nonflaming gasification rates and evolved products of white pine. Combustion and Flame, Volume 69, page 331 - 345, (1987).
- [114] Kinjo, H., et al.: Fire performance, including the cooling phase, of structural glued laminated timber beams. 8<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire (SiF), Shanghai, China, June 11-13, (2014).
- [115] Klein, J.: Zum Verhalten von Tragwerken bei natürlicher Brandeinwirkung unter Berücksichtigung technischer Maßnahmen. Dissertation, ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, (2009).
- [116] Klingsch, W., Tavakkol-Hhah, M., Wesche, J., & Kersken-Bradlay, M.: Temperatureentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten. Schlussbericht Forschungsvorhaben DGfH (F-90/1) Bergische Universität Wuppertal, IRB Verlag T\_2563, (1993).
- [117] Klippel, M., Schmid, J., & Frangi, A.: The reduced cross section method for timber members subjected to compression, tension and bending in fire. International Council for Research and Innovation in Building and Construction Working Commission W18 – Timber Structures, CIB W 18/45-16-1, Meeting Forty Five Växjö Sweden, (2012).
- [118] Klippel, M., Leyder, C., Frangi, A., Fontana, M., Lam, F., & Ceccotti, A.: Fire tests on Loaded Cross-Laminated Timber Wall and Floor Elements. In Fire Safety Science - Proceedings of the 11th international Symposium, Christchurch, New Zealand (2014).

- [119] Knaust, C., & Kusche, C.: Entwicklung eines Verfahrens zur Bestimmung der Verbrennungseffektivität für Brandlastberechnungen. Abschlussbericht F 2885, Fraunhofer IRB Verlag, (2014).
- [120] Knudson, R. M., & Schniewind, A. P.: Performance of Structural Wood Members Exposed to Fire. *Forest Products Journal*, Volume 25, Issue 2, page 23-32, (1975).
- [121] Kollmann F.: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe Band 1*. Springer Verlag, (1955).
- [122] König, J.: The effect on density on charring and loss of bending strength in fire. Council of building research studies and documentation, WG 18-Timber structures, CIB- W18, Aarhus, Denmark, (1992).
- [123] König, J., & Walleij, L.: One dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and postprotection situation. SP Trätekt Rapport I 9908029, Stockholm, (1999).
- [124] König, J.: Effective thermal actions and thermal properties of timber members in natural fires. *FIRE AND MATERIALS*, Volume 30, Issue 1, page 51-63, John Wiley & Sons Ltd., (2006).
- [125] Meyer-Ottens, C.: Feuerwiderstandsdauer unbekleideter Holzbalken mit Rechteckquerschnitt, *Bauen mit Holz* 76, S.220-228, (1976).
- [126] Kordina, M., Meyer - Ottens, C., & Scheer, C.: *Holzbau Brandschutz Handbuch*. Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, München, (1994).
- [127] Kunkelmann, J., & Brein, D.: Feuerwehreinsatztaktische Problemstellungen bei der Brandbekämpfung in Gebäuden moderner Bauweise Teil 1. Brandschutzforschung der Länder der Bundesrepublik Deutschland, Bericht 154, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) Forschungsstelle für Brandschutztechnik, (2010).
- [128] Kunkelmann, J.: Feuerwehreinsatztaktische Problemstellungen bei der Brandbekämpfung in Gebäuden moderner Bauweise Teil 2. Brandschutzforschung der Länder der Bundesrepublik Deutschland, Bericht 164, Karlsruher Institut für Technologie (KIT) Forschungsstelle für Brandschutztechnik, (2013).
- [129] Künzel, H. M.: Verfahren zur ein- und zweidimensionalen Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransport in Bauteilen mit einfachen Kennwerten, Dissertation am Lehrstuhl für Konstruktive Bauphysik der Universität Stuttgart, 1994

## L

- [130] Lache, M., Topf, T., & Wegener, G.: Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffen. Schlussbericht AIF-Forschungsvorhaben Nr. 7796 und 8744, Technische Universität München, Institut für Holzforschung, (1992).
- [131] Lache, M.: Untersuchungen zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschichtholzträger. Dissertation, Ludwig Maximilian Universität München, (1992).

- [132] Lange, D., Boström, L., Schmid, J., & Albrektsson, J.: Charring rate of Timber in natural fires. 8<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire (SiF), Shanghai, China, June 11-13, (2014).
- [133] Lange, D., Boström, L., Schmid, J., & Albrektsson, J.: The influence of parametric fire scenarios on structural timber performance and reliability. Project 303-121, Fire Research SP Report 2014:35, Boras, Sweden (2014).
- [134] Law, A., Gillie, M., Stern – Gottfried, J., & Rein, G.: The Influence of Traveling Fires on a Concrete Frame. Engineering Structures Volume 33, Issue 5, page 1635-1642, (2011).
- [135] Li, K.Y., Studhalter, J., Werther, N.: Laboratory Reports - Heat Release Rate of MDF. Course ENFE 602 Fire Dynamics, Master Program Fire Engineering, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, (2011).
- [136] Li, K.Y., Wang, J., & Ji, J.: An experimental investigation on char pattern and depth at post-flashover compartments using medium density fibreboard (MDF). FIRE AND MATERIALS, published online in Wiley Online Library, John Wiley & Sons Ltd., (2014).
- [137] Lignum Dokumentation Brandschutz 3.1.: Feuerwiderstandsbemessung Bauteile und Verbindungen, Lignum, SIA, ETH, STE, Lignum Holzwirtschaft Schweiz, Zürich, (2014).
- [138] Lingens, A.: Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau. Dissertation, Technischen Universität München, Lehrstuhl für Holzkunde und Holztechnik, Wissenschaftszentrum Weihenstephan Fakultät für Ernährung, Landnutzung und Umwelt, (2003).
- [139] Lüders, K., & von Oppen, G.: Bergmann Schaefer - Lehrbuch der Experimentalphysik, Band 1 Mechanik-Akustik-Wärme. 6.Auflage, Walter de Gruyter –Verlag, New York, (2008).

## **M**

- [140] Maag, T., & Fontana, M.: Brandversuche an Modulhotels in Holzbauweise, ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, (2000).
- [141] Mayer, C.: Ingenieurmethoden im Brandschutz – Möglichkeiten zur Beschreibung der Brandentstehungs- und Vollbrandphase bei Raumbränden. Masterarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2012).
- [142] McAllister, T.P., et al.: Structural Fire Response and Probable Collapse Sequence of World Trade Center Building 7. Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster (NIST NCSTAR 1-9) VOLUMES 1 and 2, National Institute of Standards and Technology Gaithersburg - USA, (2008).
- [143] McCaffrey, B.J., Quintiere, J.G., & Harkleroad, M.F.: Estimating Room Fire Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Test Data Correlations. Fire Technology, Volume 17, Issue 2, page 98 - 119, Springer, (1981).
- [144] McGregor, C.: Contribution of Cross Laminated Timber Panels to Room Fires. Master Thesis, Carleton University, Department of Civil and Environmental Engineering, Ottawa (2013).

- [145] Mehaffey, C.J.R., Cuerrier, P., & Carisse, G.: A Model for predict Heat Transfer through Gypsum-Board/Wood-Stud Walls Exposed to Fire. FIRE AND MATERIALS, Volume 18, Issue 5, page 297 – 305. John Wiley & Sons Ltd., (1994).
- [146] Meyn, W.: Experimentelle und numerische Analyse des thermischen sowie Grundlagen des strukturmechanischen Verhaltens von Holzrahmenwänden bei thermischer instationärer Einwirkung unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. 1. Auflage, dissertation.de – Verlag im Internet GmbH, Berlin, (2009).
- [147] Mikkola, E.: Charring of Wood. Research Report 689, VTT Technical Research Center of Finland, Espoo, Finland, (1990).
- [148] Mikkola, E.: Charring of Wood Based Materials. Third IAFSS Conference, Fire Safety Science Proceedings, page 547 - 556, Elsevier Applied Science, London and New York, (1991).
- [149] Müller, R., & Rudophi, R.: Übertragbarkeit von Brandprüfungen im Kleinprüfstand (Vergleichsversuche). BAM Forschungsbericht 84, Berlin, (1982).

## **N**

- [150] Narayanan, P.: Fire Severities for Structural Fire engineering Design. BRANZ study report No. 67, Building research Association of New Zealand (BRANZ), Judgeford - New Zealand, (1995).
- [151] New Zealand Building Code: Compliance Document – Fire Safety Clauses C1, C2, C3, C4; Department of Building and Housing, Wellington, (2011).
- [152] Neukam, E.: Ingenieurmethoden im Brandschutz - Ermittlung von mobile und immobilen Brandlasten in Räumen verschiedener Nutzung, Seminararbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2011).
- [153] Niemz, P.: Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. DRW Verlag, Leinfelden-Echterdingen, (1993).

## **O**

- [154] Östman, B. A.-L., & Mikkola, E.: European classes for the reaction to fire performance of wood-based panels. FIRE AND MATERIALS, Volume 34, Issue 6, page 315 – 332. John Wiley & Sons Ltd., (2010).

## **P**

- [155] Pandtle, K.: Evaluation of differences between the determination of the charring rates following the DIN and EN standard using comparable experimental setups. Proceedings of the 1<sup>st</sup> European Workshop “Fire Safety of Green Buildings” COST FP 1404, Berlin, Germany, (2015).



- [156] Parker, W.: Prediction of heat release rate of wood. George Washington University, Washington DC, USA, (1988).
- [157] Pečenko, R., Huč, S., Turk, G., Svensson, S., & Hozjan, T.: Implementation of fully coupled heat and mass transport model to determine the behaviour of timber elements in fire. 13<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE), Quebec City, Canada, (2014).
- [158] Peter, M.: Numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. Dissertation, TU Berlin, Fraunhofer IRB Verlag, (2003).
- [159] PONS: Schülerwörterbuch Latein-Deutsch. 1. Auflage, Ernst Klett Verlag GmbH, Stuttgart, (2001).
- [160] Poulsen, A., Jomaas, G., & Bwalya, A.: Evaluation of the onset of Flashover in room fire experiments. Fire Technology, Volume 49, Issue 4, page 891 - 905, Springer, (2013).

## **Q**

- [161] Quintiere, J.G.: Fundamentals of Fire Phenomena. John Wiley & Sons, Ltd., (2006).

## **R**

- [162] Raglan, K.W., Aerts, D.J., & Baker, A.J.: Properties of Wood for Combustion Analysis, Bioresource Technology, Volume 37, page 161-168, Elsevier Ltd., (1991).
- [163] Rasbash, D.J., Rogowski, Z.W., & Stark, G.W.V.: Properties of fires of liquids. Fuel Volume 31, (1956).
- [164] Rein, G., et al.: Round-robin study of a priori modelling predictions of the Dalmarnock Fire Test One. Fire Safety Journal, Volume 44, Issue 4, page 590-602, Elsevier Ltd. (2009).
- [165] Rein, G., et al.: Progress on traveling fires - Novel concept for the structural design of large enclosures. Proceedings 13<sup>th</sup> Fire Science & Engineering Conference, page 1431-1440, interflame, (2013).
- [166] Reszka, P.: In-Depth Temperature Profiles in Pyrolyzing Wood. PhD Thesis University of Edinburgh, (2008).
- [167] Richter, F., & Rein, G.: Numerical Simulation of the Charring of Timber Structures under non-uniform fires. Proceedings of the 1<sup>st</sup> European Workshop "Fire Safety of Green Buildings" COST FP 1404, Berlin, Germany, (2015).
- [168] Ritzka, Y.: Untersuchungen zum Abbrandverhalten von Holz- und Spanplattenproben mit der TGA-FTIR Kopplung. Dissertation, Universität Hannover, Fachgebiet Chemie, (1998).

- [169] Ruck, V.: Ingenieurmethoden im Brandschutz – Verifizierung versuchsbasierender Raumbrandtemperaturen mittels empirischer Ansätze und numerischer Simulation. Masterarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2011).
- [170] Rusche, H.: Die thermische Zersetzung von Holz bei Temperaturen bis 200 °C - Zweite Mitteilung: Reaktionskinetik des Masseverlustes bei Wärmebehandlung von Holz. Holz als Roh- und Werkstoff 31, Seite 307 - 312, Springer Verlag, (1973).

## **S**

- [171] Schaffer, L.E.: Charring rate of selected woods – Transverse to grain. Forest Service Research Paper FPL 69, Forest Product Laboratory, Madison, USA, (1967).
- [172] Scheer, C., Knauf, T., & Meyer-Ottens, C.: Rechnerische Brandschutzbemessung unbedeckter Holzbauteile – Grundlage für DIN 4102 Teil 4 (Entwurf), Sonderdruck Bautechnik 69, Heft 4, Informationsdienst Holz, (1992).
- [173] Scheer, C., Peter, M., et al.: Holz Brandschutz Handbuch. 3. Auflage, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, Ernst & Sohn, Berlin, (2009).
- [174] Schjerve, N.: Beiträge zur Entzündung und Brandausbreitung – Experimente, Modellierung und CFD-Simulationen. Dissertation, Technischen Universität Wien, (2011).
- [175] Schleifer, V.: Zum Brandverhalten von raumabschließenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall. Dissertation, Nr. 18156, ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, (2009).
- [176] Schneider, U.: Grundlagen der Ingenieurmethoden im Brandschutz, 1. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf, (2002).
- [177] Schwertl, V.: Numerische Bauteilsimulation brandbeanspruchter Holzbauteile. Masterarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2015).
- [178] Siau, J.F.: Transport processes in Wood. Springer Series in Wood Science, Springer, Berlin - Heidelberg - New York - Tokyo, (1984).
- [179] Silcock, G.W.H., & Shield, T.J.: Relating char depth to fire severity. FIRE AND MATERIALS Volume 25. Issue 9 – 11, John Wiley & Sons, Ltd., (2001).
- [180] Skaar, C.: Wood-Water Relations. Springer Series in Wood Science, Springer, Berlin - Heidelberg, (1988).
- [181] Spearpoint, M.: Predict the ignition and Burning rate of wood in the Cone Calorimeter Using an Integral Model. National Institute of Standard and Technology - NIST GCR 99-775 – Gaithersburg, MD, USA, (1999).
- [182] Spearpoint, M.: Fire Engineering Design Guide. Third Edition, New Zealand Centre for Advanced Engineering, University of Canterbury, Christchurch, (2008).

- [183] Standards Council New Zealand: NZ 3603, Timber Structures Standards, under consideration of amendments No. 1, 2, 4 (1993, 2005).
- [184] Steinert, C.: Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall. Heft 120, Abschlussbericht, Institut für Baustoffe Massivbau und Brandschutz, TU Braunschweig, (1996).
- [185] Steinhagen, P.: Thermal Conductivity Properties of Wood, Green or Dry, From -40 °C to 100 °C - A Literature Review. USDA Forest Service General Technical Report FPL-9, (1977).
- [186] Stern - Gottfried, J., & Rein, G.: Traveling fires for structural design – Part 1: Literature review. Fire Safety Journal, Volume 54, page 74 - 85, Elsevier, (2012).
- [187] Stern - Gottfried, J., & Rein, G.: Traveling fires for structural design – Part 2: Design methodology. Fire Safety Journal, Volume 54, page 96 - 112, Elsevier, (2012).
- [188] Studhalter, J.: A probabilistic comparison of time to flashover in a compartment with wooden and non-combustible linings considering variable fuel loads. Master Thesis, University of Canterbury, Department of Civil and Natural Resources Engineering, Christchurch, New Zealand, (2012).

## I

- [189] Takeda, H.: Fire resistance of wood stud walls. Wood and Fire Safety, Fourth International Scientific Conference TU Zvolen, Slovak Republic, (2000).
- [190] TenWolde, A., Dobbin McNatt, J., & Krahn, L.: Thermal Properties of Wood and Wood Panel Products for Use in Buildings. Oak Ridge National Laboratory, (1988).
- [191] Thomas, P. H., Hinkley, P. L. et al: Investigations into the flow of hot gases in roof venting. Fire Research Technical Paper No. 7, Fire Research Station, HMSO, London, (1963).
- [192] Thomas, P. H., & Heselden, A.J.M.: Fully developed Fires in single compartments. CIB Report No 20, Fire research note 923, Fire Research Station, Borehamwood - UK, (1972).
- [193] Thomas, P. H., & Nilsson, L.: Fully developed compartment fires, new correlation of burning rates. Fire research note 979, Fire Research Station, Borehamwood - UK, (1973).
- [194] Thomas, P. H.: CIB W 14 Design Guide – Structural Fire Safety. Report of CIB W14 Workshop, Fire Safety Journal, Volume 10, Issue 2, page 77 - 137, (1986).
- [195] Thomas, I. R., & Bennetts, I. D.: Fires in enclosures with single ventilation openings – comparison of long and wide enclosures. 6<sup>th</sup> IAFSS Conference, Fire Safety Science Proceedings, page 941 - 953, Poitiers, France (1999).
- [196] Torero, J. L., Majdalani, A. H., Abecassis-Emis, C., & Cowlard, A.: Revisiting the Compartment Fire. 11<sup>th</sup> IAFSS conference, Fire Safety Science Proceedings, Christchurch, New Zealand, (2014).

[197] Tran, H.C., & White, R.H.: Burning rate of solid wood measured in heat release rate calorimeter. FIRE AND MATERIALS Volume 16, Issue 4, page 197 – 206, John Wiley & Sons, Ltd., (1992).

[198] Tsantaridis, L.D., & Östman, B.A.L.: Charring of protected wood studs. FIRE AND MATERIALS Volume 22, Issue 2, page 55 – 66, John Wiley & Sons, Ltd., (1998).

## **U**

-

## **V**

[199] Verein Deutscher Ingenieure: VDI Wärmeatlas. 10. Auflage, Springer Verlag, Berlin - Heidelberg - New York, (2006).

