

Dissertation ETH Nr. 18156

**ZUM VERHALTEN VON
RAUMABSCHLIESSENDEN MEHRSCHICHTIGEN
HOLZBAUTEILEN IM BRANDFALL**

Abhandlung zur Erlangung des Titels

DOKTORIN DER WISSENSCHAFTEN

der

ETH ZÜRICH

vorlegt von

Vanessa Schleifer

Dipl.-Ing., Universität Karlsruhe (TH)

geboren am 9. August 1973
von Hamburg, Deutschland

angenommen auf Antrag von

Prof. Dr. sc. techn. Mario Fontana, Referent
Tekn. Dr. Jürgen König, Korreferent

2009

Vorwort

Die vorliegende Promotionsarbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin von Herrn Professor Dr. Mario Fontana am Institut für Baustatik und Konstruktion, Fachbereich für Stahl-, Holz- und Verbundbau der Eidgenössischen Technischen Hochschule (ETH) Zürich.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Mario Fontana, der mir die Durchführung des Doktorats ermöglichte und sich immer die Zeit nahm, um Fragen zu diskutieren. Seine stets kompetente und sehr freundliche Unterstützung sowie seine wertvollen Ratschläge trugen wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit bei.

Herrn Tekn. Dr. Jürgen König vom Forschungsinstitut SP Trätek in Stockholm danke ich für die Übernahme des Korreferats sowie für sein grosses Interesse an meiner Arbeit. Vor allem aber möchte ich Ihm für die fachlich kompetenten Anregungen danken und dass Ihm der Weg in die Schweiz nie zu weit war.

Meinen Kolleginnen und Kollegen am Institut für Baustatik und Konstruktion im Fachbereich für Stahl-, Holz- und Verbundbau an der ETH Zürich danke ich für Ihre grosse Unterstützung und Hilfsbereitschaft sowie für das freundschaftliche Verhältnis, was mich stets sehr motiviert hat. Ein besonderer Dank gilt Herrn Dr. Andrea Frangi für seinen grossartigen Einsatz bei zahlreichen fachlichen Diskussionen und für seine wertvollen Ratschläge.

Danken möchte ich meiner Familie und meinen Freunden für ihre immerwährende Unterstützung. Mein besonderer Dank richtet sich an Christian Heins, der mir stets zur Seite stand und immer für mich da war.

Zürich, Dezember 2008

Vanessa Schleifer

Kurzfassung

Der Brandschutz ist im Hochbau ein wichtiges Thema. Durch die Revision der schweizerischen Brandschutzvorschriften (Januar 2005) wurde der Anwendungsbereich für brennbare Bauteile auf eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten erweitert und der Einsatz von Holzkonstruktionen in mehrgeschossigen Gebäuden ermöglicht. Damit gewinnt die Einhaltung der Anforderungen an die Brandabschnitte an Bedeutung, welche von Decken- und Wandkonstruktionen gebildet werden um die Brandausbreitung im oder auf benachbarte Gebäude zu verhindern und sichere Rettungswege zu gewährleisten.

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines Berechnungsmodells zum Nachweis der raumabschliessenden Funktion von massiven und mehrschichtigen Holzbauteilen. Mehrschichtige Bauteile bestehen aus Holzständern bzw. -balken, die ihren Feuerwiderstand durch Bekleidungen und eventuell vorhandene Dämmungen erreichen. Damit die verschiedenen Bekleidungen und Dämmstoffe beliebig kombiniert werden können, wird im vorliegenden Modell eine additive Methode verwendet, bei welcher die Beiträge der einzelnen Komponenten addiert und so der Feuerwiderstand des gesamten Bauteils bestimmt werden kann. Diese Methode wird auch in bereits existierenden Berechnungsmodellen verwendet. Da sich jedoch die einzelnen Schichten gegenseitig beeinflussen, variiert der Beitrag der jeweiligen Schicht nicht nur in Abhängigkeit von Material und Schichtdicke, sondern ebenfalls in Abhängigkeit von der Position der Schicht innerhalb des Bauteils. Von den vorhandenen Modellen berücksichtigt nur das Modell des Eurocodes 5 diesen Einfluss mittels Beiwerten. Das Prinzip der Positionsbeiwerte wird im hier entwickelten Berechnungsmodell wesentlich erweitert.

Die Angaben gemäss Eurocode 5 wurden aus Versuchen abgeleitet. Daher ist bei diesem Modell die Kombinationsmöglichkeit der Schichten und damit der Anwendungsbereich stark eingeschränkt. Um einen beliebigen Aufbau nachweisen zu können wurden für das neue Berechnungsmodell physikalische Modelle für die Grundzeiten und Beiwerte entwickelt und durch numerische Untersuchungen mit dem Finiten Element Programm ANSYS überprüft. Anhand der FE-Modelle konnten systematisch die benötigten Grundzeiten und Beiwerte des Modells hergeleitet werden. Die Grundlage dieser FE-Modelle bilden die thermischen Eigenschaften der verschiedenen Materialien, die unter Berücksichtigung der thermischen Prozesse der jeweiligen Materialien an Versuche angepasst wurden.

Die Ergebnisse dieser Arbeit zeigen, dass die raumabschliessende Funktion mehrschichtiger und massiver Holzbauteilen mit dem hier entwickelten Modell nachgewiesen werden kann. Die rechnerischen Werte stimmen dabei gut mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen überein.

Abstract

Fire safety is an important issue for building design. With the revision of the Swiss fire safety regulations (January 2005) the application range for combustible assemblies was extended to a fire resistance of 60 minutes, and the use of timber structures for multi-storey buildings was made possible. With multi-storey timber structures fire compartmentation becomes more important. Compartmentation is formed by floor and wall assemblies, which limit fire spread beyond the room of fire origin or to surrounding buildings and enable safe emergency routes. The aim of this work is the development of a calculation model to verify the separating function of massive and multilayer timber assemblies. Multilayer assemblies consist of timber studs and beams, and their fire performance depends on the protection provided by linings and cavity insulation. To enable the use of any combination of linings and insulations, the component additive method is applied. With this method the fire resistance of the whole assembly is determined by adding the contribution of every component to the fire resistance. However, the different layers influence each other. Therefore, the contributions of the different layers depend not only on their material and thickness, but also on their position within the assembly. Some of the existing models use a similar method to verify the separating function of timber assemblies. However, only Eurocode 5 considers the influence of the layer position by using coefficients. The principle of the position coefficients is extended significantly in the calculation model developed here in this work.

The design rules according to Eurocode 5 were derived empirically from fire tests. Therefore, there are very few possible combinations of layers, and their application range is extremely limited. To be able to verify any type of assembly, physical models were developed to determine the coefficients for the developed calculation model, and their results were confirmed with finite element thermal analysis using the FE program ANSYS. This approach allowed the systematic determination of the basic times and coefficients of the model. The FE models are based on the thermal properties of the different materials, which were calibrated by using fire tests considering the thermal processes of the materials.

The results of this work show that the separating function of multilayer and massive timber constructions can be verified with the developed calculation model. The calculated fire resistance times are in a good agreement with the results of fire tests.

Inhaltverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Ausgangslage	1
1.2	Problemstellung	2
1.3	Zielsetzung und Übersicht	2
1.4	Abgrenzung	3
2	Raumabschliessende Funktion von Bauteilen	5
2.1	Allgemeine Anforderungen	5
2.2	Vorhandene Berechnungsmodelle	5
2.2.1	Allgemein	5
2.2.2	Berechnungsmodell gemäss Eurocode	6
2.2.3	Berechnungsmodell gemäss britischem Code	6
2.2.4	Berechnungsmodell gemäss kanadischem Code	7
2.2.5	Vergleich der Berechnungsmodelle	7
2.3	Schlussfolgerungen	8
3	Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial	9
3.1	Allgemeines	9
3.2	Thermische Finite Element-Analyse	9
3.2.1	Einleitung	9
3.2.2	FE-Modell	9
3.2.3	Wärmeleitung	11
3.2.4	Wärmestrahlung	12
3.2.5	Wärmeübergang	15
3.3	Thermische Eigenschaften	20
3.3.1	Einleitung	20
3.3.2	Nichtbrennbare Bekleidungen	23
3.3.2.1	Einleitung	23
3.3.2.2	Der Baustoff Gips	24
3.3.2.3	Rohdichte	27
3.3.2.4	Spezifische Wärmekapazität	29
3.3.2.5	Wärmeleitfähigkeit	36
3.3.2.6	Vergleich mit experimentellen Untersuchungen	39
3.3.3	Brennbare Bekleidung	42
3.3.3.1	Einleitung	42
3.3.3.2	Rohdichte	44
3.3.3.3	Spezifische Wärmekapazität	45
3.3.3.4	Wärmeleitfähigkeit	49
3.3.3.5	Vergleich mit experimentellen Untersuchungen	51
3.3.4	Brandverhalten von Dämmmaterial	54

3.3.4.1	Einleitung	54
3.3.4.2	Rohdichte	55
3.3.4.3	Spezifische Wärmekapazität	56
3.3.4.4	Wärmeleitfähigkeit	57
3.3.4.5	Vergleich mit experimentellen Untersuchungen	60
4	Berechnungsmodell	65
4.1	Allgemeines	65
4.2	Modell	65
4.2.1	Allgemein	65
4.2.2	Wärmedurchgang	66
4.2.3	Modellkonzept	67
4.2.4	Abfallen und Rissverhalten	71
4.2.4.1	Abfallen	71
4.2.4.2	Rissverhalten	74
4.3	Grundzeiten	78
4.3.1	Allgemein	78
4.3.2	Nichtbrennbare Bekleidung	79
4.3.3	Brennbare Bekleidung	81
4.3.4	Dämmung	85
4.4	Positionsbeiwerte	88
4.4.1	Allgemein	88
4.4.2	Einfluss der davorliegenden Schichten	88
4.4.3	Einfluss der dahinterliegenden Schichten	98
4.4.4	Hohlräume	104
4.5	Fugen und Aussparungen	108
4.5.1	Allgemein	108
4.5.2	Fugen auf der feuerabgewandten Seite	109
4.5.3	Fugen auf der feuerzugewandten Seite	111
4.6	Vergleich Berechnungsmodell - Versuche - Normen	113
4.7	Modellunsicherheiten	117
4.8	Übersicht des Berechnungsmodells	120
4.9	Modellanwendung für weitere Materialien	126
5	Zusammenfassung und Ausblick	127
5.1	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	127
5.2	Ausblick	128
	Beispiele	131
	Bezeichnungen	135
	Literatur	139
	Lebenslauf	147

1 Einleitung

1.1 Ausgangslage

Durch das steigende Umweltbewusstsein wächst das Interesse an ökologischen Bauweisen. Der Holzbau bietet hier eine Alternative, die eine nachhaltige Bewirtschaftung und Nutzung der erneuerbaren Ressource Holz fördert und den CO₂-Haushalt verbessert. Als brennbarer Baustoff ist jedoch im Holzbau der Brandschutz ein wichtiges Thema. Dieses Thema gewinnt noch mehr an Bedeutung durch den Einsatz von Holzkonstruktionen im Bereich von mehrgeschossigen Bauten, welcher durch die Revision der schweizerischen Brandschutzvorschriften vom 1. Januar 2005 ermöglicht wurde.

Das wichtigste Ziel des Brandschutzes ist die Personensicherheit. Um dieses Ziel zu erreichen, werden bauliche, technische sowie organisatorische Massnahmen getroffen. Technische Massnahmen wie Brandmelde- oder Sprinkleranlagen werden eingesetzt, um den Brand in einer frühen Phase zu entdecken oder zu löschen. Bauliche Massnahmen sollen den Brand auf den Brandabschnitt begrenzen und damit eine unkontrollierte Brandausbreitung verhindern. Zur Kontrolle der Brandausbreitung ist sicher zu stellen, dass die tragende sowie die brandabschnittsbildende Funktion von Bauteilen während eines bestimmten Zeitraumes erhalten bleiben. Holzbauteile besitzen bei richtiger konstruktiver Ausbildung häufig den erforderlichen Feuerwiderstand oder erreichen diesen mit geringem Mehraufwand. Oft wird im Brandschutz auch eine Kombination aus baulichen und technischen Massnahmen angewendet.

Durch brandabschnittsbildende Bauteile wird zum einen der Brand auf vordefinierte Abschnitte begrenzt und die Fluchtwege werden gesichert. Zum anderen wird nicht nur die Flammenausbreitung kontrolliert, sondern ebenfalls die Rauchausbreitung begrenzt. Die Brandabschnitte werden durch flächige Wand- und Deckenkonstruktionen gebildet, die im Holzbau anhand von massiven (vgl. Bild 1.1) oder zusammengesetzten Konstruktionen (vgl. Bild 1.2) ausgeführt werden.

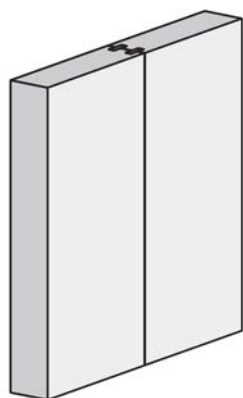


Bild 1.1 Massives Holzbauteil

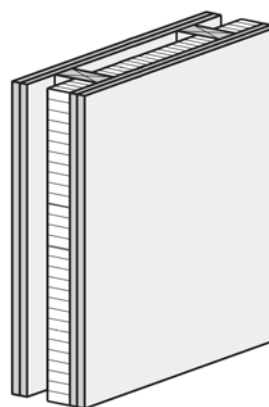


Bild 1.2 Zusammengesetztes mehrschichtiges Holzbauteil

1.2 Problemstellung

Mit der Revision der schweizerischen Brandschutzvorschriften werden seit dem 1. Januar 2005 brennbare Bauteile bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten zugelassen (vgl. VKF: 2003 [88]). Damit wird der Einsatz von Holzbauteilen bei Bauten mit bis zu 6 Geschossen ermöglicht, statt der bis dahin zugelassenen zweigeschossigen Holzbauten. Für den Holzbau erschliessen sich somit neue Märkte im Bereich der mehrgeschossigen Bauten. Vor dieser Revision der schweizerischen Brandschutzvorschriften lagen nur Planungshilfen für Holzkonstruktionen im Brandfall für eine Feuerwiderstandsdauer von bis zu 30 Minuten vor (vgl. VKF: 2003 [88]). Durch die Zulassung von brennbaren Bauteilen mit einer Feuerwiderstandsdauer bis zu 60 Minuten werden neue Grundlagen benötigt. Mit dem durch die Lignum (Dachorganisation der Schweizer Wald- und Holzwirtschaft) geführten Projekt „Brandsicherheit und Holzbau“ wurden Planungsunterlagen für Bauteile mit Feuerwiderständen bis zu 60 Minuten erarbeitet. Diese Unterlagen setzten sich zusammen aus Tabellen mit Decken- und Wandkonstruktionen mit REI30 und REI60 sowie Angaben für die Berechnung von Tragwiderständen im Brandfall. Ein Berechnungsmodell für die raumabschliessende Funktion von Holzbauteilen fehlt jedoch.

Das Berechnungsmodell für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen soll für massive Holzkonstruktionen und für zusammengesetzte Holzbauteile anwendbar sein. Für die zusammengesetzten mehrschichtigen Holzbauteile soll es zudem möglich sein, die Schichten innerhalb des Bauteils beliebig zu kombinieren. Die heute vorhandenen Berechnungsmodelle für die raumabschliessende Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen wurden direkt aus Versuchen abgeleitet. Da die raumabschliessende Funktion von zusammengesetzten Bauteilen abhängig vom Schichtaufbau ist, gelten sie nur für geprüfte Aufbauten und begrenzen somit den Anwendungsbereich. Die EN 1995-1-2: 2004 [24] bietet hierbei die grösste Auswahl von Holzbauteilen für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion an. Dennoch ist auch dieses Berechnungsmodell im Anwendungsbereich stark begrenzt.

1.3 Zielsetzung und Übersicht

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines auf physikalischen Modellen aufgebauten und experimentell abgesicherten Berechnungsmodells für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen. Das Berechnungsmodell soll sowohl für massive Holzkonstruktionen als auch für zusammengesetzte mehrschichtige Holzbauteile anwendbar sein. Aufgrund der grossen Anzahl der möglichen Konstruktionen werden keine Tabellen mit Aufbauten angegeben, sondern Formeln zur Ermittlung des Versagenszeitpunkts der raumabschliessenden Funktion der einzelnen Schichten abgeleitet. Damit wird der rechnerische Nachweis eines beliebigen Aufbaus des Holzbauteils ermöglicht. Bild 1.3 kann die Vorgehensweise zur Herleitung des Berechnungsmodells entnommen werden.

Zur Herleitung des Berechnungsmodells wurden systematisch die verschiedenen Einflüsse auf das Brandverhalten der jeweiligen Schichten innerhalb der Bauteile untersucht. Aufgrund der grossen Parameteranzahl konnte dies jedoch nicht ausschliesslich anhand von Brandversuchen durchgeführt werden. Daher wurde die Analyse der Parameter in der vorliegenden Arbeit mit numerischen Simulationen mit dem Finiten Element Programm Ansys 11.0 durchgeführt. Wichtigste Eingabeparameter für diese FE-Modelle sind die temperaturabhängigen Materialeigenschaften der verwendeten Baustoffe. Zur Ermittlung der Materialeigenschaften, wurde

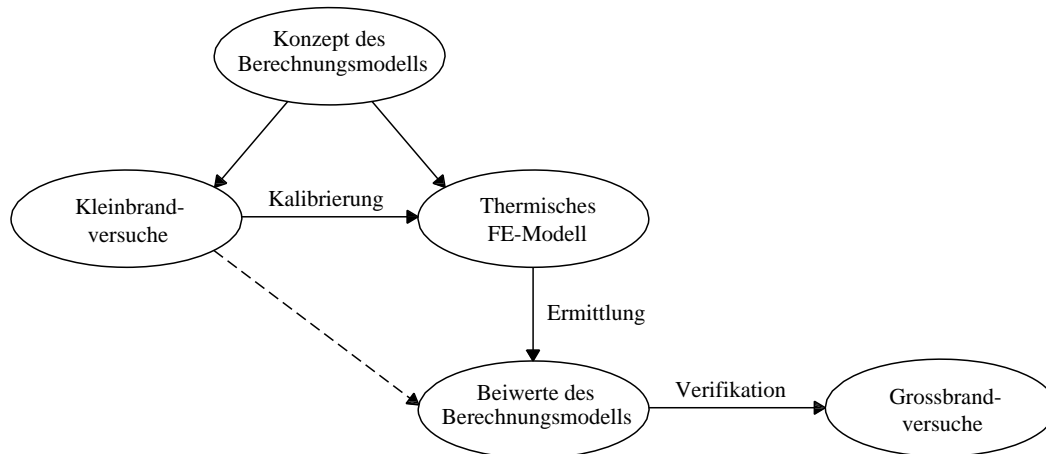


Bild 1.3 Vorgehensweise zur Herleitung des Berechnungsmodells

zum einen das Brandverhalten der Baustoffe analysiert. Zum anderen wurden Kleinbrandversuche an einzelnen Plattenelementen ohne Einflüsse von angrenzenden Schichten durchgeführt (vgl. Schleifer 2007 [74]). Auf Grundlage der Analyse der Baustoffe wurden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften für die numerische Simulationen ermittelt und mit weiteren Versuchen kalibriert (vgl. Kapitel 3). Mit FE-Modellen wurden nachfolgend die massgebenden Einflüsse von angrenzenden Schichten auf das Brandverhalten der untersuchten Schicht ermittelt und daraus Positionsbeiwerte für das Berechnungsmodell bestimmt (vgl. Kapitel 4). Anhand von Grossbrandversuchen wurde schliesslich das Berechnungsmodell verifiziert.

1.4 Abgrenzung

Das entwickelte Berechnungsmodell erlaubt den rechnerischen Nachweis der raumabschliessenden Funktion von massiven und zusammengesetzten Holzbauteilen. Dieses Nachweisverfahren ist ein Teil der Brandschutzbemessung und setzt daher die Bemessung bei Normaltemperatur voraus. Der Nachweis kann bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten geführt werden und bezieht sich nur auf die raumabschliessende Funktion von Holzkonstruktionen. Ein Tragsicherheitsnachweis im Brandfall ist daher gesondert zu führen. Damit bei nichttragenden raumabschliessenden Holzbauteilen (EI) die Konstruktionen nicht vor dem Erreichen der raumabschliessenden Funktion bereits durch mechanische Beanspruchung infolge Eigengewicht oder Horizontallasten versagen, ist bei diesen Konstruktionen ebenfalls die Tragsicherheit zu überprüfen. Die VKF-Brandschutznorm verlangt z.B. eine Überprüfung mit 0.2kN/m^2 Horizontallast zur Simulation eines Druckunterschiedes. Als Brandbeanspruchung wurde die Einheits-Temperaturkurve (ETK) gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] zugrunde gelegt. Damit ist das Berechnungsmodell für die Brandbeanspruchung mit der Einheits-Temperaturkurve gültig. Weiterhin ist das Berechnungsmodell auf die bisher untersuchten Materialien (Gipsplatten Typ A, H, F; Gipsfaserplatten, Massivholzplatten, Spanplatten, OSB-Platten, Stein- und Glaswolle) mit den in Kapitel 4.5 angegebenen Fugenausbildungen begrenzt. Andere Materialien wie Holzfaserplatten oder Mehrschichtplatten können jedoch aufgrund zusätzlicher Abklärungen oder unter konservativen Annahmen berücksichtigt werden (vgl. Kapitel 4.9).

2 Raumabschliessende Funktion von Bauteilen

2.1 Allgemeine Anforderungen

Brandabschnitte in Bauten und Anlagen werden je nach ihrer Bauart, Lage, Ausdehnung und Nutzung gefordert, um die Ausbreitung des Brandes im Gebäude zu verhindern und die Nutzung von Rettungswegen zu gewährleisten. Brandabschnitte werden durch brandabschnittsbildende Bauteile wie Decken und Wände von einander getrennt. Sie müssen einschließlich ihrer Verbindungen so konstruiert sein, dass sie ihre raumabschliessende Funktion während der geforderten Feuerwiderstandsdauer EI30 oder EI60 beibehalten (vgl. VKF: 2003 [88]). D.h., dass weder Flammen, Rauch, heisse Gase noch übermässige Hitze während der festgelegten Branddauer das Bauteil durchdringen dürfen. Gemäss EN 1995-1-2: 2004 Kapitel 2.1.1 (2) [24] ist die raumabschliessende Funktion eines Bauteils gegeben, wenn Folgendes sichergestellt ist:

- der Erhalt der Dichtigkeit;
- der Erhalt der thermischen Wärmedämmeigenschaft;
- die Begrenzung der Wärmestrahlung auf der feuerabgewandten Seite

Die Dichtigkeit eines Bauteils wird mit dem Kriterium E (Étanchéité) beschrieben und charakterisiert die Fähigkeit eines Bauteils Flammen oder heisse Gase nicht hindurchzulassen. Die Wärmedämmung wird anhand des Kriteriums I (Isolation) beschrieben und gibt die Fähigkeit eines Bauteils an, die Temperaturzunahme auf der feuerabgewandten Seite zu begrenzen. In experimentellen Untersuchungen wird gemäss EN 1363-1: 1999 [20] das Kriterium E visuell anhand des Durchdringens einer Spaltlehre sowie anhand eines Wattebausches, der sich auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils während des Brandversuchs nicht entzünden darf, überprüft. Das Kriterium I wird durch Temperaturmessungen auf der Oberfläche der feuerabgewandten Seite des Bauteils über Thermoelemente kontrolliert. Dabei sind auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils der Mittelwert der Temperaturerhöhung auf 140°C und der Maximalwert der Temperaturerhöhung auf 180°C begrenzt. Gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] kann eine Feuerausbreitung infolge Wärmestrahlung ausgeschlossen werden, solange die feuerabgewandte Oberfläche Temperaturen unter 300°C aufweist. Mit der Einhaltung des Kriteriums I wird somit auch die Brandausbreitung infolge Wärmestrahlung verhindert. Bauteile, welche die raumabschliessende Funktion bis 30 Minuten bzw. 60 Minuten erbringen, werden mit **EI30** bzw. **EI60** gekennzeichnet.

