

# Brandbeanspruchung durch Naturbrandmodelle nach Eurocode anstatt ETK – Erleichterung für den Holz-Wohnungsbau ?

Jochen Zehfuß  
Technische Universität Braunschweig  
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz  
Braunschweig, Deutschland



Sven Brunkhorst  
Technische Universität Braunschweig  
Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz  
Braunschweig, Deutschland



Diese Seite leer lassen!

# Brandbeanspruchung durch Naturbrandmodelle nach Eurocode anstatt ETK – Erleichterung für den Holz-Wohnungsbau ?

## 1. Einleitung

Die Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN EN 13501-2 [1] ist die nominelle Brandbeanspruchung für den Nachweis des Feuerwiderstandsverhaltens von Bauteilen von Standardgebäuden und Prüfgrundlage für Brandschutzprüfungen. Die ETK deckt die thermischen Einwirkungen unterschiedlicher natürlicher Brandverläufe überwiegend auf der sicheren Seite liegend ab. Der Nachweis des Feuerwiderstandes von Bauteilen kann entweder über klassische Feuerwiderstandsprüfungen oder über tabellarische bzw. vereinfachte oder erweiterte Bemessungsverfahren der Brandschutzteile der Eurocodes 2 bis 6 erfolgen. Mit den zur Verfügung stehenden Bemessungsverfahren sind individuelle Brandschutznachweise für Einzelbauteile sowie für Teil- und Gesamttragwerke in beliebigen Nutzungen möglich.

Neben der Brandbeanspruchung durch nominelle Temperaturzeitkurven ermöglichen die Eurocodes eine leistungsorientierte Bemessung mittels Naturbrandmodellen, die im Vergleich zur ETK ein realistischeres Abbild eines Realbrandes darstellen (Abbildung 1). DIN EN 1991-1-2 [2] unterscheidet zwischen vereinfachten und allgemeinen Brandmodellen zur Bestimmung einer Naturbrandbeanspruchung. Bei der Bemessung mit Naturbrandmodellen ist der Nachweis im Regelfall über die gesamte Dauer der thermischen Beanspruchung zu führen.

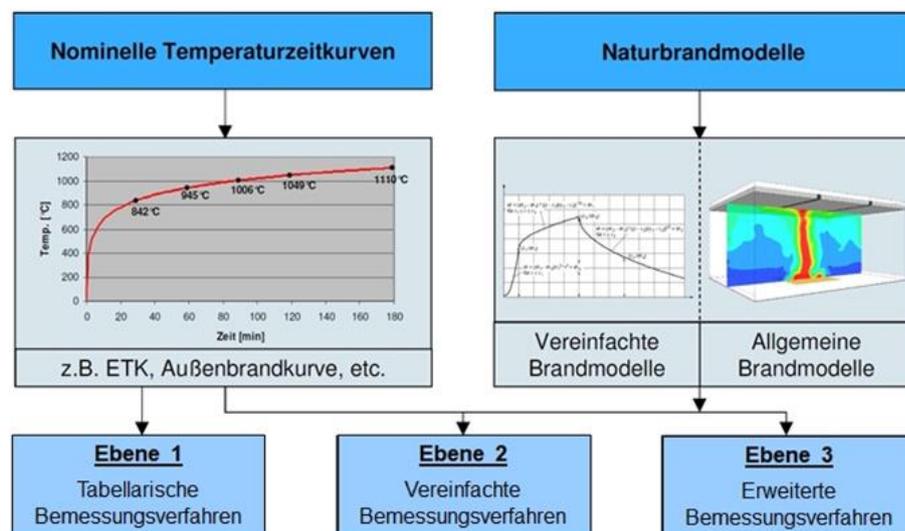


Abbildung 1: Brandschutzbemessungsverfahren der Eurocodes [3]

Bei der Ermittlung der thermischen Einwirkung im Brandfall mit einem Naturbrandmodell sind auf Grundlage maßgeblicher Bemessungsbrandszenarien entsprechende Bemessungsbrandverläufe in Form einer zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrates festzulegen. Die wesentlichen Parameter für den Bemessungsbrand sind die Brandlasten, Ventilationsverhältnisse und Brandraumgeometrie einschließlich der thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile. Die brandschutztechnische Infrastruktur, wie die öffentliche Feuerwehr und eine möglicherweise vorhandene Löschanlage, kann unter Berücksichtigung einer Ausfallwahrscheinlichkeit bei der Ermittlung der Bemessungs-Wärmefreisetzungsrates als auch der Bemessungs-Brandlastdichte über das Sicherheitskonzept berücksichtigt werden [4], [5]. Die thermischen Einwirkungen auf die Bauteile

können als Temperaturzeitverlauf oder Wärmestromdichte aus den Berechnungsergebnissen des Naturbrandmodells entnommen werden. Auf Grundlage der thermischen Einwirkung sowie der mechanischen Einwirkungen im Lastfall Brand kann dann ein Nachweis der notwendigen Leistungskriterien des Bauteils mit vereinfachten oder erweiterten Bemessungsverfahren stattfinden.

Die novellierte Fassung der Muster-Holzbaurichtlinie [6] ermöglicht die ungeschützte Ausführung von Massivholzbauteilen für Gebäude der Gebäudeklassen 4 und 5. Beim Auftreten eines Brandes in derartigen Gebäuden beteiligen sich neben der mobilen Brandlast (Möblierung / Einrichtungsgegenstände) auch die ungeschützten und mitunter auch die anfänglich geschützten Holzbauteile, welche als strukturelle Brandlasten bezeichnet werden, am Brandgeschehen. Diese strukturellen Brandlasten sind innerhalb der brandschutztechnischen Bemessung bei der Anwendung von Naturbrandmodellen zu berücksichtigen.

Dieser Beitrag befasst sich mit der Darstellung von Ansätzen zur Berücksichtigung von strukturellen Brandlasten in Naturbrandmodellen. Einleitend erfolgt eine Erörterung des Brandverhaltens von Holz. Weiterführend findet eine grundlegende Darstellung der Naturbrandmodelle statt. Über analysierte Brandversuche an Räumen in Holzbauweise mit teilweise ungeschützten Massivholzbauteilen folgt ein prinzipielles Aufzeigen der Auswirkungen von strukturellen Brandlasten auf den Brandverlauf, welche bei der Anwendung von Naturbrandmodellen zu berücksichtigen sind. Dabei werden Ansätze zur Abbildung struktureller Brandlasten in vereinfachten und allgemeinen Naturbrandmodellen dargestellt sowie ein Vergleich mit experimentellen Daten zur Validierung der Ansätze vorgenommen.

## 2. Brandverhalten von Holz

Holz und Holzwerkstoffe sind aufgrund der zentralen Bestandteile wie Cellulose und Lignin, welche aus Kohlenstoff, Wasserstoff und Sauerstoff aufgebaut sind, brennbare Baustoffe [7]. Das Brandverhalten ist abhängig von baustoffspezifischen Eigenschaften sowie äußeren Einflussparametern. Die Entzündungstemperatur von Holz bzw. Holzwerkstoffen hängt von einer Vielzahl von Parameter wie Erwärmungsdauer, Dichte und Feuchte ab. Der wesentliche Einflussparameter von Bauholz in Innenräumen ist dabei die Erwärmungsdauer wie Abbildung 2 verdeutlicht. Aus Abbildung 2 ist ebenfalls ersichtlich, dass die Entzündungstemperatur keine Materialkonstante darstellt. In der Regel kann die Entzündungstemperatur vereinfacht für nicht vorgewärmtes Holz und bei einem Feuchtegehalt von Bauholz in Innenräumen zwischen 9 – 15 M-% mit 300 °C angesetzt werden.

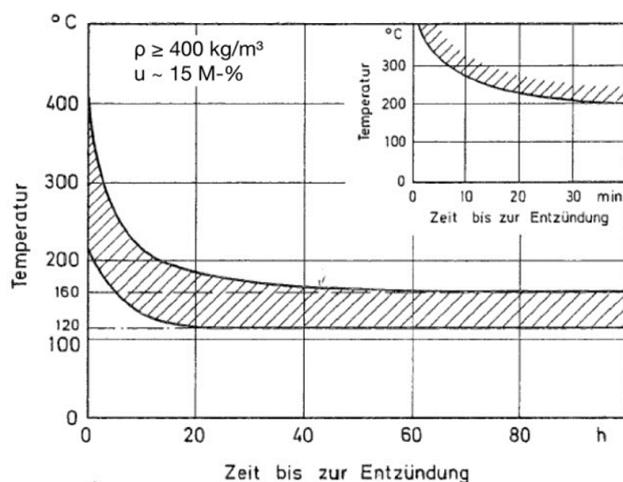


Abbildung 2: Entzündungstemperatur von Holz in Abhängigkeit der Erwärmungsdauer [7]

Die thermische Zersetzung (Pyrolyse) von Holz ist vereinfachend in Abbildung 3 dargestellt. Bei einer thermischen Beanspruchung erfolgt zunächst die Dehydratation des im Holz gebundenen Wassers, als endothermer Vorgang. Anschließend folgt die Pyrolyse des Holzes, bei der die Hauptbestandteile Cellulose, Hemicellulose und Lignin innerhalb einer Vielzahl an parallelen und/oder gekoppelten chemischen Reaktionen thermisch zersetzt werden. Diese chemische Zersetzungsreaktion erfolgt zunächst als endotherme Reaktion, bei der neben flüchtigen Produkten eine hochreaktive kohlenstoffhaltige Kohleschicht (Char) in der Pyrolysefront verbleibt. Die Lage der Pyrolysefront wird in der Literatur [7], [8] vereinfacht in den Temperaturbereich um 300 °C eingeordnet. Durch die Oxidation der hochreaktiven Kohleschicht mit einströmenden Sauerstoff findet eine starke exotherme Verbrennungsreaktion statt.