[200] Vereinigung Kantonaler Feuerversicherungen: Brandschutzerläuterungen, Bewertung Brandabschnittsgrößen, Sicherheitsnachweis bei Industriellen und gewerblichen Nutzungen. Bern, (2007).

## **W**

[201] Wade, C.A.: Building Fire Safety and Hazard Assessment Methods for Combustible Surface Finishes. Conference Paper No. 85 at the CIB World Building Congress, Building research Association of New Zealand (BRANZ), Wellington, (2001).

[202] Wade, C.A., Gerlich J.T., & Abu, T.K.: The relationship between fire severity and time-equivalence. Study Report SR314(2014), Building research Association of New Zealand (BRANZ), Wellington, (2014).

[203] Werther, N., et al.: Parametric Study of Modelling Structural Timber in Fire with Different Software Packages. 7<sup>th</sup> International Conference on Structures in Fire (SiF), Zurich, Switzerland, June 6-8, (2012).

[204] Werther, N., Margesin, M.: Untersuchungsbericht Nr. 01-06-13, Versuche zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten von Nadelholz. TU-München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion, (2013).

[205] Werther, N., & Merk, M.: Gesprächsprotokoll im DBU Forschungsprojekt „Methodenentwicklung zur Beschreibung von Zielwerten zum Primärenergieaufwand und CO<sub>2</sub>-Äquivalent von Baukonstruktionen zur Verknüpfung mit Grundstücksvergaben und Qualitätssicherung bis zur Entwurfsplanung“, Abstimmungsgespräch mit Brandoberrat Dipl.-Phys. B. Maiworm in der Branddirektion, 11.11.2014. (2014).

[206] White, R.H., & Schaffer, E.L.: Transient moisture gradient in fire exposed wood slab. Wood and Fiber, Volume 13, page 17 - 38, (1981).

- [207] White, R.H.: Charring rate of different wood species. Ph.D. Thesis, University of Wisconsin-Madison; USA, (1988).
- [208] White, R.H., & Nordheim, E.V.: Charring rate of wood for ASTM E 119 exposure. Fire Technology, Volume 28: page 5 – 30, (1992).
- [209] White, R.H., & Tran, H.C.: Charring rate of wood exposed to a constant heat flux. 3rd International Scientific Conference, Wood and Fire Safety, proceedings page 175 – 183, Technical University Zvolen, Slovak Republic, (1996).
- [210] White, R.H., et al.: Comparison of Test Protocols for the Standard Room/Corner Test. FIRE AND MATERIALS, Volume 23, Issue 3 , page 139-146, John Wiley & Sons Ltd., (1999).
- [211] White, R.H., Dietsberg, M.A.: Fire Safety of Wood Constructions. Wood Handbook - Wood as an Engineering Material, Chapter 18, General Technical Report FPL-GTR-190, Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Madison WI, USA, (2010).
- [212] Wickström, U.: Adiabatic surface temperature and the plate thermometer for calculating heat transfer and controlling fire resistance furnaces. 9th IAFSS Symposium, Fire Safety Science Proceedings, page 1227 - 1238, Karlsruhe, Germany, (2008).
- [213] Wilk, E.: Brandentwicklung und Brandwirkung bei Raumbränden. 3. Magdeburger Brand- und Explosionsschutztag, 21./22. März, (2013).
- X**
- 
- Y**
- 
- Z**
- [214] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Dissertation, TU Braunschweig, Fachbereich Bauingenieurwesen, (2004).
- [215] Zellner, J.: Zerstörungsfreie Messverfahren zur Ermittlung der Abbrandgeschwindigkeit von Holz und Holzwerkstoffen. Masterarbeit, TU München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion sowie Holzforschung München – Lehrstuhl für Holzwissenschaft, (2011).
- [216] Zillig, W.: Moisture transport in wood using a multiscale approach. PhD thesis, Katholieke Universiteit Leuven – Faculteit Ingenieurswetenschappen, (2009).
- [217] Zhu, Z.: Modellierung gekoppelter Felder für den Prozess der Holz Trocknung. Dissertation, Technische Universität Dresden, Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, (2010).



## 9 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: Branddreieck.....	- 5 -
Abbildung 2.2: schematische Darstellung eines natürlichen Brandverlaufs im Hochbau .....	- 6 -
Abbildung 2.3: Reaktionen während des Pyrolyse- und Zündprozesses bei Feststoffen [55].....	- 7 -
Abbildung 2.4: Einfluss der Brandlast und Ventilation auf die Brandraumtemperatur, (Simulation OZone V2.2).....	- 12 -
Abbildung 2.5: Einfluss der Umfassungsbauteile auf die spezifische Abbrandrate, [112] .....	- 13 -
Abbildung 2.6: Einfluss der Wärmeabsorption der Umfassungsbauteile auf die Brandraumtemperatur, (Simulations OZone V2.2 – exotherme Einflüsse brennbarer Oberflächen sind hierbei nicht berücksichtigt) .....	- 13 -
Abbildung 2.7: Komponenten der Energie- und Masse-bilanz eines Zonenmodells in der Brandentwicklungs-phase .....	- 14 -
Abbildung 2.8: Schematische Aufteilung eines Brandraumes in einzelne Volumenbereiche, nach [112] .....	- 15 -
Abbildung 2.9: Zeitabhängige Entzündungs-temperatur von Holz [126] .....	- 18 -
Abbildung 2.10: Zusammenhänge für die Entzündung bei konvektiver Wärmeeinwirkung [56] .....	- 18 -
Abbildung 2.11: Brandausbreitung bei a) gleichlaufender und b) gegenläufiger Luftströmung [174] .....	- 18 -
Abbildung 2.12: a) Schematisches Flammenmodell, b) charakteristische Plume-Eigenschaften [174]....	- 19 -
Abbildung 2.13: Ceiling Jet Modell [112] .....	- 20 -
Abbildung 2.14: Temperaturverläufe bei Raumbränden in Abhängigkeit von Ventilation und Brandlast [126].....	- 23 -
Abbildung 2.15: Normativ geregelte Temperatur-Zeitkurven des Hochbaus.....	- 23 -
Abbildung 2.16: Schematische Darstellung des Zusammenhang aus Wärmefreisetzung und Heißgastemperatur nach DIN EN 1991-1-2/NA Anhang AA.....	- 25 -
Abbildung 2.17: Heißgastemperaturen aus Real-brandversuch [140] und empirischen Modellen [141] ..	- 26 -
Abbildung 2.18: Schematische Darstellung des Konzeptes eines „travelling fires“, modifiziert nach [187] .....	- 28 -
Abbildung 2.19: Auswirkung von Beanspruchungsszenarien auf eine Stahlbetonkonstruktion [134] (Randbedingungen: Brandabschnitt B x L x H = 28 m x 42 m x 3,6 m; Brandlastdichte = 570 MJ/m <sup>2</sup> ; RHR = 500 kW/m <sup>2</sup> ).....	- 29 -

Abbildung 2.20: Wärmefreisetzung in einem Kleinbrandversuch der Universität Lund, [112] a) Wandbekleidung mit Spanplatten, b) Wand- und Deckenbekleidung mit Spanplatten .....	30 -
Abbildung 2.21: Probabilistische Flash-over Zeit in Abhängigkeit von der Brandlastdichte [188] .....	30 -
Abbildung 3.1: Temperatur- und Geschwindigkeits-entwicklung in der Grenzschicht [56] .....	34 -
Abbildung 3.2: Geschwindigkeitsprofil bei laminarer und turbulenter Strömung [104] .....	35 -
Abbildung 3.3: Grenzschichtmodell bei erzwungener Konvektion an einer parallel angeströmten Platte [56] .....	35 -
Abbildung 3.4: Grenzschichtmodell bei freier Konvektion an einer vertikalen Platte [56] .....	35 -
Abbildung 3.5: Wärmeübergangskoeffizient bei freier Konvektion in Abhängigkeit der Orientierung der Oberfläche und des Wärmestroms sowie der Strömungslänge; (Raumtemperatur 20 °C) .....	36 -
Abbildung 3.6: Einfluss der Strömungslänge auf den Wärmeübergangskoeffizient bei freier Konvektion in Abhängigkeit vom Temperaturunterschied; (Raumtemperatur 20 °C) .....	36 -
Abbildung 3.7: Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungener Konvektion, Länge der übertragenden Fläche 1 m .....	37 -
Abbildung 3.8: Wärmeübergangskoeffizient bei erzwungener Konvektion, Länge der übertragenden Fläche 3 m .....	37 -
Abbildung 3.9: Strahlungsintensität bei gleicher Temperatur [92] .....	39 -
Abbildung 3.10: Schematisches Emissionsspektrum farbiger Strahler [92] .....	39 -
Abbildung 3.11: Strahlungsaustausch zwischen zwei Flächen [25] .....	40 -
Abbildung 3.12: Schematische Verteilung Strahlungsenergie [18] [104] .....	42 -
Abbildung 3.13: Anhängigkeit des Emissions-grades von der Brandlast [184] .....	44 -
Abbildung 3.14: Emissionsgrad von Wasserdampf (links) und Kohlendioxid (rechts) [56] .....	44 -
Abbildung 3.15: Entwicklung des Emissionsgrades in Anhängigkeit der Schichtdicke .....	45 -
Abbildung 3.16: Bilanz der Wärmeströme an der Bauteiloberfläche .....	46 -
Abbildung 3.17: Anteile der wirkenden Wärmestromdichte ( $q$ ) und Übergangskoeffizienten ( $\alpha$ ) an: .....	47 -
Abbildung 3.18: Absorbierter Wärmestrom unter ETK Beanspruchung für unterschiedliche Bezugstemperaturen .....	48 -

Abbildung 3.19: Latente Wärme zum Verdampfen des hygroskopisch gebundenen Wassers in Nadelholz .....	- 49 -
Abbildung 3.20: Enthalpie – Temperatur – Beziehung für Nadelholz .....	- 49 -
Abbildung 4.1: Einflussfaktoren auf das Abbrandverhalten von Holz [131] .....	- 54 -
Abbildung 4.2: Darstellung der Abbrandgrenze .....	- 55 -
Abbildung 4.3: Zeitabhängigkeit der Abbrandrate (numerische Simulation auf Basis DIN EN 1995-1-2 [51]) .....	- 56 -
Abbildung 4.4: Zonenmodell der thermischen Holzersetzung (nach [75]) .....	- 57 -
Abbildung 4.5: Abhängigkeit der Abbrandrate von der Rohdichte, (Untersuchungen an Nadelholz $u \sim 10$ M-%) .....	- 59 -
Abbildung 4.6: Abhängigkeit der Abbrandrate vom Feuchtegehalt, Nadelholz $400 \text{ kg/m}^3$ [75] .....	- 61 -
Abbildung 4.7: Zeitabhängige Feuchteverteilung in einem einseitig brandbeanspruchten Holzquerschnitt (southern pine) [206] .....	- 61 -
Abbildung 4.8: Feuchte und Temperaturverteilung über den Holzquerschnitt [206] .....	- 61 -
Abbildung 4.9: Feuchteprofil in Faserlängsrichtung bei unterschiedlichen Zeitschritten, modifiziert aus [82] (Fichte, Beanspruchungstemperatur $250 \text{ }^\circ\text{C}$ von Unterseite) .....	- 61 -
Abbildung 4.10: Einfluss der Rissbreite auf das Abbrandverhalten [78] .....	- 62 -
Abbildung 4.11: Kontraktionsfaktor von Holzkohle in Abhängigkeit von der einwirkenden Wärmestromdichte für verschiedene Holzarten [75] .....	- 63 -
Abbildung 4.12: Abhängigkeit der Abbrandrate von der einwirkenden Wärmestromdichte für verschiedene Holzarten [197] .....	- 65 -
Abbildung 4.13: Einfluss der Brandraumatmosfera auf den Masseverlust [113] .....	- 65 -
Abbildung 4.14: Autorenspezifische Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit bei Nadelholz von: .....	- 68 -
Abbildung 4.15: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Nadelholz ; (rechts - Detaildarstellung im Wärmeleitfähigkeitsbereich bis $0,4 \text{ W/(mK)}$ ) .....	- 69 -
Abbildung 4.16: Holzfeuchteeinfluss auf die spezifische Wärmekapazität von Nadelholz .....	- 71 -
Abbildung 4.17: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Nadelholz; (rechts – Detaildarstellung bis $400 \text{ }^\circ\text{C}$ und $8000 \text{ J/(kgK)}$ ) .....	- 72 -
Abbildung 4.18: Temperaturabhängiges Dichteverhältnis von Holz .....	- 74 -
Abbildung 5.1: Aufbau der Prüfkörper und Position der Thermolemente .....	- 77 -



Abbildung 5.2: Aufbau des Versuchsstandes, sowie Prüfkörper im eingebauten Zustand .....	- 78 -
Abbildung 5.3: Temperaturverlauf innerhalb der Prüfkörper bei verschiedenen Ausgangsholzfeuchten nach 30, 60, 90 und 120 Minuten Brandbeanspruchung; (gemittelte Werte) .....	- 79 -
Abbildung 5.4: Restquerschnitte nach 120 Minuten Brandbeanspruchung, Messmarke C; (quer zur Faserrichtung).....	- 80 -
Abbildung 5.5: Temperaturverteilung innerhalb der einzelnen Prüfkörper nach 120 Minuten und die dazugehörige, aus den Restquerschnitten ermittelte, Abbrandgrenze; (Mittelwerte Einzelmessstellen) .....	- 80 -
Abbildung 5.6: Feuchteabhängigkeit des Abbrandes.....	- 81 -
Abbildung 5.7: Einfluss der Holzfeuchte .....	- 82 -
Abbildung 5.8: Aufbau der Prüfkörper und Position der Thermoelemente .....	- 85 -
Abbildung 5.9: Aufbau des Versuchsstandes mit dem Prüfkörper (PK) im eingebauten Zustand.....	- 85 -
Abbildung 5.10: Untersuchtes Spektrum der Temperaturbeanspruchungen .....	- 87 -
Abbildung 5.11: Vergleich der Ofen-, Oberflächen- und Temperaturen im Prüfkörper für .....	- 89 -
Abbildung 5.12: Temperaturverlauf innerhalb der Prüfkörper nach 30 und 60 Minuten.....	- 90 -
Abbildung 5.13: Abbrandeigenschaften der Prüfkörper .....	- 91 -
Abbildung 5.14: Vergleich von absoluter und realer Abbrandrate .....	- 91 -
Abbildung 5.15: Abbrandgrenze und thermisch beeinflusster Bereich innerhalb der Aufheizphase bei unterschiedlicher Beanspruchung.....	- 92 -
Abbildung 6.1: Untersuchter Aufbau der Parameterstudien .....	- 93 -
Abbildung 6.2: Einfluss von programmtechnischen Analyserandbedingungen.....	- 94 -
Abbildung 6.3: Auswirkung des genutzten Simulationsprogrammes, $\lambda$ - $\rho$ - $c_p$ Ansatz.....	- 95 -
Abbildung 6.4: Auswirkung des genutzten Simulationsprogrammes - Enthalpie Ansatz .....	- 95 -
Abbildung 6.5: Einfluss von Wärmeübergangsbedingungen auf die Temperaturentwicklung.....	- 97 -
Abbildung 6.6: Einfluss von Wärmeübergangs-bedingungen auf die Temperaturentwicklung der brandabgewandten Seite des 39 mm dicken Prüfkörpers .....	- 97 -
Abbildung 6.7: Vergleich von Messwerten und Simulationsergebnissen .....	- 98 -

Abbildung 6.8: Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate bei numerischer Simulation, Darrdichte 405 kg/m <sup>3</sup> .....	- 100 -
Abbildung 6.9: Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandtiefe, Vergleich Brandversuch und numerische Simulation .....	- 100 -
Abbildung 6.10: Vergleich verschiedener Simulationsansätze und realen Messdaten zum Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate, Darrdichte 405 kg/m <sup>3</sup> .....	- 101 -
Abbildung 6.11: Vergleich der Ergebnisse aus empirischen Gleichungen und der Versuchsergebnisse.....	- 103 -
Abbildung 6.12: Vergleich Versuchs- und Simulationsergebnisse; (DIN EN 1995-1-2 Materialkennwerte) .....	- 104 -
Abbildung 6.13: Vergleich der Abbrandtiefen aus Versuchen und Simulationsansätzen in der Aufheizphase .....	- 106 -
Abbildung 6.14: Vergleich Versuchs- und Simulationsergebnisse; (eigenes Materialmodell NB_NW) ...	- 106 -
Abbildung 6.15: Darstellung des Abbrandes über die Beanspruchungszeit, Vergleich der verschiedenen Brandversuche .....	- 108 -
Abbildung 6.16: Darstellung des Abbrandes über die Beanspruchungszeit, Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem empirischen Ansatz nach DIN EN 1995-1-2 Anhang A.-	- 109 -
Abbildung 6.17: Zusammenhang zwischen dem einwirkenden Energieniveau und der Abbrandtiefe ...	- 111 -
Abbildung 6.18: Äquivalenzbetrachtung zur kumulierten thermischen Einwirkung; (quadrierte Absoluttemperatur) .....	- 112 -
Abbildung 6.19: Beziehung zwischen der mittleren Abbrandtiefe und der kumulierten thermischen Einwirkung (Absoluttemperatur) aus eigenen und der Literatur entnommenen Versuchen bis zum Erreichen der maximalen Einwirkungstemperatur (Peaktemperatur) .....	- 113 -
Abbildung 6.20: Beziehung zwischen der mittleren Abbrandtiefe und der kumulierten thermischen Einwirkung (Absoluttemperatur) aus eigenen und der Literatur entnommenen Versuchen über den gesamten Brandverlauf .....	- 113 -