2.2 Vorhandene Berechnungsmodelle

2.2.1 Allgemein

Berechnungsmodelle für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von zusammengesetzten Holzbauteilen werden nur in wenige Normen gegeben. In König 2000-3 [54] werden Berechnungsmodelle aus verschiedenen Ländern miteinander verglichen, welche die additive Methode verwenden. Für den Vergleich werden die ENV 1995-1-2 von 1994 (Vorversion der EN 1995-1-2: 2004 [24]), das Nordamerikanische Modell, das dem Modell des kanadischen Codes NBCC: 2005 [67] entspricht, der britische Code BS 5268: 1990 [8] sowie das schwedi-

sche Modell berücksichtigt. Auf Grundlage dieser Untersuchung wurde das schwedische Modell in die EN 1995-1-2: 2004 [24] übernommen. Es liegt ebenfalls ein australische Code vor, der jedoch kein Nachweisverfahren für die raumabschliessende Funktion angibt. Im Folgenden werden daher nur die Berechnungsmodelle der derzeitigen gültigen EN 1995-1-2: 2004 [24] sowie der britische und kanadische Code kurz erläutert und die Vor- und Nachteile der jeweiligen Normen miteinander verglichen.

2.2.2 Berechnungsmodell gemäss Eurocode

Das Berechnungsmodell zum Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] wurde aus Versuchen mit nichttragenden Wänden abgeleitet (vgl. Norén 1994 [68]). Das Modell ist auf die Ermittlung von Feuerwiderstandszeiten bis zu 60 Minuten begrenzt. Durch die Addition der Beiträge der verschiedenen Schichten kann die Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des gesamten Bauteils bestimmt werden. Die Beiträge der einzelnen Schichten i werden durch die Multiplikation eines Grundwerts der Wärmedämmung $t_{ins,0,i}$ mit einem Positionsbeiwert k_{pos} und einem Fugenbeiwert k_j ermittelt:

$$t_{ins} = \sum t_{ins,0,i} \cdot k_{pos} \cdot k_j \quad (2.1)$$

mit t_{ins} Zeit bis zum Erreichen der Temperaturerhöhung 140/180 °C auf der feuerabgewandten Bauteilsseite [min]

$t_{ins,0,i}$ Grundwert der Wärmedämmung der Schicht i [min]

k_{pos} Positionsbeiwert

k_j Fugenbeiwert

Der Grundwert der Wärmedämmung wird in Abhängigkeit der Schichtdicke und der Rohdichte für die Materialien Sperrholz, Span- und Faserplatten, Holzbekleidungen, Gipsplatten sowie für Stein- und Glaswolle angegeben. Für Hohlräume mit einer Mindestdiefe von 45 mm wird pauschal eine Zeit von 5 min zur Gesamtzeit addiert.

Anhand des Positionsbeiwertes werden die Einflüsse der angrenzenden Schichten berücksichtigt. Diese Positionsbeiwerte sind für die Plattenwerkstoffe in Tabellen zusammengefasst. Für die Dämmwerkstoffe gibt es keine Positionsbeiwerte. Dämmungen sowie Hohlräume werden anhand der Grundzeit der Wärmedämmung sowie durch einen erhöhten bzw. reduzierten Positionsbeiwert für die angrenzenden Platten berücksichtigt. Für beidseitig einlagig bekleidete Konstruktionen bieten die Tabellen eine freie Kombination aus verschiedenen Materialien. Für beidseitig zweilagig bekleidete Holzbauteile sind nur Berechnungen für Wandkonstruktionen möglich und zusätzlich ist die Kombination der verschiedenen Materialien durch die geringe Anzahl von vordefinierten Aufbauten begrenzt. Diese Einschränkung ist auf die begrenzte Anzahl von Versuchen zurückzuführen, die Grundlage des Berechnungsmodells bilden.

Der Fugenbeiwert kann ebenfalls Tabellen entnommen werden, die verschiedene Arten der Fugenausbildung berücksichtigen.

2.2.3 Berechnungsmodell gemäss britischem Code

Das Berechnungsmodell gemäss des britischen Codes BS 5268: 1990 [8] ist vollständig in Tabellen dargestellt, mit denen man ebenfalls die tragende Funktion nachweisen kann. Anhand dieser Tabellen ist es jedoch nicht möglich, eine genaue Zeit bis zum Versagen der raumab-

schliessenden Funktion von Holzbauteilen zu ermitteln, sondern sie sind nach Konstruktionen für einen Feuerwiderstand von 15, 30 und 60 Minuten aufgeteilt. Die Anzahl der möglichen Materialien (Gipsplatten Typ A, Sperrholz, Spanplatten, Hartfaserplatten, Bodenbeläge aus Holz und spezielle Bekleidungen) sowie die Kombination der Schichten sind aufgrund der vielen Tabellen gross. Trotzdem ist die Kombination von Schichten begrenzt, da in den Tabellen keine Zeiten angegeben werden, sondern Prozentzahlen für bestimmte Kombinationen, die zu addieren sind. Eine einlagige Konstruktion mit Gipsplatten und einem Hohlraum ist z.B. nur mit einer Gipsplattendicke von 19 mm möglich. Der Einfluss von Dämmungen ist direkt in den Prozentzahlen für die Bekleidungen berücksichtigt. Daher kann anhand dieses Berechnungsmodells nicht festgestellt werden, wie gross die Beiträge der jeweiligen Schichten sind. In König 2000-3 [54] wird diese Methode daher als eine „black box“ bezeichnet.

2.2.4 Berechnungsmodell gemäss kanadischem Code

Das Berechnungsmodell gemäss dem kanadischen Code NBCC: 2005 [67] unterscheidet nicht zwischen dem Nachweis der raumabschliessenden Funktion und dem Nachweis der tragenden Funktion von Holzkonstruktionen. Der Feuerwiderstand einer Konstruktion wird durch Addition der Beiträge der verschiedenen Bauteile der Holzkonstruktion bestimmt. In Tabellen werden nur für Sperrholz- und Gipsplatten als Bekleidung auf der feuerzugewandten Seite Zeiten angegeben, die mit Zeiten für die Holztragkonstruktion sowie einer Zeit für die Hohlraumdämmung addiert werden. Zeiten für die Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite werden nicht explizit angegeben, sondern sind bereits in den Zeiten für die Bekleidung auf der feuerzugewandten Seite berücksichtigt und müssen daher wie die Bekleidung auf der feuerzugewandten Seite ausgeführt werden. Weiterhin ist in den Zeiten für Sperrholzbekleidungen auf der feuerzugewandten Seite bereits der Beitrag der Hohlraumdämmung beinhaltet. Da nicht nur für den Nachweis der tragenden Funktion eine Zeit für die Holztragkonstruktion addiert wird, sondern auch für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion, zu der die Holzständer bzw. -balken in Wirklichkeit nicht beitragen, kann anhand der gegebenen Zeiten in den Tabellen des kanadischen Codes keine Aussage über die vorhandenen Beiträge der jeweiligen Schichten entnommen werden. Damit ist das Berechnungsmodell auf eine sehr geringe Anzahl von Aufbauten begrenzt. Als beidseitig zweilagige bekleidete Konstruktionen gibt es z.B. nur Wände mit 2 x 12.7 mm Gipsplatten. Damit ist eine Kombination von Holzwerkstoffplatten mit Gipsplatten ausgeschlossen.

2.2.5 Vergleich der Berechnungsmodelle

Die hier betrachteten drei Berechnungsmodelle verwenden die additive Methode für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen. Dabei bietet der kanadische Code NBCC: 2005 [67] die geringste mögliche Anzahl der Variation von verschiedenen Materialien und Kombination der Schichten im Vergleich mit den Berechnungsmodellen zum Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] und BS 5268: 1990 [8]. Durch die Darstellung in Tabellenform sind jedoch alle Berechnungsmodelle auf eine bestimmte Anzahl von Aufbauten beschränkt. Die realen Beiträge an den Feuerwiderstand der einzelnen Schichten kann nur dem Modell gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] entnommen werden. Die anderen Berechnungsmodelle vermischen Beiträge von verschiedenen Schichten miteinander. Weiterhin ist anhand des Modells gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] eine Beurteilung von massiven Holzbauteilen in Bezug auf den Raumabschluss

möglich. Zudem berücksichtigt es Fugen sowie explizit die Position der Schicht anhand eines Faktors, der einen entscheidenden Einfluss auf den Feuerwiderstand der einzelnen Schicht hat. Obwohl das Berechnungsmodell gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] relativ aufwendig ist im Vergleich mit den anderen Modellen, bietet es neben der Berechnung der raumabschliessenden Funktion des gesamten Holzbauteils die Berechnung der reellen Versagenszeit der einzelnen Schichten. Da jedoch alle hier untersuchten Modelle auf Grundlage von Versuchen hergeleitet wurden, ist auch das Modell gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] auf eine geringe Anzahl der möglichen Aufbauten begrenzt.

2.3 Schlussfolgerungen

In dem vorliegenden Kapitel wurden die vorhandenen Berechnungsmodelle für den Nachweis des Raumabschlusses miteinander verglichen. Das Berechnungsmodell gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] ist das einzige Modell, das unter Berücksichtigung der Fugenausbildung sowie unter Berücksichtigung der Position innerhalb des Bauteils die reellen Beiträge der jeweiligen Schicht angibt. Daher wurde die generelle Vorgehensweise gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] mit den Positionsbeiwerten sowie den Fugenbeiwerten als Grundlage für das Berechnungsmodell in Kapitel 4 übernommen. Abweichend von der EN 1995-1-2: 2004 [24] wurden die Positionsbeiwerte jedoch nicht durch Rückrechnung von Versuchsergebnissen ermittelt, sondern systematisch anhand von physikalischen Modellen und FE-Berechnungen bestimmt. Damit ergeben sich nicht nur für die Bekleidungen, sondern auch für die Hohlraumdämmungen konsistente Beiträge zum Feuerwiderstand, die anhand von Gleichungen berechnet werden können. Dadurch entfällt eine Tabellenform für die Positionsbeiwerte und eine uneingeschränkte Kombination von verschiedenen Schichten sowie eine beliebige Anzahl von Schichten sind möglich.

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

3.1 Allgemeines

Die raumabschliessende Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen wird durch die Bekleidung und Hohlraumdämmung, falls diese vorhanden ist, erbracht. Die Zeit, wie lange die raumabschliessende Funktion des Bauteils erhalten bleibt, hängt vom Brandverhalten dieser Schichten ab. Die Untersuchung des Brandverhaltens der Schichten kann experimentell anhand von Brandversuchen oder mit numerischen Simulationen durchgeführt werden. Die wesentlichen Vorteile der numerischen Analyse liegen zum einem in der Kostenersparnis. Zum anderen können anhand von numerischen Simulationen mit geringem Aufwand Ausgangsparameter variiert sowie die in den Versuchen auftretende Streuungen und Zufälligkeiten ausgeschlossen werden.

Als Grundlage für die numerische Analyse wurden Brandversuche von Schleifer 2007 [74] mit Plattenelementen durchgeführt. Mit diesen Versuchen wurden die unterschiedlichen Einflüsse wie z.B. Plattendicke, Plattenmaterial und angrenzende Schichten auf das Brandverhalten unterschiedlicher Plattenelemente untersucht und mit den Ergebnissen der Versuche die Finiten Element Modelle verifiziert und kalibriert, die für die Ermittlung des Berechnungsmodells in Kapitel 4 verwendet wurden.

3.2 Thermische Finite Element-Analyse

3.2.1 Einleitung

Für die Untersuchung der raumabschliessenden Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen wurde eine thermische Finite Element Analyse durchgeführt. Mechanische Eigenschaften wie das Reißen von Platten wurden in Abhängigkeit der Temperatur mittels nomineller Materialeigenschaften berücksichtigt. Das Abfallen von Platten oder das Herausfallen von Dämmungen wurde mit Hilfe eines Temperaturkriteriums direkt in der FE-Analyse durch Entfernen der jeweiligen Schicht simuliert. Die thermische FE-Analyse wurde anhand von Temperaturfeldberechnungen mit dem Finite Element Programm Ansys 11.0 durchgeführt. Die Brandeinwirkung wurde wie bei den Brandversuchen [74] mit der Einheits-Temperaturkurve (ETK) gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] simuliert. Mit dem Ansatz der Einheits-Temperaturkurve lag ein instationäres bzw. transientes Problem vor, da die Wärmezufuhr sowie die Temperaturverteilung im Bauteil sich mit der Zeit verändern. Da sich die Materialeigenschaften des untersuchten Bauteils ebenfalls mit der Temperatur und damit mit der Zeit ändern, wurde die Temperaturfeldberechnung nichtlinear durchgeführt.

3.2.2 FE-Modell

Bei der Erstellung der Finiten Element Modelle (FEM) wurden vorhandene Symmetrien ausgenutzt. Fugen in Bekleidungen wurden nicht anhand von FE-Modellen untersucht, sondern in Kapitel 4.5 auf Grundlage von Versuchen und der EN 1995-1-2: 2004 [24] beurteilt. Ohne den Einfluss der Fugen kann das thermische Verhalten von Bekleidungen und Dämmungen als eindimensionales Problem vereinfacht werden. Das FE-Modell kann somit mit eindimensionalen

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

Elementen abgebildet werden. Da zur Abbildung von Hohlräumen ein zweidimensionales Problem vorliegt, wurde auch für die Untersuchung von Bekleidungen und Dämmungen sowie für die Kombination der beiden ein zweidimensionales Element verwendet. Die Breite des FE-Modells für Bekleidungen oder Dämmmaterial wurde gleich einer Elementbreite gesetzt und für die Breite des Elements wurde 1 mm gewählt (vgl. Bild 3.1).

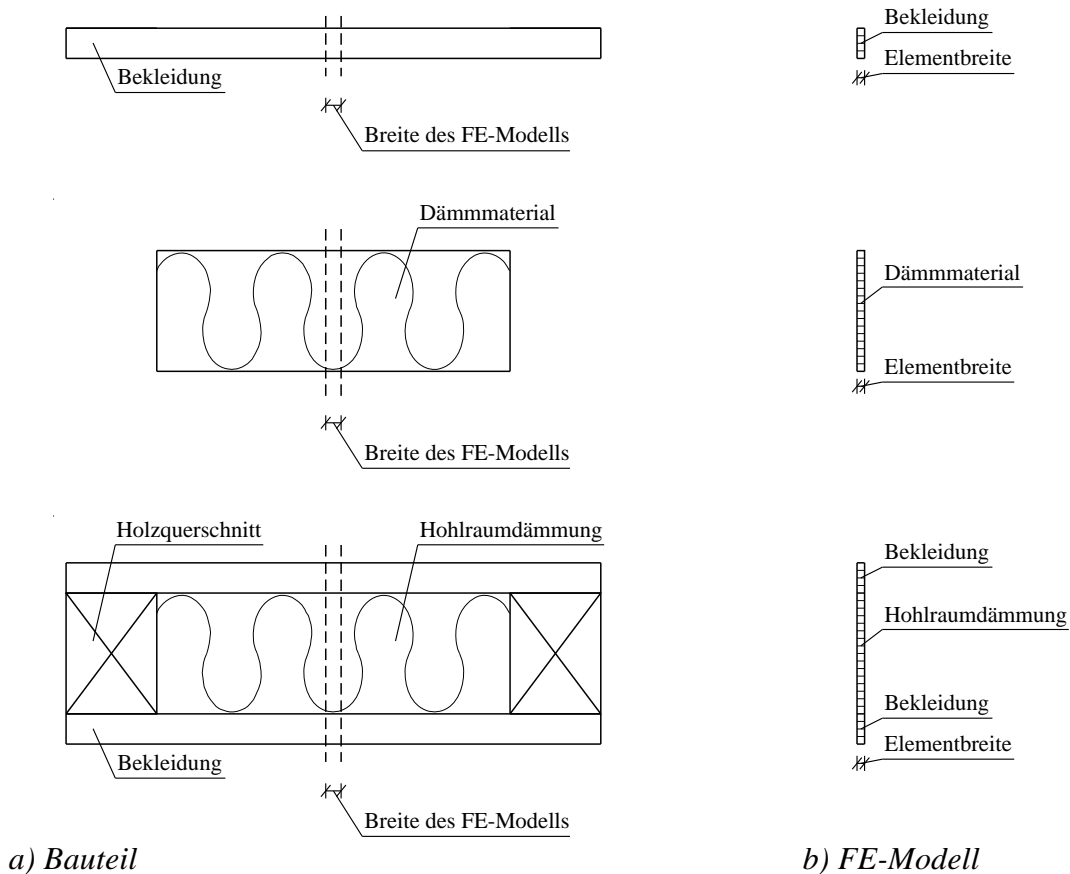


Bild 3.1 Bekleidung, Dämmmaterial und Bauteil mit Bekleidung und Hohlraumdämmung

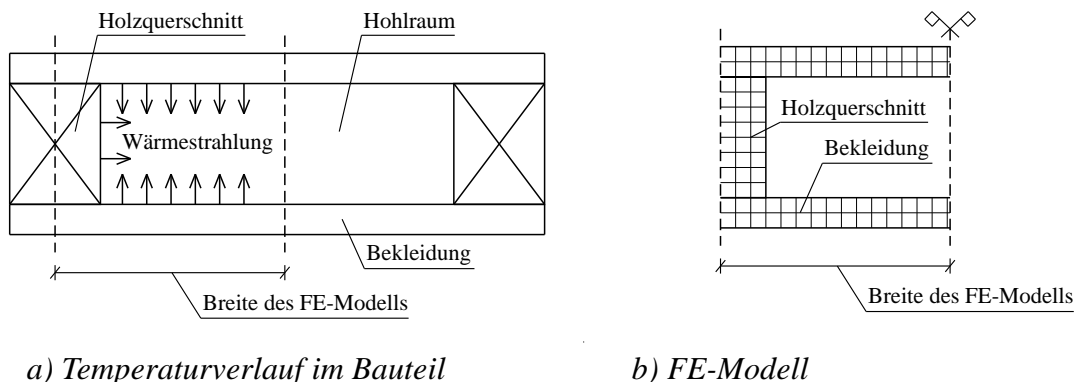


Bild 3.2 Bauteil mit Hohlraum

Bei Konstruktionen mit Hohlräumen muss im FE-Modell berücksichtigt werden, dass die an den Hohlraum anschliessenden Holzquerschnitte Wärme abstrahlen bzw. aufnehmen (vgl. Bild 3.2 a). D.h., dass der Temperaturverlauf von Bauteilen mit Hohlräumen nicht eindimen-

sional, sondern zweidimensional abgebildet werden muss. Das verwendete FE-Modell für Bauteile mit Hohlräumen, kann dem Bild 3.2 b entnommen werden. Weiterhin hat bei der Untersuchung von Bauteilen mit Hohlräumen neben der Tiefe des Hohlraums die Modellbreite einen Einfluss, da der Holzständer bzw. -balken ebenfalls die abstrahlende Wärme der feuerzugewandten Platte aufnimmt. Daher weist die Platte auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils im Bereich des Holzquerschnitts geringfügig kleine Temperaturen auf als im Bereich der Symmetrieachse des Modells. Dieser Bereich mit geringeren Temperaturen ist jedoch klein. Die Breite des FE-Modells entspricht für den Vergleich mit Versuchen dem halben Ständer- bzw. Balkenabstand des Prüfkörpers. Für das Berechnungsmodell in Kapitel 4 wurde vereinfacht die Breite des FE-Modells für Bauteile mit Hohlräumen auf 300mm festgelegt, die dem typischen halben Ständer- bzw. Balkenabstand entspricht.

Für die Untersuchung von Bekleidungen und Dämmmaterial sowie für die Kombination der beiden, ist ein eindimensionales Element ausreichend. Unter Berücksichtigung des zweidimensionalen Temperaturverlaufs in den Bauteilen mit Hohlräumen wurde jedoch vereinfacht das zweidimensionale Element PLANE55 für alle FE-Modelle verwendet. Die Umgebungsbedingungen, d.h. die Brandeinwirkung (ETK-Kurve) auf der feuerzugewandten Seite des Bauteils sowie die Umgebungstemperatur auf der feuerabgewandten Seite (20°C), wurden den sogenannten Umgebungsknoten zugewiesen (vgl. Bild 3.3). Der abzubildende Wärmem Austausch durch Konvektion und Strahlung zwischen Modellrand und Umgebungsknoten kann jedoch nicht durch das Element PLANE55 übernommen werden. Daher wurde am Modellrand das linienförmige Oberflächenelement SURF151 verwendet, um diese Wärmeübertragung abzubilden (vgl. Bild 3.3). Als Beispiel zeigt Bild 3.3 eine Bekleidung mit PLANE55 Elementen und Oberflächenelementen SURF151 sowie Umgebungsknoten auf der feuerzugewandten und -abgewandten Seite.

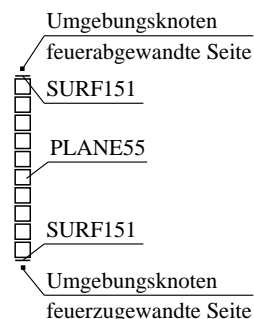


Bild 3.3 FE-Modell einer Bekleidung mit den verwendeten Elementtypen

Bei der Durchführung der transienten nichtlinearen Temperaturfeldberechnung wird die Wärme auf folgende Weisen übertragen:

- Wärmeleitung (Konduktion)
- Wärmestrahlung
- Wärmeübergang (Konvektion)

3.2.3 Wärmeleitung

Der Wärmetransport innerhalb des zu untersuchenden Bauteils findet durch die Wärmeleitung statt. Dabei wird zwischen benachbarten Molekülen des Feststoffes Schwingungsenergie und

kinetische Energie durch Stösse übertragen. Daher ist die Wärmeleitung von den Materialeigenschaften Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte des Bauteils abhängig (vgl. Kapitel 3.3). Die Wärmeleitung kann für das vorliegende instationäre, zeitabhängige Problem mit der parabolischen Differentialgleichung von Fourier beschrieben werden:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_2 \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_3 \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (3.1)$$

mit ρ	Rohdichte
c	Spezifische Wärmekapazität
λ	Wärmeleitfähigkeit
T	Temperatur
x, y, z	Weg in Richtung der Koordinatenachse
t	Zeit

Für die Untersuchungen der Bauteile ohne Hohlraum liegt ein eindimensionales Problem vor. Gleichung (3.1) kann für diese Berechnungen vereinfacht werden zu:

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_1 \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (3.2)$$

3.2.4 Wärmestrahlung

Der Wärmetransport von der Wärmequelle bis zu der zu untersuchenden Bauteiloberfläche auf der feuerzugewandten Seite des Bauteils und auf der feuerabgewandten Seite von der Oberfläche zum Raum findet durch Wärmestrahlung und konvektiven Wärmeübergang statt (vgl. Kapitel 3.2.5). Dabei ist durch die hohe Temperaturdifferenz zwischen Brand und Bauteiloberfläche auf der feuerzugewandten Seite des Bauteils die Wärmestrahlung bestimmend. Auf der feuerabgewandten Seite ist zwar ebenfalls die Wärmestrahlung massgebend, jedoch hat die Konvektion einen grösseren Einfluss als auf der feuerzugewandten Seite.