Innerhalb des Pyrolysevorganges werden neben Wasserdampf und Kohlenstoffoxiden (CO und CO<sub>2</sub>) die brennbaren Pyrolysegase freigesetzt, welche durch die poröse und gerissene Kohleschicht an die Außenoberfläche strömen und hier mit Sauerstoff aus der Umgebungsluft als sichtbare Flammen oxidieren. Nach der vollständigen Pyrolyse verbleibt eine nicht reaktive und thermisch isolierende Kohleschicht. Die isolierende Wirkung der Kohleschicht reduziert durch die geringe Temperaturleitfähigkeit die Durchwärmung des Ausgangsmaterials infolge der thermischen Einwirkung aus der Verbrennung der Pyrolysegase. Mit anhaltender thermischer Beanspruchung findet eine vollständige Zersetzung der isolierenden Kohleschicht statt, welche zur Reduktion des Ausgangsquerschnittes führt.

Die freigesetzte Wärmeenergie infolge der Verbrennung der Pyrolysegase ermöglicht eine ausreichende thermische Einwirkung für eine Aufrechterhaltung der Pyrolyse des Ausgangsmaterials, sodass der Zersetzungsprozess selbstständig erhalten bleibt.

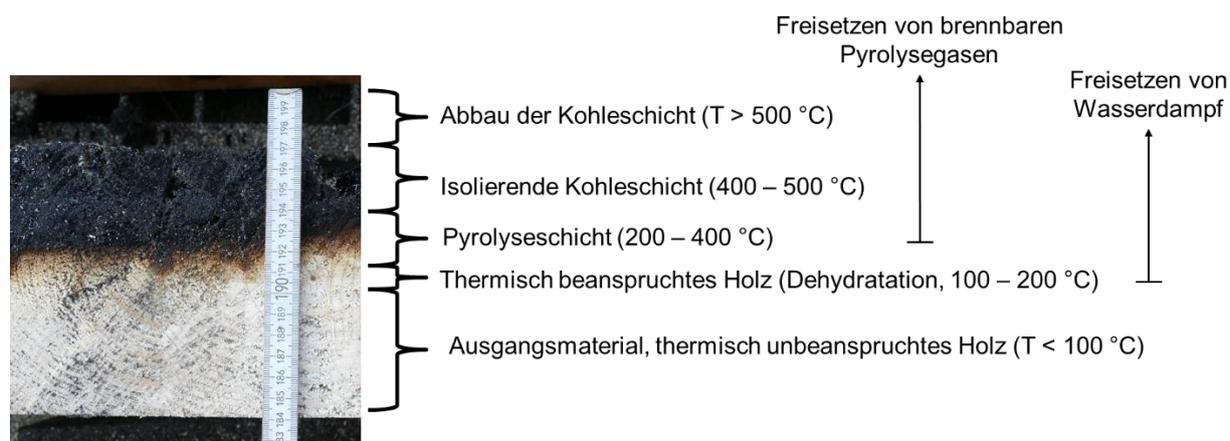


Abbildung 3: Thermische Zersetzung von Nadelholz (Fichte)

Das zeitliche Voranschreiten der Pyrolysefront in das Ausgangsmaterial kann als Abbrandrate in der Einheit mm/min beschrieben werden. Die Abbrandrate von Holz ist, wie experimentelle Untersuchungen zeigen [7], [8], [9] und [10], als gekoppeltes System mit der thermischen Einwirkung zu betrachten. Außerdem ist die Abbrandrate von verschiedenen Materialeigenschaften wie z. B. Dichte, Feuchtegehalt, Holzart abhängig. Einen Einfluss auf die Abbrandrate besitzen ebenso der Profilmfaktor sowie eine ein- oder mehrdimensionale Brandbeanspruchung.

Normative Abbrandraten für die im Bauwesen gängigen Holzarten unter thermischer Beanspruchung durch die ETK sind in DIN EN 1995-1-2 [11] enthalten. Tabelle 1 stellt die normativen Abbrandraten aus [11] dar. Gekennzeichnet von einer besonders schnellen Aufheizrate, in Verbindung mit einem kontinuierlichen Temperaturanstieg der ETK, können die tabellierten Abbrandraten über die gesamte Beanspruchungsdauer als nahezu konstant angesetzt werden.

Infolge der Abhängigkeit der Abbrandrate gegenüber der thermischen Einwirkung sind die in Tabelle 1 aufgeführten Abbrandraten für die veränderlichen Temperaturverläufe von Naturbränden mit unterschiedlichen Aufheiz- und Abkühlraten nur bedingt anwendbar. Die Abbildung eines realen Brandverlaufes durch ein Naturbrandszenario beinhaltet neben einer Brandentwicklungsphase, bei der die Aufheizraten deutlich geringer gegenüber der

ETK ausfallen können, eine Vollbrandphase (stationäre Brandphase) auch eine Abkühlphase. Sinkt die Massenverlustrate der ungeschützten Holzflächen innerhalb der Abkühlphase aufgrund der thermische Einwirkung aus Temperatur oder Wärmestrom unter unterhalb  $3,5 \text{ g}/(\text{s}\cdot\text{m}^2)$  [12] kann ein Selbstverlösch der brennenden Holzflächen eintreten. Aus systematischen Untersuchungen [12] konnte festgestellt werden, dass der Grenzwert der Massenverlustrate von geometrischen Größen (Menge und Anordnung der ungeschützten Holzflächen und Ventilationsfaktor) und materialspezifischen Größen (thermische Eigenschaften der Umfassungsbauteile und Leistungsfähigkeit der Brandschutzbekleidung) abhängt. Somit stellt sich bei einer Naturbrandbeanspruchung eine nichtlineare Abbrandrate ein.

Tabelle 1: Bemessungswerte der Abbrandraten  $\beta_0$  und  $\beta_n$  für Bauholz, Furnierschichtholz, Holzbekleidungen und Holzwerkstoffe [11]

Material	$\beta_0$ mm/min	$\beta_n$ mm/min
<b>a) Nadelholz und Buche</b>		
Brettschichtholz mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,7
Vollholz mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,8
<b>b) Laubholz</b>		
Vollholz oder Brettschichtholz mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 290 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,7
Vollholz oder Brettschichtholz mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 450 \text{ kg/m}^3$	0,50	0,55
<b>c) Furnierschichtholz</b>		
mit einer charakteristischen Rohdichte von $\geq 480 \text{ kg/m}^3$	0,65	0,7
<b>d) Platten</b>		
Holzbekleidungen	0,9 <sup>a</sup>	–
Sperrholz	1,0 <sup>a</sup>	–
Holzwerkstoffplatten außer Sperrholz	0,9 <sup>a</sup>	–
a Die Werte gelten für eine charakteristische Rohdichte von $450 \text{ kg/m}^3$ und eine Werkstoffdicke von 20 mm, für andere Werkstoffdicken und Rohdichten, siehe 3.4.2 (9)		

Ist die thermische Einwirkung aufgrund des Abkühlens der einwirkenden Temperaturbeanspruchung oder zunehmender Wärmeverluste infolge der endothermen Reaktionen (Dehydratation und erste thermische Zersetzungen) zu gering für die selbstständige Aufrechterhaltung des Zersetzungsprozesses, kann das Fortschreiten der Pyrolysefront zum Erliegen kommen. In diesem Fall kann ein Selbstverlösch der brennenden Holzbauteile eintreten. Hierbei erfolgt zunächst ein Verlösch des sichtbaren Flammenbrandes und der Übergang in einen Glimmbrand innerhalb der Pyrolysefront stellt sich ein. Bei zunehmenden Wärmeverlusten in der Pyrolysefront findet abschließend ein Verlösch des Glimmbrandes statt, wodurch die thermische Zersetzung des Ausgangsmaterials beendet wird.

### 3. Naturbrandmodelle

Soll im Zuge der Betrachtung eines realen Brandes bzw. eines natürlichen Brandverlaufes in einem Raum eine leistungsorientierte und realitätsnahe Ermittlung der thermischen Einwirkung erfolgen, können vereinfachte und allgemeine Brandmodelle angewendet werden. Für diese Brandmodelle können individuelle Annahmen hinsichtlich einer Vielzahl an möglichen bzw. erforderlichen Eingangsparameter erfolgen.

Bei den vereinfachten Brandmodellen handelt es sich um Näherungsverfahren, mit denen in einer einfachen Handrechnung bzw. Tabellenkalkulation der Temperaturzeitverlauf eines natürlichen Brandes in Abhängigkeit der wesentlichen physikalischen Eingangsgrößen wie

Brandlastdichte und Ventilationsbedingungen berechnet werden kann [3]. Beispielhaft ist hier das in DIN EN 1991-1-2/NA [13] enthaltene vereinfachte Naturbrandmodell für vollentwickelte Raumbrände zu nennen.