## 10 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2.1: Brandkennwerte von typischen Brandlasten.....	- 9 -
Tabelle 2.2: charakteristische Brandlastdichten für verschiedene Nutzungen [47], [48] - Auszug .....	- 11 -
Tabelle 2.3: Gegenüberstellung der Eigenschaften von Zonen- und Feldmodellen [81], [100].....	- 16 -
Tabelle 2.4: Richtwerte für Entzündungseigenschaften ausgewählter Stoffe [59], [161], [176] .....	- 17 -
Tabelle 2.5: Parameter der Brandentwicklungsphase für verschiedene Nutzungen [47], [182].....	- 21 -
Tabelle 3.1: konvektiver Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\text{konv}}$ im Brandfall [175], [184].....	- 38 -
Tabelle 3.2: Strahlungsaustauschzahl $C_{12}$ für verschiedenen geometrische Konfigurationen [93].....	- 41 -
Tabelle 3.3: Emissionsgrad von Festkörperoberflächen [18], [51],[90], [146], [199].....	- 42 -
Tabelle 3.4: Emissionsgrad von Heißgasen, Flamme [47], [92], [146].....	- 45 -
Tabelle 3.5: Feuchtetransportmechanismen in porösen Materialien; (Auszug nach <i>Holm</i> [96], <i>Künzel</i> [129]) .....	- 51 -
<i>Tabelle 4.1: Bestandteile von darrtrockenem Holz</i> [90].....	- 57 -
<i>Tabelle 4.2: prozentual verbleibender Gewichtsanteil der Holzbestandteile bei thermischer Beanspruchung</i> [168].....	- 58 -
Tabelle 4.3: Feuchteverteilung hinter der Abbrandgrenze .....	- 60 -
Tabelle 4.4: Abbrandrate in Abhängigkeit der einwirkenden Wärmestromdichte.....	- 64 -
Tabelle 4.5: Einflüsse auf das Abbrandverhalten nach <i>Fornather</i> [78].....	- 75 -
Tabelle 5.1: Zusammenstellung der Prüfkörpereigenschaften und der Abbrandtiefen nach Versuchsende .....	- 78 -
Tabelle 5.2: Holzfeuchte- und zeitabhängige Abbrandrate [mm/min] abgeleitet aus eigenen Versuchen-	81 -
Tabelle 5.3: Zusammenstellung der Einwirkungen und Materialkennwerte der untersuchten Prüfkörper-	87 -
Tabelle 6.1: untersuchte Randbedingungen - Wärmeübergangsbedingungen .....	- 96 -
Tabelle 6.2: Ansatz zur Erfassung des Holzfeuchteinflusses für unterschiedliche thermische Beanspruchungen.....	- 105 -
Tabelle 6.3: Abbrandrate bis zum Erreichen der Maximaltemperatur.....	- 109 -



## Anlagen: Tabellen

**Tabelle A. 1: Zusammenstellung von Gleichungen zur Beschreibung der Abbrandrate**

Referenzen, Bemerkungen	Gleichung	
<b>1) EN 1995-1-2 [51]</b>		(Gl. A 1)
eindimensional – ETK Beanspruchung	Nadelholz und Buche $\beta_0 = 0,65$ [mm/min]	
zweidimensional- ETK Beanspruchung	Nadelholz und Buche BSH mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 290 \text{ kg/m}^3$ $\beta_n = 0,7$ [mm/min] Vollholz mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 290 \text{ kg/m}^3$ $\beta_n = 0,8$ [mm/min]	
<b>2) AS 1720.4 [9]</b>		(Gl. A 2)
zweidimensional- ETK Beanspruchung	$\beta_n = 0,4 + (280/\rho)^2$ [mm/min]	
<b>3) American Wood Council [6]</b>		(Gl. A 3)
zweidimensional- ASTM E119 Beanspruchung	$\beta_{eff} = 2,58 \cdot \beta_n / t^{0,187}$ [mm/min] mit: $\beta_n = 0,635$ mm/min	
<b>4) Schaffer [171]</b>		(Gl. A 4)
eindimensional – ASTM E119 Beanspruchung	douglas fir $\beta = 25,4/2((28,726 + 0,578 \cdot u) \cdot \rho_0 + 4,187)$ [mm/min] southern pine $\beta = 25,4/2((5,832 + 0,120 \cdot u) \cdot \rho_0 + 12,862)$ [mm/min] white oak $\beta = 25,4/2((20,036 + 0,403 \cdot u) \cdot \rho_0 + 7,519)$ [mm/min]	
<b>5) White, Nordheim [208]</b>		(Gl. A 5)
eindimensional – ASTM E119 Beanspruchung	$\beta = 1/(0,1526 + 0,5080 \cdot \rho_0 + 0,1475 \cdot f_c + Z_i \cdot u)$ $\left[\frac{\text{mm}}{\text{min}}\right]$	
<b>6) Babrauskas [14]</b>		(Gl. A 6)
eindimensional – anwendbar für: ETK sowie ASTM E119	$\beta = 113 \cdot k_{O_2} (\bar{q}'' )^{0,5} / p \cdot t^{0,3}$ [mm/min] $k_{O_2} = 1,0$ bei hoher Sauerstoffkonzentration $k_{O_2} = 0,87$ bei einer Sauerstoffkonzentration von 8-10 Vol. % $k_{O_2} = 0,4$ bei einer Sauerstoffkonzentration von 4 Vol. %	

Anmerkungen:

t Zeit [min], u Wassergehalt [M-%],  $\rho_0$  Trockendichte [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho$  Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>],

$k_{O_2}$  Korrekturfaktor für den verfügbaren Sauerstoffgehalt der Brandraumatmosfera,  $\bar{q}'' = 18 \cdot t^{0,4}$  [kW/m<sup>2</sup>] durchschnittliche Wärmestromdichte im ASTM 119 Brandraum,  $f_c$  tabellierter Kontraktionsfaktor [208],  $Z_i$  tabellierter Feuchtekoefizient [208]

**Tabelle A. 2: Zusammenstellung von Modellen zur Beschreibung des Temperaturverlaufs in brandbeanspruchten Holzbauteilen unter ETK-Normbrandbeanspruchung**

Referenzen, Gültigkeit	Gleichung	
<b>1) Scheer [172]</b> - einseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 200 °C Isotherme - ab ca. 10. Minute gültig	$\vartheta(x) = 20 + 180 * (\beta * t/x)^\alpha$ $\alpha = 0,398 * t^{0,62}$	(Gl. A 7)
<b>2) Klingsch et al. [116]</b> - einseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 200 °C Isotherme - Abbau des Temperaturgradienten innerhalb von 25 mm hinter der Abbrandgrenze	$\vartheta(x) = 20 + 180 * (1 - X/25)^2$ mit Bezug auf die Ausgangsoberfläche: $\vartheta(x) = 20 + 180 * [1 - (x - \beta * t)/25]^2$	(Gl. A 8)
<b>3) Frangi [69]</b> - einseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 200 °C Isotherme	$\vartheta(x) = 20 + 180 * (\beta * t/x)^\alpha$ $\alpha = 0,025 * t + 1,75$	(Gl. A 9)
<b>4) Janssens u. White [108]</b> - einseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 300 °C Isotherme - Abbau des Temperaturgradienten innerhalb von a = 40 mm hinter der Abbrandgrenze	$\vartheta(x) = \vartheta_i + (\vartheta_p - \vartheta_i) * (1 - X/a)^2$	(Gl. A 10)
<b>5) Frangi [69]</b> - mehrseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 200 °C Isotherme	$\vartheta(x, y) = 20 + 180 * (\beta * t)^\alpha * \left\{ \left(\frac{1}{x}\right)^\alpha + \left(\frac{1}{b-x}\right)^\alpha + \left(\frac{1}{y}\right)^\alpha \right\}$ $\alpha = 0,025 * t + 1,75$	(Gl. A 11)
<b>6) DGFH [173]</b> - mehrseitige Brandbeanspruchung - Abbrandgrenze 200 °C Isotherme	$\vartheta_m = \left(1 + \kappa * \frac{b}{h}\right) * \left[20 + \frac{180 * (\beta * t)^\alpha}{(1-\alpha) * (b/2 - \beta * t)} * \left\{ \left(\frac{b}{2}\right)^{1-\alpha} - (\beta * t)^{1-\alpha} \right\}\right]$ $\kappa = \begin{cases} 0 & \text{für zweiseitige Brandbeanspruchung} \\ 0,25 & \text{für dreiseitige Brandbeanspruchung} \\ 0,4 & \text{für vierseitige Brandbeanspruchung} \end{cases}$	(Gl. A 12)

Anmerkungen:

$\vartheta$  Temperatur [°C],  $\beta$  Abbrandrate [mm/min] mit 0,7 mm/min für Brettschichtholz und 0,8 mm/min Vollholz,  
 $t$  Zeit [min],  $x$  bzw.  $y$  Tiefe von Ausgangsoberfläche [mm],  $X$  Tiefe ab Abbrandgrenze [mm],  $b$  Breite des Bauteils [mm],  $h$  Höhe des Bauteilquerschnitts

**Tabelle A. 3: Zusammenstellung von thermischen Materialmodellen****Materialmodell gemäß DIN EN 1995-1-2 [51]**

Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	spez. Wärmespeicherkapazität $c_p$ [J/kgK]	Dichteverhältnis $\rho_g/\rho_0$ [-]
20	0,12	1530	1+u
99	-	1770	1+u
99	-	13600	1+u
120	-	13500	1
120	-	2120	1
200	0,15	2000	1
250	-	1620	0,93
300	-	710	0,76
350	0,07	850	0,52
400	-	1000	0,38
500	0,09	-	-
600	-	1400	0,28
800	0,35	1650	0,23
1200	1,5	1650	0

**Materialmodell gemäß Cachim [31]**

Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	spez. Wärmespeicherkapazität $c_p$ [J/kgK]	Dichteverhältnis $\rho_g/\rho_0$ [-]
20	0,12	$\frac{1210 + 4190 \cdot u}{1 + u}$	1+u
99	-	$\frac{1480 + 4190 \cdot u}{1 + u}$	1+u
99	-	$\frac{1480 + 114600 \cdot u}{1 + u}$	1+u
120	-	$\frac{2120 + 95500 \cdot u}{\rho_g/\rho_0}$	1
120	-	$2120/(\rho_g/\rho_0)$	1
200	0,15	$2000/(\rho_g/\rho_0)$	1

*weiterführende Werte wie nach DIN EN 1995-1-2*

u Feuchtegehalt,  $\rho_g$  Dichte bei spezifischer Temperatur,  $\rho_0$  Darrdichte

Tabelle A. 3: Fortsetzung - Zusammenstellung von thermischen Materialmodellen

**Materialmodell HF\_NW**

zur Abbildung des Holzfeuchteinflusses (HF) unter ETK-Brandbeanspruchung

Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	spez. Wärmespeicherkapazität $c_p$ [J/kgK]	Dichteverhältnis $\rho_g/\rho_0$ [-]
20	0,1	$\frac{1236 + 4190 \cdot u \cdot 2/3}{1 + u \cdot 2/3}$	1+u
99	-	$\frac{1541 + 4190 \cdot u \cdot 2/3}{1 + u \cdot 2/3}$	1+u
99	-	$\frac{1541 + 114100 \cdot u \cdot 2/3}{1 + u \cdot 2/3}$	1+u
120	-	$\frac{1622 + 112500 \cdot u \cdot 2/3}{1 + u \cdot 2/3}$	1+u
120	-	$1622/(\rho_g/\rho_0)$	1
200	0,15	$2000/(\rho_g/\rho_0)$	1
250	-	1620	0,93
300	-	710	0,76
350	0,07	850	0,52
400	-	1000	0,38
500	0,09	-	-
600	-	1400	0,28
800	0,28*	1650	0,23
1200	1,2*	1650	0

\* Für ETK Beanspruchungen mit mehr als 80 Minuten wird  $\lambda_{800} = 0,23$  und  $\lambda_{1200} = 2,0$  für eine bessere Abbildung der Versuchsergebnisse über den gesamten Temperaturbereich empfohlen.

**Materialmodell NB\_NW**

zur Abbildung unterschiedlicher Naturbrandszenarien (NB) mit max. 60 min Aufheizphase

Temperatur [°C]	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	spez. Wärmespeicherkapazität $c_p$ [J/kgK]	Dichteverhältnis $\rho_g/\rho_0$ [-]
20	0,11	$\frac{1236 + 4190 \cdot u \cdot p}{1 + u \cdot p}$	1+u
99	0,15	$\frac{1541 + 4190 \cdot u \cdot p}{1 + u \cdot p}$	1+u
99	-	$\frac{1541 + 114100 \cdot u \cdot p}{1 + u \cdot p}$	1+u
120	-	$\frac{1622 + 112500 \cdot u \cdot p}{1 + u \cdot p}$	1+u
120	-	$1622/(\rho_g/\rho_0)$	1
200	0,16	$2000/(\rho_g/\rho_0)$	1
250	0,10	1620	0,93
300	-	710	0,76
350	0,08	850	0,52
400	-	1000	0,38
500	0,13	-	-
600	0,18	1400	0,28
700	0,23	-	-
800	0,28	1650	0,23
950	0,35	-	-
1200	1	1650	0

u Feuchtegehalt mit  $u = 12M\%$ ,  $\rho_g$  Dichte bei spezifischer Temperatur,  $\rho_0$  Darrdichte,  
p prozentualer Anteil der im Verdampfungsprozess zur Verfügung stehenden Holzfeuchte vgl. Tabelle 6.2



## Anlage Abbildungen

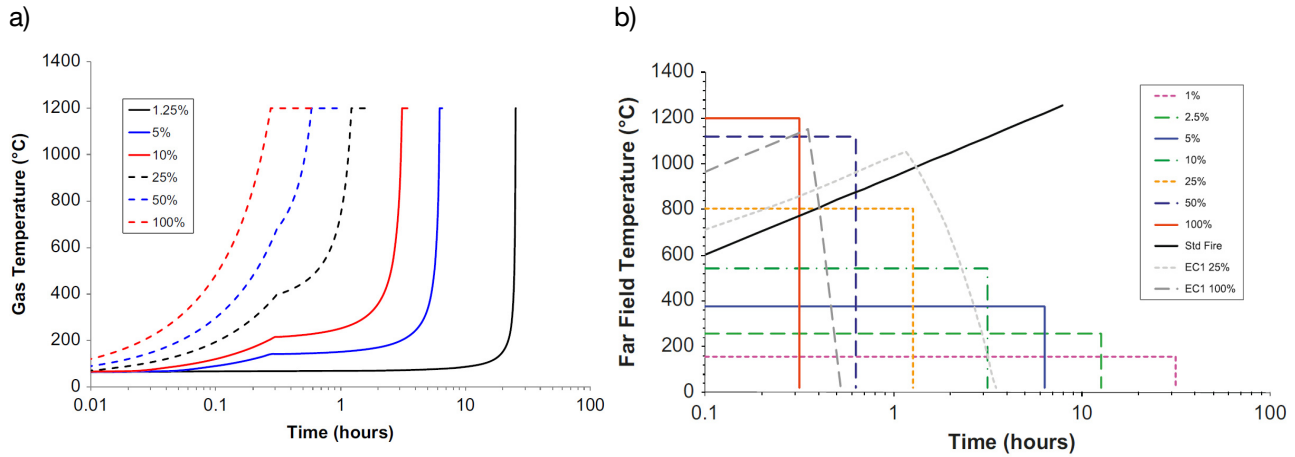


Abbildung A. 1: Brandraumtemperaturen

- a) Temperatur Zeit Kurve für einen Punkt am Ende des Brandpfades für mögliche Brandereignisse in Abhängigkeit der gleichzeitig brennenden Grundfläche [187]  
b) Fernfeldtemperaturen in Abhängigkeit von der Größe der brennenden Grundfläche [186]

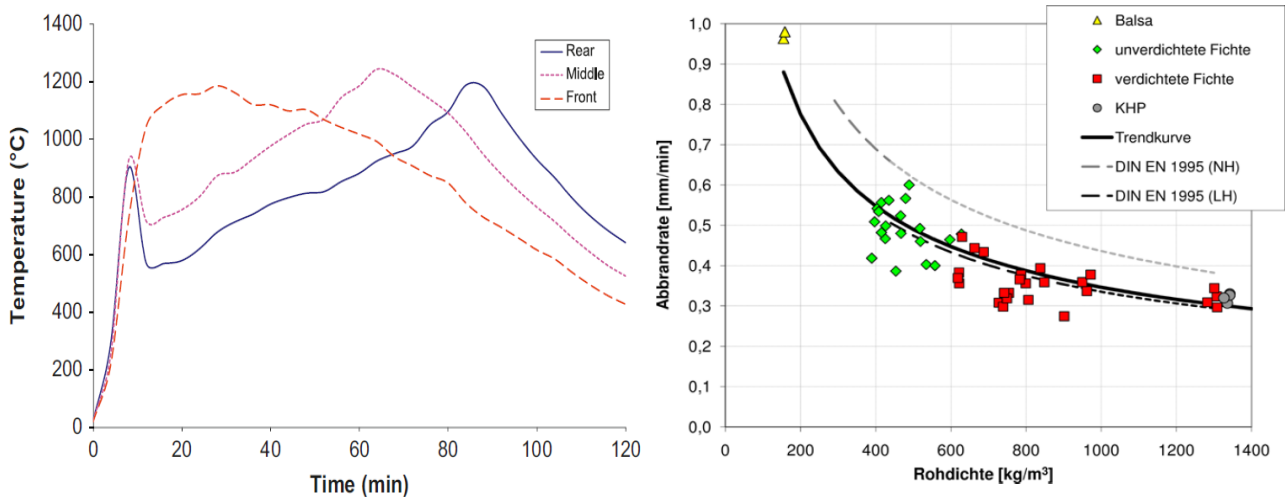
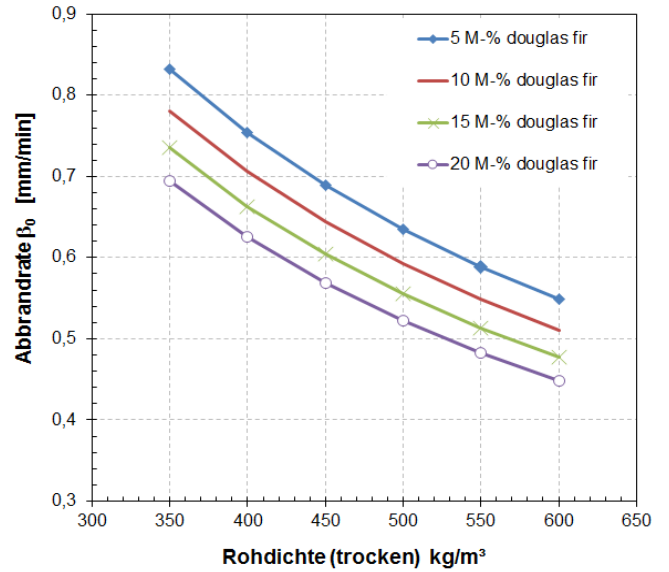