Die Übertragung durch Wärmestrahlung erfolgt durch elektromagnetische Wellen und benötigt eine direkte Sichtverbindung zwischen Quelle und dem Bauteil. Dabei wird die auftreffende Wärmestrahlung von der Bauteiloberfläche durchgelassen, reflektiert und absorbiert. Gemäss dem Kirchhoffschen Gesetz ist das Emissionsvermögen eines Körpers gleich seinem Absorptionsvermögen, sodass die Aufnahme und Abgabe von Wärmestrahlung durch nur einen Wert, dem dimensionslosen Emissionskoeffizienten ε charakterisiert werden kann. Der Emissionskoeffizient ist abhängig von den physikalischen Eigenschaften des Körpers. Betrachtet man einen idealisierten Körper, den sogenannten „schwarzer Körper“, wird alle auf den Körper treffende Strahlung vollständig absorbiert. D.h., die gesamte auftreffende Wärmestrahlung wird vollständig vom Körper aufgenommen und in Wärme umgewandelt. Der Emissionskoeffizient dieses „schwarzer Körper“ hat daher den Wert $\varepsilon = 1$. Die untersuchten Bauteile sind „nicht-schwarze“ Körper, sogenannte „graue Körper“. Sie weisen einen Emissionskoeffizienten kleiner als 1 auf, da die Wärmestrahlung an der Bauteiloberfläche nicht vollständig absorbiert, sondern auch reflektiert und bei einigen Materialien auch durchgelassen wird (Letzteres tritt bei den hier untersuchten Materialien nicht auf.).

Mit dem Stefan-Boltzmann-Gesetz kann die Wärmestrahlung beschrieben werden. In EN 1991-1-2: 2003 [21] wird der Emissionskoeffizient in zwei Anteile aufgeteilt und der Netto-Wärmestrom durch Strahlung ergibt sich zu:

$$\dot{h}_{\text{net, Strahlung}} = \Phi \cdot \varepsilon_f \cdot \varepsilon_m \cdot \sigma \cdot (T_r^4 - T_m^4) \quad (3.3)$$

mit	$\dot{h}_{\text{net, Strahlung}}$	Netto-Wärmestrom durch Strahlung [W/m ²]
	Φ	Konfigurationsfaktor
	ε_f	Emissionskoeffizient des Feuers
	ε_m	Emissionskoeffizient der Bauteiloberfläche
	σ	Stephan-Boltzmann-Konstante
	T_r	wirksame Strahlungstemperatur des Brandes [K]
	T_m	Temperatur der Bauteiloberfläche [K]

Dabei entspricht der Netto-Wärmestrom durch Strahlung der Wärmeenergie, die pro Fläche und Zeit über Strahlung an das Bauteil übertragen wird. Der Konfigurationsfaktor gibt an wieviel der Strahlung zwischen zwei Körpern ausgetauscht wird. Er kann einen Wert von $\Phi \leq 1.0$ annehmen und ist abhängig von der Grösse der strahlenden Oberfläche, dem Abstand zwischen der strahlenden und empfangenden Oberflächen sowie der Neigung der Flächen zueinander (vgl. EN 1991-1-2: 2003 Anhang G [21]). Für die Strahlung vom Brandraum zum Bauteil sowie vom Bauteil zum Raum kann ein Konfigurationsfaktor von $\Phi = 1.0$ angenommen werden. Für die Strahlung zwischen Flächen, wie es in Hohlräumen der Fall ist, darf der Faktor abhängig von Positions- und Abschattungseffekten kleiner als 1 gesetzt werden (vgl. EN 1991-1-2: 2003 [21]). Der Konfigurationsfaktor wird wesentlich von der Neigung der Flächen zueinander beeinflusst. Da in Hohlräumen zwischen den Bekleidungen keine Neigung vorhanden ist, wird hier vereinfacht ein Faktor von $\Phi = 1.0$ verwendet. Die Strahlung in Hohlräumen vom Holzquerschnitt zu den Bekleidungen weist jedoch eine Neigung auf und damit kann der Konfigurationsfaktor $\Phi < 1.0$ angesetzt werden. Anhand von FE-Berechnungen konnte festgestellt werden, dass die Strahlung vom Holzquerschnitt zu den Bekleidungen im Vergleich zur Strahlung von Bekleidung zu Bekleidung jedoch nur einen geringen Einfluss hat. Daher wird vereinfacht auch für den Holzquerschnitt ein Faktor von $\Phi = 1.0$ angesetzt.

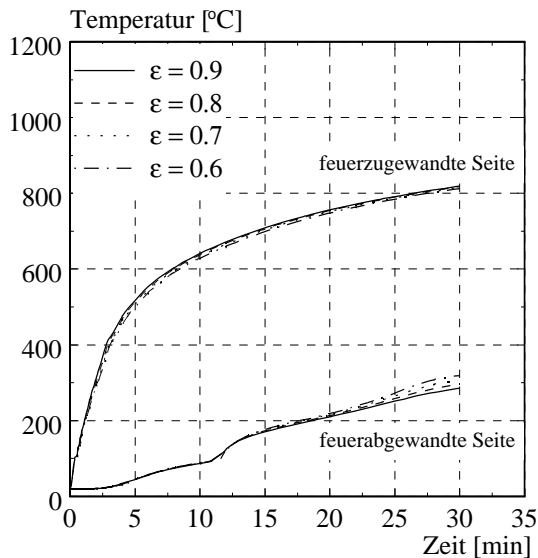
In der vorliegenden Literatur liegt das Produkt der Emissionskoeffizienten $\varepsilon_f \cdot \varepsilon_m$ zwischen 0.56 und 0.9. Der geringste von einigen Autoren angegebene resultierende Emissionskoeffizient von 0.56 entspricht den Angaben der ENV 1991-2-2: 1997 [22], der bereits vereinfachend Einflüsse wie den Konfigurationsfaktor enthält. Diese Norm wurde 2002 durch die EN 1991-1-2: 2003 [21] abgelöst, die folgende Emissionskoeffizienten angibt:

- Emissivität des Feuers $\varepsilon_f = 1.0$
- Emissivität der Bauteiloberfläche $\varepsilon_m = 0.8$

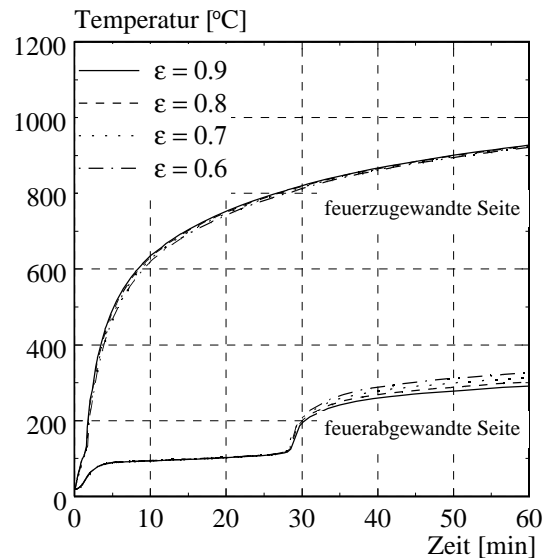
Damit ergibt sich ein resultierender Emissionskoeffizient von $\varepsilon_f \cdot \varepsilon_m = \varepsilon = 0.8$ für die feuerzugewandte Seite. Mit den Untersuchungen durch Cooper 1997 [13] konnte festgestellt werden, dass mit höheren Emissionskoeffizienten ($\varepsilon = 0.8$ bis 0.9) eine bessere Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen auf der feuerzugewandten sowie auf der feuerabgewandten erreicht werden konnte als mit kleineren Emissionskoeffizienten ($\varepsilon = 0.5$). Die für den Vergleich verwendeten experimentellen Untersuchungen (Sultan 1996 [76]) wurden mit Wandaufbauten mit Gipsplatten und Ständern aus Stahl ausgeführt. In Bild 3.4 sind die Temperaturverläufe auf der

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

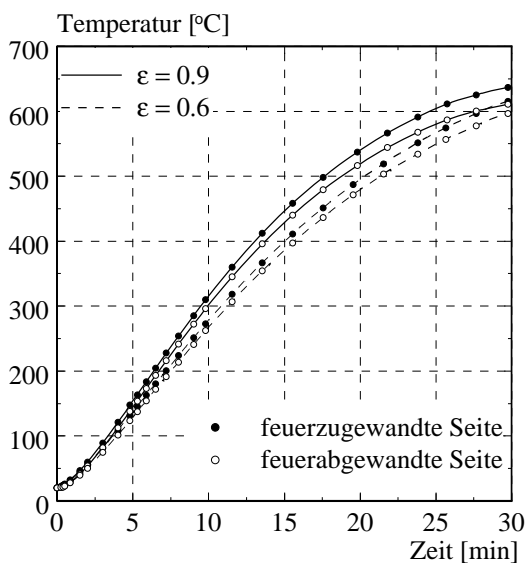
feuerzugewandten und -abgewandten Seite einer Massivholzplatte (a) und einer Gipsplatte (b) mit verschiedenen resultierenden Emissionskoeffizienten dargestellt, die anhand von FE-Simulationen bestimmt wurden. Die für die FE-Berechnungen benötigten thermischen Materialeigenschaften wurden für die Massivholzplatte Frangi 2001 [33] und für die Gipsplatten König 2000 [53] entnommen. Für einen Vergleich mit anderen Materialien werden in Bild 3.4 c die



a) Massivholzplatte (19mm)



b) Gipsplatte (15mm)



c) Stahlplatte (20mm)

Bild 3.4 Temperaturverlauf auf der feuerzugewandten und -abgewandten Plattenseite mit Emissionskoeffizienten von 0.6 bis 0.9

Temperaturverläufe auf der feuerzugewandten und -abgewandten Seite einer 20mm dicken Stahlplatte dargestellt. Die Materialeigenschaften für Stahl wurden der EN 1993-1-2: 1997 [23] entnommen. Anhand des Diagramms in Bild 3.4 c wird der deutliche Einfluss der verschiedenen Emissionskoeffizienten für den Werkstoff Stahl gezeigt. Im Gegensatz dazu kann

anhand der Diagramme in Bild 3.4 a und b festgestellt werden, dass die unterschiedlichen Emissionskoeffizienten von $\varepsilon = 0.6$ bis 0.9 einen sehr geringen Einfluss auf die Temperaturverläufe auf der feuerzugewandten Plattenseite und einen geringen Einfluss auf der feuerabgewandten Plattenseite haben. Daher wurde gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] in Übereinstimmung mit den Veröffentlichungen Sultan 1996 [76], Gerlich 1996 [40], Thomas 1997 [84], Franssen 1999 [36] der resultierende Emissionskoeffizient auf der feuerzugewandten Seite $\varepsilon = 0.8$ verwendet. D.h., für die Emissivität des Feuers ε_f wurde der Wert 1.0 und die Emissivität der Bauteiloberfläche ε_m der Wert 0.8 angesetzt. Für die feuerabgewandte Seite verwendeten Gerlich 1996 [40] und Franssen 1999 [36] den Emissionskoeffizienten $\varepsilon = 0.6$ gemäss Thomas 1997 [84]. Da gemäss dem Kirchhoffschen Gesetz die Aufnahme und Abgabe von Wärmestrahlung eines Körpers gleich ist, wurde für die hier beschriebenen FE-Simulationen die Emissivität der Bauteiloberfläche ε_m auf der feuerabgewandten Seite ebenfalls gleich 0.8 gesetzt. Vereinfacht wird für die Emissivität der Luft (Aufnahme der Wärmestrahlung) auf der feuerabgewandten Seite der Wert 1.0 angenommen, sodass für beide Seiten der resultierende Emissionskoeffizient $\varepsilon = 0.8$ verwendet wurde. Weiterhin wird kein Unterschied in den Normen und nur ein sehr geringer Unterschied durch Clancy 2001 [10] zwischen der Emissivität der Bauteiloberfläche von Holz oder von Gipsplatten gemacht. Daher wurde für Holzwerkstoffe und Gipsplatten gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] sowie vereinfacht auch für alle Dämmstoffe der Emissionskoeffizient $\varepsilon = 0.8$ für die feuerzugewandten und -abgewandte Plattenseite in den numerischen Berechnungen verwendet.

Für die Wärmestrahlung im Hohlraum wird in der Literatur ein Emissionskoeffizient zwischen 0.6 und 0.8 verwendet. Da auch hier unterschiedliche Emissionskoeffizienten nur einen geringen Einfluss haben, wird auch im Hohlraum ein Emissionskoeffizient von $\varepsilon = 0.8$ verwendet.

3.2.5 Wärmeübergang

Der Wärmetransport durch konvektiven Wärmeübergang erfolgt durch den Transport von Luftteilchen. Wird das zu untersuchende Bauteil beflammt, ergibt sich ein Temperaturunterschied zur kühleren Bauteiloberfläche. Durch diesen Temperaturunterschied zwischen Wärmequelle und Bauteiloberfläche bzw. zwischen Bauteiloberfläche und dem Raum treten Dichteänderungen in der Luft und dadurch Auftriebskräfte auf. Daher bildet sich in der Nähe der Bauteilfläche eine Grenzschicht aus, in der sich die Luft aufgrund des Temperaturunterschieds bewegt. Diese Bewegung der Luftteilchen wird freie oder natürliche Konvektion genannt und wird durch den Wärmeübergangskoeffizienten α charakterisiert. Der konvektive Wärmeübergang tritt sowohl auf der feuerzugewandten als auch auf der feuerabgewandten Bauteiloberfläche sowie im Hohlraum auf.

Der Netto-Wärmestrom durch Konvektion entspricht der Wärmeenergie, die pro Fläche und Zeit über Konvektion an das Bauteil übertragen bzw. vom Bauteil abgegeben wird. Er kann auf der feuerzugewandten Seite mit den Bezeichnungen gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] mit der folgenden Gleichung beschrieben werden:

$$\dot{h}_{\text{net,c}} = \alpha \cdot (T_g - T_m) \quad (3.4)$$

mit $\dot{h}_{\text{net,c}}$ Netto-Wärmestrom aus Konvektion [W/m^2]
 α Wärmeübergangskoeffizient [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]
 T_g Gastemperatur in der Umgebung des Bauteils [$^{\circ}\text{C}$]
 T_m Oberflächentemperatur des Bauteils [$^{\circ}\text{C}$]

In Hohlräumen von Bauteilen werden analog die Temperaturen im Hohlraum verwendet. Der Wärmeübergangskoeffizient hängt von der spezifischen Wärmekapazität, Dichte und Wärmeleitfähigkeit des wärmeabführenden sowie des wärmeliefernden Mediums ab. Neben den Materialeigenschaften und der Oberflächenbeschaffenheit ist für die konvektiven Wärmeübertragung primär die Temperaturdifferenz massgebend, die gemäss Gleichung (3.4) bei grossen Temperaturunterschieden eine grössere Wärmeübertragung durch Konvektion liefert. Da bei der Ermittlung der Wärmeübertragung durch Strahlung die Temperaturen mit der vierten Potenz eingehen (vgl. Gleichung (3.3)), ist bei grossen Temperaturunterschieden die Wärmeübertragung durch Konvektion im Vergleich mit der Übertragung durch Strahlung gering. Daher wird vereinfacht für die Wärmeübertragung in Hohlräumen die Konvektion wie in Cooper 1997 [13] vernachlässigt. Trotz dieser Annahme stimmen die numerischen Simulationen im Vergleich mit den Versuchsergebnissen gut überein.

Die Materialeigenschaften der Bekleidungen, die auf der feuerzu- und abgewandten Bauteilseite die Konvektion beeinflussen, sind temperaturabhängig. Daher haben einige Autoren zur Berücksichtigung des konvektiven Wärmeübergangs den Wärmeübergangskoeffizienten α temperaturabhängig gewählt (Sultan 1996 [76], Thomas 1997 [84], Collier 2004 [12]). Collier 2004 [12] verwendet die Angaben von Thomas 1997 [84], welcher folgende Formel für die Wärmeübergangskoeffizienten angibt:

$$\alpha = \beta \cdot (T_{\text{Feuer}} - T_{\text{Oberflaeche}})^{0,33} \quad (3.5)$$

mit α konvektiver Wärmeübergangskoeffizient [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]

$\beta = 1.0$ für die feuerzugewandte Seite und in Hohlräumen

$\beta = 2.2$ für die feuerabgewandte Seite

Sultan 1996 [76] untersucht ausschliesslich Wände und verwendet für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten die folgenden Formeln:

$$\text{feuerzugewandte Seite } \alpha = 0,95 \cdot (T_{\text{Feuer}} - T_{\text{Oberflaeche}})^{0,33} \quad (3.6)$$

$$\text{Hohlräume } \alpha = 2,32 \cdot (T_{\text{Oberflaeche1}} - T_{\text{Oberflaeche2}})^{0,33} \cdot \left(\frac{L}{d}\right)^{-0,11} \quad (3.7)$$

$$\text{feuerabgewandte Seite } \alpha = 1,42 \cdot \left(\frac{T_{\text{Oberflaeche}} - T_{\text{Raum}}}{L}\right)^{0,25} \quad (3.8)$$

mit α konvektiver Wärmeübergangskoeffizient [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]

L Wandhöhe [m]

d Wandhohlraumtiefe [m]

Um den Einfluss von temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten zu untersuchen, wurden aus FE-Berechnungen Temperaturverläufe auf der feuerzu- und feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte gegenübergestellt, die mit temperaturabhängigen und konstanten Wärmeübergangskoeffizienten durchgeführt wurden (vgl. Bild 3.6). Die konstanten Koeffizienten wurden anhand des Diagramms in Bild 3.5 bestimmt, in dem die temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Temperaturdifferenz dargestellt wurden. Für die in den Formeln gemäss Sultan 1996 [76] benötigte Wandhöhe wurde $L = 3.0\text{m}$ gewählt. Unter Berücksichtigung der in Bild 3.5 dargestellten temperaturabhän-

gigen Wärmekoeffizienten wurden folgende konstante Wärmeübergangskoeffizienten angenommen:

- Sultan 1996 [76] $\alpha_{\text{feuerzugewandt}} = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$
 $\alpha_{\text{feuerabgewandt}} = 4 \text{ W/m}^2\text{K}$
- Thomas 1997 [84] $\alpha_{\text{feuerzugewandt}} = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$
 $\alpha_{\text{feuerabgewandt}} = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$

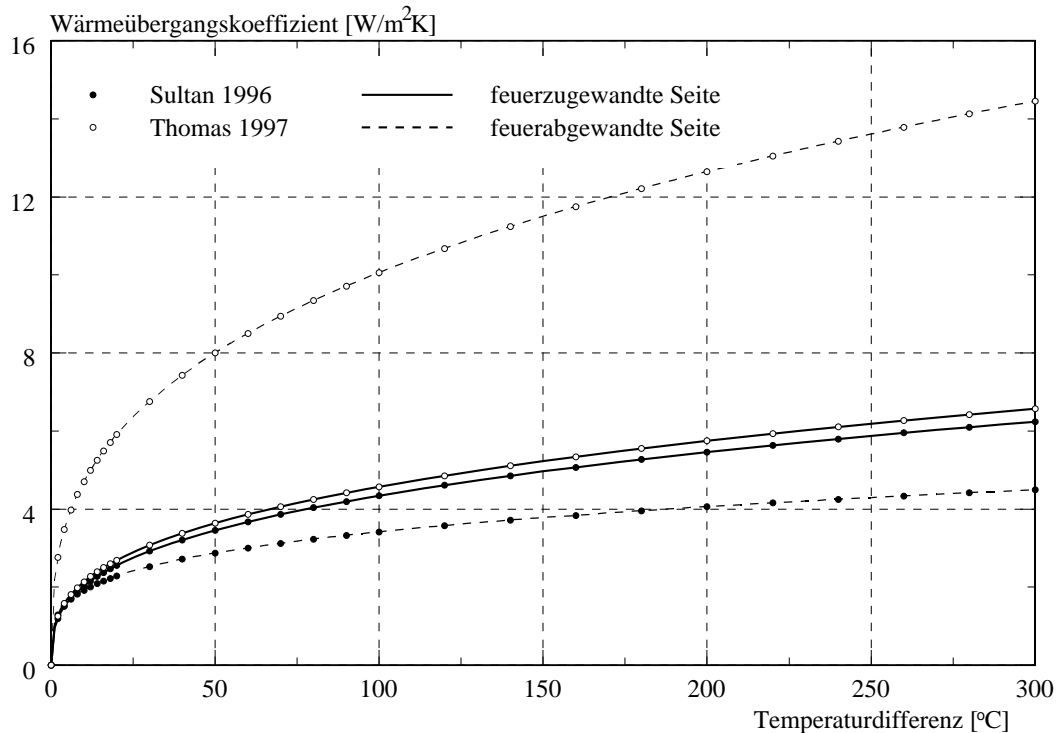


Bild 3.5 Temperaturabhängige Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz

Anhand der Temperaturverläufe in Bild 3.6 konnte festgestellt werden, dass der Unterschied zwischen dem Ansatz eines temperaturabhängigen und demjenigen eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten sehr gering ist. Daher wurde vereinfacht ein konstanter Wärmeübergangskoeffizient für die feuerzu- und feuerabgewandte Seite angenommen. Der Unterschied zwischen den Temperaturverläufen auf der feuerabgewandten Seite gemäss Sultan 1996 [76] und Thomas 1997 [84] resultieren aus den unterschiedlichen verwendeten Materialeigenschaften (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte), die in Kapitel 3.3 diskutiert werden.

Im Gegensatz zu Thomas 1997 [84] und Collier 2004 [12], wobei Collier die Angaben von Thomas übernommen hat, wird bei einer Vielzahl von Autoren (Mehaffey 1994 [66], Sultan 1996 [76], Axenenko 1996 [5], Cooper 1997 [13], Frangi 2001 [33], König 2000 [53], Takeda 2003 [83], Feng 2003 [29] und Ang 2004 [1]) sowie in der Norm EN 1991-1-2 [21] ein grösserer Wärmeübergangskoeffizient auf der feuerzugewandten Seite als auf der feuerabgewandten Seite verwendet. Der Grund dafür ist, dass die Turbulenzen auf der feuerzugewandten

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

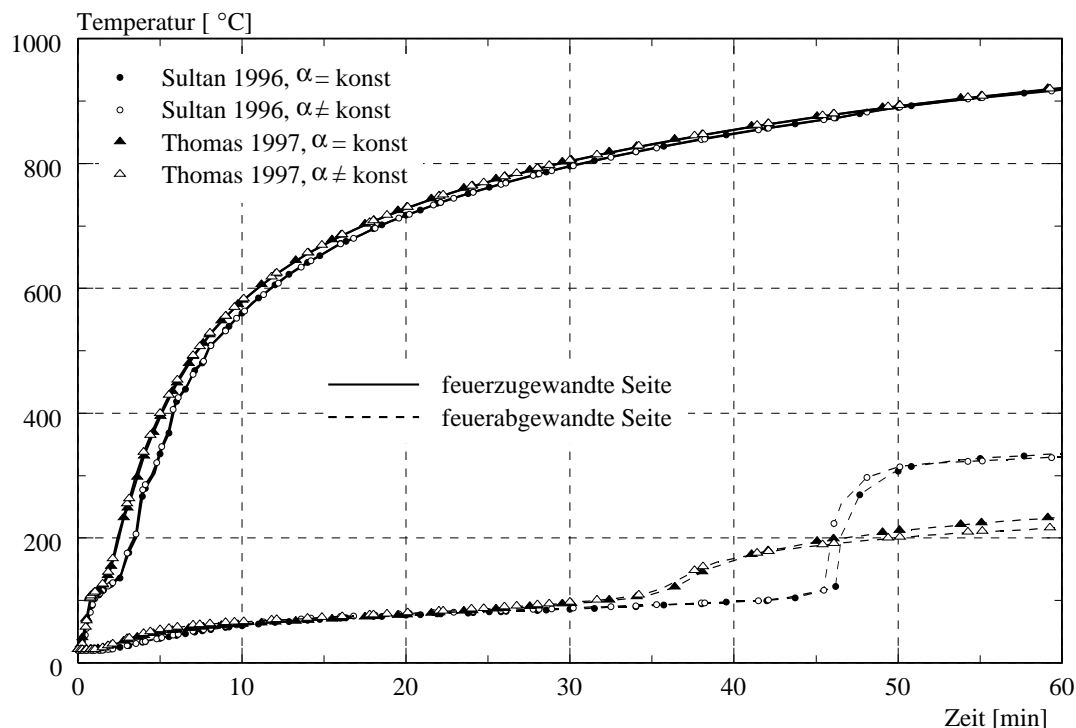


Bild 3.6 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten und -zugewandten Seite mit temperaturabhängigen $\alpha(T)$ und konstanten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha = \text{konst}$ gemäss Sultan 1996 [76] und Thomas 1997 [84]

Bauteilseite grösser als die auf der feuerabgewandten Seite sind. Gemäss der Norm EN 1991-1-2: 2003 [21] sind folgende Wärmeübergangskoeffizienten zu verwenden:

- feuerzugewandte Seite $\alpha_{\text{ex}} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$
- feuerabgewandte Seite $\alpha_{\text{unex}} = 4 \text{ W/m}^2\text{K}$

(Berücksichtigung des Wärmeübergangs durch Konvektion und Strahlung: $\alpha_{\text{unex}} = 9 \text{ W/m}^2\text{K}$)

Auf der feuerzugewandten Seite verwenden die meisten Autoren (Mehaffey 1994 [66], Axenkeno 1996 [5], Cooper 1997 [13], Frangi 2001 [33], König 2000 [53], Takeda 2003 [83], Feng 2003 [29], Ang 2004 [1]) den Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$, der den Angaben der EN 1991-1-2: 2003 [21] entspricht. Eine Ausnahme bilden hier Franssen 1999, der einen konstanten Wert von $\alpha = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$ auf Grundlage der Untersuchungen von Sultan 1996 annimmt. Der Wärmeübergangskoeffizient auf der feuerabgewandten Seite variiert zwischen $\alpha = 4$ und $10 \text{ W/m}^2\text{K}$.