Eine Differenzierung der vereinfachten Brandmodelle ist hinsichtlich der Anwendungsbereiche in Preflashover-Modelle, Postflashover-Modelle und Flashover-Modelle möglich. Die Preflashover-Modelle beschreiben den Brandverlauf bevor ein Flashover bzw. ein Vollbrand eingetreten ist. Die Postflashover-Modelle beschreiben den Brandverlauf auch nach dem Eintritt des Flashovers inkl. der anschließenden Vollbrandphase. Ein Flashover-Modell ermittelt in Abhängigkeit der Raumgeometrie und Ventilationsverhältnisse die benötigte Wärmeenergie, die zum Eintritt eines Flashovers führt. In diesen Modellen sind häufig empirische Ansätze enthalten, die aufgrund von Experimenten bezüglich einer spezifischen Fragestellung gewonnen wurden. Durch geeignete Experimente lassen sich die wesentlichen Einflussparameter und ihr physikalischer Zusammenhang ermitteln und in Form vereinfachter Gleichungen darstellen.

Allgemeine Brandmodelle, wie Zonen- oder CFD-Modelle (Feldmodelle), berechnen die thermische Einwirkung rechnergestützt. Bei den Zonenmodellen erfolgt eine Wärme- und Massenbilanzierung für Zonen mit annähernd homogenen Verhältnissen, wie einer oben liegenden Heißgas- und einer unten liegenden Kaltgasschicht. Die Einmischung von Luft in die Flamme und in die aufsteigenden Flammengase (Plume) wird zusätzlich modelliert. Dies geschieht mithilfe von Plume-Modellen, die den Transport von Rauchgasen vom Brandherd in die Rauchgasschicht beschreiben. Bei den CFD-Modellen wird der Berechnungsraum in viele hinreichend kleine Kontrollvolumina (Zellen) diskretisiert, für die die Erhaltungsgleichungen von Masse, Energie und Impuls numerisch gelöst werden und die zeitliche und örtliche Variation elementarer Größen wie Druck, Dichte der Gase, Strömungsgeschwindigkeiten und Temperaturen berechnet werden [3]. Bei den CFD-Modellen wird der Einfluss empirischer, durch Anpassung an experimentellen Daten festzulegender Modellparameter möglichst klein gehalten [3]. Ein im Brandschutzingenieurwesen weit verbreitetes CFD-Modell ist der Fire Dynamics Simulator (FDS) [14]. Die Auswahl des Brandmodells hängt maßgeblich von der Fragestellung ab, wie z. B. die Auslegung von Entrauchungsmaßnahmen oder die Bestimmung von Temperaturverläufen. Entsprechend der Aufgabenstellung sind beispielsweise das gewählte Brandmodell, die zugrundeliegenden Anwendungsgrenzen oder die Ergebnisgüte zu beachten. Eine allgemeine Gegenüberstellung von prinzipiellen Eigenschaften in Zonen- und CFD-Modellen zeigt Tabelle 2.

Tabelle 2: Prinzipielle Eigenschaften von Zonen- und CFD-Modellen unter dem Gesichtspunkt des Brandschutzingenieurwesens [15]

Eigenschaft	Zonenmodell	CFD-Modelle
Geometrieerfassung	angenähert	angenähert bis exakt
Lüftungserfassung	angenähert	angenähert bis exakt
Wärmefreisetzung	angenähert	angenähert
Modellaufwand	gering	hoch
Aussagen	global, bzw. Mittelwerte	lokal
Validierung	aufwendig	aufwendig
Rechenaufwand	gering bis mittel	hoch

Grundlage für Naturbrandmodelle sollte ein reales Bemessungsbrandszenario mit dem zugehörigen Bemessungsbrand sein. Der Bemessungsbrand beschreibt den durch das Bemessungsbrandszenario hervorgerufenen möglichen Brandverlauf quantitativ in Form von zeitabhängigen Brandparametern und ist Grundlage eines risikogerechten Auslegungs-

verfahrens. Der Verlauf des Bemessungsbrandes ist von den wesentlichen Brandparametern, wie z. B. Brandlast, anlagentechnischen Maßnahmen oder Ventilation, abhängig.

## 4. Brandversuche in Holzbauten

Zur Analyse der Branddynamik bei ungeschützten und anfänglich geschützten Holzbauteilen wurden in den letzten 10 Jahren mehrere Naturbrandversuche an Räumen in Holzbauweise (z. B. [16], [17], [18], [19] und [20]) durchgeführt. Wesentlich waren hierbei die Untersuchungen zum Einfluss struktureller Brandlasten auf den Brandverlauf, wie die drei Brandphasen (Brandentwicklungsphase, stationäre Brandphase und Abkühlphase), zum Flashoverzeitpunkt, zum Brandübersprung auf die strukturelle Brandlast und zum Nachbrandverhalten inklusive möglichem Selbstverlöschen. Auch Fragen zum allgemeinen Brandverhalten von Massivholzbauteilen als strukturelle Brandlasten sowie zur Leistungsfähigkeit einer Brandschutzbekleidung unter Naturbrandbeanspruchung wurden analysiert. Die Mehrheit der Versuchsserien enthielten auch Referenzversuche mit ausschließlich mobiler Brandlast zur Verdeutlichung des Einflusses der strukturellen Brandlasten. Nachfolgend folgt eine kurze Zusammenfassung der wesentlichen Erkenntnisse von ausgewählten Serien an realmaßstäblichen Raumbrandversuchen in Holzbauweise.

In Zelinka et al. (2018) [16] erfolgte die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Mengen und der Anordnung von ungeschützten Holzflächen auf den Brandverlauf. Weitere Untersuchungspunkte stellten die Brandweiterleitung in angrenzende Räume sowie die Leistungsfähigkeit von anlagentechnischen Maßnahmen dar. Die Brandraumgrundfläche von 83,54 m<sup>2</sup>, die Ventilationsöffnung von 17,86 m<sup>2</sup> und die mobile Brandlastdichte von 550 MJ/m<sup>2</sup> wurden über die Versuchsserie konstant gehalten.

Es wurde festgestellt, dass mit zusätzlicher struktureller Brandlast die maximale Wärmefreisetzungsrates zunimmt. Der Einfluss auf die Temperaturen im Brandraum bleibt bei der konstanten Ventilationsöffnung marginal, wodurch deutlich wird, dass vermehrt eine Verbrennung vor der Fassade stattfindet. Außerdem zeigten die anlagentechnischen Maßnahmen (Sprinkleranlage) eine sehr gute Leistungsfähigkeit hinsichtlich der Ansprechzeit und Brandunterdrückung. Die Versuche ohne anlagentechnische Maßnahmen zeigten im Nachbrandverhalten ein Selbstverlöschen der ungeschützten Holzbauteile nach dem Ausbrand der mobilen Brandlast auf.

Su et al. (2018) [17] analysierten den Einfluss von unterschiedlicher Mengen an ungeschützten Holzflächen in Kombination mit verschiedenen Ventilationsbedingungen auf den Brandverlauf. Als konstante Größen wurden die Brandraumgrundfläche zu 41,86 m<sup>2</sup> und eine mobile Brandlastdichte von 550 MJ/m<sup>2</sup> festgelegt. Die Ventilationsöffnung betrug 3,6 m<sup>2</sup> bzw. 7,2 m<sup>2</sup>.

Die Versuchsergebnisse bestätigten die Erkenntnisse zum Brandverlauf aus [16]. Zudem zeigten die Versuchsdaten einen signifikanten Einfluss der Ventilationsbedingungen auf den Brandverlauf, welches sich in der stationären Brandphase und der Abkühlphase deutlich widerspiegelt. Eine kleinere Ventilationsöffnung führt zu einer Zunahme der Verbrennung von der Fassade, aufgrund des ventilationsgesteuerten Brandregimes.

Robert et al. (2020) [18] befassten sich mit der experimentellen Untersuchung des Einflusses von unterschiedlichen Ventilationsbedingungen. Neben den Versuchen mit struktureller Brandlast wurden auch Versuche mit ausschließlich mobiler Brandlast zur Bewertung durchgeführt. Die Konzeption der Versuche enthielt eine konstante Brandraumgrundfläche von 24,0 m<sup>2</sup>, eine konstante Menge an struktureller Brandlast (Massivholzdecke mit 24,0 m<sup>2</sup> bzw. 0 m<sup>2</sup>) und einer konstanten mobilen Brandlastdichte von 891 MJ/m<sup>2</sup>.

Die Versuchsergebnisse bestätigen die in [17] festgestellten Einflüsse der Ventilationsbedingungen auf den Brandverlauf. Infolge der deutlich größeren mobilen Brandlast konnte eine Zunahme der Verbrennung vor der Fassade mit der Verringerung der Ventilation festgestellt werden. Ebenfalls führten die geringeren Ventilationsöffnungen zu einer etwas

längeren Brandentwicklung und einer länger anhaltenden Brandbeanspruchung, welche mit einer höheren Abbrandtiefe korreliert.

In Brandon et al. (2021) [19] erfolgte eine Untersuchung zum Nachbrandverhalten bei strukturellen Brandlasten. Die Versuche wiesen eine sehr hohe Menge an strukturellen Brandlasten auf, welche das Nachbrandverhalten maßgeblich beeinflussen. Der Versuchsserie lagen eine konstante Brandraumgrundfläche von 53,80 m<sup>2</sup>, zwei verschiedene Ventilationsöffnungen (8,0 m<sup>2</sup> und 31,2 m<sup>2</sup>) und eine gleichbleibende mobile Brandlastdichte von 560 MJ/m<sup>2</sup> zugrunde.