Abbildung A. 2: Lokale Temperaturen innerhalb eines Brandversuchs nach Kirby *et al.* aus [186]

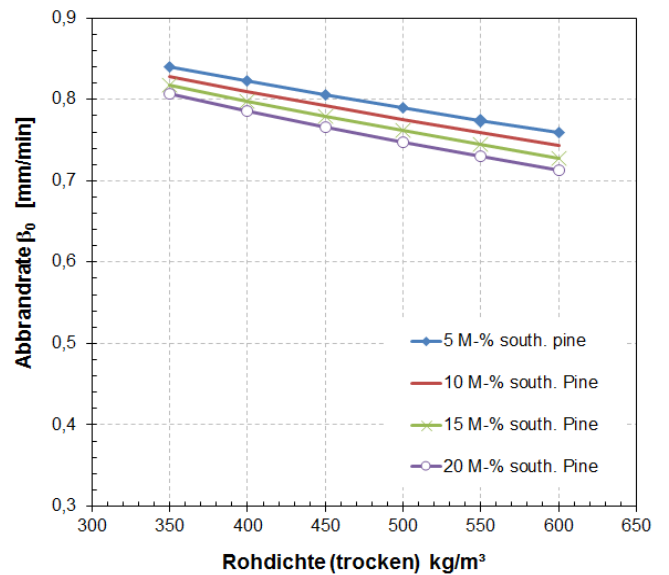
Abbildung A. 3: Beziehung zwischen Abbrandrate und Rohdichte für Fichte und verdichtetes Fichtenholz bei ETK- Brandbeanspruchung nach Gilka-Böttzow *et al.* [83]



douglas fir:



southern pine:



white oak:

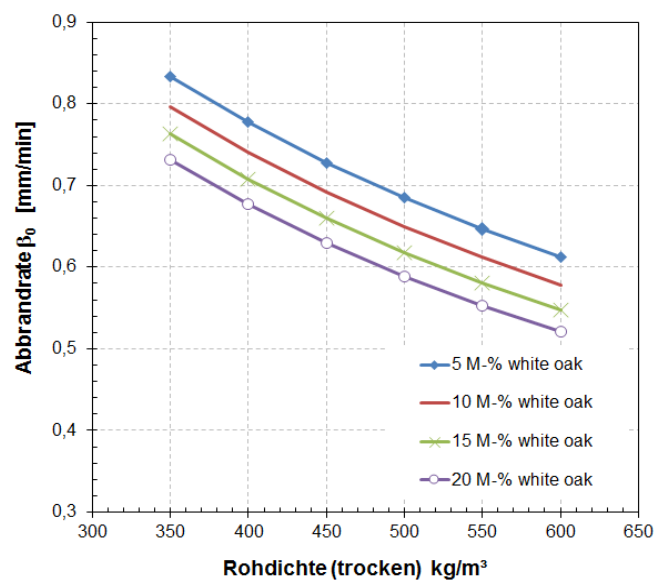
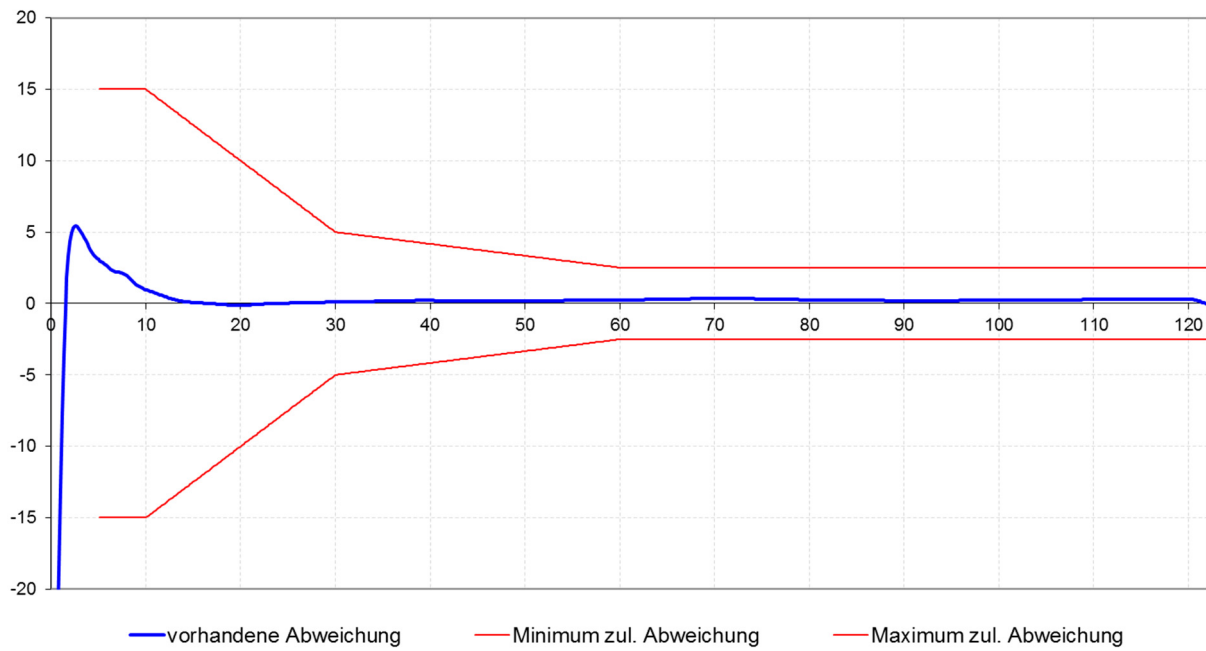
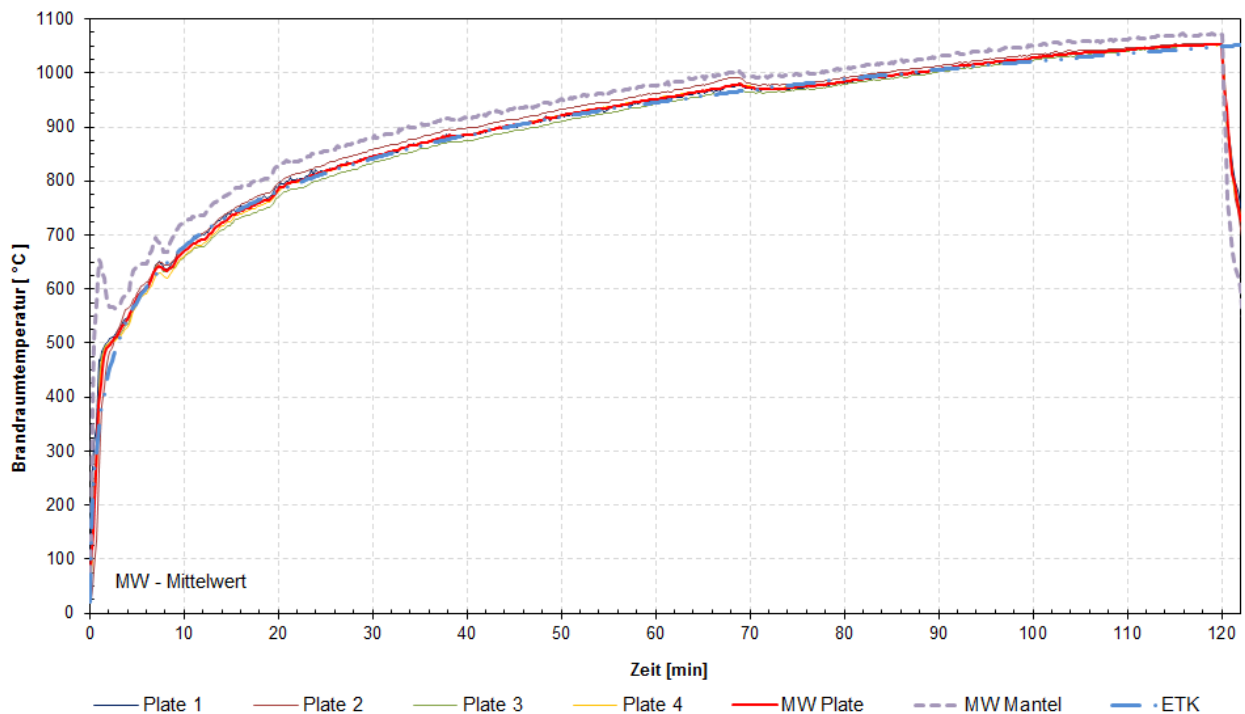


Abbildung A. 4: Holzfeuchte- und rohdichteabhängige Abbrandrate nach Schaffer [171]



**Abbildung A. 5: Intergrale Abweichung der Brandraumtemperatur von der ETK innerhalb der Versuchsserie zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten**



**Abbildung A. 6: Gegenüberstellung der gemessenen Brandraumtemperaturen (Plate- und Mantelthermoelemente) innerhalb der Versuchsserie zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten**

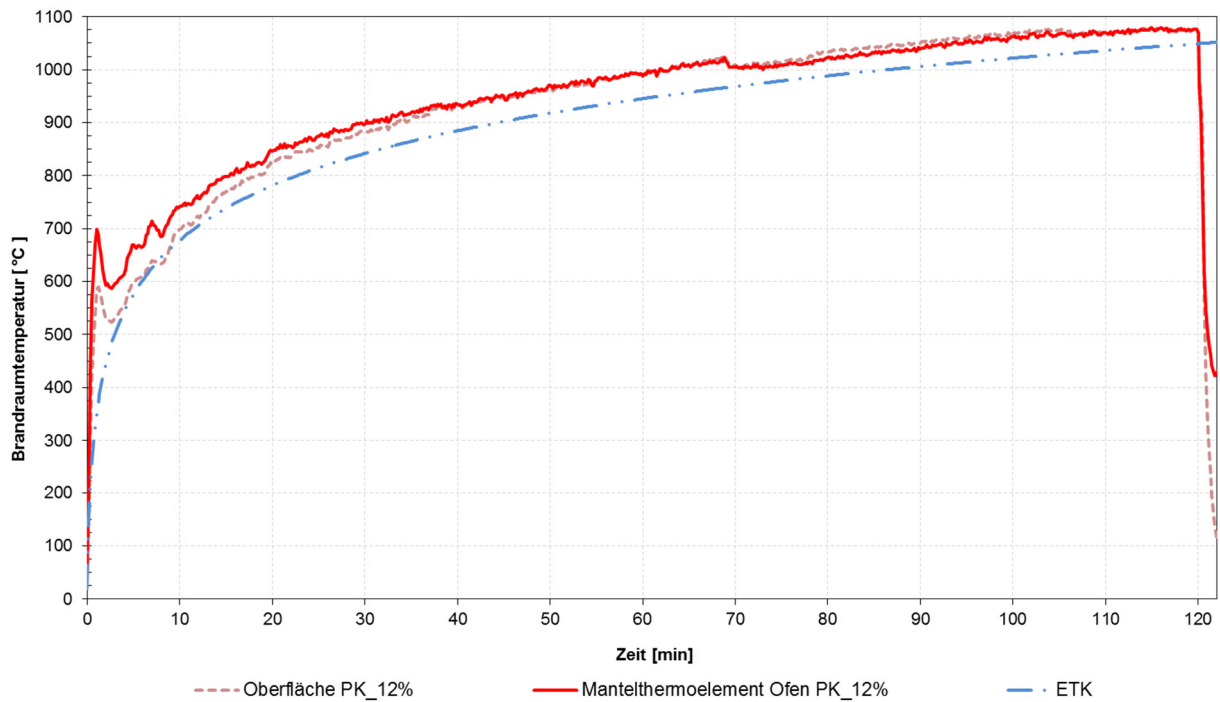


Abbildung A. 7: Gegenüberstellung der gemessenen Brandraumtemperaturen und Oberflächentemperaturen am Prüfkörper PK 12%, (Holzfeuchte 12 M-%)

PK 0% - Prüfkörper mit 0 M-% Holzfeuchte



PK 6% - Prüfkörper mit 6 M-% Holzfeuchte

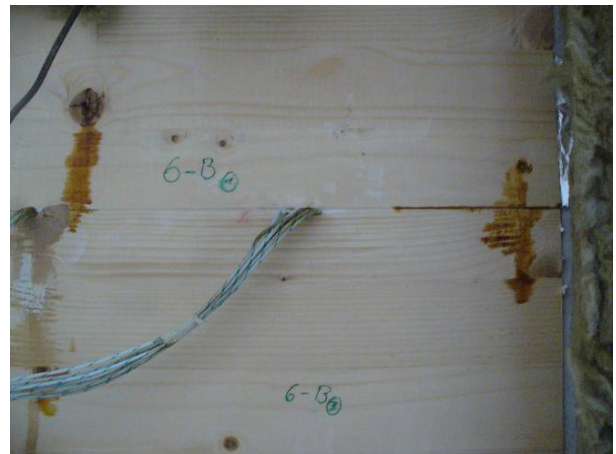


Abbildung A. 8: Austritt von Flüssigkeit (Harz-Wasser Gemisch PK 0% und Wasser PK 6%) auf der Rückseite der Prüfkörper innerhalb der Untersuchungen zum Holzfeuchteeinfluss auf das Abbrandverhalten, 108. Prüfminute

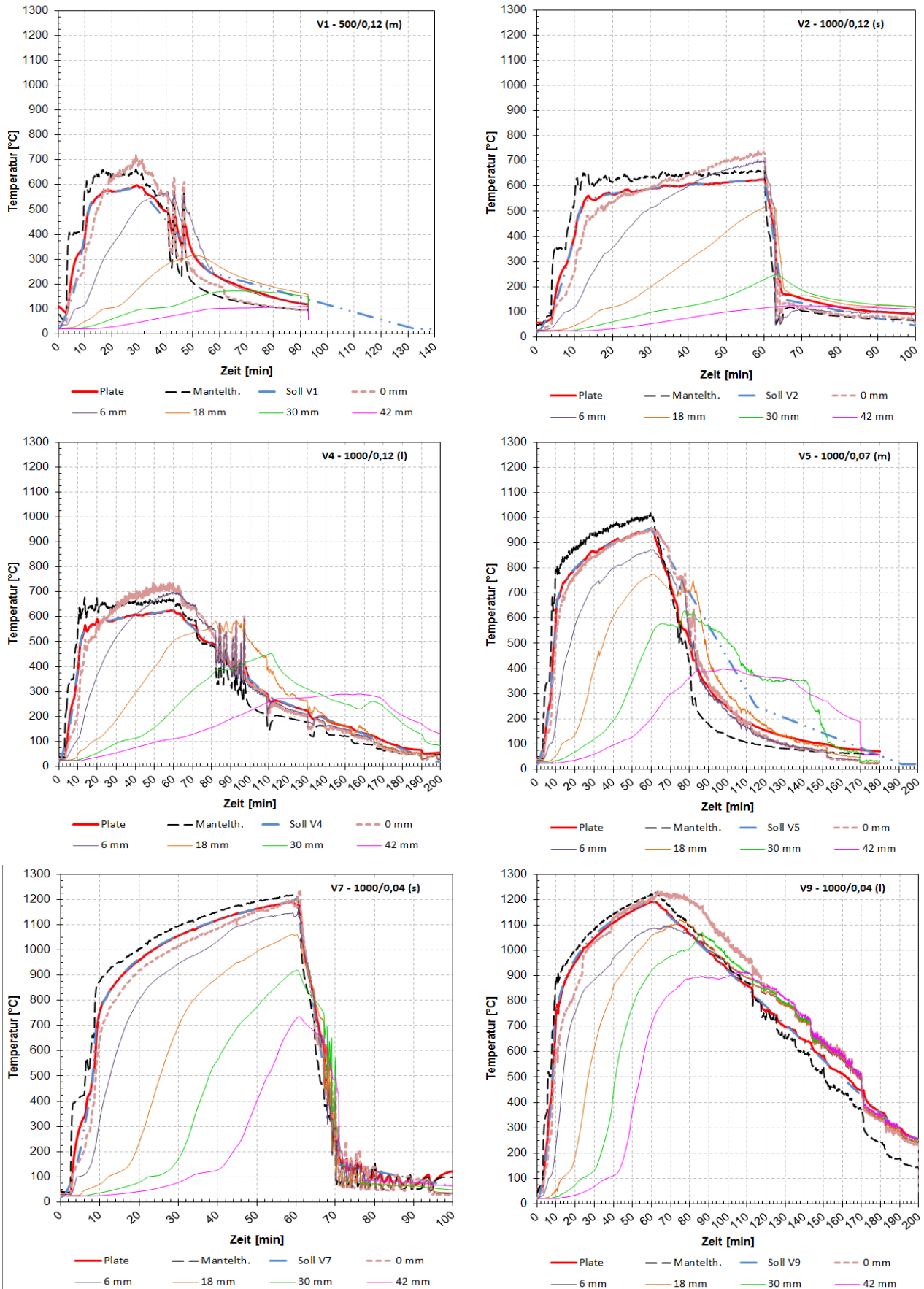


Abbildung A. 9: Vergleich der Temperatureinwirkungen, Oberflächentemperaturen und der Temperaturen in den Prüfkörpern innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien

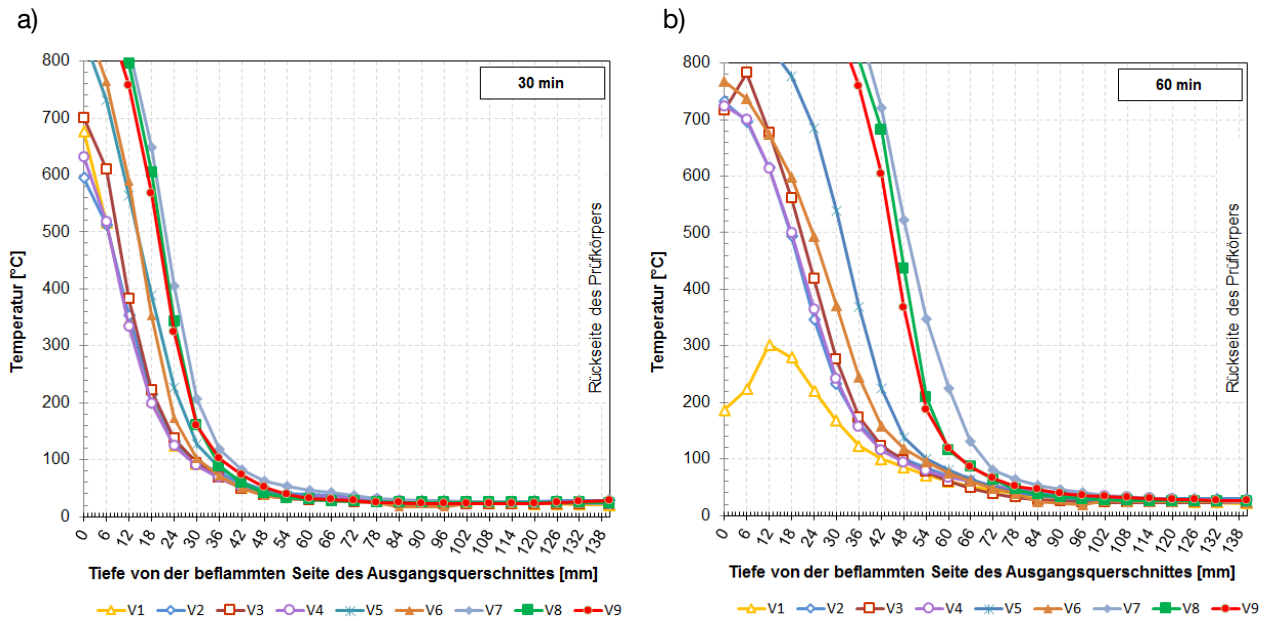


Abbildung A. 10: Temperaturverteilung in den Prüfkörpern bei unterschiedlichen Brandszenarien nach:  
 a) 30 Minuten  
 b) 60 Minuten

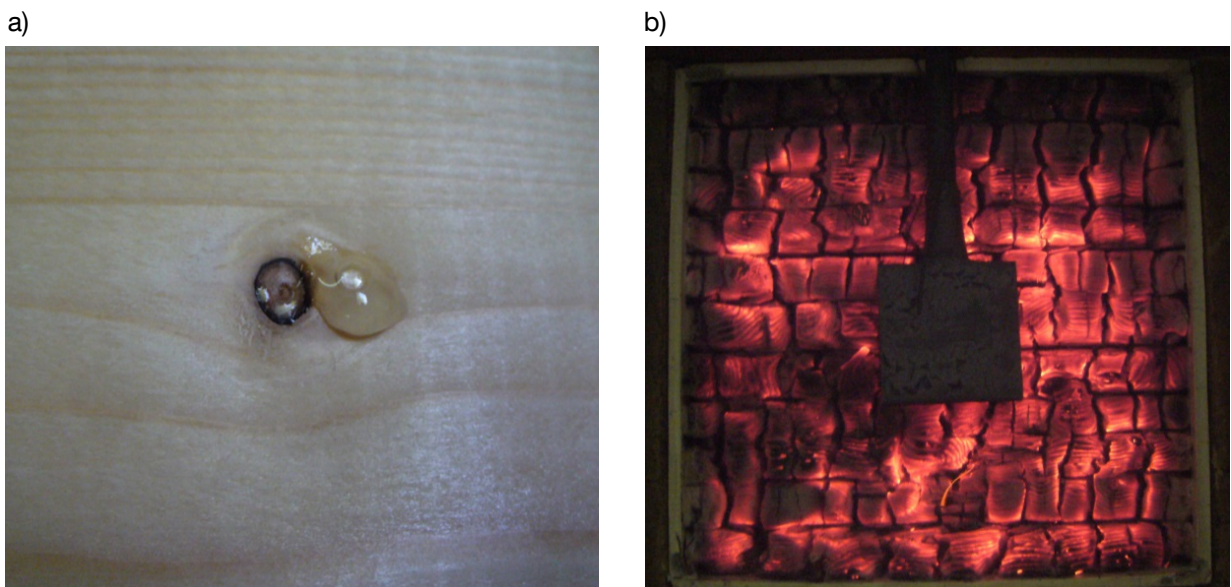
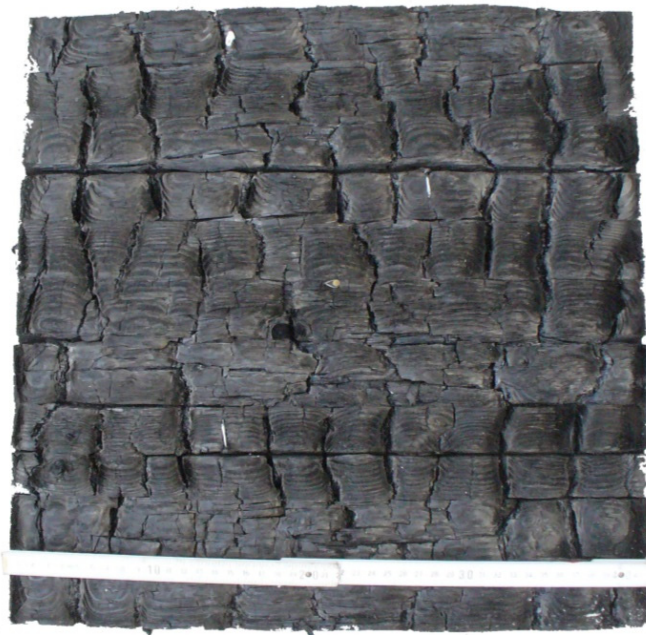


Abbildung A. 11: Beobachtungen während der Brandversuche (unterschiedliche Brandszenarien)  
 a) Brandversuch V9 (170. Minute, Restquerschnitt ca. 30 - 40 mm) - Wasseraustritt  
 b) Brandversuch V5 glühende Holzkohle (85. Minute, ca. 420 °C am Plate Thermoelement)

V2:  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$



V7:  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$

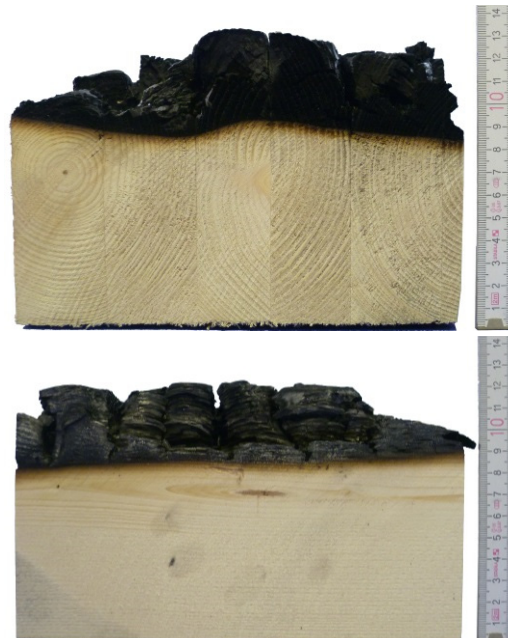
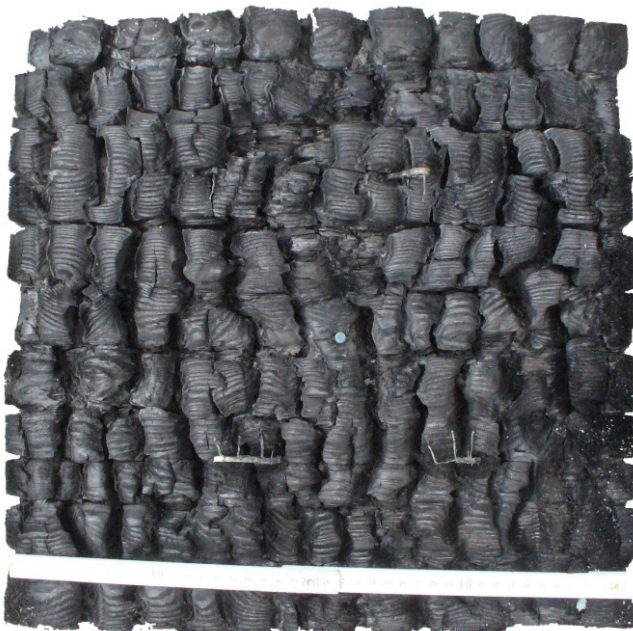
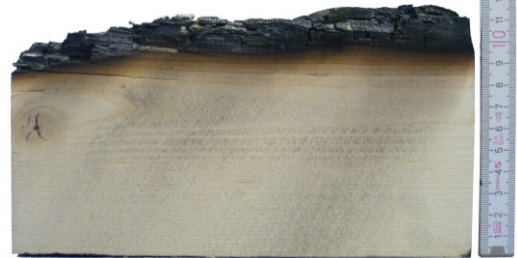


Abbildung A. 12: Darstellung der Restquerschnitte aus Versuch V2 und V7 in der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien, (Abkühlphase schnell)

V3:  $O = 0,12 \text{ m}^{1/2}$

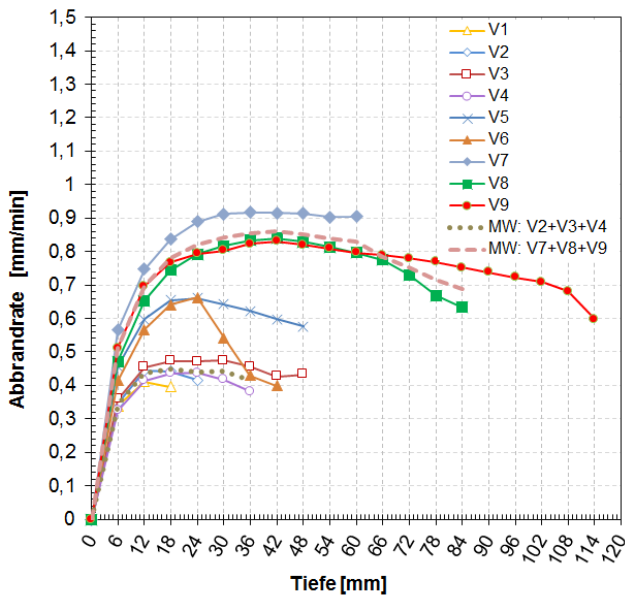


V8:  $O = 0,04 \text{ m}^{1/2}$

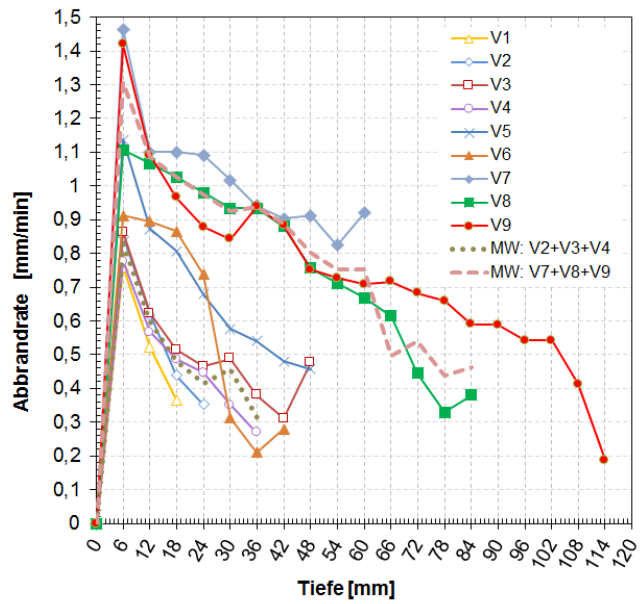


Abbildung A. 13: Darstellung der Restquerschnitte aus Versuch V3 und V8 in der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien, (Abkühlphase mittel)

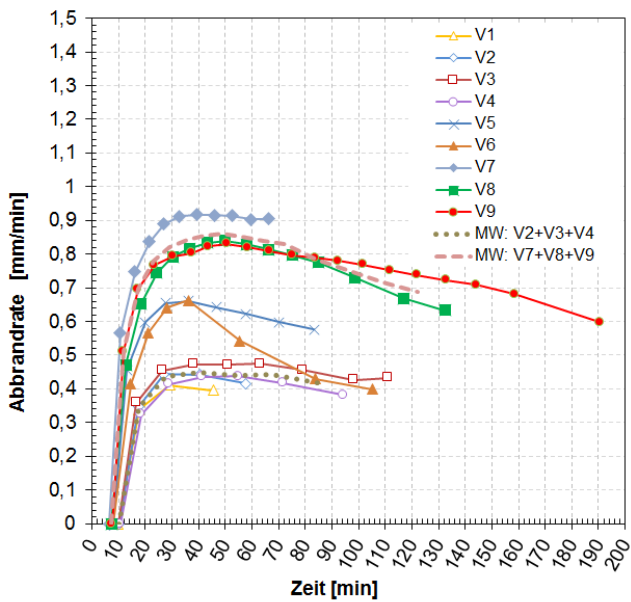
**Abbrandrate (absolut)**  
-Tiefenbezug



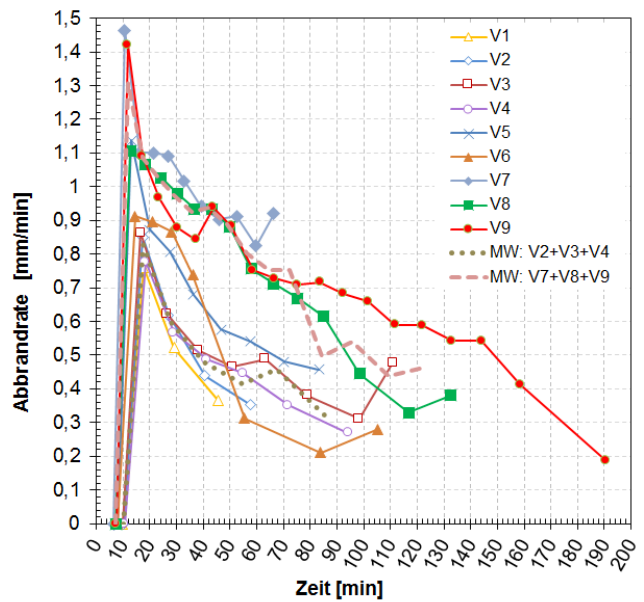
**Abbrandrate (real)**  
-Tiefenbezug



**Abbrandrate (absolut)**  
-Zeitbezug



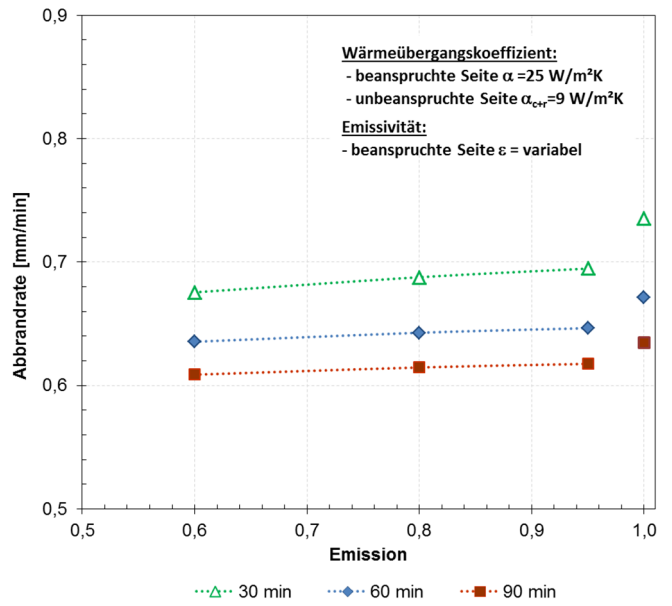
**Abbrandrate (real)**  
-Zeitbezug



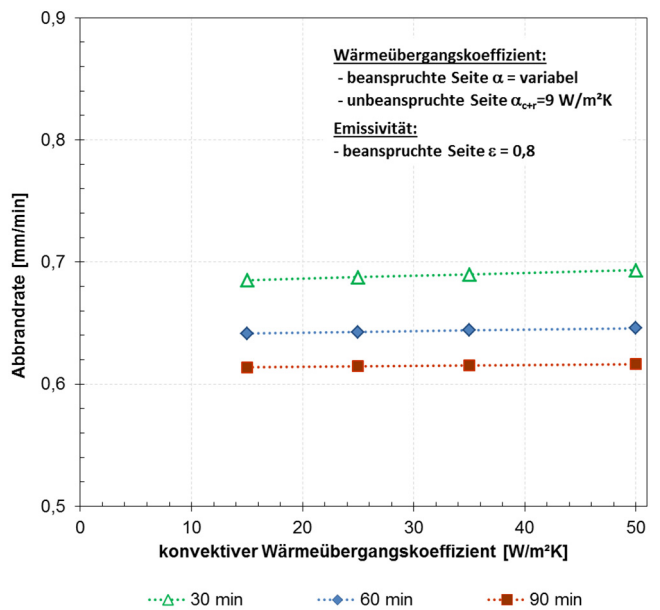
**Abbildung A. 14: Darstellung und Vergleich der Abbrandraten aller Versuche für die untersuchten Brandszenarien**