In Bild 3.7 sind die anhand von FE-Berechnungen ermittelten Temperaturverläufe auf der feuerzugewandten und feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatten mit unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Daraus erkennt man, dass die unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten nur einen sehr geringen Einfluss auf den Temperaturverlauf auf der feuerzugewandten Seite haben, da hier die Strahlung massgebend ist. Dabei werden geringfügig höhere Temperaturen mit einem höheren Wärmeübergangskoeffizienten (α_{ex}) berechnet. Weiterhin kann man Bild 3.7 entnehmen, dass der Wärmeübergangskoeffizient α_{ex} keinen Einfluss auf den Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite hat, da bei gleichbleibendem Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{\text{unex}} = 5 \text{ W/m}^2\text{K}$ und variierendem Wärmeüber-

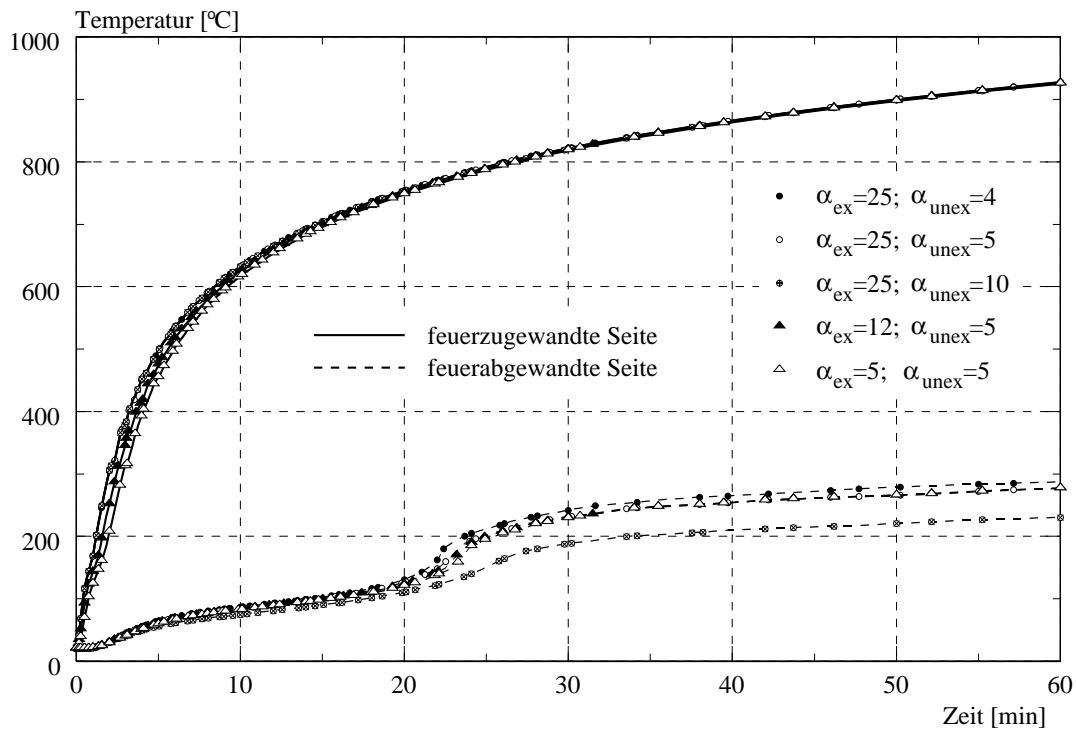


Bild 3.7 Vergleich der Temperaturverläufe (FE-Berechnungen) einer 15mm dicken Gipsplatte mit unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten (feuerzugewandte Seite α_{ex} , feuerabgewandte Seite α_{unex})

gangskoeffizient $\alpha_{ex} = 25; 12; 5 \text{ W/m}^2\text{K}$ die Temperaturverläufe identisch sind. Aufgrund des geringen Einflusses des Wärmeübergangskoeffizienten α_{ex} , wird der Koeffizient gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] für die hier beschriebenen numerischen FE-Simulationen verwendet. Im Gegensatz zum Wärmeübergangskoeffizient auf der feuerzugewandten Seite (α_{ex}) hat der Wärmeübergangskoeffizient α_{unex} für die feuerabgewandte Seite einen Einfluss auf den Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite. In Bild 3.7 sieht man, dass mit einem höheren Wärmeübergangskoeffizient ($\alpha_{unex} = 10 \text{ W/m}^2\text{K}$) geringere Temperaturen für die feuerabgewandte Seite berechnet wurden. Gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] wird mit einem höheren Wärmeübergangskoeffizienten ($\alpha_{unex} = 9 \text{ W/m}^2\text{K}$) ebenfalls die Wärmestrahlung berücksichtigt. Da die Wärmestrahlung auch auf der feuerabgewandten Seite separat gemäss Kapitel 3.2.4 berücksichtigt wurde, wurde für die vorliegende Arbeit der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{unex} = 4 \text{ W/m}^2\text{K}$ gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] verwendet.

Obwohl der Wärmeübergangskoeffizient sowohl von den Materialeigenschaften sowie von der Oberflächenbeschaffenheit abhängig ist, verwenden eine Vielzahl der Autoren (Mehaffey 1994 [66], Sultan 1996 [76], Axenenko 1996 [5], Cooper 1997 [13], König 2000 [53], Takeda 2003 [83], Feng 2003 [29], Ang 2004 [1]) sowie die Norm EN 1991-1-2: 2003 [21] für Holz den gleichen Wärmeübergangskoeffizienten wie für Gipsplatten. Daher wurden auch für die hier beschriebenen numerischen FE-Simulationen die folgenden Wärmeübergangskoeffizienten gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] für alle untersuchten Materialien verwendet:

- feuerzugewandte Seite $\alpha_{ex} = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$
- feuerabgewandte Seite $\alpha_{unex} = 4 \text{ W/m}^2\text{K}$

(Wärmestrahlung wurde auf der feuerabgewandten Seite separat gemäss Kapitel 3.2.4 berücksichtigt.)

In den Brandversuchen Schleifer 2007 [74] wurden Temperaturmessungen auf der feuerzugewandten sowie auf der feuerabgewandten Seite von einzelnen Gips- und Holzwerkstoffplatten durchgeführt. Der Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite und im geringeren Masse auch auf der feuerzugewandten Seite hängt von den Materialeigenschaften der Platte ab. Ein Vergleich mit den Versuchsergebnissen erfolgt in Kapitel 3.3.2.6, Kapitel 3.3.3.5 und Kapitel 3.3.4.5.

3.3 Thermische Eigenschaften

3.3.1 Einleitung

Bei transienten Temperaturfeldberechnungen wird berücksichtigt, dass sich die Temperaturen im Bauteil mit der Zeit ändern. Da die Materialeigenschaften der verwendeten Materialien sich ebenfalls mit der Temperatur ändern, sind diese Kennwerte für die FE-Berechnungen in Abhängigkeit von der Temperatur einzugeben. Für die numerische Simulation werden die folgenden temperaturabhängigen Materialeigenschaften verwendet:

- **Wärmeleitfähigkeit λ [W/(mK)]** Gibt an, welche thermische Energie mittels Wärmeleitung in Form von Wärme durch den Stoff transportiert wird.
- **spezifische Wärmekapazität c [J/kg]** Gibt an, welche Energie man einer bestimmten Masse eines Stoffes zuführen muss, um die Temperatur des Stoffes um ein Kelvin zu erhöhen.
- **Rohdichte ρ [kg/m³]** Gibt das Gewicht pro Volumeneinheit eines Stoffes an.

Mit steigender Temperatur durchlaufen die unterschiedlichen Materialien verschiedene Phasen. Die dabei frei werdende oder benötigte Wärmeenergie kann mit der spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt werden. Dabei entspricht diese Wärmeenergie der Fläche unterhalb der Kurve für die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur (vgl. Bild 3.8). Sind die benötigten und frei werdenden Wärmeenergien mit deren Temperaturbereich bekannt, kann anhand dieser Wärmeenergien und mit der spezifischen Wärmekapazität bei Raumtemperatur die temperaturabhängige Wärmekapazität berechnet werden. In dieser Arbeit wird dies für die Werkstoffe Holz und Gips angewendet, da bei diesen Werkstoffen die thermische Zersetzung bekannt ist und die auftretenden Energien berechnet werden können.

Anstelle der spezifischen Wärmekapazität kann ebenfalls die Enthalpie verwendet werden, um die latente Wärme H_{Lat} , also die Wärmemenge, die einem Phasenwechsel auf- oder abgegeben wird, zu berücksichtigen. Die Enthalpie H ist abhängig von der spezifischen Wärmekapazität c sowie von der Rohdichte ρ und kann wie folgt berechnet werden:

$$H = \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \cdot c(T) dT \quad (3.9)$$

Die Enthalpie H wird anhand Gleichung (3.9) vorab berechnet und in Abhängigkeit der Temperatur im FE-Modell eingegeben. Wird die spezifische Wärmekapazität statt der Enthalpie eingegeben, berechnet das Programm die Enthalpie H gemäss Gleichung (3.9). Dabei ist jedoch der gewählte Temperaturschritt von T_1 zu T_2 ein wichtiger Eingabeparameter. Tritt ein Phasenwechsel, wie z.B. das Verdampfen des Wassers, innerhalb eines relativ geringen Tem-

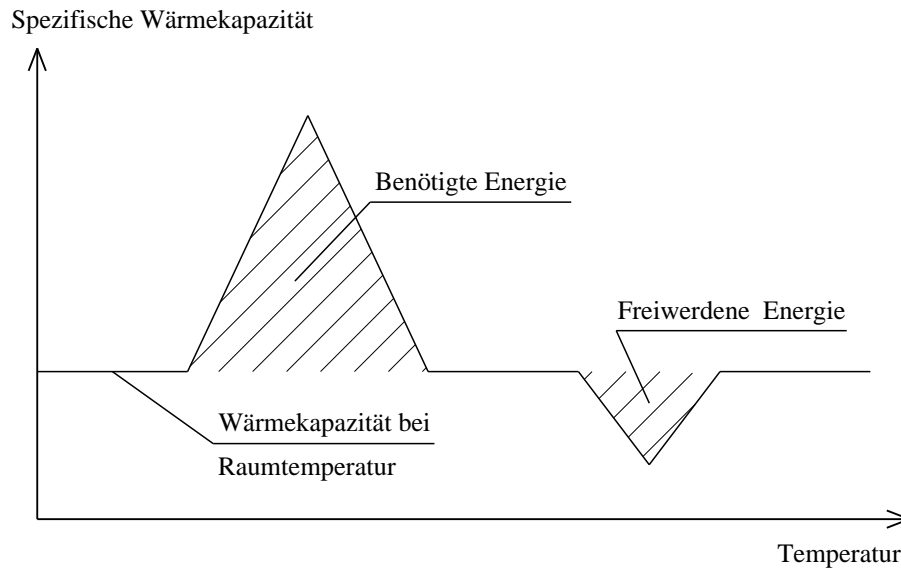


Bild 3.8 Betrag der freiwerdenden und benötigten Wärmeenergie dargestellt als Fläche im Diagramm für die spezifische Wärmekapazität abhängig von der Temperatur

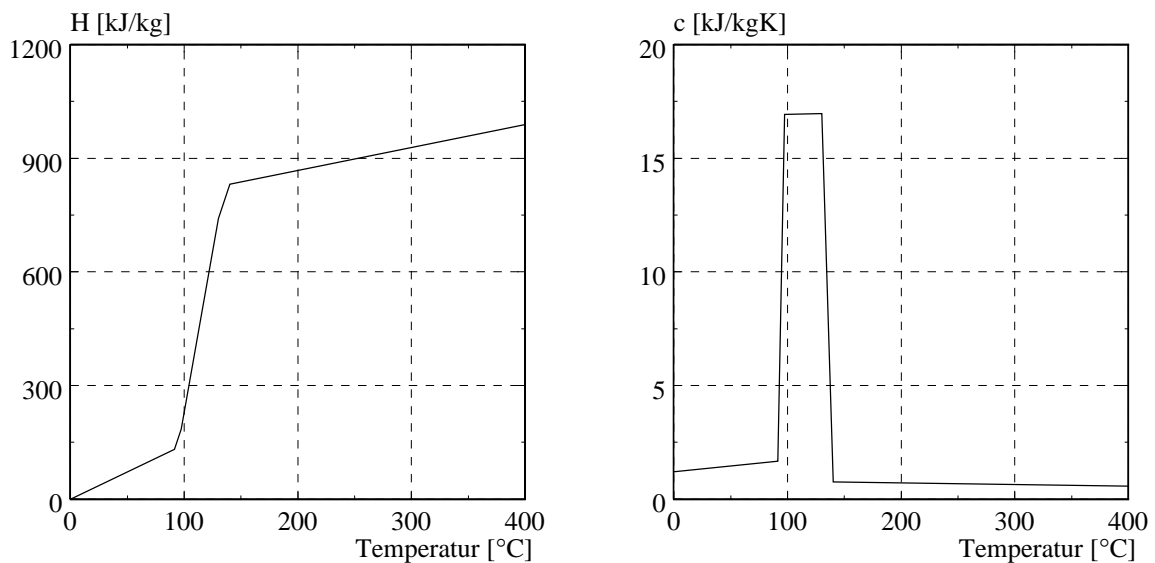


Bild 3.9 Vergleich der Enthalpie (H) und der spezifischen Wärmekapazität (c) in Abhängigkeit der Temperatur

peraturbereichs auf, kann diese Phase bei einer numerischen Berechnung mit der spezifischen Wärmekapazität und grossen Schrittweiten (d.h. grossen Temperaturschritten) u.U. ausgelassen werden oder zu numerischen Problemen führen. Wird hingegen diese Phase anhand der Enthalpie durch eine Stufe in der Enthalpiefunktion berücksichtigt, wird sie auch bei grossen Schrittweiten nicht übersprungen (vgl. Bild 3.9). Daher ist bei der numerischen Lösung des Wärmedurchgangs bei Materialien, die mit steigender Temperatur Phasenwechsel durchlaufen, das Enthalpiemodell vorteilhaft.

Die jeweiligen Materialien weisen bei gleicher spezifischer Wärmekapazität bei Raumtemperatur unterschiedliche Rohdichten auf. Aufgrund der partiellen Integration ist daher für jede Rohdichte die Enthalpie neu zu berechnen. Um den Aufwand der Parameterstudien mit ver-

schiedenen Rohdichten möglichst klein zu halten, wurden für alle Materialien die Schrittweiten klein genug gewählt und die spezifische Wärmekapazität statt der Enthalpie verwendet. In den Kapiteln für die spezifische Wärmekapazität für die verschiedenen Materialien (vgl. Kapitel 3.3.2.4, Kapitel 3.3.3.3 und Kapitel 3.3.4.3) wurden FE-Berechnungen mit dem Ansatz der Enthalpie sowie mit dem Ansatz der spezifischen Wärmekapazität durchgeführt und es wird gezeigt, dass die berechneten Temperaturverläufe gleich oder nur sehr wenig von einander abweichen.

Die temperaturabhängigen Materialeigenschaften für Isolationsmaterialien, Holzwerkstoffe sowie für Gipswerkstoffe variieren in der Literatur stark. Der Grund für diese ungleichen Angaben sind zum einen die unterschiedlichen Messmethoden sowie die Einflüsse aus den Werkstoffen. Zum anderen wurden für die Anwendung in numerischen Simulationen von vielen Autoren ([1], [5], [10], [11], [12], [13], [33], [36], [38], [40], [53], [66], [76], [82], [85]) die gemessenen thermischen Materialeigenschaften verändert, um physikalische Vorgänge abzubilden, welche nicht direkt mit dem FE-Modell berücksichtigt werden können. Zu diesen physikalischen Vorgänge gehören:

- Der Massentransport des verdampften Wassers, das bei brennbaren wie auch bei nicht brennbaren Materialien zur Oberfläche aber auch ins Querschnittsinnere, d.h. in kältere Bereiche transportiert wird. In diesen Bereichen kondensiert das Wasser teilweise wieder und es wird für dieses Wasser zusätzliche Verdampfungsenergie benötigt.
- Die Rissbildung in der Holzkohleschicht der Holzwerkstoffe bzw. in den Gipsplatten, die von vielen Einflussfaktoren abhängig ist und in Kapitel 4.2.4 genauer untersucht wird.

Die Anpassung der Materialeigenschaften durch die verschiedenen Autoren wurde auf unterschiedliche Art durchgeführt. Z.B. wurden für die Anpassungen oft verschiedene Temperaturbereiche gewählt oder es wurden unterschiedliche Materialeigenschaften zur Berücksichtigung desselben physikalischen Vorgangs angepasst. Daher variieren die Kennwerte der einzelnen Autoren stark. In der vorliegenden Arbeit werden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften vorwiegend anhand der Versuche von König 1999 [51], König 2003 [55] und Schleifer 2007 [74] angepasst.

Für die Abbildung von Hohlräumen gibt es in der Literatur verschiedene Ansätze. Bei Cooper 1997 [13] und Feng 2003 [29] erfolgt die Wärmeübertragung im Hohlraum des Modells nur durch Strahlung, während Sultan 1996 [76] und Thomas 1997 [84] zusätzlich die Konvektion innerhalb des Hohlraums berücksichtigen. Takeda 1998 [82] und 2003 [83] setzt für den konvektiven Wärmeübergang ein „transparentes Gas“ im Hohlraum an. Da Collier 2002 [11] Temperaturen anhand des FE-Modells innerhalb des Hohlraums angibt, wurden auch in dem Modell von Collier 2002 [11] dem Hohlraum thermische Materialeigenschaften zugewiesen. Der Ansatz von verschiedenen Materialeigenschaften für die Luft im Hohlraum sowie der Ansatz von Konvektion im Hohlraum ergab keine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Da im Hohlraum die Wärme vor allem durch Strahlung übertragen wird, wurde zur Abbildung des Hohlraums in dieser Arbeit gemäss Cooper 1997 [13] und Feng 2003 [29] auf den Ansatz eines „transparenten Gases“ sowie auf Konvektion im Hohlraum verzichtet. Exemplarisch werden in Bild 3.11 zwei Versuche (vgl. Collier 2002 [11] FR1582B mit Gipsplatten 9.5 mm, Schleifer 2007 [74] V4-P2 mit Gipsfaserplatten 15 mm) gemäss dem Aufbau in Bild 3.10 mit den berechneten Temperaturen verglichen. Dabei wurden die Abmessungen des Versuchsaufbaus sowie das Abfallen der Platten berücksichtigt. Anhand des Diagramms in Bild 3.11 sieht man, dass die hier gewählte Wärmeübertragung ausschliesslich über die Strahlung eine

gute Übereinstimmung mit den Versuchen liefert. Berechnete Temperaturverläufe im Vergleich mit weiteren Versuchen gemäss Sultan 1998 [77] und Collier 2002 [11] wichen ebenfalls nur geringfügig von den gemessenen Werten ab.

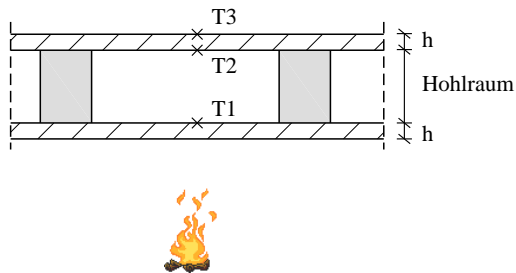


Bild 3.10 Versuchsaufbau mit Gipsplatten $h=9.5\text{ mm}$ (Collier 2002 [11] FR1582B) $h=15\text{ mm}$ (Schleifer 2007 [74] V4-P2) mit Temperaturmessstellen

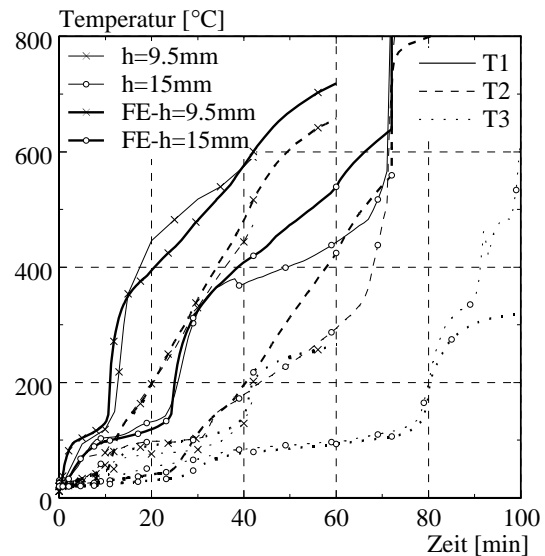


Bild 3.11 Gemessene und berechnete Temperaturverläufe der Versuche mit Gipsplatten $h=9.5\text{ mm}$ (Collier 2002 [11] FR1582B) $h=15\text{ mm}$ (Schleifer 2007 [74] V4-P2)

3.3.2 Nichtbrennbare Bekleidungen

3.3.2.1 Einleitung

Als nichtbrennbare Bekleidungen werden hier Gipsplatten gemäss EN 520: 2004 [19] und Gipsfaserplatten gemäss EN 15283-2: 2008 [27] untersucht. Die Gipsplatten bestehen aus einem Gipskern und einer daran haftenden Ummantelung aus einem festen, widerstandsfähigen Karton (vgl. EN 520: 2004 [19]). In Abhängigkeit vom Verwendungszweck kann die Kartonoberfläche variieren sowie der Gipskern Zusätze enthalten. In den Brandversuchen König 1999 [51], König 2003 [55] und Schleifer 2007 [74] wurden Gipsplatten Typ A, d.h. Gipskarton-Bauplatten GKB (alte Bezeichnung gemäss DIN 18180), Gipsplatten Typ F, d.h. Gipskarton-Feuerschutzplatten GKF (alte Bezeichnung gemäss DIN 18180) sowie Gipsfaserplatten untersucht. Die Gipsplatte Typ A ist eine Standard Gipsplatte, während der Gipskern der Gipsplatte Typ F zur Verbesserung des Gefügezusammenhalts bei hohen Temperaturen mineralische Fasern und / oder andere Zusätze enthält. In den Brandversuchen konnte anhand der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der Gipsplatten kein signifikanter Unterschied des thermischen Brandverhaltens zwischen den Gipsplatten Typ A und F beobachtet werden. Dies stimmt auch mit den Untersuchungen von Tsantaridis 1999 [86] überein, in denen eine Anzahl von Gipsplatten verschiedener Herkunft und Qualitäten nur geringfügige Unterschiede der thermischen Eigenschaften aufwies. Daher wurde in der vorliegenden Arbeit wie bereits in König 2000 [52] für die numerischen Simulationen kein Unterschied bei den Materialeigenschaften von Gipsplatten Typ A und F angenommen. Gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] weisen

Gipsplatten Typ H (Gipsplatten mit verzögerter Wasseraufnahme) mindestens das Brandverhalten von Gipsplatten Typ A auf. Daher können die Angaben für Gipsplatten Typ A ebenfalls auf Gipsplatten Typ H übertragen werden.