Die grundlegende Auswirkung von der Menge der strukturellen Brandlasten und den Ventilationsbedingungen auf den Brandverlauf stehen im Einklang mit den Erkenntnissen aus [16], [17] und [18]. Die Versuchsdaten zeigen zudem, dass bei einer hohen Menge an strukturellen Brandlasten ein Selbstverlöschen eintreten kann, sofern die mobile Brandlast aufgezehrt ist.

In [20] wird in einer Versuchsserie der Einfluss von unterschiedlichen Mengen an strukturellen Brandlasten und die Auswirkung eines Versagens von Brandschutzbekleidungen auf den Brandverlauf gezeigt. Es wurden zwei unterschiedliche Brandraumgrundflächen von 20,25 m<sup>2</sup> und 40,50 m<sup>2</sup> betrachtet. Die Ventilationsbedingungen sowie die mobile Brandlastdichte von 1085 MJ/m<sup>2</sup> wurden für die Versuchsserie konstant gehalten.

Der Einfluss des Beitrages von strukturellen Brandlasten ist in der Versuchsserie in den berechneten Wärmefreisetzungsraten und in den Temperaturmessungen im Brandraum und vor der Fassade sichtbar. Bezogen auf die Brandraumtemperaturen zeigt sich der Einfluss 1) durch einen geringfügig früheren Eintritt des Flashovers und 2) in Form eines intensiveren Nachbrandverhaltens während der Abkühlphase, welches maßgeblich durch ein Versagen der Brandschutzbekleidung und dem Beitrag der anfänglich geschützten Holzbauteile am Brandgeschehen beeinflusst wurde.

## 5. Erweiterung vereinfachter Naturbrandmodelle zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten

Aus den Erkenntnissen der Versuche an Räumen in Holzbauweise mit ungeschützten Holzoberflächen wurde in [21] ein Ansatz für eine Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells nach DIN EN 1991-1-2/NA [13] mit Berücksichtigung des Einflusses von ungeschützten strukturellen Brandlasten vorgestellt. Die zusätzliche Wärmefreisetzung aus den strukturellen Brandlasten kann im vereinfachten Naturbrandmodell in den Gleichungen für die Brandlastdichte (Gl. 1) und der maximalen Wärmefreisetzungsrates (Gl. 2) für den brandlastgesteuerten Brandfall berücksichtigt werden. Die Erweiterung dieser Gleichungen, zur Berücksichtigung der strukturellen Brandlast, erfolgt jeweils über den zweiten Term in Gl. 1 und Gl. 2. Die Brandlastdichte ergibt sich aus der Summe der mobilen und strukturellen Brandlasten ( $\rho_{tim}$ ) entsprechend Gl. 1 zu:

$$q_{f,tot} = q_{f,k} \cdot \chi + A_{tim} \cdot d_{char,t} \cdot \chi \cdot H_{c,tim} \cdot \rho_{tim} / A_f \quad \text{Gl. 1}$$

mit:

$q_{f,k}$	Charakteristischer Wert der mobilen Brandlastdichte nach DIN EN 1991-1-2/NA [14] in MJ/m <sup>2</sup>
$\chi$	Verbrennungseffektivität
$A_{tim}$	Oberfläche der ungeschützten Holzflächen in m <sup>2</sup>
$d_{char,t}$	Abbrandtiefe der ungeschützten Holzflächen in m
$H_{c,tim}$	Netto-Verbrennungswärme von Holz in MJ/kg
$\rho_{tim}$	Dichte von Holz in kg/m <sup>3</sup>
$A_f$	Brandraumgrundfläche in m <sup>2</sup>

Die maximale Wärmefreisetzungsrate des brandlastgesteuerten Brandes wird mittels Gl. 2 berechnet.

$$Q_{\max,f,k} = RHR_f \cdot A_f + RHR_{tim} \cdot A_{tim} \quad \text{mit} \quad RHR_{tim} = \dot{r}_{tim}'' \cdot \chi \cdot H_{c,tim} \quad \text{Gl. 2}$$

mit:

$RHR_f$	Charakteristische Wert flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate nach DIN EN 1991-1-2/NA [14] in MW/m <sup>2</sup>
$A_f$	Brandraumgrundfläche in m <sup>2</sup>
$RHR_{tim}$	Wert der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate der ungeschützten Holzflächen in MW/m <sup>2</sup>
$A_{tim}$	Oberfläche der ungeschützten Holzflächen in m <sup>2</sup>
$\dot{r}_{tim}''$	Flächenbezogenen Massenverlustrate von Holz in kg/(s m <sup>2</sup> )
$\chi$	Verbrennungseffektivität
$H_{c,tim}$	Netto-Verbrennungswärme von Holz in MJ/kg

Die flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate der ungeschützten Holzflächen  $RHR_{tim}$  wurde aus Messdaten von Cone-Calorimeter Untersuchungen nach [23] bestimmt. Für die vereinfachte Betrachtung wurde als Näherung ein Mittelwert der gemessenen Maxima der flächenbezogenen Massenverlustraten von  $\dot{r}_{tim}'' = 0,0136 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$  herangezogen.

Die in Gl. 1 und Gl. 2 angegebene Netto-Verbrennungswärme von Holz ( $H_{c,tim}$ ) wurde mit 17,28 MJ/kg und die Verbrennungseffektivität mit 0,8 angesetzt. Die in Gl. 1 enthaltene Größe  $d_{char,t}$  beschreibt die Abbrandtiefe der ungeschützten Holzflächen, wodurch eine zusätzliche Wärmefreisetzung entsteht und länger anhaltende und ggf. höhere Brandraumtemperaturen resultieren. Zur Berechnung der Abbrandtiefe unter einer Naturbrandbeanspruchung wurde ein empirisch erarbeiteter Äquivalenzansatz [8], [22] (siehe Gl. 3) gewählt. Der Äquivalenzansatz ermittelt die Abbrandtiefe unter Berücksichtigung einer Regressionsgleichung, welche durch systematische Auswertung einer Vielzahl an Versuchsdaten abgeleitet wurde, die die kumulierte thermische Einwirkung  $kT$  beinhaltet.

$$d_{char,t} = \left( \frac{kT}{1,35 \cdot 10^5} \right)^{1/1,6} \quad \text{mit} \quad kT = \int_0^t (T + 273,15)^2 dt \quad \text{Gl. 3}$$

Die Addition der mobilen Brandlastdichte mit der strukturellen Brandlastdichte aus dem Abbrand hat zur Folge, dass das erweiterte Naturbrandmodell in einen iterativen Prozess zur Ermittlung der Naturbrandkurve übergeht. Dieses ergibt sich infolge des verwendeten Ansatzes zur Ermittlung der Abbrandtiefe, welche eine Kopplung zur berechneten Brandraumtemperatur aufweist.

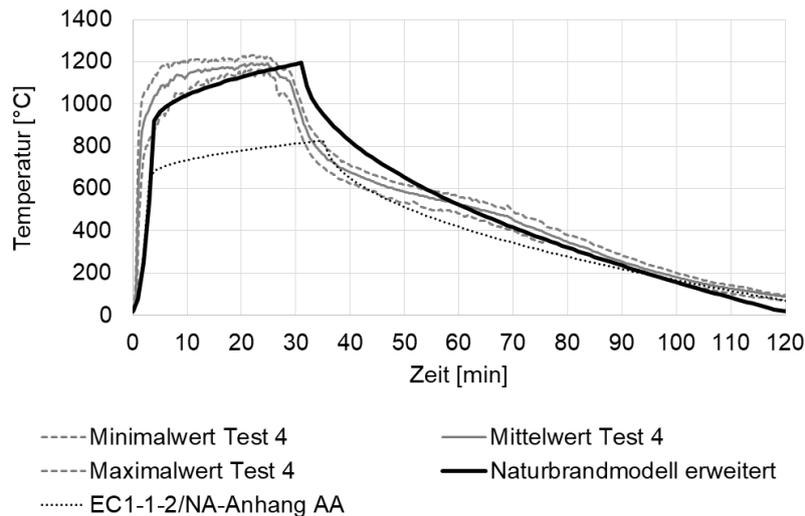


Abbildung 4: Vergleich des berechneten Temperaturzeitverlaufs des erweiterten Naturbrandmodells zu gemessenen Temperaturzeitkurven der „Epernon Fire Tests“ nach [18]