**Einfluss Emission:**

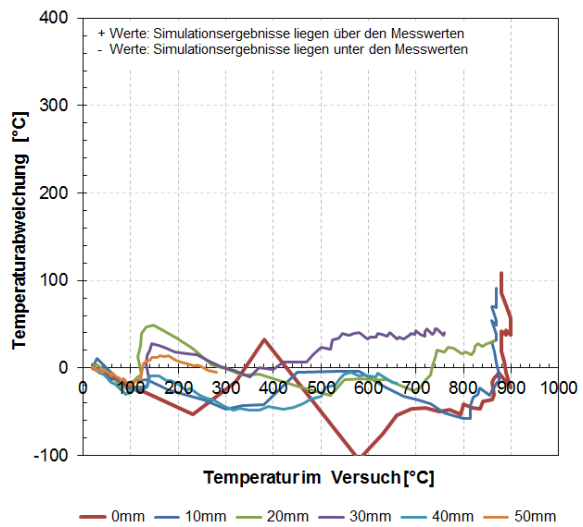
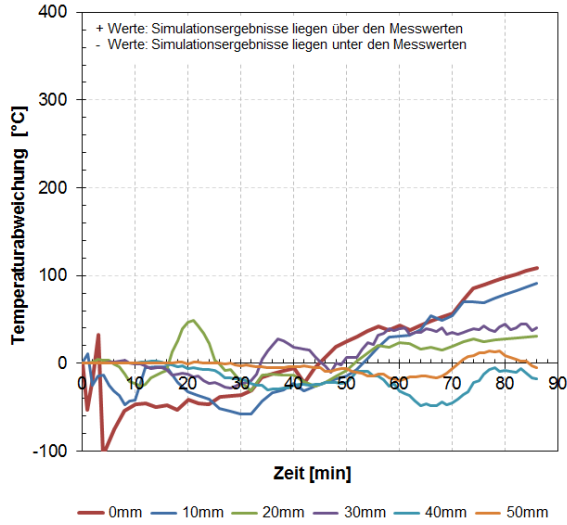


**Einfluss Wärmeübergangskoeffizient:**

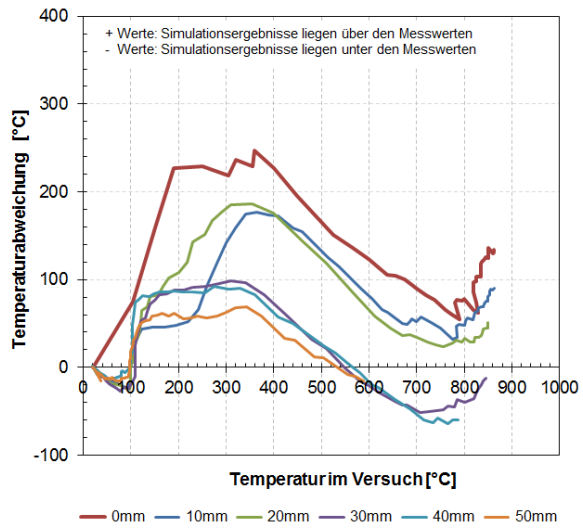
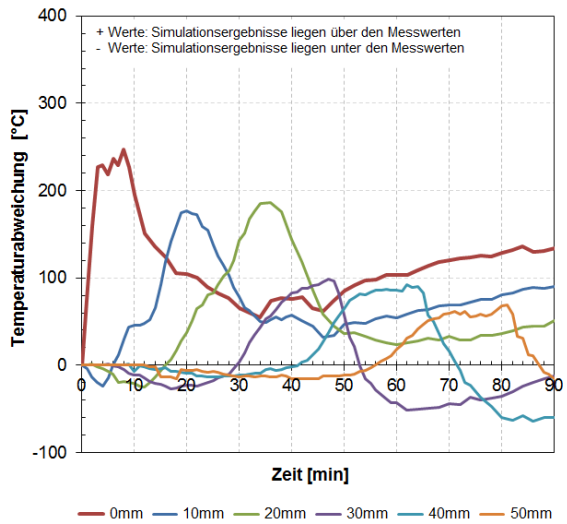


**Abbildung A. 15: Einfluss der Wärmeübergangsbedingungen auf die Abbrandrate nach 30, 60 und 90 Minuten innerhalb numerischer Simulationen unter ETK-Normbrandbeanspruchung**

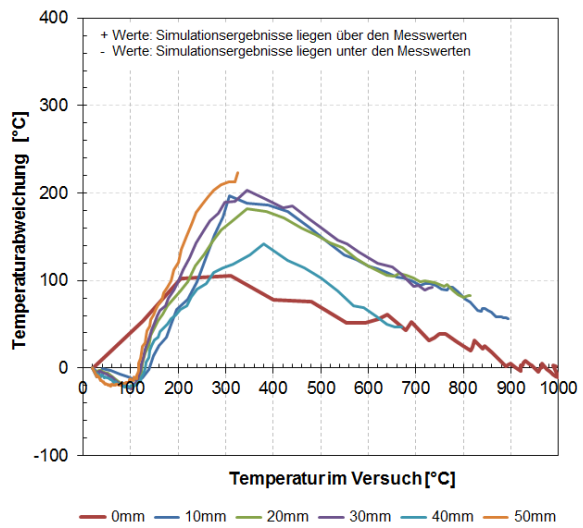
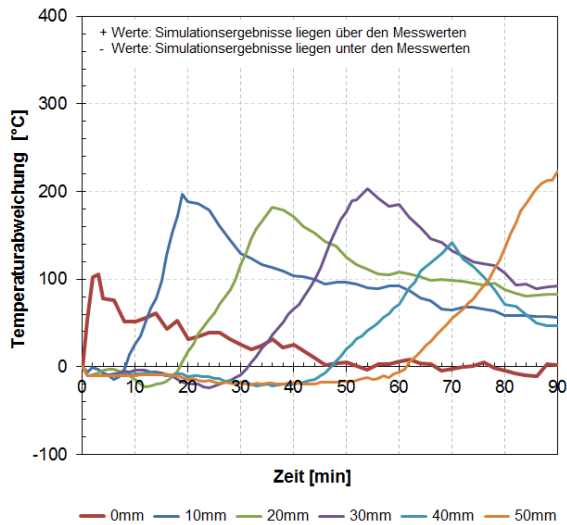
**a) Versuche von König & Walleij [123]**



**b) Versuche von Lache [131]**

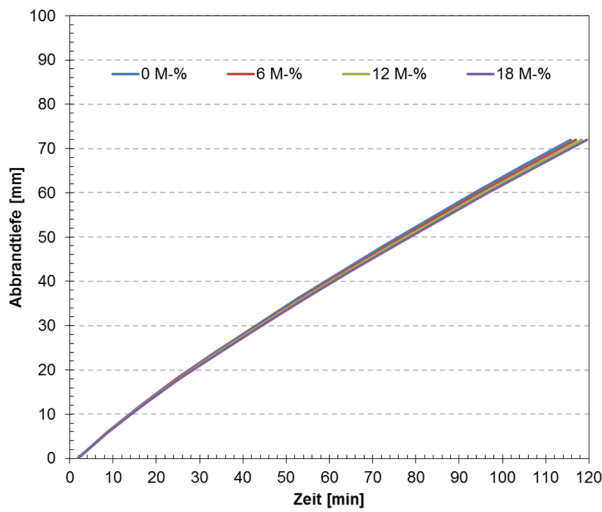


**c) Versuche von Fornather [77]**

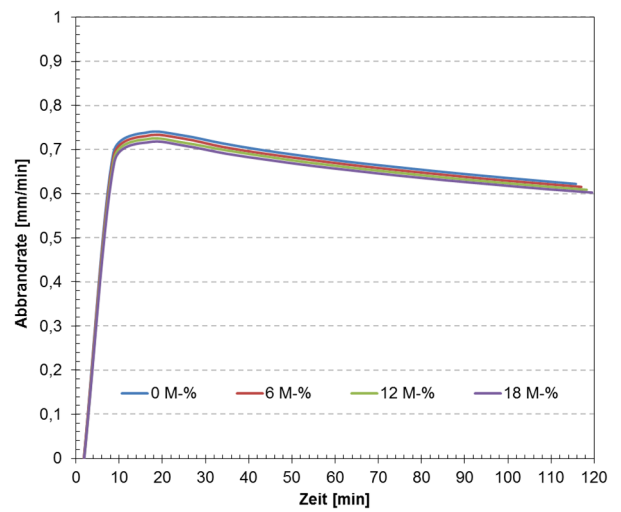


**Abbildung A. 16: Vergleich von Versuchsergebnissen versch. Autoren und Simulationen auf Basis des Materialmodells der DIN EN 1995-1-2**

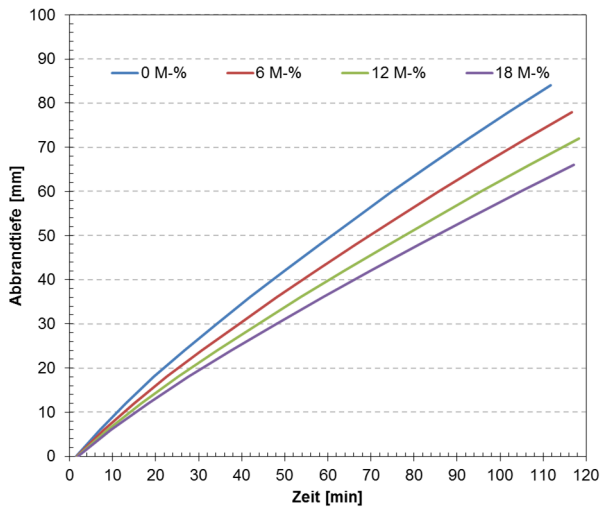
**Abbrandtiefe nach Materialmodell EN 1995-1-2 [51]**



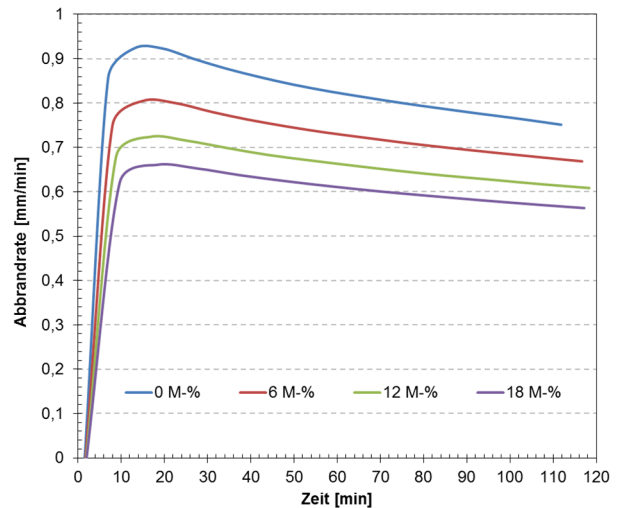
**Abbrandrate nach Materialmodell EN 1995-1-2 [51]**



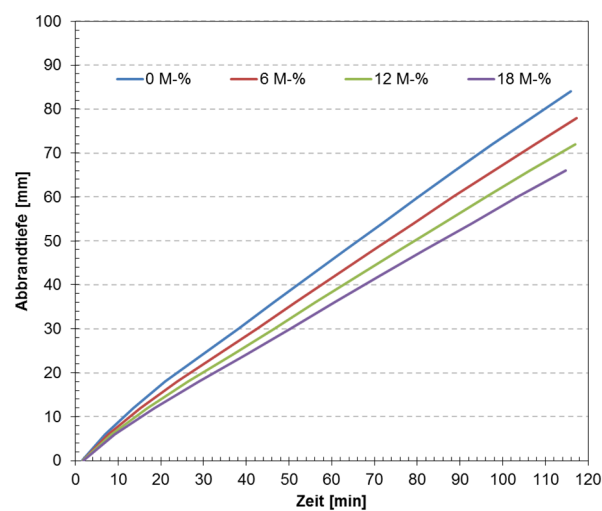
**Abbrandtiefe nach Materialmodell Cachim [31]**



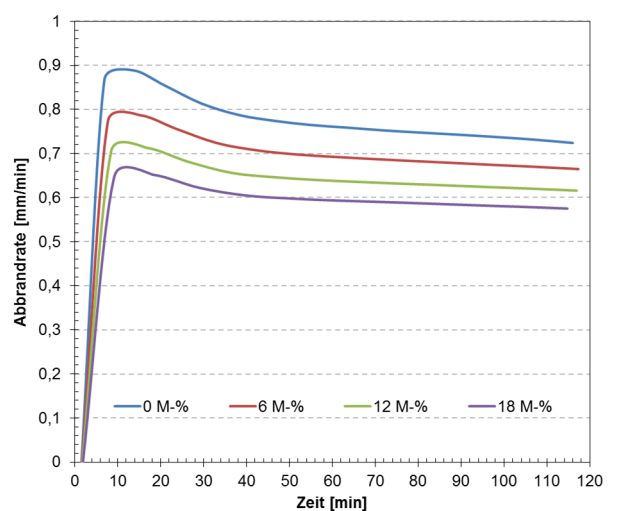
**Abbrandrate nach Materialmodell Cachim [31]**



**Abbrandtiefe nach Materialmodell HF\_NW**

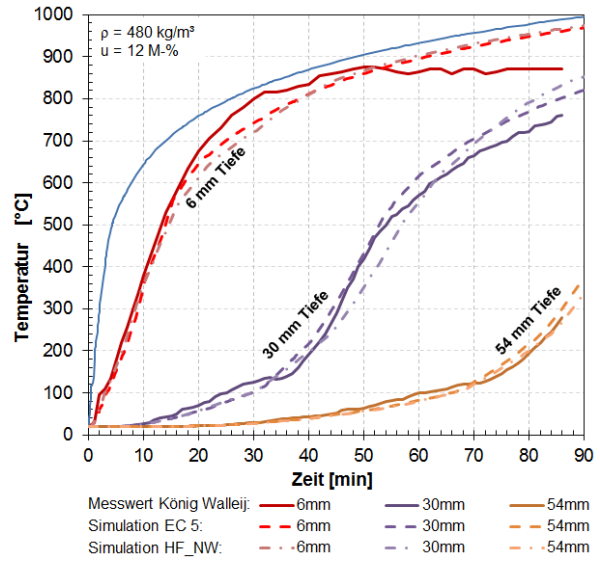


**Abbrandrate nach Materialmodell HF\_NW**

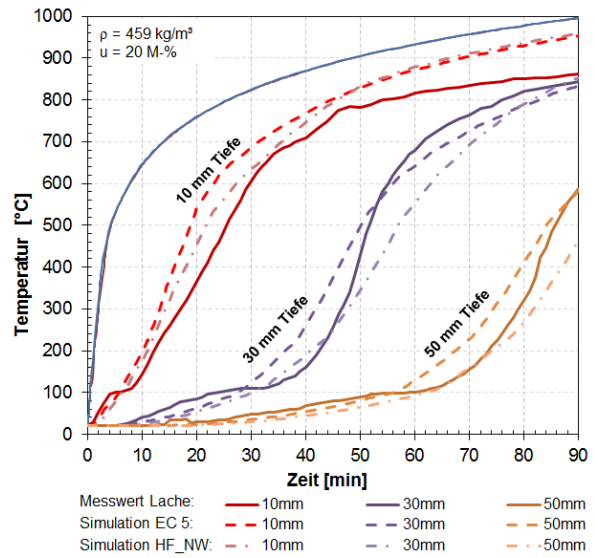


**Abbildung A. 17: Simulationsergebnisse zum Einfluss der Holzfeuchte auf das Abbrandverhalten für unterschiedliche Materialmodelle, (ETK Normbrandbeanspruchung, Darrdichte 405 kg/m<sup>3</sup>)**

Vergleich zu König & Walleij [123]



Vergleich zu Lache [131]



Vergleich zu Fornather [77]