Gemäss dem Holz Brandschutz Handbuch [57] können anstelle von Gipsplatten Typ F auch Gipsfaserplatten verwendet werden, die aus Gips und Zellulose bzw. Papierfasern bestehen. Dies wurde ebenfalls mittels der Brandversuche von Schleifer 2007 [74] bestätigt. Es konnte ein ähnliches thermisches Brandverhalten der Gipsfaserplatten im Vergleich mit den Gipsplatten beobachtet werden. Im Allgemeinen wird jedoch trotz des ähnlichen thermischen Brandverhaltens den Gipsplatten Typ F und den Gipsfaserplatten gegenüber den Gipsplatten Typ A der bessere Brandschutz zugeschrieben. Der Grund dafür ist, dass diese Platten durch die Fasern einen besseren Gefügezusammenhalt haben und daher in der Regel länger an der Holzkonstruktion verbleiben als Gipsplatten Typ A. Durch das spätere Abfallen der Platten wird die dahinterliegende Holzkonstruktion länger vor der direkten Feuereinwirkung geschützt, was die Abbrandgeschwindigkeit des Holzquerschnitts reduziert. Dies wurde u.a. in Brandversuchen festgestellt, die Grundlage für den Eurocode 5 [24] darstellen. Da das Abfallen der Platten eine mechanische Eigenschaft ist, die im hohen Masse von der Befestigung der Platten abhängt, wird dieser Vorgang nicht bei den Materialeigenschaften berücksichtigt, sondern in Kapitel 4.2.4 (Abfallen und Rissverhalten) behandelt. In Bezug auf die Materialeigenschaften unterscheiden sich die Gipsfaserplatten von den Gipsplatten vor allem in der Rohdichte (Gipsfaserplatten: $\rho = 1200 \text{ kg/m}^3$; Gipsplatten: $\rho = 720 - 825 \text{ kg/m}^3$). Die hohe Rohdichte der Gipsfaserplatten hat Einfluss auf die numerischen Simulationen. Somit ergaben sich andere temperaturabhängige Materialeigenschaften für Gipsfaserplatten als für Gipsplatten. Da Gipsplatten und Gipsfaserplatten jedoch aus dem gleichen Grundmaterial Gips hergestellt werden, ist der Unterschied zwischen den Materialeigenschaften nur gering.

Die für die FE-Berechnungen notwendigen temperaturabhängigen Materialeigenschaften für Gipsplatten werden nicht durch Normen gegeben. Daher wurden in Kanada und den USA Versuche (Harmathy 1988 [44], Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6]) durchgeführt, um die temperaturabhängige Rohdichte, Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität zu bestimmen und für numerische Simulationen anzuwenden. Die untersuchten Gipsplatten hatten die nordamerikanischen Bezeichnungen Gipsplatte Typ C und Typ X. Die Gipsplatten Typ X haben einen speziellen Gipskern, der einen verbesserten Feuerwiderstand bietet (vgl. [66]). Näherungsweise wird daher die nordamerikanische Gipsplatte Typ X der europäischen Gipsplatte Typ F gleichgesetzt. Die Gipsplatten Typ C bieten sogar ein noch besseres Brandverhalten als die Gipsplatten Typ X. Gemäss Kapitel 3.3.1 wurden die gemessenen Materialeigenschaften an Versuche angepasst, um physikalische Vorgänge zu berücksichtigen, die nicht im FE-Modell abgebildet werden können. Weiterhin wurde die spezifische Wärmekapazität gemäss Kapitel 3.3.1 bestimmt, da die Versuche Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] nur die spezifische Wärmekapazität bis zu einer Temperatur von 200°C angeben. Die Wärmeenergien für die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität von Gipsplatten wurde anhand der chemischen Prozesse des Baustoffs Gips unter Temperatureinwirkung berechnet. Dafür wurde der Baustoff Gips genauer untersucht.

3.3.2.2 Der Baustoff Gips

In der heutigen Bautechnik wird zur Herstellung von Gipsplatten bzw. Gipsfaserplatten Stuckgips (Niederbrand-Gips) verwendet. Der hier verwendete Stuckgips ist ein Calciumsulfat- β -Halbhydrat mit einem geringen Anteil an Calciumsulfat-Anhydrit. Durch Zugabe von Wasser

rehydratisiert der Stuckgips und wird zu Gips (Calciumsulfat-Dihydrat). Stuckgips wird aus REA-Gips (REA: Rauchgas - Entschwefelungs - Anlagen) oder teilweise auch aus einem Gemisch aus Naturgips und REA-Gips gewonnen. Anhand von Untersuchungen (vgl. Gips-Datenbuch 2003 [42]) konnte jedoch festgestellt werden, dass der Unterschied zwischen Naturgips und REA-Gips in der chemischen Zusammensetzung und der Gehalt an Spurenelementen gering ist. Weiterhin ist gemäss [71] der Anteil an Zusatzstoffen im Gips nur gering ($< 0.6\%$), sodass für die Untersuchung der physikalischen Eigenschaften des Baustoffs Gips das reine Calciumsulfat-Dihydrat verwendet wurde.

Gips, d.h. das Calciumsulfat-Dihydrat ($\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$) durchläuft mit steigender Temperatur fünf verschiedene Phasen. Mit dem Ausgangszustand Calciumsulfat-Dihydrat, wandelt sich der Gips in Calciumsulfat-Halbhydrat, Anhydrit III, Anhydrit II und Anhydrit I um. Die Tabelle 3.1 bis Tabelle 3.4 zeigen die verschiedenen Phasen des Gipses, d.h. die Phasen des Systems $\text{CaSO}_4 - 2 \text{H}_2\text{O}$ mit den Angaben der verschiedenen Autoren über den jeweiligen Entstehungstemperaturbereich und benötigten Wärmeenergien für die chemische Reaktion sowie für den Verdampfungsvorgang (Verdampfungswärme \times prozentualer verdampfter Wasseranteil). Anhand der Temperaturbereiche und der Energien, wurde gemäss Kapitel 3.3.1 die spezifische Wärmekapazität bestimmt. Tabelle 3.1 zeigt die 1. Phase des Gipses bei 20°C gemäss der verschiedenen Autoren. Gips besitzt in dieser Phase gebundenes Wasser, d.h. Kristallwasser ($\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$) und einen Anteil von freiem Wasser.

Calciumsulfat-Dihydrat (Gips) $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$				
Veröffentlichung	Ausgangstemperatur [$^\circ\text{C}$]	Kristallwasseranteil [%]	Freies Wasser [%]	Verdampfungswärme [kJ/kg]
Ludwig 1978[65]	20	20.92	/	2256
Gips-Datenbuch 2003 [42]	20	20.92	/	2256
Mehaffey 1994 [66]	20	21.0	3.4	2260
Thomas 2002 [85]	20	20.9	2.3 - 3.0	2260
Ang 2004[1]	20	21.0	3.0	2260

Tabelle 3.1 1. Phase: Calciumsulfat-Dihydrat (Gips)

Calciumsulfat-Dihydrat wandelt sich zu Calciumsulfat-Halbhydrat um, wobei das freie Wasser sowie ein Teil des gebundenen Wassers (Kristallwasser) frei wird (vgl. Tabelle 3.2). Calciumsulfat-Halbhydrat kann als α -Halbhydrat oder als β -Halbhydrat auftreten. Der Unterschied zwischen dem α - und β -Halbhydrat liegt in der Kristallstruktur, die beim α -Halbhydrat gut ausgebildet ist, während das β -Halbhydrat durch starke Gitterstörungen charakterisiert wird. Welches dieser Halbhydrate sich bildet oder zu welchen Anteilen beide Halbhydrate auftreten, liegt massgeblich an der Herstellung (Drehofen oder Autoklav, vgl. Kapitel 3.3.2.4). Tabelle 3.2 gibt die Entstehungstemperaturbereiche sowie den noch vorhandenen gebundenen Wasseranteil gemäss den verschiedenen Autoren für die beiden Calciumsulfat-Halbhydrate an. Mehaffey 1994 [66] gibt die Entstehungstemperatur nur für die 2. und 3. Phase zusammen an. Calciumsulfat-Halbhydrat wandelt sich zu Anhydrit III um, wobei der restliche Teil des gebundenen Wassers (Kristallwasser) frei wird (vgl. Tabelle 3.3). Je nachdem, ob das Ausgangsmaterial α - oder β -Halbhydrat ist, entsteht ein α - oder β -Anhydrit III.

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

Calciumsulfat-Dihydrat => Calciumsulfat-Halbhydrat + Wasser CaSO ₄ • 2 H ₂ O => CaSO ₄ • 1/2 H ₂ O + 3/2 H ₂ O						
Veröffentlichung	Entstehungs- temperatur [°C]		Wäremeenergie für chemische Reaktion [kJ/kg]		noch vorhandener Wasseranteil [%]	Verdampfungs- energie [kJ/kg]
	α	β	α	β		
Ludwig 1978 [65]	105-135	125-180	110	112	6.21	2256 x (0.2092-0.0621) = 331.9
Gips-Datenbuch 2003 [42]	80-180	120-180	/	/	6.21	2256 x (0.2092-0.0621) = 331.9
Mehaffey 1994 [66]	vgl. Tabelle 3.3					
Thomas 2002 [85]	100-120		110	112	0.25 x 20.9 = 5.23	0.75 x 2260 x 0.209 = 354.3
Ang 2004 [1]	100-120		/	/	0.25 x 21 = 5.25	0.75 x 2260 x 0.21 = 356.0

Tabelle 3.2 2. Phase: Calciumsulfat-Halbhydrat

Calciumsulfat-Halbhydrat => Calciumsulfat-Anhydrit III + Wasser CaSO ₄ • 1/2 H ₂ O => CaSO ₄ + 1/2 H ₂ O						
Veröffentlichung	Entstehungs- temperatur [°C]		Wäremeenergie für chemische Reaktion [kJ/kg]		noch vorhandener Wasseranteil [%]	Verdampfungs- energie [kJ/kg]
	α	β	α	β		
Ludwig 1978 [65]	110-220	290-310	150-100 = 50	175-112 = 63	0 (Praktisch 0.02-0.9 %)	2256 x 0.0621 = 140.1
Gips-Datenbuch 2003 [42]	110	290	/	/	0	2256 x 0.0621 = 140.1
Mehaffey 1994 [66]	100-120		150		0	2260 x 0.21 = 474.6
Thomas 2002 [85]	200-220		150-100 =50	176-112 = 64	0	2260 x 0.0523 = 118.2
Ang 2004 [1]	210		/	/	0	2260 x 0.0525 = 118.7

Tabelle 3.3 3. Phase: Anhydrit III

Ab einer Temperatur, die laut Literatur ([4], [65], [42]) zwischen 200 und 500 °C liegt, wandelt sich das Anhydrit III zu Anhydrit II um. Beim Anhydrit II unterscheidet man drei Varianten, deren Unterschied in der Löslichkeit in Wasser liegt. In Abhängigkeit der Temperatur bildet sich zunächst das „schwerlösliche“ Anhydrit II-s (CaSO₄), dessen Reaktionsvermögen mit

Wasser mit steigender Temperatur abnimmt. Ab einer Temperatur von ca. 300 - 700 °C beginnt die Umwandlung in das „unlösliche“ Anhydrit II-u (CaSO_4). Das Anhydrit II-E, der sogenannte Estrichgips, ist wiederum löslicher als das Anhydrit II-u. Er entsteht oberhalb einer Temperatur von ca. 600 - 800 °C, wobei ein Teil des CaSO_4 in CaS und SO_3 zerfällt.

In Tabelle 3.4 wird die Entstehungstemperatur für die Umwandlung vom Anhydrit III zum Anhydrit II angegeben. Anhydrit II hat praktisch keine Wasseranteile mehr und der Wasseranteil im Anhydrit III gemäss Ludwig 1978 [65] ist so gering, dass er vernachlässigt werden kann. Da keine Wärmenergie für die Umwandlung von Anhydrit III zu Anhydrit II bzw. nur eine sehr geringe Wärmenergie für den Anteil vom CaSO_4 , der in CaS und SO_3 zerfällt, benötigt wird, wurde die 4. Phase nicht zur Berechnung der spezifischen Wärmekapazität berücksichtigt.

Calciumsulfat-Anhydrit III => Calciumsulfat-Anhydrit II $\text{CaSO}_4 \Rightarrow \text{CaSO}_4$						
Veröffentlichung	Entstehungstemperatur [°C]			Wärmenenergie für chemische Reaktion [kJ/kg]		
	II-s	II-u	II-E	II-s	II-s	II-E
Ludwig 1978 [65]	350	400	800	/	/	/
Gips-Datenbuch 2003 [42]	< 500	500-700	> 700	/	/	/
Mehaffey 1994 [66]	/					
Thomas 2002 [85]	/					
Ang 2004 [1]	/					

Tabelle 3.4 4. Phase: Anhydrit II

Gemäss Ludwig 1978 [65], Autorenkollektiv 1978 [4] sowie Gips-Datenbuch 2003 [42] bildet sich in der 5. Phase das Anhydrit I ab einer Temperatur von $T > 1180^\circ\text{C}$ (bzw. 1200°C). Da die ETK-Brandkurve diese Temperatur erst nach ca. 5 Stunden erreicht, wird die Phase Anhydrit I für diese Arbeit sowie in den Veröffentlichungen [66], [85] und [1] nicht betrachtet.

3.3.2.3 Rohdichte

In den Brandversuchen König 1997 [50], König 1999 [51], König 2003 [55] und Schleifer 2007 [74] wurden abhängig vom Hersteller Rohdichten bei 20°C für Gipsplatten zwischen 720 und 900kg/m^3 und für Gipsfaserplatten zwischen 1180 und 1500kg/m^3 gemessen. Für die numerischen Berechnungen wurde eine temperaturabhängige Rohdichte verwendet. Gemessene Rohdichten in Abhängigkeit der Temperatur bzw. der gemessene Massenverlust werden durch Harmathy 1988 [44], Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] angegeben. Bénichou 2001 [6] gibt Versuchsergebnisse für Gipsplatten Typ X (12.5 und 15.9 mm) und Mehaffey 1994 [66] für Gipsplatten Typ C (12.5 mm) und Typ X (15.9 mm) an (vgl. Bild 3.12). Wie bereits in Kapitel 3.3.2.1 erläutert, wird die Gipsplatten Typ X der europäischen Gipsplatte Typ F zugeordnet. Ebenfalls wurde an der ETH Zürich in Zusammenarbeit mit dem Institut für Geotechnik eine Thermogravimetrische Analyse (TGA) mit dem TGA/SDTA 851 der Firma Mettler Toledo mit einer Probe einer Gipsplatte Typ A durchgeführt, um den Massenverlust in Abhängigkeit der Temperatur zu ermitteln (vgl. Bild 3.12). Die für numerische Berechnungen verwendeten temperaturabhängigen Rohdichten variieren in der vorliegenden Literatur. Während Kö-

nig 2000 [53], Feng 2003 [29] konstante Rohdichten bei steigender Temperatur verwenden, basieren die temperaturabhängigen Angaben für die Rohdichte von Fuller 1992 [38], Gerlich 1996 [40], Thomas 2002 sowie Collier 2002 [11] und 2004 [12] auf den Daten von Harmathy 1988 [44] und die von Clancy 2001 [10] auf den gemessenen Daten von Mehaffey 1994 [66]. In Bild 3.12 sind die gemessenen sowie die von verschiedenen Autoren verwendeten Massenverluste in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt.

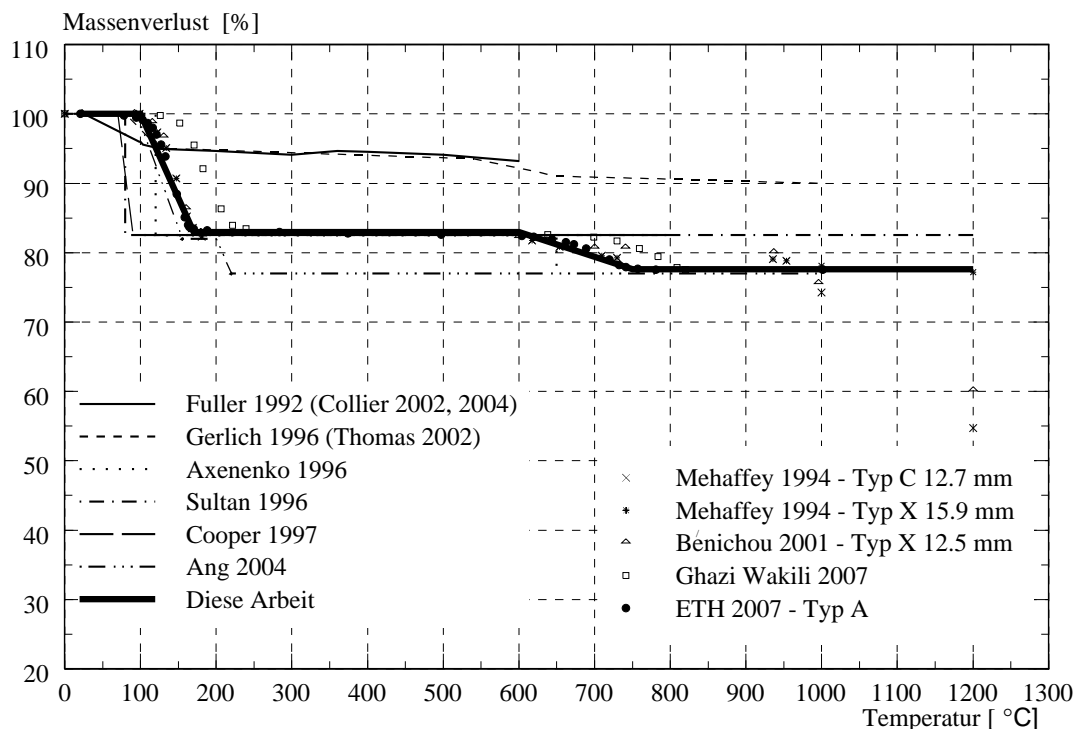


Bild 3.12 Gemessene (Zeichen) und für numerische Simulationen verwendete Massenverluste (Linien) von Gipsplatten in Abhängigkeit der Temperatur

Die thermogravimetrische Analyse an der ETH Zürich wurde wie auch die Analysen gemäss Mehaffey 1994 [66], Bénichou 2001 [6] und Ghazi Wakili 2007 [41] mit einer Heizgeschwindigkeit von $20^{\circ}\text{C}/\text{min}$ durchgeführt. In dem Diagramm in Bild 3.12 sieht man, dass die Ergebnisse gemäss der ETH Zürich im Vergleich mit den gemessenen Daten gemäss Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] bis zu einer Temperatur von ca. 700°C fast identisch sind, obwohl die Versuchsproben, die Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] für die thermogravimetrische Analyse verwendet haben, zuvor bei 40°C 24 Stunden lang getrocknet wurden, während die Proben an der ETH Zürich unbehandelt blieben. Die Vortrocknung der Probe bewirkt gemäss Mehaffey 1994 [66] einen Massenverlust von ca. 0.5%, der vernachlässigt werden kann. Abweichend von diesen Messergebnissen zeigen die Messungen gemäss Ghazi Wakili 2007 [41], dass die zwei deutlich sichtbaren Abfälle der Masse erst bei höheren Temperaturen auftreten. Da nur die Daten gemäss Ghazi Wakili 2007 [41] geringe Abweichungen zeigen, wurde die in dieser Arbeit verwendete temperaturabhängige Rohdichte für Gipsplatten so gewählt, dass sie mit den Ergebnissen der thermogravimetrischen Analyse der ETH Zürich übereinstimmt.

Vereinfacht wird auch für Gipsfaserplatten die in Bild 3.12 dargestellte Massenabnahme in Abhängigkeit der Temperatur verwendet und die entsprechend höhere Rohdichte eingesetzt.

3.3.2.4 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität von Gipsplatten kann anhand der benötigten Energie für die einzelnen chemischen Vorgänge bestimmt werden (vgl. Kapitel 3.3.1). Diese Vorgehensweise wurde für die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität von Gipsplatten bereits von Mehaffey 1994 [66], Thomas 2002 [85], Ang 2004 [1] sowie Ghazi Wakili 2007 [41] angewendet. Die Angaben über die Energie sowie bei welcher Temperatur welche chemischen Vorgänge durchlaufen werden, variieren jedoch in der Literatur (vgl. Tabelle 3.1 bis Tabelle 3.4).

Anhand des gemessenen Massenverlusts von Gips in Bild 3.12 können einige Phasen der Umwandlung des Materials Gips wiedererkannt werden. Ähnlich wie bei Messungen von Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] zeigte die thermogravimetrische Analyse, die an der ETH Zürich durchgeführt wurde, einen Massenverlust von 17.2 % zwischen ca. 100 und 170 °C und einen weiteren Massenverlust von 5.1 % zwischen ca. 600 und 750 °C. Die erste Abnahme der Masse schreiben alle vorliegenden Veröffentlichungen ([38], [66], [5], [40], [76], [13], [82], [53], [10], [85], [1], [12]) der Verdampfung von Wasser im Gips zu. Der zweite Abfall der Masse wird von den meisten Autoren nicht berücksichtigt bis auf Ghazi Wakili 2007 [41] und Sultan 1996 [76] und damit ebenfalls König 2000 [53], der die Werte von Sultan verwendet. Da die Verdampfung des Wassers im Gips in zwei Phasen stattfindet (vgl. Kapitel 3.3.2.2), ordnet Sultan diese zweite Abnahme der Masse der Umwandlung vom Calciumsulfat - Halbhydrat zum Anhydrit III zu. Der Kristallwasseranteil für das Calciumsulfat-Dihydrat kann anhand der Molekulargewichte berechnet, zu:

$$100 \% \cdot \frac{36,03 \frac{\text{g}}{\text{mol}}(\text{H}_2\text{O})}{172,17 \frac{\text{g}}{\text{mol}}(\text{CaSO}_4 \cdot \text{H}_2\text{O})} = 20,93 \% \quad (3.10)$$

Von den zwei Wasseranteilen (H_2O) im Calciumsulfat-Dihydrat ($\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O}$) verdampft bei der Umwandlung zum Calciumsulfat-Halbhydrat ($\text{CaSO}_4 \cdot 1/2 \text{H}_2\text{O}$) 75 % ($0.75 * 20.93 = 15.6$ %) und vom Calciumsulfat-Halbhydrat zum Anhydrit III (CaSO_4) 25 % des gebundenen Kristallwasser ($0.25 * 20.93 = 5.2$ %). Mit einem gewissen Anteil vom freien Wasser von mindestens 2 % (vgl. Tabelle 3.1) ergibt sich der Anteil von verdampftem Wasser bei der Umwandlung zum Calciumsulfat - Halbhydrat zu $15.6 + 2\% = 17.6\%$. Diese Prozentangaben für die Umwandlung zum Calciumsulfat - Halbhydrat von 17.6% und für die Umwandlung zum Anhydrit III von 5.2% stimmen ungefähr mit den Massenverlusten überein, die anhand der thermogravimetrischen Analyse an der ETH Zürich ermittelt wurden (vgl. Bild 3.13) und sprechen damit für die Annahme gemäss Sultan 1996 [76].