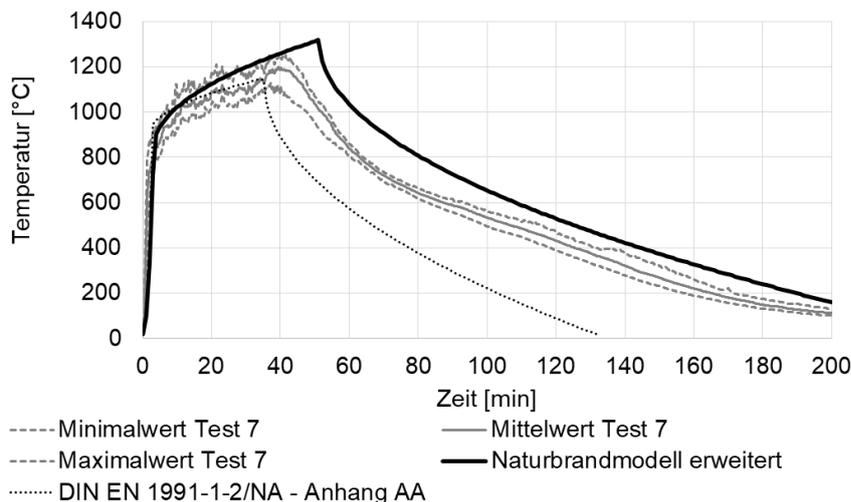


Abbildung 5: Vergleich des berechneten Temperaturzeitverlaufs des erweiterten Naturbrandmodells zu gemessenen Temperaturzeitkurven der „Epernon Fire Tests“ nach [18]

Eine Gegenüberstellung von berechneten Temperaturzeitverläufen mit dem erweiterten Naturbrandmodell und Messdaten von zwei ausgewählten Versuchen aus [18] weist eine hinreichende Übereinstimmung auf, wie Abbildung 4 und Abbildung 5 zeigen. Zusätzlich ist der berechnete Temperaturzeitverlauf mit dem vereinfachten Naturbrandmodell nach DIN EN 1991-1-2/NA [13] als gepunktete Linie dargestellt. Der Einfluss aus der Erweiterung um die strukturelle Brandlast ungeschützter Holzflächen ist deutlich erkennbar.

Lediglich die Temperaturen für Test 4 in Abbildung 4 zu Beginn des Vollbrandes (5. – 15. Minute) sowie zum Ende der Abkühlphase (50. – 120. Minute) werden leicht unter- bzw. überschätzt. In Abbildung 5 werden zu Beginn der Abkühlphase die Messergebnisse leicht überschätzt.

Die mit dem erweiterten Naturbrandmodell berechneten Temperaturzeitverläufe liegen weitestgehend auf der sicheren Seite.

Die aktuelle Formulierung des erweiterten Naturbrandmodells weist noch Schwächen bei der Prognose der Raumtemperaturen in der Abkühlphase auf, da z. B. das Versagen der Brandschutzbekleidung von anfänglich geschützten Holzbauteilen nicht abgebildet werden kann. Des Weiteren führt die zusätzliche Brandlast aus den strukturellen Brandlasten teilweise zu einer Überschreitung der Modell-Anwendungsgrenze der Brandlastdichte. Dadurch erfolgt ein Übersteuern des erweiterten Naturbrandmodells und die berechneten Naturbrandkurven liegen zunehmend auf der sicheren Seite.

## 6. Ansatz zur Berücksichtigung struktureller Brandlasten für die Modellierung mit allgemeinen Naturbrandmodellen

Bei der Anwendung von allgemeinen Naturbrandmodellen stellt die hinreichend genaue Modellierung der Auswirkung von strukturellen Brandlasten auf den Brandverlauf zurzeit noch eine besondere Herausforderung dar. Dieses beruht zum einen auf das nichtlineare Abbrandverhalten von Holz unter Naturbrandbeanspruchung und zum anderen auf dem im Nachbrandverhalten möglichen Selbstverlöschen, welches durch eine Vielzahl von Faktoren beeinflusst wird.

Nach [14] sind drei grundlegende Varianten zur Modellierung der Wärmefreisetzung von ungeschützten Holzflächen bzw. strukturellen Brandlasten in dem CFD-Programm Fire Dynamics Simulator (FDS) möglich.

1) Abbildung über eine zeitlich vordefinierte Wärmefreisetzungsrates

Eine Variante der Modellierung ist die Verwendung einer vordefinierten zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrates, welche ab dem Erreichen einer Zündtemperatur, welche sich auf die Oberflächentemperatur der modellierten strukturellen Brandlast bezieht, freigesetzt wird. Voraussetzung hierfür ist, dass der zeitliche Verlauf der Wärmefreisetzungsrates bereits bekannt ist, was in den seltensten Fällen zutrifft, oder im Vorfeld angenommen werden muss. Aufgrund der zeitlich definierten Wärmefreisetzung lässt sich das im Nachbrandverhalten zu beobachtende Selbstverlöschen bei dieser Variante abbilden.

2) Abbildung über eine konstante Wärmefreisetzungsrates

Die Modellierung einer konstanten, flächenbezogenen Wärmefreisetzung unter Definition einer Zündtemperatur sowie einer Extinktionstemperatur stellt eine weitere Modellierungsvariante dar. Bei dieser Variante müssen der Wert der konstanten Wärmefreisetzungsrates und die beiden Temperaturgrößen bekannt bzw. abgeschätzt werden. Ab Erreichen der Zündtemperatur wird die konstante Wärmefreisetzungsrates freigesetzt. Mit dem Unterschreiten der Extinktionstemperatur wird vereinfacht ein Selbstverlöschen der strukturellen Brandlast abgebildet. Beide Temperaturwerte beziehen sich auf die Oberflächentemperatur der modellierten strukturellen Brandlast.

3) Abbildung über ein eindimensionales Pyrolysemodell

Der Ansatz über ein eindimensionales Pyrolysemodell beschreibt die physikalisch korrekteste und modellierungstechnisch komplexeste Variante der Modellierung. Die Modellierung der thermischen Zersetzung kann hierbei unterschiedlich detailliert erfolgen, wie in Abbildung 6 beispielhaft dargestellt wird. Herausfordernd sind die Festlegung der erforderlichen kinetischen Reaktionsparameter und der Reaktionswärme der Pyrolyse von Holz sowie die thermischen Materialparameter der Zersetzungsbestandteile. Die Berechnung der thermischen Zersetzung in FDS findet über die Arrhenius-Gleichung statt. Für die Darstellung der Pyrolyse von Holz zur Ermittlung der Wärmefreisetzung für Bemessungszwecke empfiehlt sich aus vorgenannten Gründen Detaillierungsgrad a).

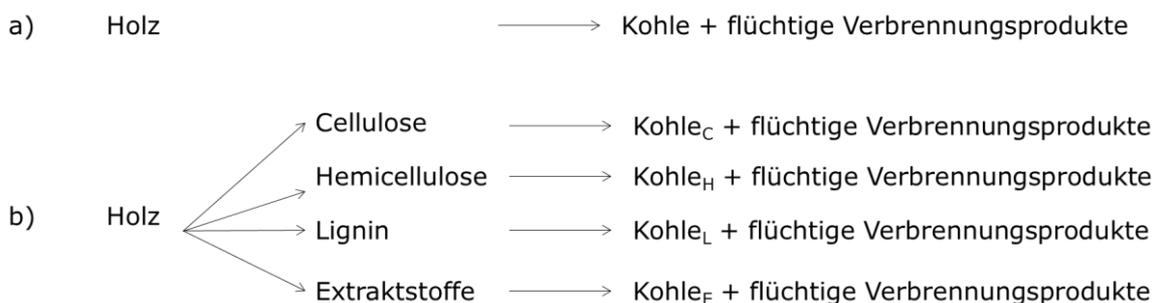


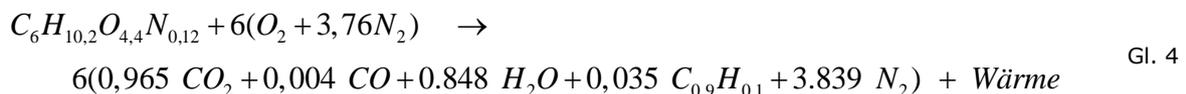
Abbildung 6: Unterschiedlicher Detaillierungsgrad bei der Modellierung der Pyrolyse von Holz

Zur Berechnung der Verbrennung innerhalb von FDS ist für die Varianten 1) und 2) eine vereinfachte Reaktionsgleichung ausreichend. Während bei dem Ansatz eines Pyrolysemodells zumeist eine komplexe stöchiometrische Reaktionsgleichung erforderlich wird, da die bei der Pyrolyse freigesetzten brennbaren Pyrolysegase die Verbrennung maßgeblich steuern.

Ein Vergleich der unterschiedlichen Ansätze zur Modellierung von strukturellen Brandlasten erfolgt anhand von Simulationen zu Versuchsergebnissen aus einem mittelmaßstäblichen Room Corner Versuch (RC\_V1) zur Analyse der Branddynamik [24], [25]. Für den Ansatz 1) ist aus den Versuchsergebnissen der Verlauf der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrates abgeleitet worden. Über die Zuordnung einer angenommenen Zündtemperatur von 300 °C wird der Beitrag der strukturellen Brandlast am Brandverlauf erst berücksichtigt, wenn diese Oberflächentemperatur erreicht ist. Analog dazu ist für den Ansatz 2) nur eine konstante flächenbezogene Wärmefreisetzungsrates mit der Zündtemperatur von 300 °C und einer Extinktionstemperatur von 500 °C verwendet worden. Bei dem Ansatz 3) eines Pyrolysemodells findet die Modellierung der thermischen Zersetzung und der gekoppelten Wärmefreisetzung von Holz vereinfacht in einer dreistufigen Zersetzungsreaktion ab:

- *Dehydratation* – endothermer Vorgang,
- *Pyrolyse* – endothermer Vorgang,
- *Oxidation* – exothermer Vorgang.