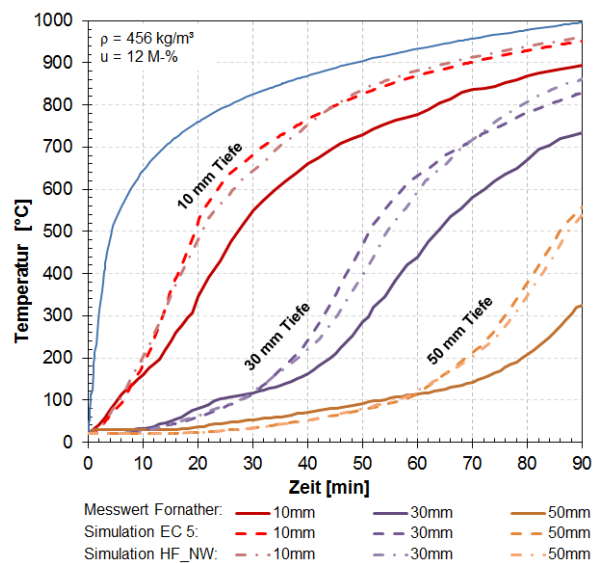
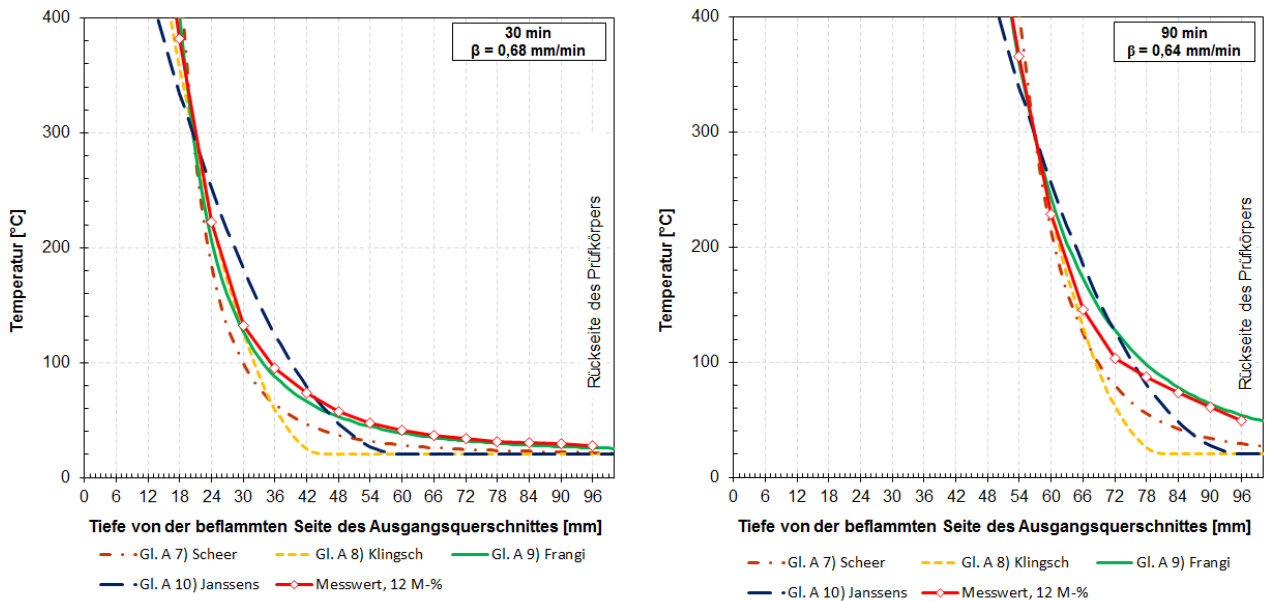
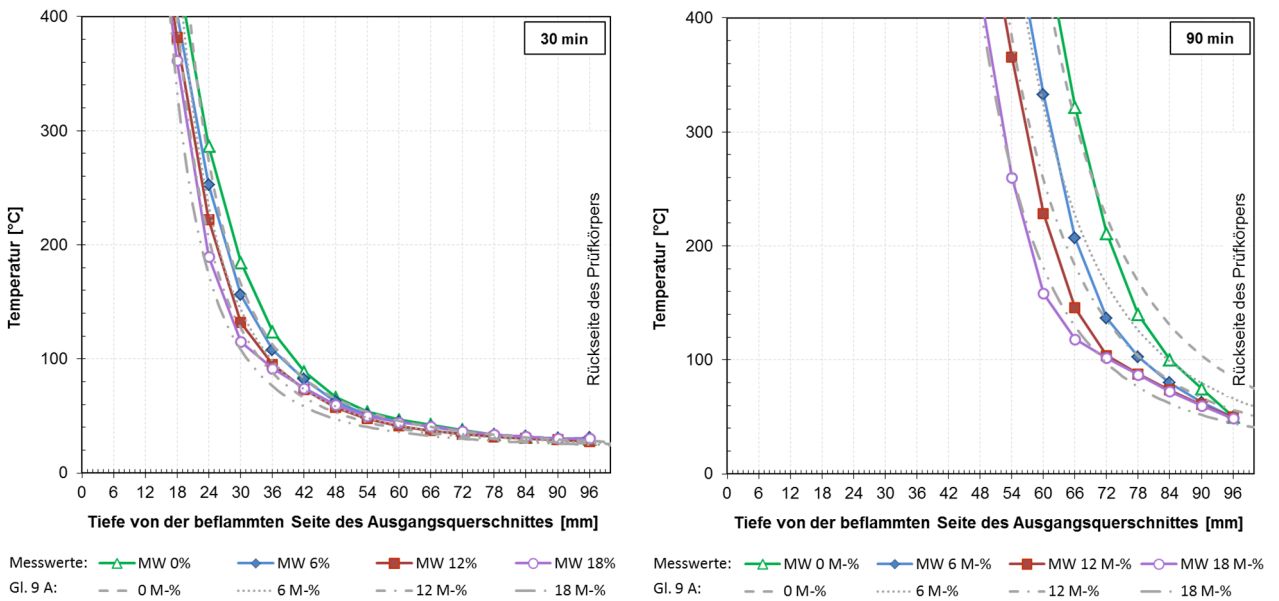


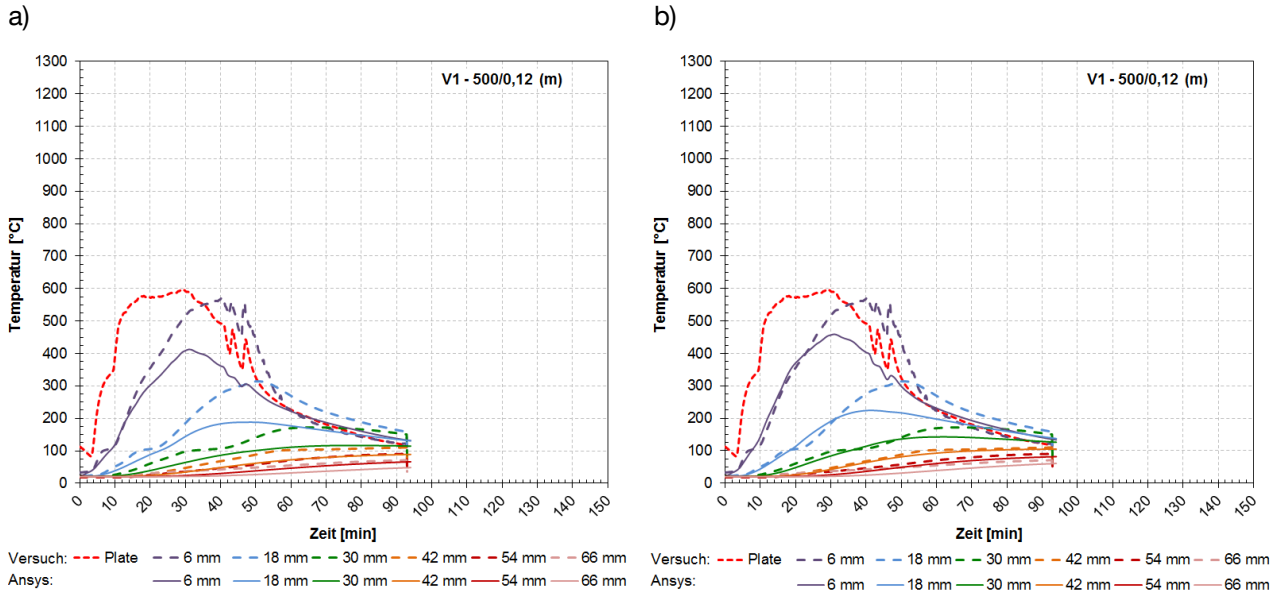
Abbildung A. 18: Vergleich der Ergebnissen aus Brandversuchen verschiedener Autoren mit numerischen Simulationen auf Basis der Materialmodelle der DIN EN 1995-1-2 und dem Modell HF\_NW



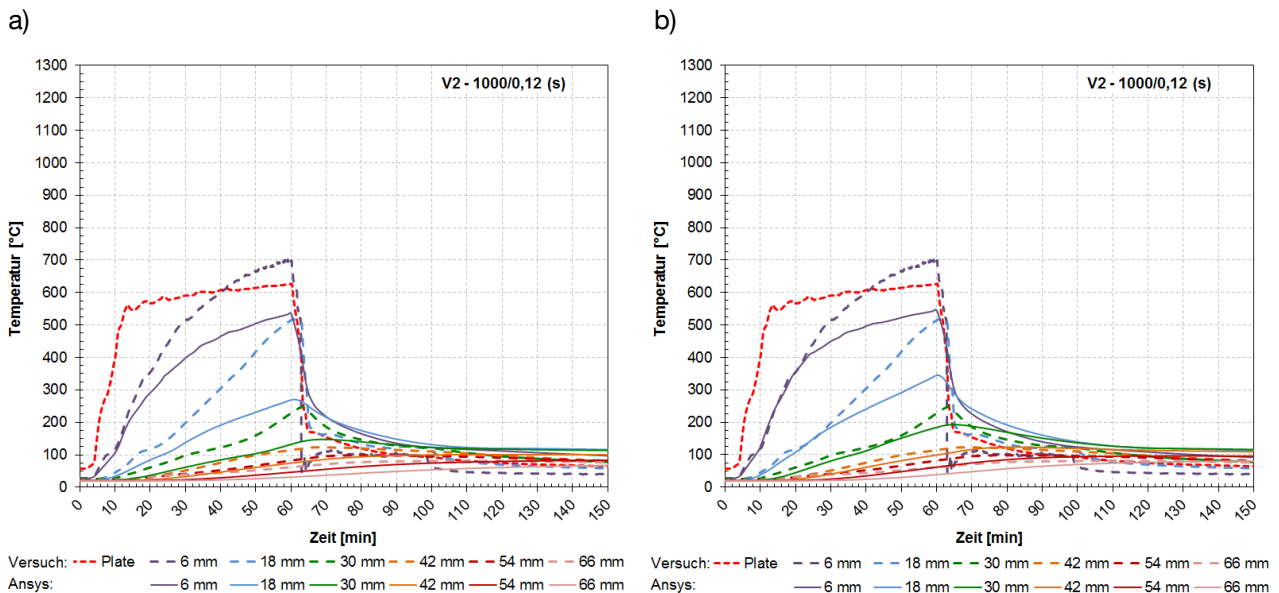
**Abbildung A. 19: Rechnerische und gemessene Temperaturverteilung in den Prüfkörpern nach 30 und 90 Minuten bei ETK-Normbrandbeanspruchung**



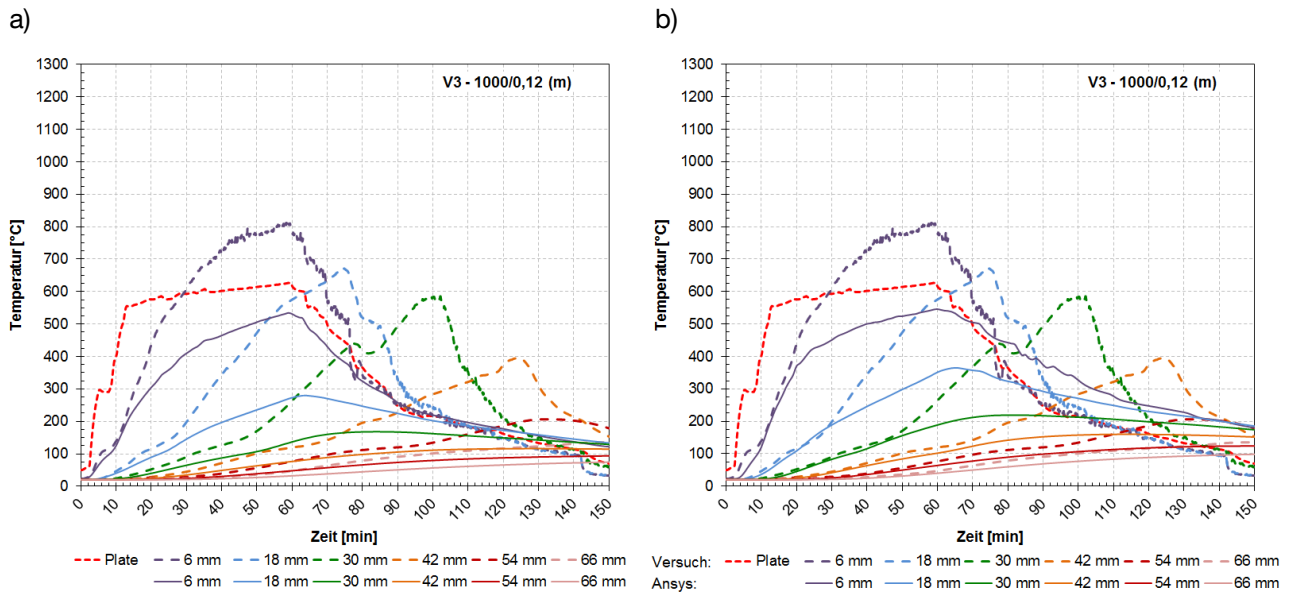
**Abbildung A. 20: Vergleich der über die modifizierte Gleichung Gl. 9 A ermittelten mit den gemessenen Temperaturen in den Prüfkörpern nach 30 und 90 Minuten bei ETK-Normbrandbeanspruchung**



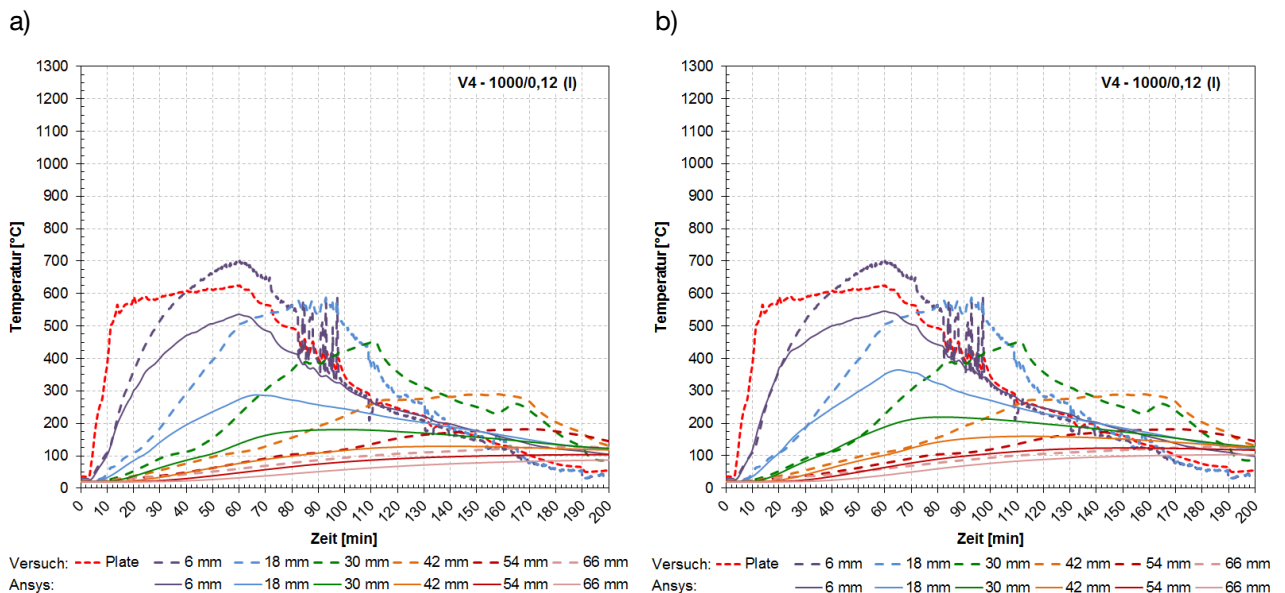
**Abbildung A. 21: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 1 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**



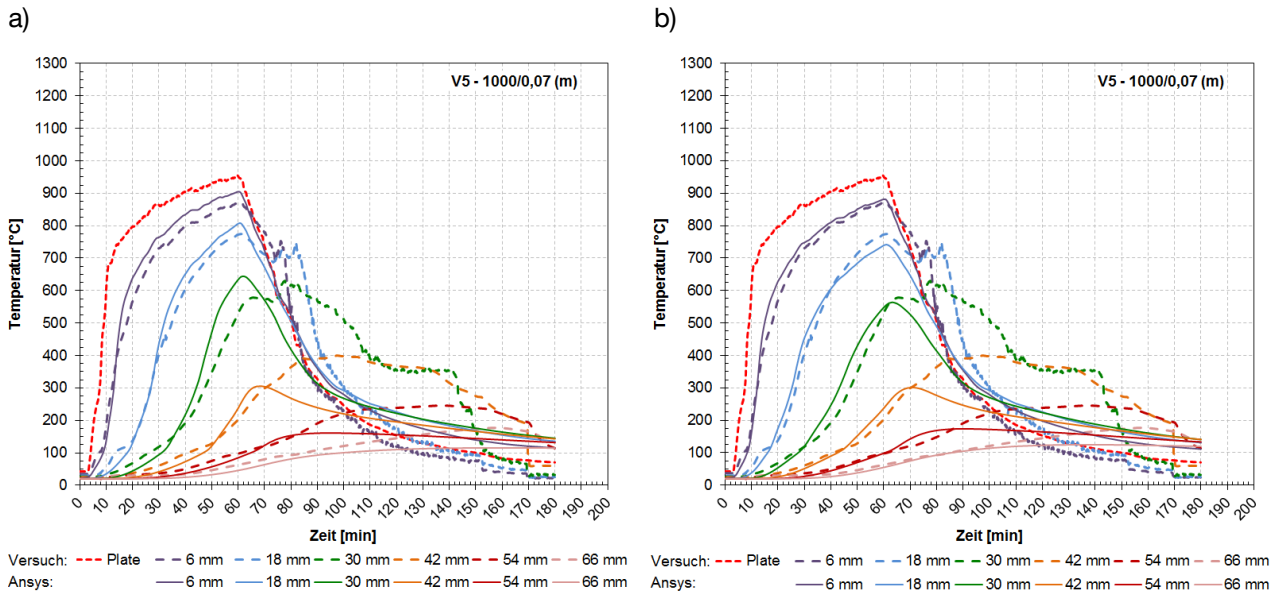
**Abbildung A. 22: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 2 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**