Der Temperaturbereich von ca. 600 bis 750 °C für die Umwandlung vom Calciumsulfat - Halbhydrat zum Anhydrit III stimmt jedoch nicht mit den Temperaturbereich von ca. 100 bis maximal 310 °C überein, der in Tabelle 3.3 angegeben wurde. Ghazi Wakili 2007 [41] zeigt anhand der Ableitung des Massenverlustes, dass bis ca. 250 °C zwei Peaks vorhanden sind, welche die beiden Phasen darstellen, in denen Wasser verdampft wird (vgl. Bild 3.14). D.h., dass die Umwandlung vom Calciumsulfat - Dihydrat zum Calciumsulfat - Halbhydrat sowie die Umwandlung vom Calciumsulfat - Halbhydrat zum Anhydrit III bis zu einer Temperatur von ca. 250 °C abgeschlossen ist. In Bild 3.14 ist zusätzlich die Ableitung des Massenverlustes gemäss der ETH Zürich dargestellt, die diese zwei Peaks ebenfalls zeigt, allerdings nicht so deutlich wie die Ableitung gemäss Ghazi Wakili 2007 [41]. Für den zweiten Abfall der Masse bei ca. 700 °C nimmt Ghazi Wakili 2007 [41] an, dass dieser aufgrund der Freisetzung von Koh-

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

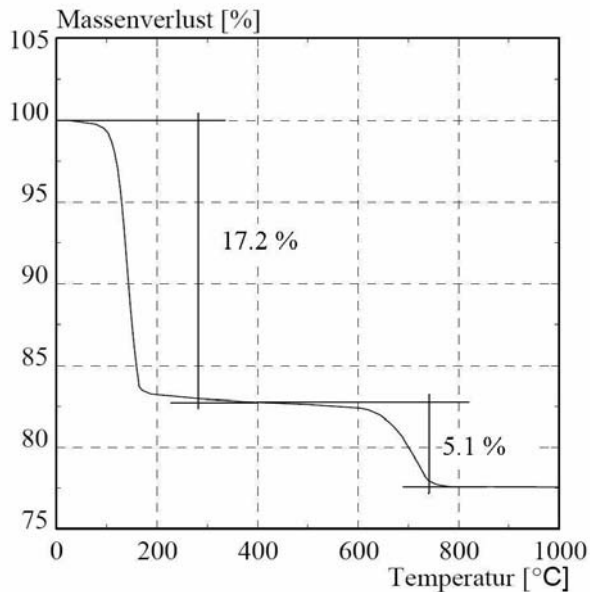


Bild 3.13 Massenverlust von Gipsplatten unter Temperatureinwirkung gemäss der thermogravimetrischen Analyse der ETH Zürich

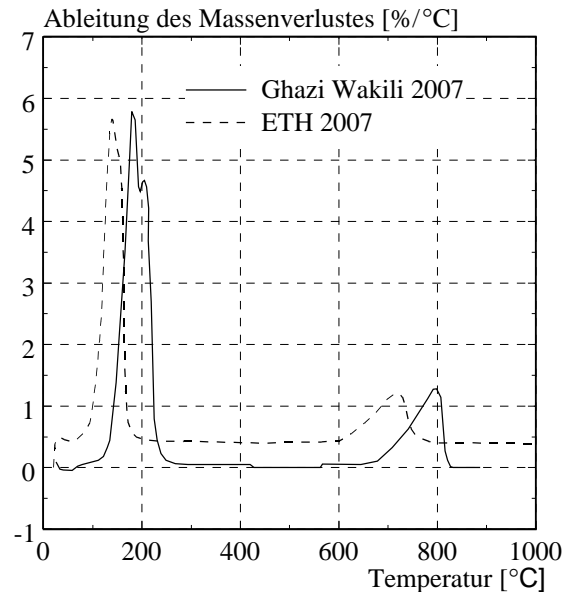


Bild 3.14 Ableitung des Massenverlustes von Gipsplatten unter Temperatureinwirkung gemäss Ghazi Wakili [41] und der ETH Zürich

lendioxid (CO_2) erfolgt, das bei der Zersetzung von Kalk (Calciumcarbonat CaCO_3) frei wird. Daraus folgt gemäss Ghazi Wakili 2007 [41], dass neben den 81% Gips, 9.5% Kalk noch ca. 9.5% sonstige Zusätze in den Gipsplatten vorhanden sind.

Die thermogravimetrische Analyse, die zur Ermittlung des Massenverlustes an der ETH Zürich durchgeführt wurde, war mit einem Massenspektrometer gekoppelt. Anhand des Massenspektrometers können die freiwerdenden Gase, die bei der thermogravimetrischen Analyse quantitativ bestimmt werden, ebenfalls identifiziert werden. Damit konnten durch die Untersuchung an der ETH Zürich die Angaben von Ghazi Wakili 2007 [41] bestätigt werden, dass im Temperaturbereich um 150°C Wasserdampf (H_2O) und um die 700°C Kohlendioxid (CO_2) frei wird.

Um das Kohlendioxidhaltige Material sowie weitere Bestandteile zu analysieren, wurde an der ETH Zürich in Zusammenarbeit mit dem Institut für Geotechnik eine Untersuchung mit einem Röntgendiffraktometer (D8 ADVANCE) der Firma Bruker AXS durchgeführt. Bei dieser Analyse treffen Röntgenstrahlen auf die Probe, die abhängig von der Kristallstruktur unterschiedlich reflektiert werden. Dabei misst der Röntgendiffraktometer die Beugung (Diffraction) der Röntgenstrahlen und kann so die Struktur der vorhandenen Kristalle bestimmen. Mit dieser Analyse konnte neben dem Calciumsulfat - Dihydrat ein geringer Anteil von Anhydrit sowie Quarz und als Kohlendioxidhaltiges Material Dolomit (Calcium-Magnesium-Karbonat $\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$) festgestellt werden. Es konnten jedoch nicht alle Bestandteile der Probe bestimmt werden. Daher war die prozentuale Verteilung der analysierten Bestandteile anhand des Programms AutoQuan nicht eindeutig. Man kann jedoch davon ausgehen, dass mehr als 80% reiner Gips, d.h. reines Calciumsulfat - Dihydrat in der Probe der Gipsplatten enthalten war. Ebenfalls kann der Anteil an reinem Gips in der Probe anhand des in Bild 3.13 angegebenen Massenverlusts von 17.2% im Temperaturbereich zwischen 100 und 170°C und der in Gleichung (3.10) angegebene Anteil an gebundenem Kristallwasser berechnet werden. Zusätzlich

zum Kristallwasser ist der freie Wasseranteil in der Gipsplatte zu berücksichtigen. Tabelle 3.1 kann entnommen werden, dass die Autoren [66], [85] und [1] den Anteil an freiem Wasser auf ca. 3 % festgelegt haben. Damit ergibt sich ein Anteil an reinem Gips in der Gipsplatte von:

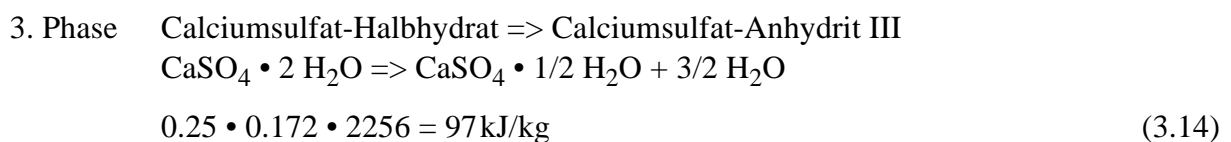
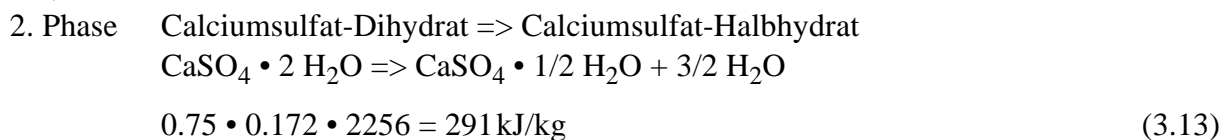
$$\frac{17,2 \cdot 100}{20,93 + 3} = 71,9 \% < 80\% \quad (3.11)$$

Anhand der Berechnung in Gleichung (3.11) sieht man, dass der berechnete prozentuale Anteil an reinem Gips in der Gipsplatte nicht mit den Ergebnissen gemäss dem Programm AutoQuan von mehr als 80% übereinstimmt. Daher wurde hier angenommen, dass bei einer Probe von 10 bis 30 mg, die bei 40°C 24 Stunden lang getrocknet wurde (Mehaffey 1994 [66]), das gesamte freie Wasser bereits freigesetzt wurde. Mit einem gemessenen Massenverlust dieser Probe von 0.5 %, wurde in der vorliegenden Arbeit der Anteil an freiem Wasser in der Gipsplatte näherungsweise gleich Null gesetzt. Damit ergibt sich der Anteil an reinem Gips in der Gipsplatte zu:

$$\frac{17,2 \cdot 100}{20,93} = 82,2 \% > 80\% \quad (3.12)$$

Diese Annahme wird dadurch bestätigt, dass der gemessene Massenverlust zwischen ca. 100 und 200°C anhand von getrockneten Proben gemäss Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] den Messungen der ETH Zürich entsprach (unbehandelte Probe).

Mit der Verdampfungsenergie von 2256 kJ/kg gemäss Lindner 1992 [63] ergibt sich damit eine benötigte Wärmeenergie, um das vorhandene Wasser der folgenden zwei Phasen zu verdampfen, von:



Gemäss Ludwig 1978 [65] und Thomas 2002 [85] wird die zusätzlich für die chemische Reaktion benötigte Energie gegeben (vgl. Tabelle 3.2 und Tabelle 3.3). Die benötigte Wärmeenergie ist jedoch davon abhängig, ob sich das Dihydrat in ein α -Halbhydrat oder β -Halbhydrat bzw. in der 3. Phase das Halbhydrat in ein α -Anhydrit oder β -Anhydrit umwandelt. Dabei entsteht aus einem α -Halbhydrat immer ein α -Anhydrit und aus einem β -Halbhydrat immer ein β -Anhydrit. Werden diese Halhydrate technisch hergestellt, entsteht das β -Halbhydrat beim Brennen in einem offenen Gefäß (Kocher oder Drehofen) unter normalem Atmosphärendruck, hingegen wird das α -Halbhydrat in einem geschlossenen Gefäß (Autoklav) unter Nassdampfatmosfera hergestellt. Es gibt zwei Gründe, die dafür sprechen, dass sich der Gips in den Gipsplatten unter Brandeinwirkung in ein β -Halbhydrat und dann in ein β -Anhydrit umwandelt. Zum einen entsteht das α -Halbhydrat nur unter hohem Druck von etwa 4 bis 5 bar, der bei einem Brand nicht auftritt. Beispielsweise wurden die Brandversuche Schleifer 2007 [74] mit einem Überdruck im Ofen von 10 Pa (0.0001 bar) gefahren. Zum anderen wird der Gips, der vorwiegend für die Herstellung von Gipsplatten verwendet wird, aus einem β -Halbhydrat hergestellt und nur zu einem geringen Anteil aus α -Halbhydrat. Für die Entstehung des

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

α -Halbhydrats unter Brandeinwirkung spricht der Entstehungstemperaturbereich gemäss Tabelle 3.2 und Tabelle 3.3, der mit dem Temperaturbereich des Massenverlustes in Bild 3.12 besser übereinstimmt. Dabei zeigt der Massenverlust, dass die Umwandlung zum Anhydrit bis ca. 170°C abgeschlossen ist. Die Entstehungstemperatur des β -Anhydrits von ca. 290°C liegt damit nicht innerhalb dieses Temperaturbereichs im Gegensatz zur Entstehungstemperatur des α -Anhydrits von ca. 110°C. In dieser Arbeit wurde wie in Thomas 2002 [85] angenommen, dass sich unter Brandeinwirkung das Dihydrat in ein β -Halbhydrat und das β -Halbhydrat wiederum in ein β -Anhydrit umwandelt. Die benötigte Wärmeenergie für diese Umwandlung ist jedoch nur knapp 4% höher als für die Umwandlung zum α -Halbhydrat bzw. α -Anhydrit und hat auf die numerische Berechnung nur einen geringen Einfluss.

Die benötigte Wärmeenergie für die chemische Reaktion kann anhand der Enthalpie ($\Delta_f H^\circ$) aus [14] berechnet oder Ludwig 1978 [65] entnommen werden. Gemäss der Entstehungsenthalpie ($\Delta_f H^\circ$) aus [14] beträgt die Wärmeenergie für die Umwandlung vom Dihydrat in ein β -Halbhydrat:

$$\begin{aligned}\Delta_f H^\circ (\text{Reaktion}) &= \Delta_f H^\circ (\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}) - [\Delta_f H^\circ (\text{CaSO}_4 \cdot 1/2 \text{H}_2\text{O} + \Delta_f H^\circ (3/2 \text{H}_2\text{O}))] \\ 19.25 \text{ kJ/mol} &= 2022.63 \text{ kJ/mol} - [1574.64 \text{ kJ/mol} + 3/2 \cdot 285.83 \text{ kJ/mol}] \\ \underline{112 \text{ kJ/kg}} &= 19.25 \text{ kJ/mol} / 172.17 \text{ g/mol} \cdot 1000\end{aligned}$$

Diese berechnete Wärmeenergie entspricht den Angaben von Ludwig:

$$\underline{112 \text{ kJ/kg}} = 4600 \text{ cal/mol} \cdot 4.184 \text{ J/mol} / 172.2 \text{ g/mol} \quad (3.15)$$

Da in Gipsplatten nur 82.2% Gips enthalten ist, beträgt die Wärmeenergie für die Umwandlung in der 2. Phase wie folgt:

$$\underline{92.1 \text{ kJ/kg}} = 112 \cdot 0.822 \quad (3.16)$$

Die benötigte Wärmeenergie für die Umwandlung vom β -Halbhydrat zum β -Anhydrit beträgt:

$$\underline{51.8 \text{ kJ/kg}} = (175 - 112) \cdot 0.822 \quad (3.17)$$

Daraus folgt die gesamte Wärmeenergie aus Verdampfungsenergie und Energie für die chemische Reaktion:

2. Phase Calciumsulfat-Dihydrat => Calciumsulfat- β -Halbhydrat
 $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O} \Rightarrow \text{CaSO}_4 \cdot 1/2 \text{H}_2\text{O} + 3/2 \text{H}_2\text{O}$

$$\underline{383.1 \text{ kJ/kg}} = 291 \text{ kJ/kg} + 92.1 \text{ kJ/kg} \quad (3.18)$$

3. Phase Calciumsulfat- β -Halbhydrat => Calciumsulfat- β -Anhydrit III
 $\text{CaSO}_4 \cdot 2 \text{H}_2\text{O} \Rightarrow \text{CaSO}_4 \cdot 1/2 \text{H}_2\text{O} + 3/2 \text{H}_2\text{O}$

$$\underline{148.8 \text{ kJ/kg}} = 97 \text{ kJ/kg} + 51.8 \text{ kJ/kg} \quad (3.19)$$

Neben der erforderlichen Wärmeenergie ist für die Berechnung der spezifischen Wärmekapazität ebenfalls der Temperaturbereich massgebend, in dem die Phasen stattfinden. Gemäss des Massenverlusts in Bild 3.12 liegt dieser Temperaturbereich für die 2. und 3. Phase ca. zwischen 100 und 170°C. Abweichend von den Entstehungstemperaturen für das β -Halbhydrat und das β -Anhydrit in Tabelle 3.2 und Tabelle 3.3, wurde auf Grundlage der Ableitung des Massenverlusts in Bild 3.14 gemäss der ETH Zürich in der vorliegenden Arbeit für die 2. Phase angenommen, dass die Umwandlung zum Halbhydrat während des gesamten Temperaturbereichs von

100 bis 170 °C mit einem Maximum bei 140 °C stattfindet. Für die 3. Phase wurde der Temperaturbereich von 130 bis 170 °C mit einem Maximum bei 150 °C festgelegt. D.h., dass sich die beiden Phasen und damit auch die benötigten Energien überlagern. Für die numerische Simulationen ist jedoch nur der gesamte gewählte Temperaturbereich (100 bis 170 °C) und vor allem die Summe der benötigten Energien für die Umwandlung von Gips von $384.1 + 148.8 = 532.9$ kJ/kg massgebend.

Der gewählte Temperaturbereich sowie die benötigte Wärmeenergie für die Umwandlung von Gips wurden mit den gemessenen Werten für die spezifische Wärmekapazität von Gipsplatten gemäss Bénichou 2001 [6] und Mehaffey 1994 [66] verglichen. Die Versuchsergebnisse dieser beiden Veröffentlichungen sind in Bezug auf die spezifische Wärmekapazität sehr ähnlich (vgl. Bild 3.15). Dabei entspricht die Fläche unterhalb der dargestellten Kurven der benötigten Wärmeenergie, für die Mehaffey 1994 [66] einen durchschnittlichen Wert von 500 kJ/kg angibt, der wiederum im Bereich des hier berechneten Werts von 532.9 kJ/kg liegt.

In Bild 3.15 können zwei Temperaturbereiche abgelesen werden, die abhängig von der Heizgeschwindigkeit bei 70 - 110 °C (2 °C/min) und bei 90 - 160 °C (20 °C/min) liegen. Gemäss Mehaffey 1994 [66] liegt unter Brandeinwirkung die Temperaturerhöhung pro Minute in den meisten Tiefen der Gipsplatte zwischen 2 °C/min und 20 °C/min.

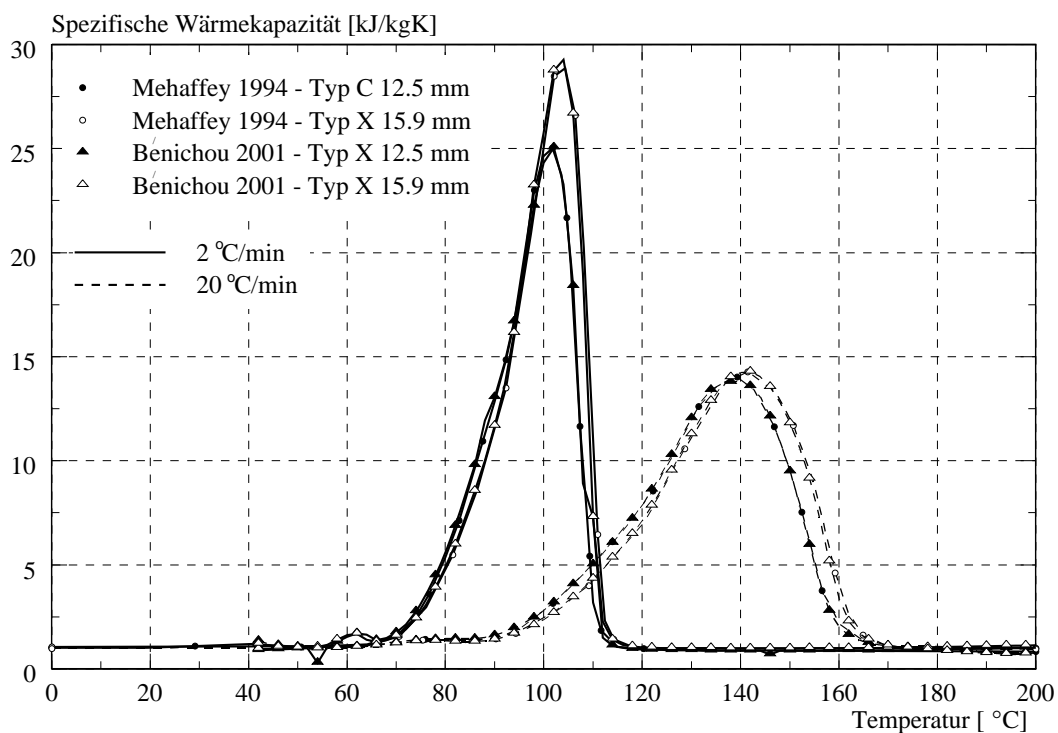


Bild 3.15 Gemessene spezifische Wärmekapazität gemäss Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6]

Im Versuch V6 [74] wurden in 15 mm dicken Gipsplatten Typ A in verschiedenen Tiefen (vgl. Bild 3.16: 0, 5, 10 und 15 mm von der feuerzugewandten Seite) die Temperaturen gemessen. Anhand der Temperaturverläufe in Bild 3.16 kann die Aussage von Mehaffey im Bezug auf die Temperaturerhöhung pro Minute bestätigt werden. Zusätzlich kann festgestellt werden, dass die Temperaturerhöhung pro Minute ebenfalls vom betrachteten Temperaturbereich abhängig ist, d.h. z.B. der Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite hat eine geringere Tempe-

raturerhöhung pro Minute bei 100°C als bei 200°C. Geht man von einer Heizgeschwindigkeit von 20°C/min aus, stimmt der in der vorliegenden Arbeit verwendete Temperaturbereich von 100 bis 170°C gut mit dem Temperaturbereich gemäss Bénichou 2001 [6] und Mehaffey 1994 [66] überein.

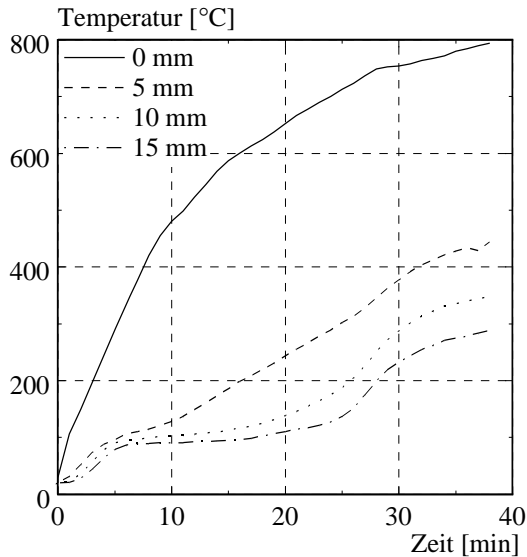
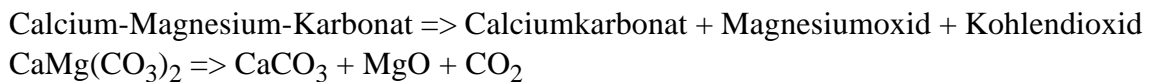


Bild 3.16 Temperaturverlauf in verschiedenen Tiefen von 15 mm dicken Gipsplatten Typ A (Versuch V6 [74])

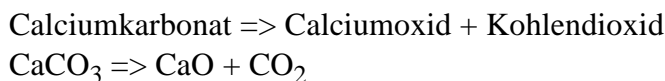
Die Messungen der spezifischen Wärmekapazität von Bénichou 2001 [6] und Mehaffey 1994 [66] wurden nur bis zu einer Temperatur von 200°C durchgeführt. Daher kann mit diesen Messungen kein Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten für den Energiebedarf für die Freisetzung des Kohlendioxids zwischen 600 und 750°C gemacht werden.