Die notwendigen Eingangsparameter der Arrhenius-Gleichung präexponentieller Faktor und Aktivierungsenergie wurden über recherchierte Ergebnisse der thermogravimetrischen Analyse iterativ angenähert. Jede der angesetzten Zersetzungsreaktionen führen in dem Pyrolysemodell zu einer Massenreduktion, was in den Stufen *Pyrolyse* und *Oxidation* mit dem freisetzen von brennbaren Pyrolysegasen einhergeht. Die hochkomplexe Verbrennung von Holz lässt sich vereinfachend mit der in Gl. 4 dargestellten stöchiometrischen Reaktionsgleichung beschreiben. Als Verbrennungswärme wird 17,28 MJ/kg angesetzt über die im Pyrolysemodell enthaltenen Werte für Soot-, CO-Yield und Materialfeuchte wird die Verbrennungseffektivität vereinfacht abgebildet.



Es ist jedoch anzumerken, dass mit dem Ansatz 1) der vordefinierten zeitabhängigen Wärmefreisetzungsrates pro Flächeneinheit der Zeitpunkt des Beginns der Abkühlphase für die strukturelle Brandlast vor dem Simulationsdurchlauf zu definieren ist. Entsprechend eignet sich dieser Ansatz nur zur Nachrechnung von Versuchsergebnissen und weniger zur Prognose von Brandverläufen.

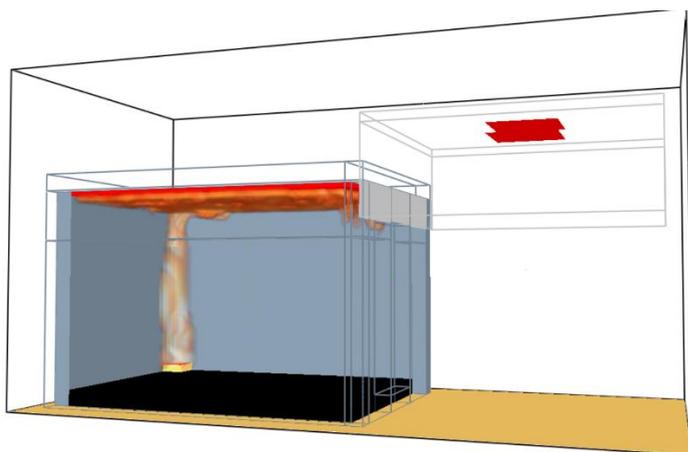


Abbildung 7: Darstellung der flächenbezogenen Wärmefreisetzungsrate ( $HRR_{PUA} > 200 \text{ kW}$ ) des Simulationsmodells vom Room Corner Test (RC\_V1) aus [24] zur 15. Minute

Die Modellierungsvarianten wurden mittels Vergleichsrechnungen zu einem in [24] und [25] beschriebenen mittelmaßstäblichen Brandversuch im Room Corner Testraum analysiert. Der Versuchsaufbau beinhaltet eine Brandquelle in Form eines Gasbrenners mit den Leistungsstufen (0. – 10. Min  $\rightarrow 100 \text{ kW}$ ; 11. – 40. Min  $\rightarrow 300 \text{ kW}$ ). Als strukturelle Brandlast wurde der nichtbrennbare Versuchsstand an der Decke mit einer 42 mm starken ungeschützten Massivholzplatte in Fichte ausgekleidet. Im Versuch erfolgte der Brandübersprung von der Brandquelle auf die strukturelle Brandlast mit dem Erhöhen der Leistung der Brandquelle auf 300 kW. Nach dem Abschalten der Brandquelle in der 40. min erfolgte für die ungeschützte Massivholzdecke ein Selbstverlöschen. Der modellierte Versuchsaufbau ist in Abbildung 7 ersichtlich, wobei zum besseren Verständnis zwei Wände nur mit den Außenlinien dargestellt sind.

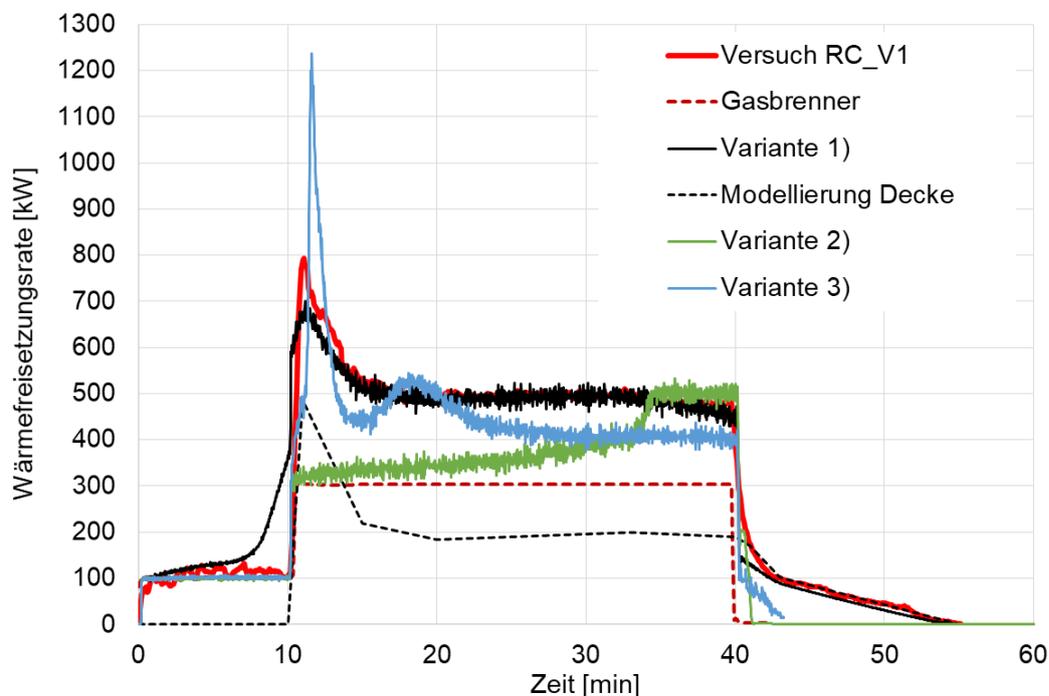


Abbildung 8: Vergleich der unterschiedlichen Varianten zur Modellierung anhand der Wärmefreisetzungsrate

In Abbildung 8 ist der Vergleich zwischen der im Versuch gemessenen Wärmefreisetzungsrate (HRR) und der in den Simulationen, aus den drei unterschiedlichen Varianten 1) bis 3) zur Modellierung, berechneten Wärmefreisetzungsrate ersichtlich. Die Kurve ‚Versuch RC\_V1‘ stellt die im Versuch über die Sauerstoffverbrauchsmethode gemessene HRR dar. In gestrichelter Linie ist mit ‚Gasbrenner‘ die HRR der Brandquelle dargestellt, welche aus

der Durchflussmessung berechnet wurde. Die Variante 1) der zeitlich vordefinierten Wärmefreisetzungsrate, bei der die gestrichelte Linie ‚Modellierung Decke‘ die vordefinierte HRR abbildet, zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten auf. Lediglich im Zeitbereich 0. – 10. Minute zeigt sich im Simulationsmodell eine bereichsweise verfrühte lokale Entzündung der Decke. In der Variante 2), hier wurde die HRR über ein konstante flächenbezogene HRR von  $23,2 \text{ kW/m}^2$  festgelegt (abgeleitet aus dem Versuch RC\_V1), erfolgt die Entzündung der Decke deutlich verzögert bzw. bleibt lokal begrenzt. Erst ab der 35. Minute beteiligte sich die gesamte Decke am Brandgeschehen. Gegenüber der Variante 1) fehlt der Peak bei dem Brandübersprung von der Brandquelle auf die Decke. Entsprechend erfolgt die Brandausbreitung an der Decke in Variante 2) nur sehr träge. Die Intensität der Brandquelle ist als ein wesentlicher Einflussparameter auf die Brandausbreitung der Variante 2) zu benennen. Einen etwas dynamischeren Kurvenverlauf zeigt die HRR der Variante 3). Zunächst zeigt sich nach Entzündung der Decke im Modell ein starker Peak mit einem anschließenden Abfall der HRR. Im Bereich ab der 25. Minute bis zum Abstellen der Brandquelle in der 40. Minute wird die im Versuch gemessene HRR von der Variante 3) unterschätzt.

Für die untersuchten Varianten konnte der Zeitpunkt der Entzündung nur in den Varianten 1) und 3) hinreichend abgebildet werden. Bezogen auf das Selbstverlöschen nach dem Abschalten der Brandquelle zeigten alle Varianten eine passable Abbildung.