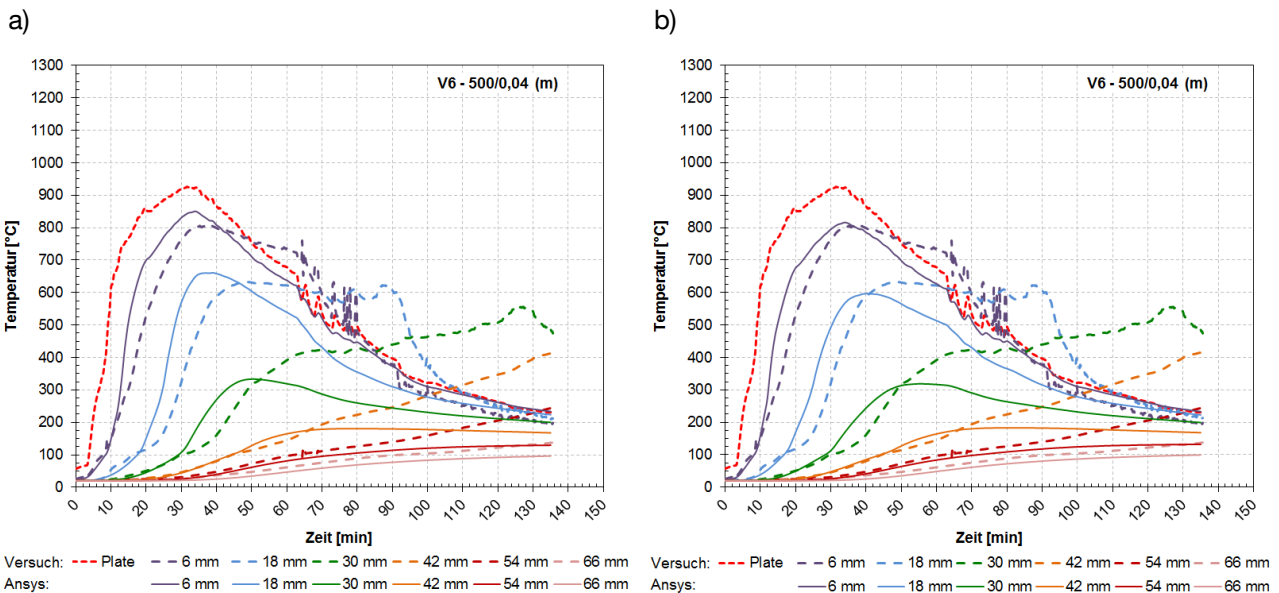
**Abbildung A. 23: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 3 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**



**Abbildung A. 24: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 4 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**

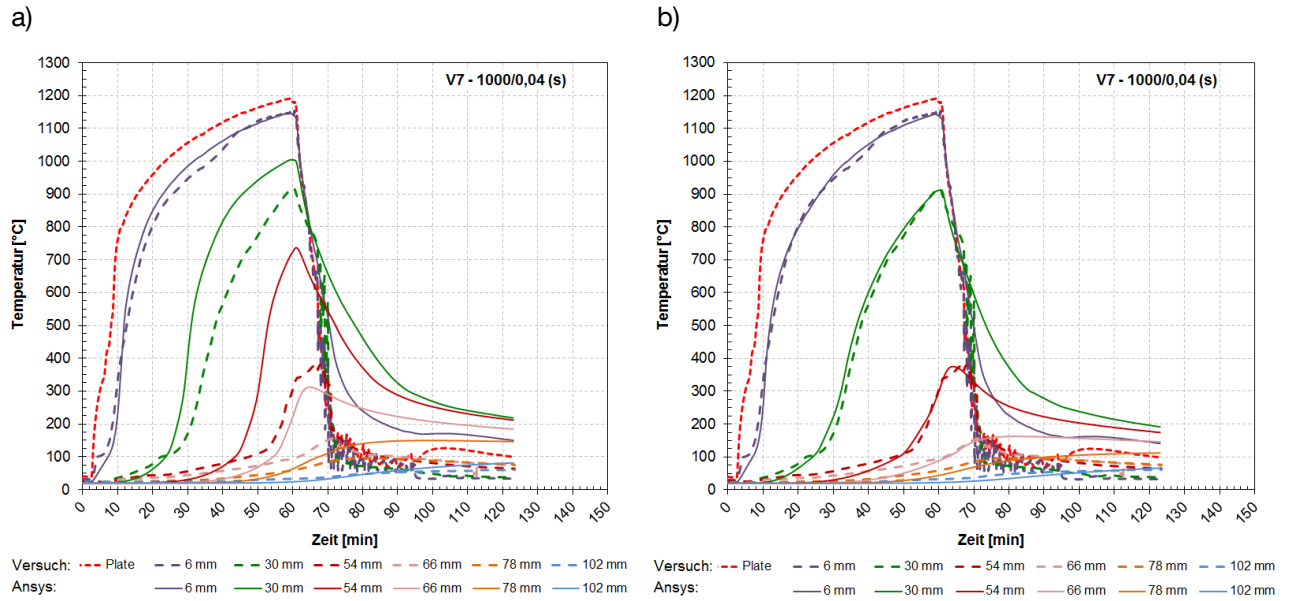


**Abbildung A. 25: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 5 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**

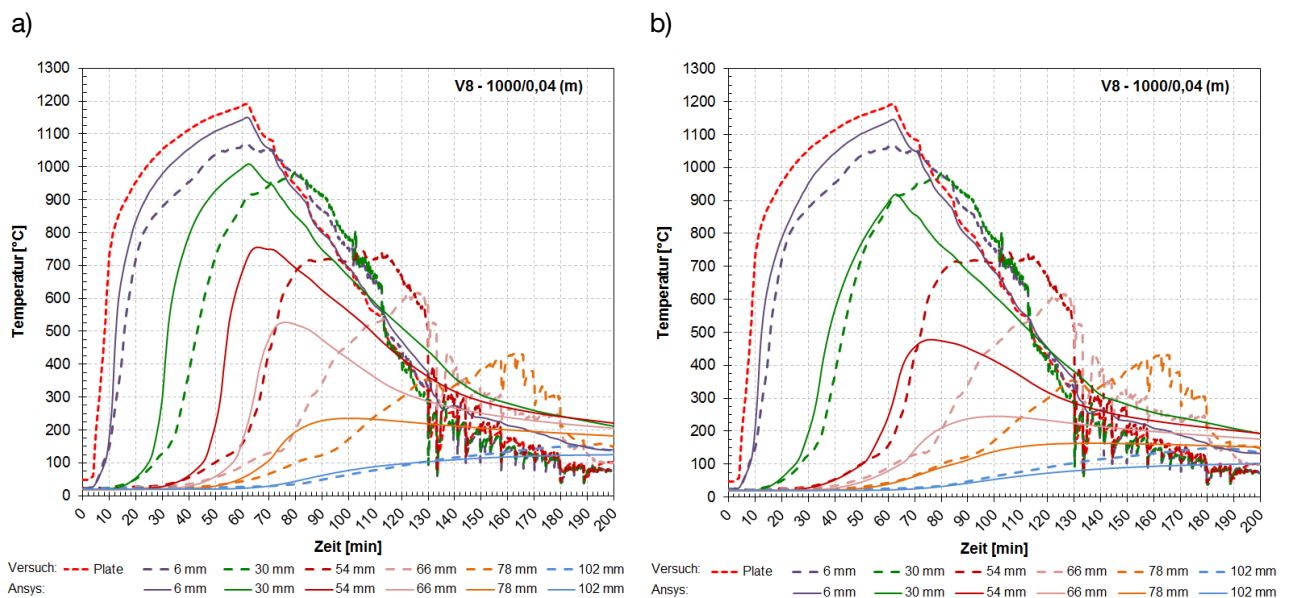


**Abbildung A. 26: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 6 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**

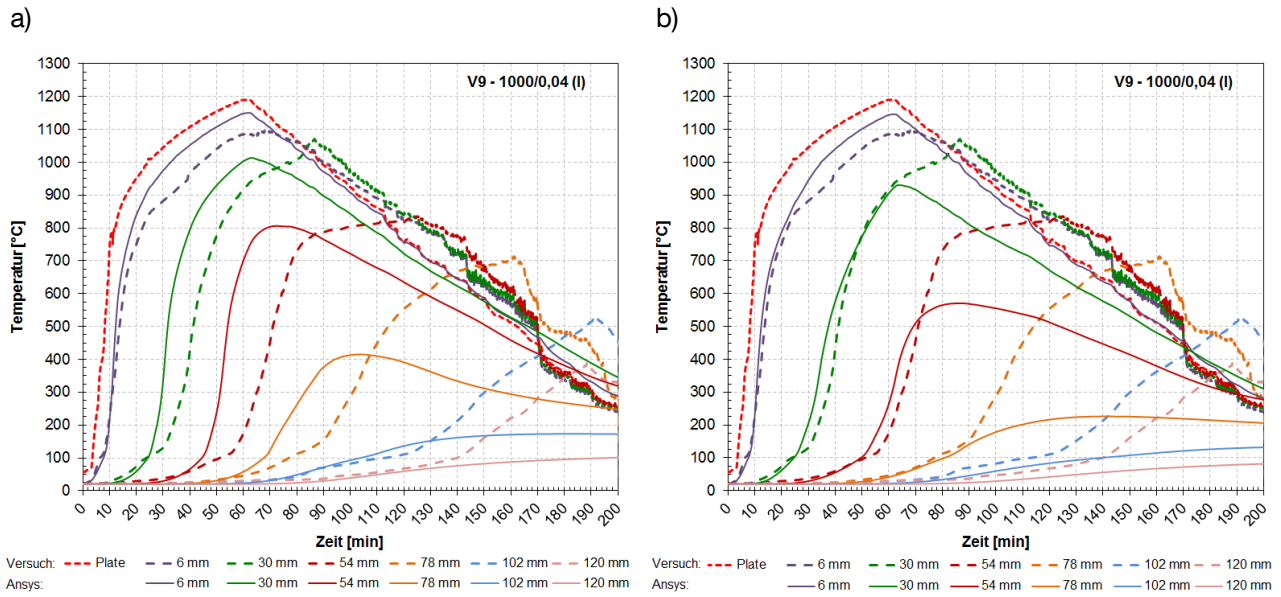




**Abbildung A. 27: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 7 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**



**Abbildung A. 28: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 8 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**



**Abbildung A. 29: Vergleich von numerischer Simulation und Messwerten für Versuch 9 innerhalb der Versuchsserie mit unterschiedlichen Brandszenarien**  
**a) Simulation mit dem Materialmodell nach DIN EN 1995-1-2 Anhang B**  
**b) Simulation mit dem eigenen Materialmodell (NB\_NW)**

Vergleich der gemessenen mittleren Abbrandtiefen mit den Berechnungsergebnissen nach DIN EN 1995-1-2 Anhang A (inklusive Berücksichtigung des zeitlichen Offsets der Versuche):

- V1: Peaktemperatur nach 30 min.  
( $O=0,12 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=500\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase mittel)
- V2: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,12 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase schnell)
- V3: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,12 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase mittel)
- V4: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,12 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase langsam)

- V5: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,07 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase mittel)

- V6: Peaktemperatur nach 30 min.  
( $O=0,04 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=500\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase mittel)
- V7: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,04 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase schnell)
- V8: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,04 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase mittel)
- V9: Peaktemperatur nach 60 min.  
( $O=0,04 \text{ m}^{1/2}$ ;  $q_k=1000\text{MJ/m}^2$ , Abkühlphase langsam)

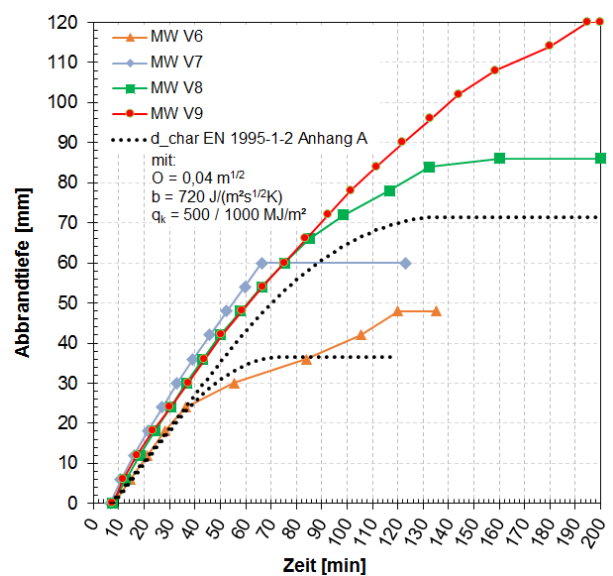
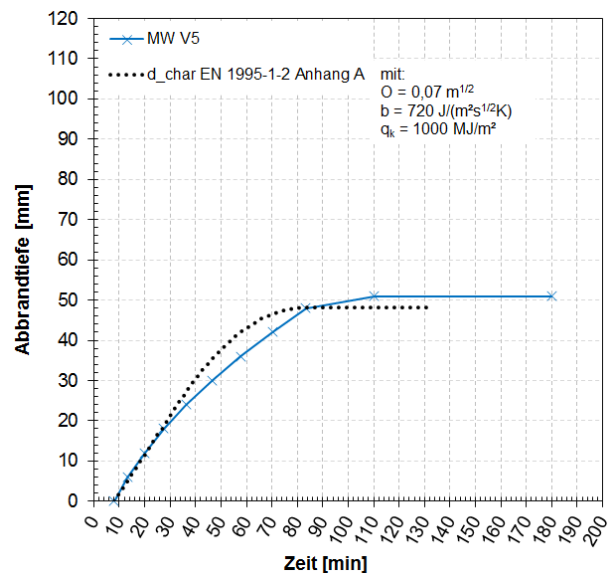
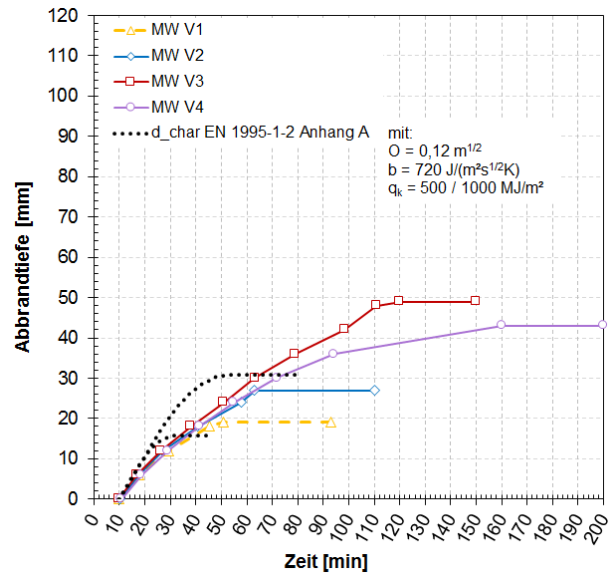
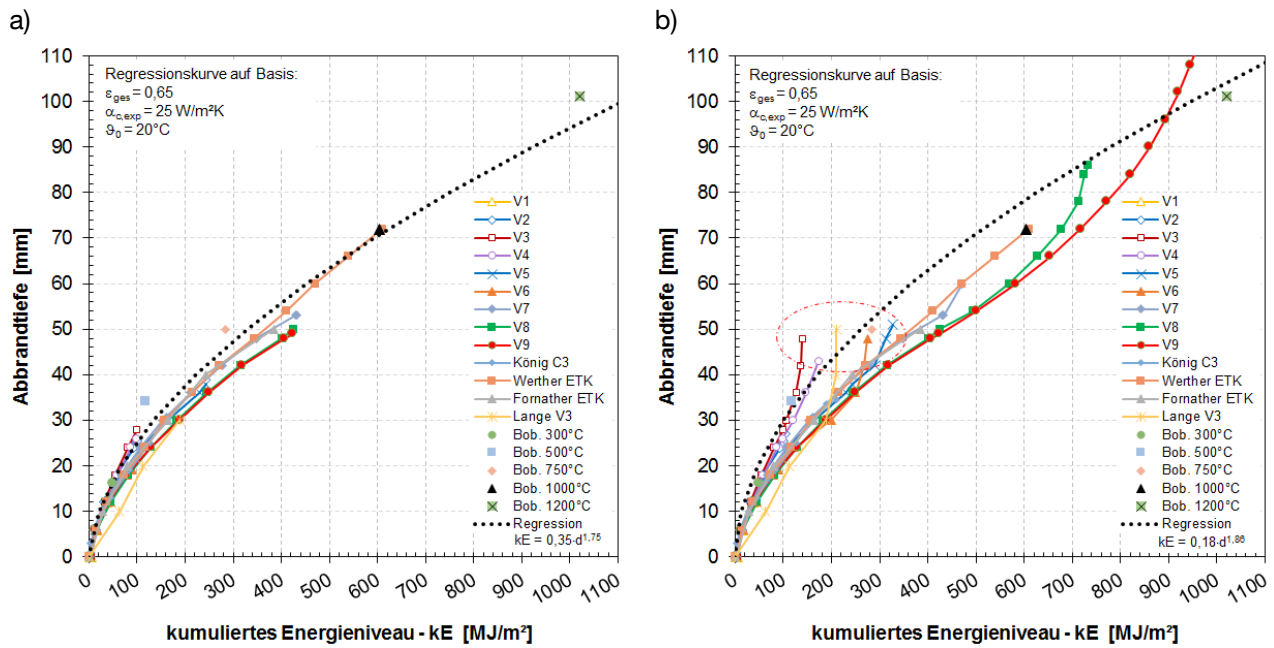


Abbildung A. 30: Vergleich der mittleren Abbrandtiefen der Brandversuche mit den Berechnungsergebnissen nach DIN EN 1995-1-2 Anhang A



**Abbildung A. 31: Beziehung zwischen der mittleren Abbrandtiefe und dem kumulierten einwirkenden Energieniveau (Wärmestromdichte) aus eigenen und der Literatur entnommenen Versuchen**  
**a) bis zum Erreichen der maximalen Einwirkungstemperatur (Peaktemperatur)**  
**b) über den gesamten Brandverlauf**

mit Literaturkennwerten für

König C3 [124], Werther ETK [204], Fornather ETK [77] und [78], Lange V3 [133], Bobacz (Bob. 300 °C bis 1200 °C) [23]