Der prozentuale Anteil des Kohlendioxidhaltigen Materials Dolomit (Calcium-Magnesium-Karbonat $\text{CaMg}(\text{CO}_3)_2$) in den Gipsplatten kann wie bereits für den reinen Gips anhand der Molekulargewichte berechnet werden. Dabei durchläuft das Calcium-Magnesium-Karbonat mit steigender Temperatur die folgenden zwei Phasen (vgl. Frazeli 1991 [28]):

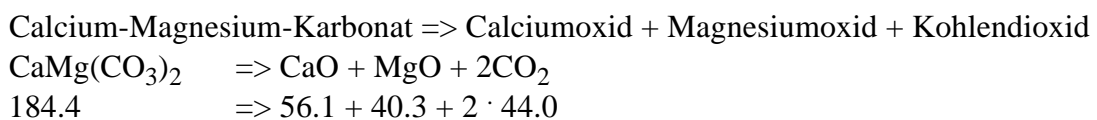
1. Phase



2. Phase



Da anhand der Ableitung des Massenverlustes in Bild 3.14 nicht wie bei Dehydration des reinen Gipses beide Phasen zu erkennen sind, wird für die Umwandlung des Calcium-Magnesium-Karbonats in das Calciumoxid vereinfacht nur eine Phase angesetzt. Damit ergibt sich der prozentuale Anteil des Calcium-Magnesium-Karbonats in den Gipsplatten zu:



$$\frac{2 \cdot 44,0 \cdot 100}{184,4} = 47,7 \% \text{ CO}_2 \text{ im Calcium-Magnesium-Karbonat} \quad (3.20)$$

$$\frac{5,1 \cdot 100}{47,7} = 10,7 \% \text{ Calcium-Magnesium-Karbonat in den Gipsplatten} \quad (3.21)$$

Der Energiebedarf für die Umwandlung gemäss der Berechnung sowie in der vorliegenden Literatur ([15], [9], [7]) variiert stark. Da jedoch die Umwandlung in einem hohen Temperaturbereich stattfindet, hat die Wahl der benötigten Energie nur einen geringen Einfluss auf die numerischen Berechnungen. Gemäss Beruto 2003 [7] wurde in dieser Arbeit ein Energiebedarf von 440kJ/kg für die Umwandlung vom Calcium-Magnesium-Karbonat zum Calciumoxid angenommen. Daraus folgt der Wert für die benötigte Energie für die Umwandlung vom Calcium-Magnesium-Karbonat in der Gipsplatte für den Temperaturbereich von 600 bis 750°C mit einem gewählten Maximum bei 720°C von:

$$\underline{47.1 \text{ kJ/kg}} = 440 \cdot 0.107 \quad (3.22)$$

Für die Berechnung der spezifischen Wärmekapazität wurde der Wert bei 20°C auf $c = 0.96 \text{ kJ/kg}$ festgelegt. Dieser Wert wurde den Angaben der Hersteller Knauf und Rigips entnommen, welche die Gipsplatten Typ A und Typ F für die Versuche in [74] zur Verfügung stellen. Weiterhin entspricht dieser Wert ebenfalls ungefähr den Angaben gemäss Gips-Datenbuch 2003 [42], Mehaffey 1994 [66], Thomas 2002 [85] sowie Ang 2004 [1].

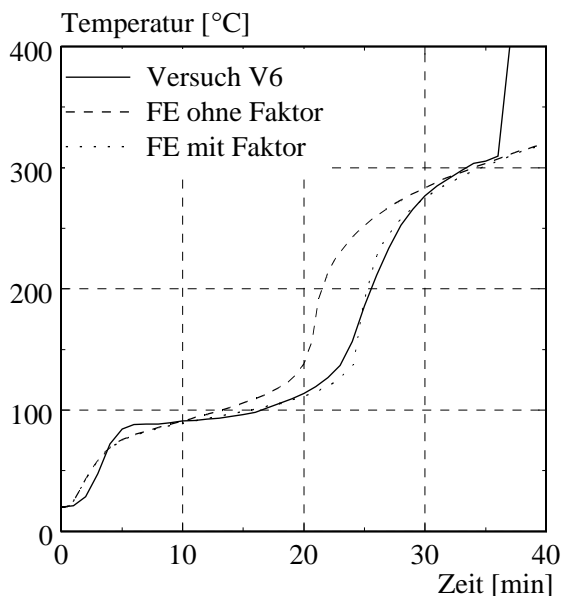


Bild 3.17 Gemessene und berechnete Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte. Mit und ohne Faktor zur vereinfachten Berücksichtigung des Massentransports.

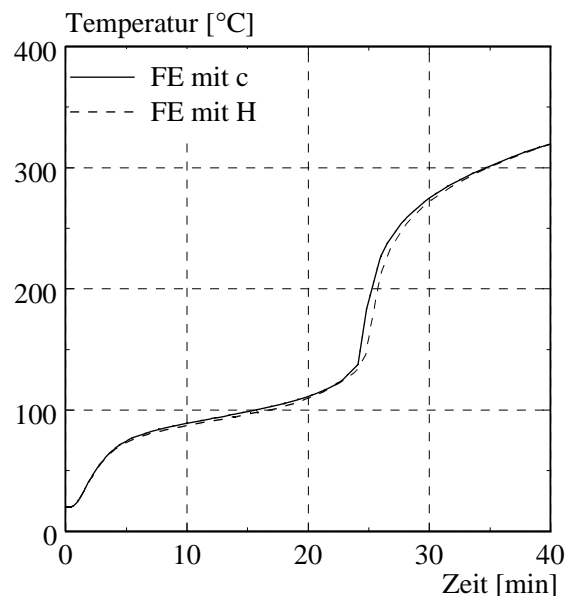


Bild 3.18 Berechnete Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte. Mit Berücksichtigung der Enthalpie H oder vereinfacht mit angepasster Wärmekapazität c .

Wie bereits in Kapitel 3.3.1 erläutert, wird mit dem FE-Modell unter anderem der Massentransport des verdampften Wassers nicht abgebildet. Der Wasserdampf wird in kältere Regionen transportiert, in denen der Wasserdampf teilweise wieder kondensiert und Energie frei wird. Zum Teil findet diese Kondensation innerhalb der Platte statt. In diesem Bereich wird wiederum Energie benötigt, um das Wasser zu verdampfen. Um diesen Massentransport zu berücksichtigen, wurde die Energie für die Umwandlung vom Dihydrat zum Halbydrat (Temperaturbereich: 100 bis 170°C) um den Faktor 1.7 erhöht. Dieser Faktor wurde durch Anpas-

sen an die vorliegenden Versuche ermittelt. In Bild 3.17 sind gemessene (vgl. Schleifer 2007 [74]) und berechnete Temperaturverläufe (FE) auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte dargestellt. Für die berechneten Verläufe ist die spezifische Wärmekapazität einmal mit dem Faktor 1.7 und einmal ohne diesen verwendet worden. An den Temperaturverläufen kann man erkennen, dass die berechneten Ergebnisse mit den Materialeigenschaften mit Faktor besser mit den gemessenen Daten übereinstimmen, jedoch im Temperaturbereich von ca. 300°C der Faktor nur noch einen geringen Einfluss hat. Für Gipsfaserplatten entfiel ein Faktor für die spezifische Wärmekapazität und nur die Wärmeleitfähigkeit wurde anhand der vorliegenden Versuche mit Gipsfaserplatten angepasst.

Wie bereits in Kapitel 3.3.1 beschrieben kann statt der spezifischen Wärmeenergie (c) auch die Enthalpie (H) als temperaturabhängige Materialeigenschaft verwendet werden. In Bild 3.18 werden die berechneten Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte dargestellt und gezeigt, dass es nur einen sehr geringen Unterschied zwischen diesen FE-Berechnungen gibt.

In Bild 3.19 ist neben der in dieser Arbeit verwendeten spezifischen Wärmekapazität für Gipsplatten ebenfalls gemessene Werte sowie Wärmekapazitäten gemäss verschiedener Autoren dargestellt.

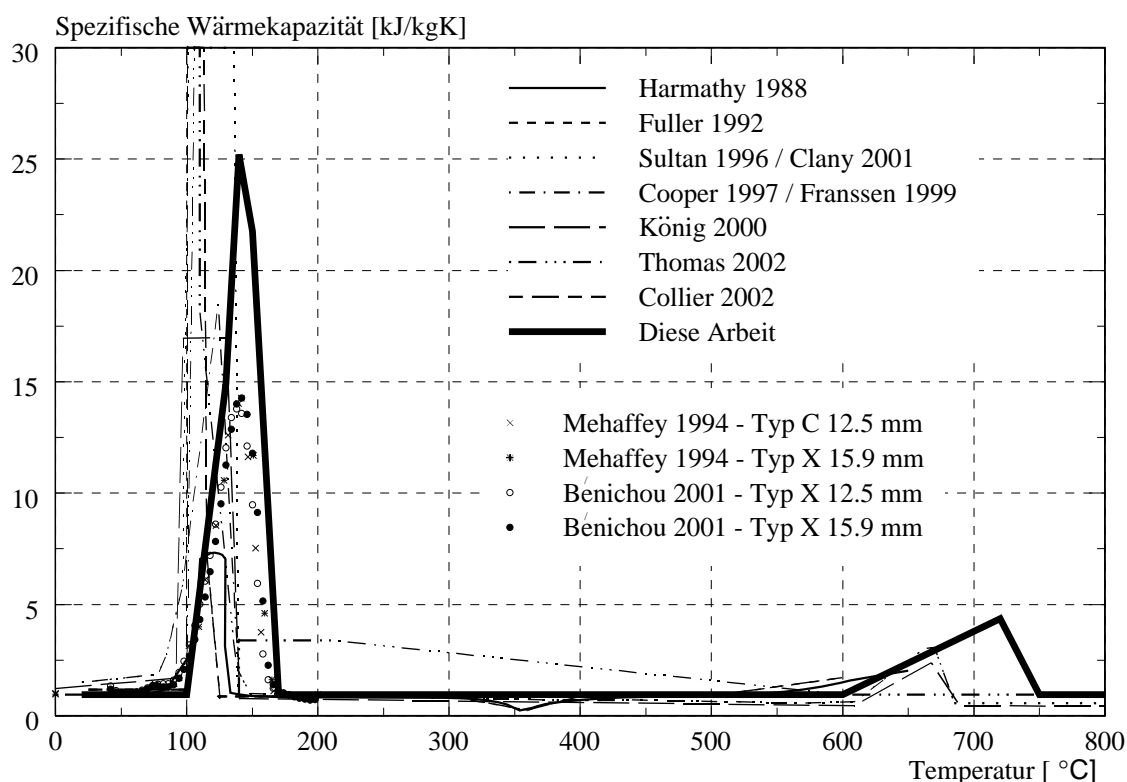


Bild 3.19 Gemessene (Heizgeschwindigkeit 20°C/min) und für numerische Simulationen verwendete spezifische Wärmekapazitäten in Abhängigkeit der Temperatur für Gipsplatten gemäss verschiedenen Autoren

3.3.2.5 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK] der Gipsplatten, die bei den Brandversuchen König 1997 [50], König 1999 [51], König 2003 [55] und Schleifer 2007 [74] getestet wurden, werden durch die Hersteller bei 20°C zwischen 0.2 und 0.25 W/mK angegeben. Für Gipsfaserplatten

in [74] wird von den Herstellern ein Wert zwischen 0.2 und 0.32 W/mK gegeben. Die gemessenen Werte für die Wärmeleitfähigkeit von Gipsplatten in Harmathy 1988 [44], Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] lagen wie bei den Gipsplatten in den Brandversuchen zwischen 0.2 und 0.25 W/mK, wobei für die numerischen Simulationen die meisten Autoren einen Wert von 0.24 bzw. 0.25 W/mK verwendeten. In der vorliegenden Arbeit wurde ebenfalls als Ausgangswert eine Wärmeleitfähigkeit von 0.25 W/mK bei einer Temperatur von 20 °C gewählt, die anhand der vorliegenden Brandversuche König 1997 [50], König 1999 [51], König 2003 [55] und Schleifer 2007 [74] angepasst wurde.

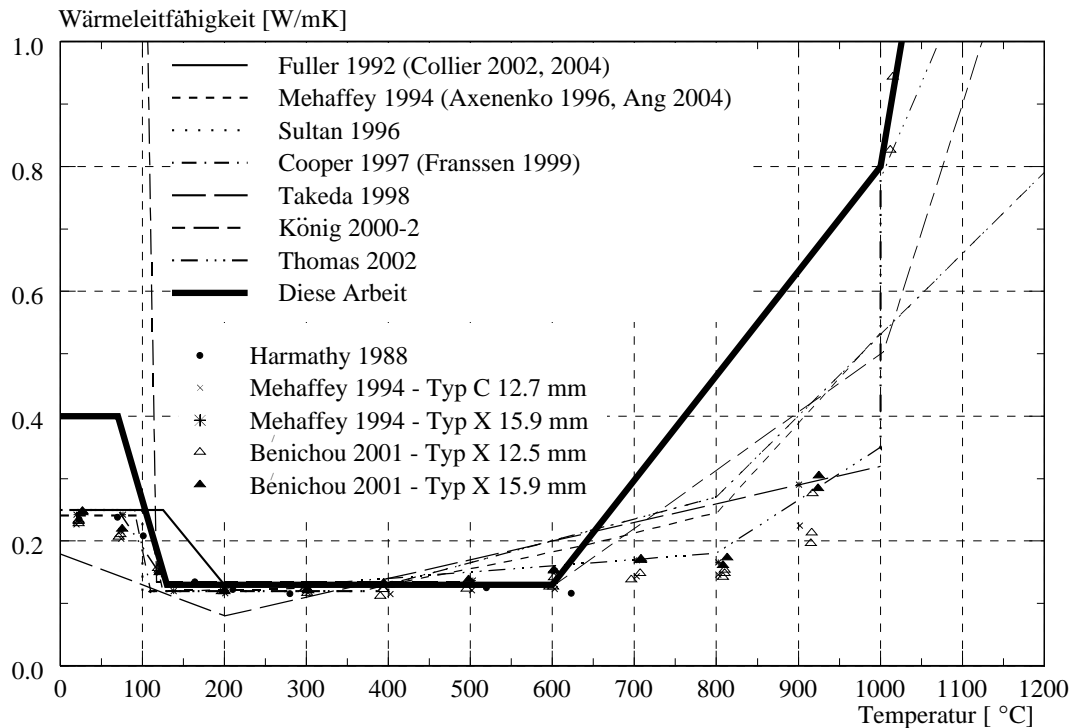


Bild 3.20 Gemessene und für numerische Simulationen verwendete Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Temperatur für Gipsplatten gemäss verschiedener Autoren

Gemessene Werte für die Wärmeleitfähigkeit von Gipsplatten in Abhängigkeit von der Temperatur wurden von Harmathy 1988 [44], Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] angegeben. Die Versuchsergebnisse der Wärmeleitfähigkeit von Gipsplatten für Temperaturen von 20 bis 900 °C, die in Mehaffey 1994 [66] gegeben werden, wurden in der gleichen Veröffentlichung von Mehaffey angepasst. Wie Mehaffey 1994 [66] hat auch Sultan 1996 [76] ab einer Temperatur von 400 °C erhöhte Werte für die Wärmeleitfähigkeit gewählt, um die Rissbildung zu berücksichtigen. Diese angepasste Wärmeleitfähigkeit gemäss Mehaffey wurde von Axenenko 1996 [5] und Ang 2004 [1] und die gemäss Sultan 1996 [76] mit geringen Änderungen von Cooper 1997 [13] übernommen, während die Werte von Cooper wiederum von Franssen 1999 [36] verwendet wurden. Die Versuchsergebnisse der Wärmeleitfähigkeit in Mehaffey 1994 [66] wurden ebenfalls von Takeda 1998 [82], König 2000-2 [53], Clancy 2001 [10] sowie Thomas 2002 [85] verwendet und an vorliegende Versuchsergebnisse angepasst. Dabei verwendet König 2000-2 [53] eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit ab 600 °C und zusätzlich eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit (2 W/mK) bis ca. 100 °C, um die Kalcinierung des Gipses zu berücksichtigen. Diese Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit bei 100 °C wurde mit darauf folgenden Untersuchungen durch König (König 2006 [56]) wieder vernachlässigt, da sie keinen Einfluss auf den

Temperaturverlauf im massgebenden Temperaturbereich um die 300°C hatte. Thomas 2002 [85] erhöht die Wärmeleitfähigkeit erst ab einer Temperatur von 1000°C. Damit berücksichtigt Thomas 2002 [85] das Abfallen der Platten, jedoch nicht die Rissbildung, die nicht explizit in [85] erwähnt wird und vermutlich durch die Anpassung an die Versuchsdaten abgedeckt ist. Die gemessenen Daten von Harmathy 1988 [44] wurden von Fuller 1992 [38] angepasst und diese Werte wiederum ebenfalls von Collier 2002 [11] und 2004 [12] verwendet. Veröffentlichungen, welche die Versuchsergebnisse von Bénichou 2001 [6] angewendet haben, liegen nicht vor.

In dieser Arbeit werden die gemessenen Daten für die Wärmeleitfähigkeit von Harmathy 1988 [44], Mehaffey 1994 [66] und Bénichou 2001 [6] berücksichtigt. Um den Massentransport des verdampften Wassers zu berücksichtigen, wurde bereits die spezifische Wärmekapazität im Temperaturbereich von 100 bis 170°C erhöht. Zusätzlich wurde die Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich von 20 bis 70°C von 0.25 W/mK auf 0.4 W/mK erhöht. In Bild 3.21 wird der gemessene Temperaturverlauf (Versuch V6, Schleifer 2007 [74]) auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte mit FE-Berechnungen mit und ohne dieser Erhöhung verglichen. Anhand dieses Vergleichs sieht man, dass diese Erhöhung keinen Einfluss auf die Berechnungen im Temperaturbereich von ca. 300°C hat, sondern nur auf den Temperaturverlauf zwischen ca. 20 und 100°C (vgl. Bild 3.21). Da das verdampfte Wasser in den kälteren Bereichen der Platte wieder kondensiert und die Wärmeleitfähigkeit von Wasser (0.6 - 0.7 W/mK) höher als die der Gipsplatte ist, wird die Wärme im Temperaturbereich zwischen ca. 20 und 100°C besser geleitet, bis wiederum das Wasser verdampft wird. Daher wird durch die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit auf 0.4 W/mK im Temperaturbereich von 20 bis 70°C, der gemessene Temperaturverlauf besser abgebildet (vgl. Bild 3.21).

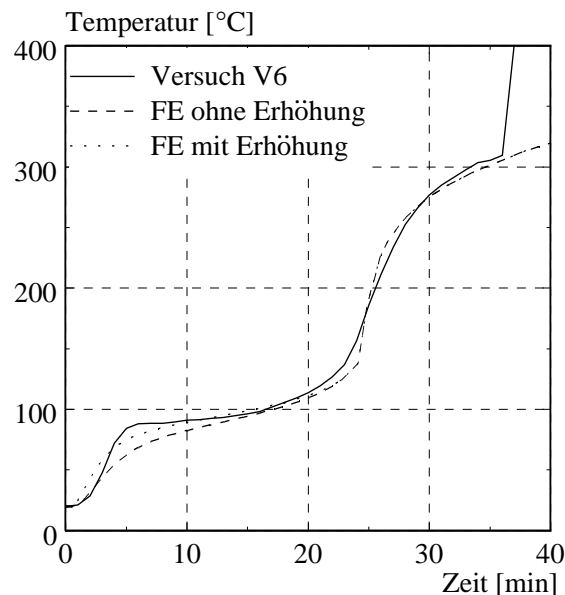


Bild 3.21 Gemessene [74] und berechnete Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 15 mm dicken Gipsplatte (FE-Berechnung mit und ohne Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit zwischen 20 und 70°C)

Wie ebenfalls bei einer Vielzahl der Autoren verwendet, wurden auch in dieser Arbeit die Risse in den Gipsplatten durch eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich von 600 bis 1000°C berücksichtigt. Um einen Vergleich von Gips- und Gipsfaserplatten in Bezug

auf das Reißen der Platten durchzuführen, benötigt man identische Versuche mit jeweils Gips- und Gipsfaserplatten, bei denen zusätzlich das Reißen der Platten dokumentiert wurde. Ein Versuch eines Herstellers von Dämmmaterialien, der Gipsfaserplatten als Bekleidung verwendet hat, wies einen ähnlichen Versuchsaufbau wie der Versuch VE 32 mit Gipsplatten Typ F gemäß König 1997 [50] auf. Es konnte festgestellt werden, dass Risse bei den Gipsfaserplatten einige Minuten früher als bei den Gipsplatten auftraten. Daher wurde in dem Temperaturbereich 600 bis 1000 °C die Wärmeleitfähigkeit für Gipsfaserplatten, angepasst an die Versuche, geringfügig höher als die Wärmeleitfähigkeit für Gipsplatten gewählt (vgl. Tabelle 3.5).

3.3.2.6 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Für den Vergleich der numerischen Simulationen mit experimentellen Untersuchungen standen die Ergebnisse folgender Brandversuche mit Gipsplatten und Gipsfaserplatten zur Verfügung:

- König 1997 [50]: Wandversuch VE29 (Gipsplatte Typ F 15.4mm) hinterlegt mit Sperrholz 11.7mm, Steinwolle 145mm und Gipsplatte Typ A 12.5mm; Wandversuche VE12, VE15, VE23, VE27 (Gipsplatte Typ F 15.4mm + Gipsplatte Typ A 12.5mm) und Wandversuch VE32 (Gipsplatte Typ F 15.4mm) hinterlegt mit Steinwolle 145mm und Gipsplatte Typ A 12.5mm, Vertikalofen 1.4 x 2.5m
- König 1999 [51]: Versuche B5 (Gipsplatten Typ F 2x 15.4mm) hinterlegt mit 5 Holzbalken 45 x 95mm, Horizontalofen 1.0 x 0.6m
- König 2003 [55]: Versuche A1-1 bis A1-3, A3-1 (Gipsplatten Typ F 15.4mm, A3-1 mit Stößen); Versuch A2-1 (Gipsplatten Typ A 12.5mm mit Stößen); Versuch A4-1 bis A4-3 (Gipsplatten Typ A 12.5mm + Gipsplatten Typ F 15.4mm) hinterlegt mit 5 x Holzbalken 45 x 95mm, Horizontalofen 1.0 x 0.6m
- Schleifer 2007 [74]: Versuche V1 - V3, V7 (Gipsfaserplatten 15mm); Versuche V6 (Gipsplatten Typ A und Typ F 15mm); Versuch V5 (Gipsfaserplatten 10 und 12.5mm); Versuch V8 (Gipsfaserplatten 18mm); Versuch V10 (Gipsplatten Typ A 25mm); Versuch V11 (Gipsplatten Typ A 10+15mm, 15+10mm, Gipsfaserplatten 2x12.5mm); Versuch V17 (Gipsplatten Typ A 12.5mm, Gipsfaserplatten 15mm); V11 und V17 hinterlegt mit Holzwerkstoffplatten; Horizontalofen 1.0 x 0.8m

Die in Kapitel 3.3.2 angegebenen und für die weiteren Berechnungen verwendeten temperaturabhängigen Materialeigenschaften für Gips- und Gipsfaserplatten wurden an die Brandversuche Schleifer 2007 [74] angepasst und mit den Brandversuchen von König [50], [51] und [55] verglichen. Die Versuche [74] wurden für die Anpassung der Werte bevorzugt, da in diesen Brandversuchen darauf geachtet wurde, dass die unterschiedlichen Einflüsse wie z.B. Plattendicke, Plattenmaterial und angrenzende Schichten nach Möglichkeit getrennt untersucht wurden. Daher wurde in der Versuchsreihe [74] eine Vielzahl der Versuche mit nur einer Schicht durchgeführt. Damit konnte z.B. der Einfluss der Plattendicke unabhängig vom Einfluss der angrenzenden Schichten untersucht werden. In der folgenden Tabelle 3.5 sind die hier verwendete temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität sowie das Verhältnis die Rohdichte ρ zur Rohdichte bei 20 °C ρ_{20} für Gips- und Gipsfaserplatten angegeben. Für die Anpassung der Materialeigenschaften sowie für den Vergleich mit den Versuchen wurde die Rohdichte bei 20 °C ρ_{20} aus den entsprechenden Versuchsberichten entnom-

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

men. Weiterhin wurde das Abfallen der Platten gemäss der Versuchsberichte in den FE-Berechnungen berücksichtigt.