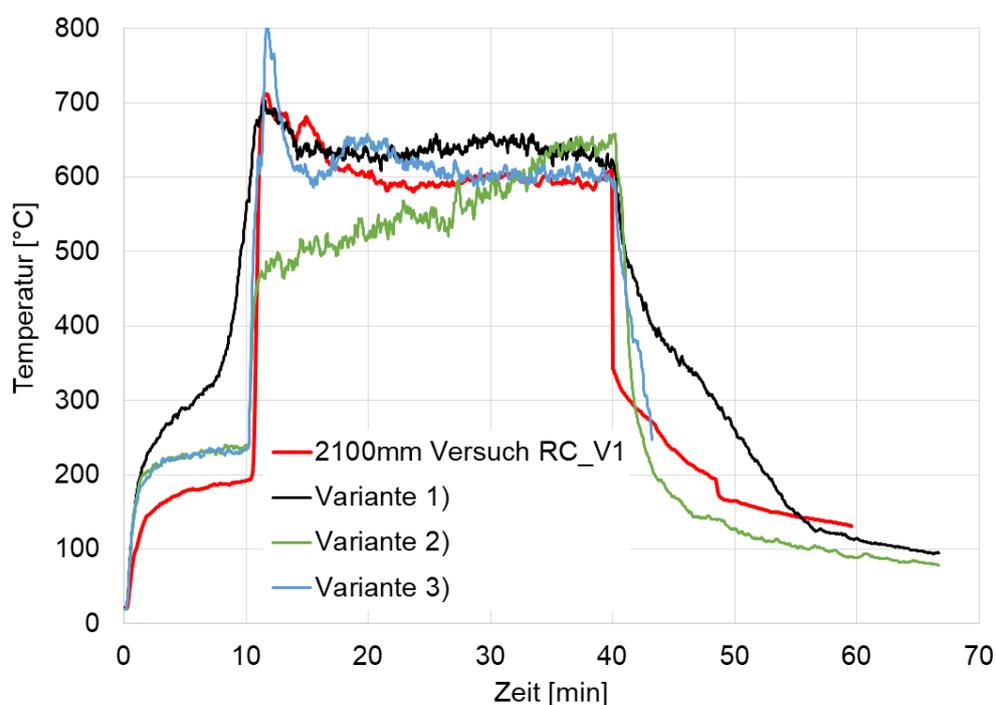


Abbildung 9: Vergleich der unterschiedlichen Varianten zur Modellierung anhand der Brandraumtemperatur mittig des Raumes in 2100 mm Höhe

Die Gegenüberstellung der Temperaturen in Raummitte in 2100 mm Höhe zeigt Abbildung 9. Analog zu den Verläufen der HRR ist die Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Brandraumtemperaturen zu bewerten. Bei der Variante 3) zeigt sich trotz der leichten Abweichung der Wärmefreisetzungsrate eine gute Abbildung der Temperaturen im Brandraum. Für alle Varianten lässt sich jedoch eine geringe Abweichung im Bereich bis zum Brandübersprung auf die Decke (0. – 10. Min) und nach Abschalten der Brandquelle (ab 40. Min) feststellen.

## 7. Bemessung nach ETK und mit Naturbrandmodellen im Vergleich

Die vorliegenden Erkenntnisse aus Raumbrandversuchen an Holzkonstruktionen zeigen, dass der Brandverlauf bei gleicher mobiler Brandlast wesentlich von der Menge der strukturellen Brandlasten sowie dem Ventilationsverhältnis abhängt. Die Menge der strukturellen Brandlast wird weitgehend vom Anteil der ungeschützten Holzoberfläche an der Gesamtfläche bestimmt.

Bei der Bemessung mit Naturbrandmodellen ist der Temperaturzeitverlauf abhängig von der Brandlast, den Ventilationsbedingungen, der Brandraumgeometrie und den thermischen Eigenschaften der Umfassungsbauteile. Die mobilen Brandlasten werden gemäß [13] entsprechend der 90%-Quantile für die jeweilige Nutzung festgelegt. Für Wohnnutzung entspricht das einer Brandlastdichte von  $1.085 \text{ MJ/m}^2$  an mobilen Brandlasten. Es ergeben sich für Massivbauten typischer Weise Brandverläufe, bei denen die Temperaturen in der Vollbrandphase die ETK übersteigen können, nach dem Aufzehren der Brandlasten diese jedoch abfallen, wobei die ETK stetig ansteigt. Abbildung 10 zeigt den Temperaturzeitverlauf von Brandversuchen in einem Massivbau für 3 unterschiedliche Ventilationsverhältnisse, die im Zuge der Epernon Fire Tests durchgeführt wurden [18]. Die maximalen Temperaturen liegen teilweise deutlich oberhalb  $1000^\circ\text{C}$ . Die Abkühlphase setzt je nach Ventilationsverhältnis zwischen der 30. und 55. Minute ein. Nach 90 Minuten liegt die Temperatur deutlich unterhalb der ETK (standard test).

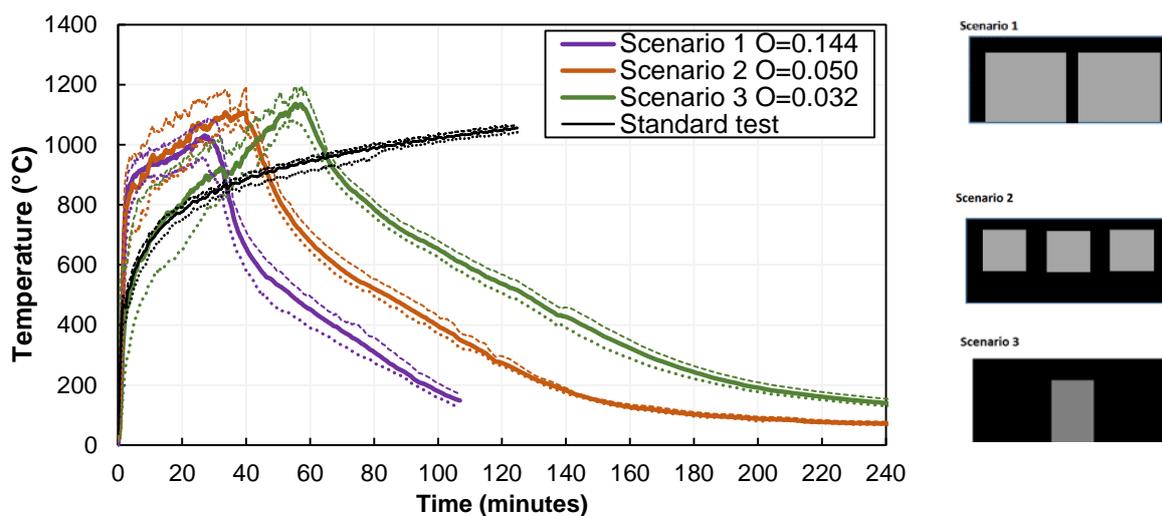


Abbildung 10: Temperaturzeitverläufe von Raumbränden in Massivbauten für unterschiedliche Ventilationsverhältnisse  $O$  im Vergleich zur ETK (standard test) [18]

In Abbildung 11 werden die Temperaturzeitverläufe in den gleichen Räumen mit gleicher mobiler Brandlast gezeigt, bei denen jedoch anstatt einer Stahlbetondecke eine Deckenplatte aus Brettsperrholz (CLT) verwendet wurde. Die Temperaturen liegen nur geringfügig höher als in den Versuchen mit den Stahlbetondecken, die Abkühlphase verläuft jedoch etwas langsamer. Bei den Szenarien 1 und 2 mit der größeren Ventilation liegen die Temperaturen nach 90 Minuten deutlich unterhalb der ETK.

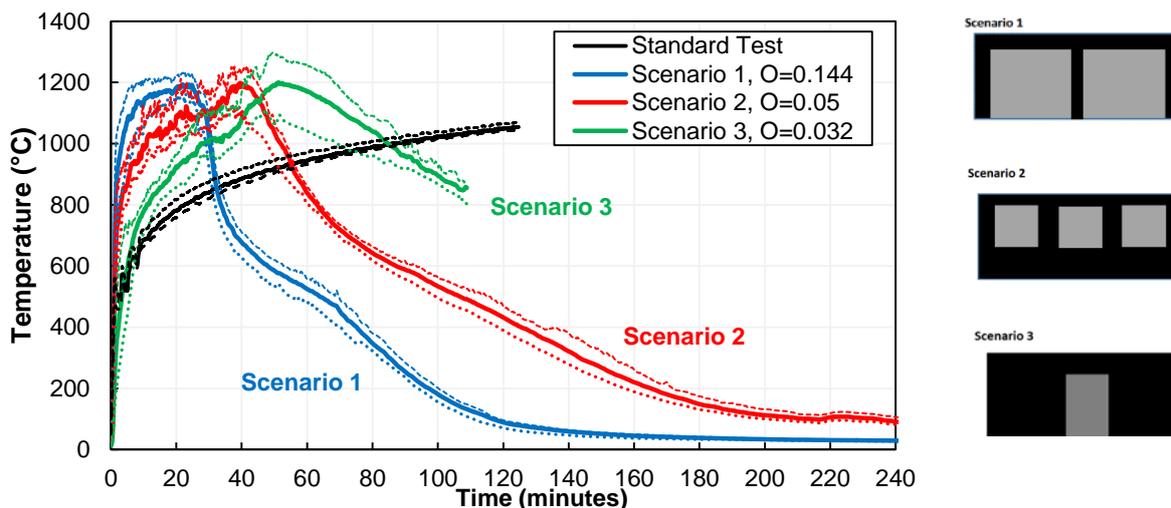


Abbildung 11: Temperaturzeitverläufe von Raumbränden mit einer Decke aus Brettsperrholz (CLT) und massiven Wänden für unterschiedliche Ventilationsverhältnisse  $O$  im Vergleich zur ETK (standard test) [18]

Ausgehend von einem geforderten Feuerwiderstand von 90 Minuten, wie er für tragende und raumabschließende Bauteile der Gebäudeklasse 5 in Deutschland gefordert wird, können sich bei der Anwendung von Naturbrandmodellen, unter der Voraussetzung einer ausreichend großen Ventilation (Wärmeabzug) sowie der Begrenzung des Anteils der brennbaren Oberflächen, Erleichterungen für den Holzbau ergeben.

## 8. Zusammenfassung und Fazit

Ausgangslage dieses Beitrages ist der Ansatz einer leistungsorientierten Bemessung für Gebäude in Holzbauweise mit teilweise ungeschützten Holzbauteilen unter Anwendung von Naturbrandmodellen. Die als strukturelle Brandlasten bezeichneten ungeschützten Holzbauteile beteiligen sich am Brandgeschehen und sind somit in der Ermittlung einer Brandbeanspruchung mit Naturbrandmodellen zu berücksichtigen.

Für die Berücksichtigung von strukturellen Brandlasten in vereinfachten oder allgemeinen Brandmodellen folgt eingangs eine kurze Darstellung des Brandverhaltens von Holz sowie eine kurze Beschreibung der Brandmodelle.

Aus den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen zeigt sich, dass sich durch die strukturelle Brandlast eine kürzere Brandentwicklungsdauer bis zum Eintritt des Flashovers und eine Steigerung der Wärmefreisetzungsrate ergeben. Zudem wird durch die zusätzliche strukturelle Brandlast ein ventilationsgesteuertes Brandregime zu einem früheren Zeitpunkt im Brandverlauf erreicht, welches eine geringere maximale Wärmefreisetzungsrate aber eine längere Branddauer zur Folge hat. Außerdem erfolgt durch eine geringere Ventilationsöffnung bzw. ein ventilationsgesteuertes Brandregime die Zunahme der Flammen vor der aufgehenden Fassade. In einzelnen Versuchen konnte ein Selbstverlöschen immer beim Verlöschen der mobilen Brandlast (Stützfeuer) beobachtet werden, sofern die Menge an ungeschützter Holzoberfläche begrenzt wurde.

Auf Grundlage der Messdaten von Brandversuchen an Räumen in Holzbauweise wird eine Erweiterung des vereinfachten Naturbrandmodells nach DIN EN 1991-1-2/NA bezüglich struktureller Brandlasten vorgestellt. Ein Vergleich mit Brandversuchen zeigt bereits eine hinreichende Übereinstimmung zu Versuchsergebnissen mit ungeschützten Holzdecken.

Zur Berücksichtigung von strukturellen Brandlasten in dem Feldmodell FDS wurden drei mögliche Modellierungsvarianten vorgestellt. Die Eignung der Ansätze zur Abbildung der strukturellen Brandlast wurde anhand von Simulationen eines mittelmaßstäblichen Room-Corner Versuches dargestellt. Der Vergleich zeigt die grundlegende Eignung der Varianten zur Abbildung struktureller Brandlasten. Die Modellierungsvarianten 2) und 3) ermöglichen

durch die Formulierung eine Prognose von Raumbrandtemperaturen. Die Variante 2) zeigte zwar eine trägere Brandausbreitung der strukturellen Brandlast auf, welche bei Verwendung einer Brandquelle mit einer größeren Brandleistung eine vermutlich bessere Annäherung aufweist. In Bezug auf die Güte der Variante zur Abbildung der strukturellen Brandlast weisen die Varianten 1) und 3) eine hinreichende Übereinstimmung auf. Anzumerken ist dazu, dass durch die Variante 1) nur eine Nachrechnung von Bränden zielführend ist, da die zeitlich vordefinierte Wärmefreisetzungsrate in den meisten Fällen eine Unbekannte darstellt.

Die vorliegenden Erkenntnisse aus Raumbrandversuchen an Holzkonstruktionen zeigen, dass der Brandverlauf bei gleicher mobiler Brandlast wesentlich von der Menge der strukturellen Brandlasten sowie dem Ventilationsverhältnis abhängt. Die Menge der strukturellen Brandlast wird weitgehend vom Anteil der ungeschützten Holzoberfläche an der Gesamtläche bestimmt. Ausgehend von einem geforderten Feuerwiderstand von 90 Minuten wie er für tragende und raumabschließende Bauteile der Gebäudeklasse 5 in Deutschland gefordert wird, können sich bei der Anwendung von Naturbrandmodellen unter der Voraussetzung einer ausreichend großen Ventilation (Wärmeabzug) sowie der Begrenzung des Anteils der brennbaren Oberflächen Erleichterungen für den Holzbau ergeben.

## 9. Literatur

- [1] DIN EN 13501-2:2016-12. Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten – Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen; Deutsche Fassung EN 13501-2:2016.
- [2] DIN EN 1991-1-2:2010-12: Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002 + AC:2009.
- [3] Zehfuß, J. (Hrsg.) (2020): Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes. Technischer Bericht TB 04-01 der vfdb. Technischer Bericht.
- [4] Zehfuß, J.; Paliga, K. (2017): Anwendung von Naturbrandmodellen für die brandschutztechnische Bemessung. Bautechnik 94. <https://doi.org/10.1002/bate.201700030>.
- [5] Zehfuß, J.: Naturbrandverfahren für die Bauteilbemessung – Möglichkeiten und Anwendungsgrenzen. In: Jahresfachtagung 2013 der vfdb, Weimar, 27. bis 29. Mai 2013, Tagungsband. Altenberge: Vereinigung zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e. V. (vfdb), 2013.
- [6] Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile und Außenwandbekleidungen in Holzbauweise (MHolzBauRL). Fassung Oktober 2020.
- [7] Kordina, K.; Meyer-Ottens, C.; Scheer, C. (1994): Holzbau Brandschutz Handbuch. Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, München.
- [8] Werther, N. (2016): Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen und deren Berücksichtigung in empirischen und numerischen Beurteilungsverfahren. Dissertation am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der TU München.
- [9] Schmid, J; et al. (2016): Timber under Real Fire Conditions – the Influence of Oxygen Content and Gas Velocity on the Charring Behavior, 9th International Conference on Structures in Fire (SiF), Princeton, USA.
- [10] Engel, T.; Brunkhorst, S.; Steeger, F.; Winter, S.; Zehfuß, J.; Kampmeier, B.; Werther, N. (2020): TIMpuls Grundlagenforschung zum Brandschutz im Holzbau – Abbrandraten, Schutzzeiten von Bekleidungen und Nachbrandverhalten von Holz. Bautechnik 97. <https://doi.org/10.1002/bate.202000043>.

- [11] DIN EN 1995-1-2:2010-12: 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.
- [12] Bartlett, A. I. (2018): Auto-Extinction of Engineered Timber. Dissertation. The University of Edinburgh.
- [13] DIN EN 1991-1-2/NA:2015-09: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke.
- [14] McGrattan, K., et al. (2020): Fire Dynamics Simulator - User's Guide (Sixth Edition). NIST Special Publication 1019. Revision: FDS6.7.4-0-gbfaa110. <http://dx.doi.org/10.6028/NIST.SP.1019>.
- [15] Schneider, U (2009). Ingenieurmethoden im Brandschutz. Werner Verlag, 2. Auflage. ISBN 978-3-8041-5238-0.
- [16] Zelinka, S. et al. (2018): Compartment Fire Testing of a Two-Story Mass Timber Building – General Technical USDA Report: FPL-GTR-247.
- [17] Su, J. et al. (2018): Fire Safety Challenges of Tall Wood Buildings – Cross Laminated Timber Compartment Fire Tests. Final NFPA Report: FPRF-2018-01.
- [18] Robert, F.; Zehfuß, J. et al. (2020): Épernon Fire Tests Programme - Synthesis Report n° EFTP-2020/01. <http://www.epernon-fire-tests.eu>.
- [19] Brandon, D. et al. (2021): Fire Safe implementation of visible mass timber in tall buildings - compartment fire testing. RISE Fire Research Report 2020:94.
- [20] Brunkhorst, S.; Zehfuß, J., Engel, T.; Steeger, F.; Butscher, D.; Kurzer, C.; Werther, N. (2021): TIMpuls Großversuche an Holzbauten. In Tagungsband Braunschweiger Brandschutz-Tage 2021. ISBN 978-3-89288-226-8.
- [21] McNamee, R., Zehfuß, J.: et al. (2020): Enclosure fire dynamics with a cross-laminated timber ceiling. Fire and Materials. 2020;1 - 11. <https://doi.org/10.1002/fam.2904>
- [22] prEN 1995-1-2:2025 (E): Eurocode 5 – Design of timber structures Part 1-2: Structural fire design. Final Draft. September 2021.
- [23] ISO 5660-1:2015-03: Prüfungen zum Brandverhalten von Baustoffen - Wärmefreisetzungs- Rauchentwicklungs- und Masseverlustrate - Teil 1: Wärmefreisetzungsrates (Cone Calorimeter-Verfahren) und Rauchentwicklungsrate (dynamische Messung)
- [24] Brunkhorst, S.; Zehfuß, J. (2019) Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Brandverlauf von Raumbränden mit immobilen Brandlast. In 6th Symposium Structural Fire Engineering. Braunschweig.
- [25] Brunkhorst, S.; Zehfuß, J. (2020) Experimental and Numerical Analysis of Fire Development in Compartment Fires with Immobile Fire Load. In: Proceedings of the 9th International Conference on Wood & Fire Safety 2020. <https://doi.org/10.1007/978-3-030-41235-7>.