T	Gipsplatten			Gipsfaserplatten		
	λ	c	ρ / ρ_{20}	λ	c	ρ / ρ_{20}
[°C]	[W/mK]	[kJ/kgK]	[%]	[W/mK]	[kJ/kgK]	[%]
20	0.40	0.96	100	0.40	0.96	100
70	0.40	0.96	100	0.40	0.96	100
100	0.27	0.96	100	0.27	0.96	100
130	0.13	14.915	92.6	0.13	9.169	92.6
140	0.13	25.207	90.2	0.13	17.545	90.2
150	0.13	21.764	87.7	0.13	16.657	87.7
170	0.13	0.96	82.8	0.13	0.96	82.8
600	0.13	0.96	82.7	0.13	0.96	82.7
720	0.33	4.359	78.6	0.39	4.359	78.6
750	0.38	0.96	77.6	0.46	0.96	77.6
1000	0.80	0.96	77.6	1.00	0.96	77.6
1200	2.37	0.96	77.6	2.37	0.96	77.6

Tabelle 3.5 In dieser Arbeit verwendete temperaturabhängige Materialeigenschaften für Gips- und Gipsfaserplatten

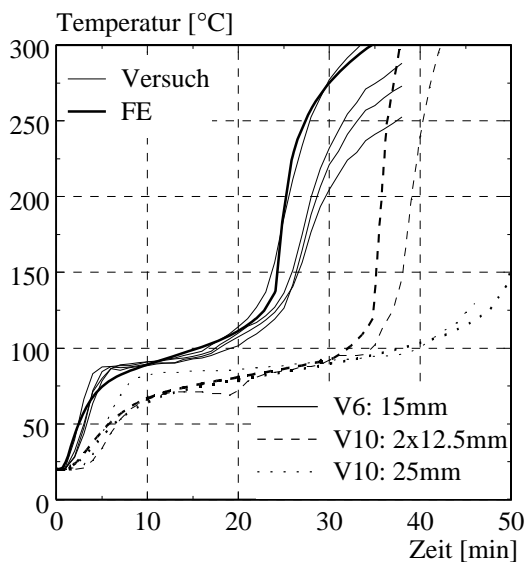


Bild 3.22 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gipsplatten (Versuche [74])

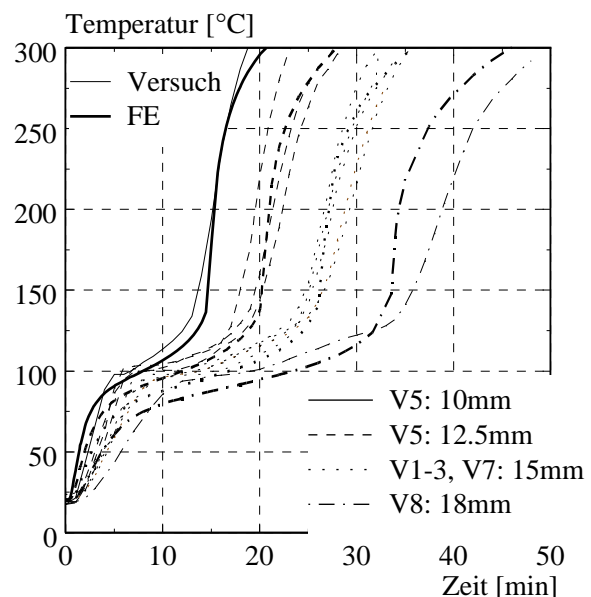


Bild 3.23 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gipsfaserplatten (Versuche [74])

Die Temperaturmessungen der vorliegenden Versuche erfolgten auf der feuerabgewandten Seite der Gips- bzw. Gipsfaserplatten sowie in den Holzwerkstoffplatten bzw. Holzquerschnitten, die durch Gips- bzw. Gipsfaserplatten vor der direkten Brandeinwirkung geschützt waren. Die Diagramme in Bild 3.22 bis Bild 3.25 zeigen die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gips- und Gipsfaserplatten der Versuche im Vergleich mit den numerischen Berechnungen (FE). Aus Platzgründen wurde hier nur eine repräsentative Auswahl von Vergleichen dargestellt. Anhand der Diagramme sieht man, dass die berechneten Temperaturverläufe mit den gewählten Materialeigenschaften für Gips- und Gipsfaserplatten gut mit den Versuchen übereinstimmen. Die Abweichungen der FE-Berechnungen vom Versuch V8 (GF 18mm) in Bild 3.23 und vom Versuch V10 (GP 2x12.5mm) in Bild 3.22 liegen im Bereich von wenigen Minuten und können akzeptiert werden.

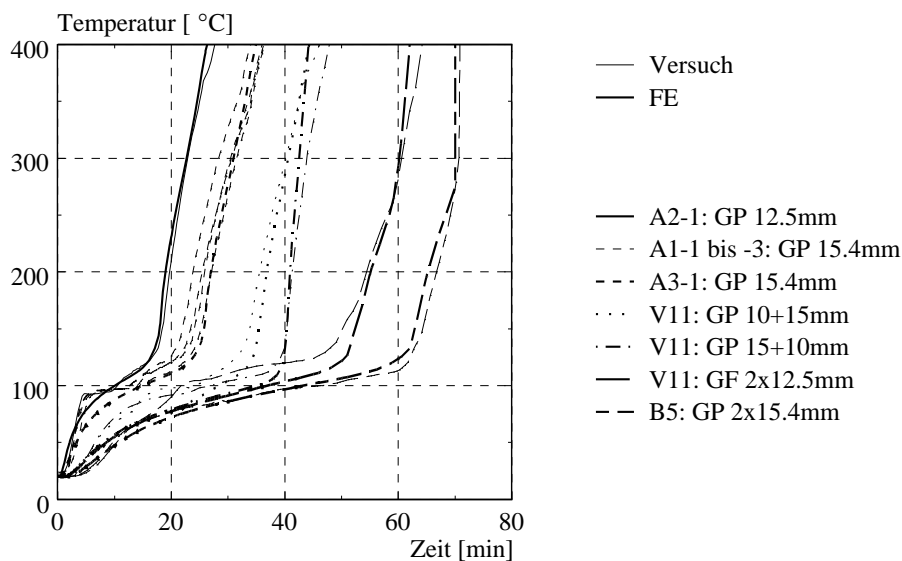


Bild 3.24 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gips- (GP) und Gipsfaserplatten (GF) hinterlegt mit Holz oder Spanplatten (Versuche [51], [55], [74])

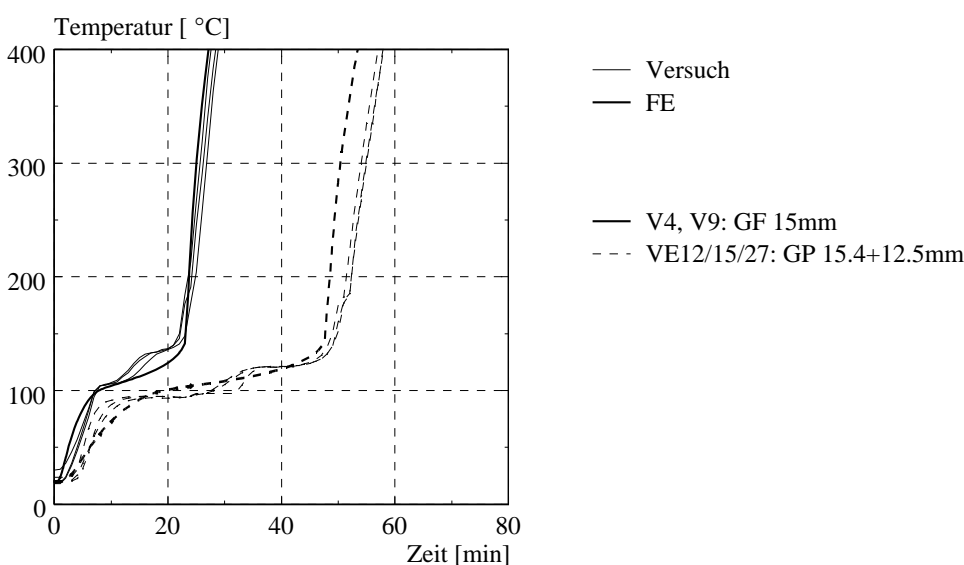


Bild 3.25 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gips- (GP) und Gipsfaserplatten (GF) hinterlegt mit Steinwolle (Versuche [50], [74])

3.3.3 Brennbare Bekleidung

3.3.3.1 Einleitung

Im Berechnungsmodell in Kapitel 4 können als brennbare Bekleidungen Massivholz-, Span- und OSB-Platten verwendet werden. Drei- bzw. Mehrschichtplatten sind gesondert zu betrachten, da sich diese unter Brandeinwirkung anders als die massiven Platten verhalten können. Dieses unterschiedliche Brandverhalten resultiert aus dem Aufbau der Platten. Die Schichtplatten bestehen aus mehreren Schichten. Sobald eine Schicht vollständig verbrannt ist, fällt sie in den meisten Fällen ab und die folgende Schicht wird direkt dem Feuer ausgesetzt. Im Gegensatz dazu wird der Restquerschnitt der massiven Platten, wie auch von massiven Holzbalken, durch die sich gebildete Holzkohleschicht vor der direkten Brandeinwirkung geschützt. Daher können Schichtplatten höhere Abbrandgeschwindigkeiten als Massivholzplatten aufweisen. Ebenso verhält es sich bei dünnen brennbaren Platten, bei denen sich nur eine dünne Holzkohleschicht bilden kann, deren Schutzwirkung geringer ist. D.h., je dünner die Bekleidung ist, desto weniger Holzkohle kann sich bilden und desto schneller brennt die Bekleidung.

Massivholz-, Span- und OSB-Platten basieren alle auf Holz und daher werden die jeweiligen temperaturabhängigen Materialeigenschaften für die numerischen Simulationen von denen von Holz abgeleitet. Da die Massivholzplatten aus reinem Holz bestehen, werden die Materialeigenschaften von Holz direkt für die Massivholzplatten übernommen. OSB- und Spanplatten bestehen aus mit Bindemittel verpressten Holzspänen. Dabei werden gegenüber der feinen Späne der Spanplatten, für die OSB-Platten längliche Schälspäne prozessgesteuert ausgerichtet und mehrlagig verpresst. Anhand von Versuchen wie z.B. Schleifer 2007 [74] konnte festgestellt werden, dass Spanplatten geringere Abbrandgeschwindigkeiten aufweisen als Massivholzplatten. Gemäss EN 1995-1-2 2004 [24] wird dies anhand der höheren Rohdichte von Spanplatten berücksichtigt. Verwendet man diese höhere Rohdichte in den numerischen Simulationen mit den Materialeigenschaften von Holz und vergleicht die Ergebnisse mit den Versuchen mit Spanplatten, konnte eine gute Übereinstimmung der FE-Berechnungen mit den Versuchen festgestellt werden. Daher wurden die Materialeigenschaften von Holz ebenfalls für Spanplatten übernommen. Wie die Spanplatten weisen auch die OSB-Platten höhere Rohdichten als die Massivholzplatten auf. Verwendet man jedoch die Materialeigenschaften der Massivholzplatte ebenfalls für die OSB-Platten unter Berücksichtigung der höheren Rohdichte, lagen die FE-Berechnungen im Vergleich mit den Versuchen auf der unsicheren Seite. D.h., die Materialeigenschaften für Holz können nicht direkt für die OSB-Platten übernommen werden. Das unterschiedliche Brandverhalten dieser Platten gegenüber dem Brandverhalten von Holz kann anhand der jeweiligen Holzkohle verdeutlicht werden.

Da die Holzkohle für das Brandverhalten von brennbaren Platten ein entscheidender Faktor ist, wurden die Holzkohleschichten von Massivholz-, OSB- und Spanplatte verglichen. Anhand der gebildeten Holzkohle der verschiedenen Holzwerkstoffplatten in Bild 3.26 sieht man, dass die Muster der Holzkohle der OSB-Platte und der Spanplatte ähnlich sind und sich von der Holzkohle der Massivholzplatte unterscheiden. Im Vergleich zur Holzkohle der Spanplatte sind jedoch Teile der Holzkohle der OSB-Platte bereits abgefallen. Spanplatten verhalten sich damit im Brandfall besser als OSB-Platten, was anhand von Versuchen ([74] V15: OSB $\beta = 0.85$ mm/min; [51] B1: Spanplatte $\beta = 0.67$ mm/min) bestätigt wurde. In den numerischen Berechnungen wird dies durch die Anpassung der Materialeigenschaften der Holzkohle für OSB-Platten berücksichtigt.

*Massivholzplatte**OSB-Platte**Spanplatte**Bild 3.26 Holzwerkstoffplatten nach dem Brandversuch [74]*

Das Brandverhalten von Holz, d.h. die thermische Zersetzung (Pyrolyse) des Holzes unter Bildung der Holzkohle und der brennenden Pyrolysegase, wurde bereits vielfach in der Literatur beschrieben (u.a. Kohlmann 1951 [48], Frangi 2001 [33], Povel 2002 [70], Peter 2003 [69]). In Tabelle 3.6 sind die einzelnen Phasen des Holzes unter Brandeinwirkung dargestellt.

Phase	Temperaturbereich	Vorgänge im Holz
1. Phase	20-100 °C	Erwärmung und Austrocknung
2. Phase	100 °C	Wasserverdampfung
3. Phase	130-200 °C	Übergangsphase zur Pyrolyse, Veränderung der Polyosen und des Lignins unter Freisetzung von Gasen
4. Phase	200-280 °C	Vollständiger Abbau der Polyose, Erweichung der Cellulose (Gewichtsverlust 40%)
5. Phase	280-350 °C	Zersetzung der Cellulose, Bildung leicht brennbarer Gase (lebhaft exotherm), Abschluss der Pyrolyse
6. Phase	350-400 °C	Thermischer Abbau des Lignins erreicht Höchstwerte
7. Phase	450-500 °C	Abbau des Lignins abgeschlossen
8. Phase	500-800 °C	Abnahme der Gasbildung, Zunahme der Holzkohlemenge
9. Phase	ab 800 °C	Vollständige Verbrennung der Holzkohle

Tabelle 3.6 Phasen des Holzes unter Brandeinwirkung (Frangi 2001 [33])

Anhand dieser Phasen und auf Grundlage von Veröffentlichungen sowie von Versuchen (König 1999 [51], Fornather 2001 [31], Schleifer 2007 [74]) wurden die Materialeigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur für die numerischen Simulationen ermittelt. Dabei wurden ältere Veröffentlichungen, die bereits von anderen Autoren berücksichtigt wurden, wie Kohlmann

1951 [48], Knudson 1975 [47], Gammon 1987 [39] und Fredlund 1988 [37] hier nicht mehr erwähnt. Die gemessenen Werte von Harmathy 1988 [44] wurden jedoch verwendet.

3.3.3.2 Rohdichte

Harmathy 1988 [44], Maheffey 1994 [66] sowie Takeda 1998 [82] geben gemessene Werte für den Massenverlust von Holz unter Brandeinwirkung an. Diese Werte sowie veröffentlichten Angaben mit Werten für die Holzfeuchte von 0 - 14% werden in Bild 3.27 als Verhältnis der Rohdichte bei 20°C bezogen auf die Darrohdichte dargestellt. Dabei bilden die Daten gemäss König 2000 [52] die Grundlagen für die Angaben des Eurocodes 5 (EN 1995-1-2: 2004 [24]), die ebenfalls Povel 2002 [70] verwendet hat. König 2000 [52] wiederum verwendet die Angaben gemäss Janssen 1994 [46] mit der Änderung, dass ab 800°C die Rohdichte linear auf Null zurück geht. Clancy 2001 [10] bezieht sich auf die Daten von Maheffey 1994 [66]. Takeda 1998 [82] und Fuller 1992 [38] nehmen Bezug auf die Angaben von Harmathy 1988 [44]. Die Daten von Fuller 1992 [38] wurden ebenfalls von Collier 2002 [11] und 2004 [12] verwendet. In der vorliegenden Arbeit werden die auf Versuchsdaten basierenden Angaben von Clancy 2001 [10] für den Werkstoff Holz verwendet.

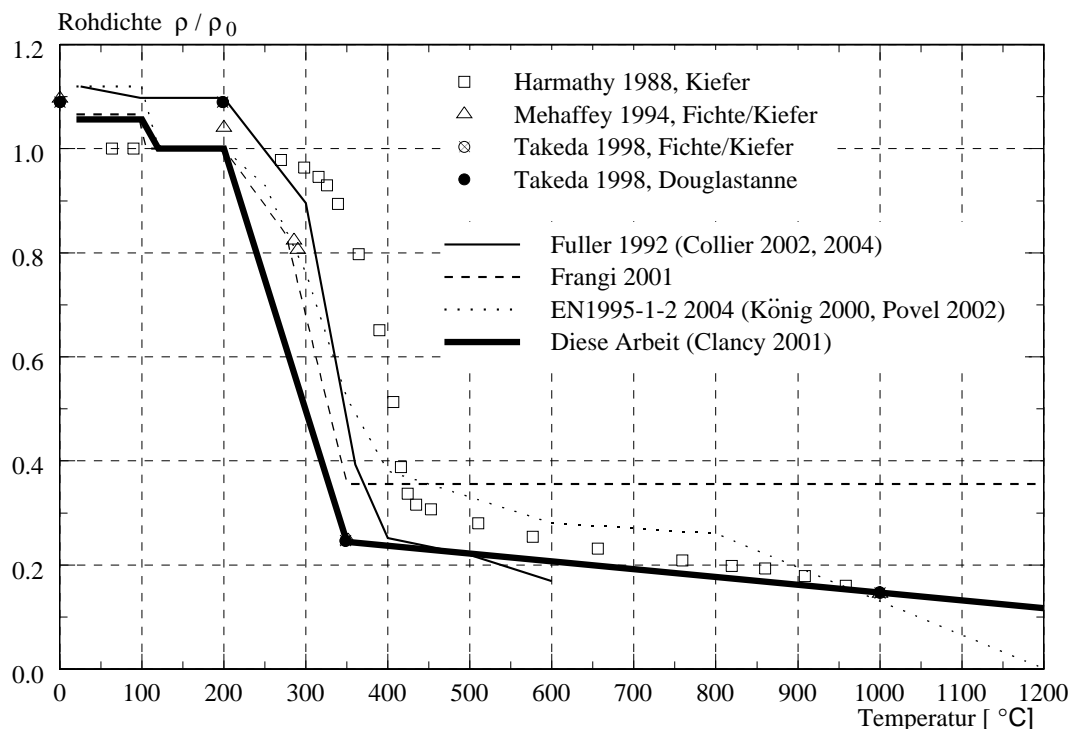


Bild 3.27 Gemessene (Zeichen) und angepasste (Linien) Werte von Holz für das Verhältnis von Rohdichte zur Darrohdichte gemäss verschiedener Autoren

Anhand der gewählten Abnahme der Masse kann man in Bild 3.27 die wichtigsten Phasen erkennen, die das Holz unter Brandeinwirkung durchläuft (vgl. Tabelle 3.6). Wie bei Janssen 1994 [46], König 2000 [52], EN 1995-1-2: 2004 [24] und Clancy 2001 [10] wurde auch in dieser Arbeit angenommen, dass zwischen 100 und 120°C das Wasser im Holz verdampft. Dementsprechend fällt die Rohdichte ρ in diesem Temperaturbereich auf die Darrohdichte ρ_0 ab. Dabei wurde in dieser Arbeit die Darrohdichte ρ_0 gemäss Frangi 2001 [33] mit der folgenden Gleichung (3.23) berechnet:

$$\rho_0 = \frac{1 + \lambda_v \cdot \omega / 100}{1 + \omega / 100} \cdot \rho = \frac{1 + 0,5 \cdot 12 / 100}{1 + 12 / 100} \cdot 450 = 426 \text{ kg/m}^3 \quad (3.23)$$

mit Rohdichte bei 20 °C $\rho = 450 \text{ kg/m}^3$
 Holzfeuchte $\omega = 12\%$
 volumetrisches Schwindmass $\lambda_v = 0.5$

Gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] beträgt das Verhältnis Rohdichte zur Darrrohdichte bei einer Temperatur von 20 °C:

$$\rho / \rho_0 = 1 + \omega / 100 = 1 + 12 / 100 = 1.12 \quad (\text{für } T = 20^\circ\text{C}) \quad (3.24)$$

Unter Berücksichtigung des Schwindmasses wurde in dieser Arbeit für das Verhältnis Rohdichte zur Darrrohdichte bei einer Temperatur von 20 °C folgender Wert angesetzt:

$$\rho / \rho_0 = 450 / 426 = 1.06 \quad (\text{für } T = 20^\circ\text{C}) \quad (3.25)$$

Zwischen 200 und 350 °C findet die Pyrolyse statt und die Cellulose wird zersetzt, d.h. Holzkohle bildet sich. In dieser Phase findet die grösste Massenabnahme statt und für die Rohdichte wurde hier gemäss den Angaben von Mehaffey 1994 [66] und Takeda 1998 [82] festgelegt, dass sie auf 24% der Darrrohdichte fällt. Ab der Temperatur von 350 °C wurde dann gemäss den Versuchsdaten eine deutlich geringere lineare Abnahme der Rohdichte angesetzt. Der Rückgang der Rohdichte gemäss der EN 1995-1-2: 2004 [24] ab 800 °C auf 0 kg/m³ berücksichtigt das Verglühen der Holzkohle, hat jedoch keinen Einfluss auf die berechneten Temperaturverläufe im Holz und wurde daher bei der temperaturabhängigen Rohdichte für Holz in dieser Arbeit vernachlässigt. Das Abfallen der Platte wird als mechanische Eigenschaft hier nicht anhand der temperaturabhängigen Materialeigenschaften berücksichtigt, sondern in Kapitel 4.2.4 beschrieben und direkt im FE-Modell durch das Weglassen der jeweiligen Platte durchgeführt.

Ab ca. 350 °C hat sich das Holz vollständig in Holzkohle umgewandelt und die temperaturabhängige Rohdichte für OSB-Platten im Vergleich mit Holz früher auf den Wert 0 kg/m³ zurückgehen. Die Anpassung der Rohdichte ab 350 °C hat jedoch keinen Einfluss auf die berechneten Temperaturverläufe und wurde daher vernachlässigt. Somit wurde das in Bild 3.27 dargestellte Verhältnis der Rohdichte ρ zu der Darrrohdichte ρ_0 gemäss Clancy 2001 [10] sowohl für Massivholzplatten als auch für OSB- und Spanplatten verwendet.

3.3.3.3 Spezifische Wärmekapazität

Angaben von gemessenen Werten für die spezifische Wärmekapazität von Holz liegen nur von Harmathy 1988 [44] vor, die zudem nur bis zu einer Temperatur von 370 °C angegeben werden. In Bild 3.28 sind neben den Werten von Harmathy 1988 [44] auch veröffentlichte Angaben für die spezifische Wärmekapazität von Holz gegeben. Dabei verwendet Clancy 2001 [10] die Daten von Takeda 1998 [82], die wiederum auf Mehaffey 1994 [66] basieren. Mehaffey 1994 [66] und Frangi 2001 [33] berechnen die Wärmekapazität gemäss Kapitel 3.3.1 auf Grundlage der benötigten Energien für die einzelnen Phasen.

Für die Berechnung der in dieser Arbeit verwendete spezifischen Wärmekapazität für Holz, wurden wie bei Mehaffey 1994 [66] und Frangi 2001 [33] die Wärmekapazität bei Raumtemperatur von Holz ($c_{\text{Holz},20^\circ\text{C}}$) und die Wärmekapazität von Holzkohle ($c_{\text{Holzkohle}}$) festgelegt. In der Literatur variiert der Wert für $c_{\text{Holz},20^\circ\text{C}}$ zwischen 1.19 [66] und 2.25 kJ/kgK [38] und für

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

$c_{\text{Holzkohle}}$ zwischen 0.69 [44] und 1.65 kJ/kgK [24]. Dabei ist die Wärmekapazität für Holzkohle aufgrund der vermehrten Risse geringer als für Holz bei 20°C. Gemäss den Messungen von Harmathy 1988 [44] werden in dieser Arbeit folgende Werte verwendet:

$$c_{\text{Holz},20^{\circ}\text{C}} = 1.79 \text{ kJ/kgK} \quad (3.26)$$

$$c_{\text{Holzkohle}} = 0.69 \text{ kJ/kgK} \quad (3.27)$$

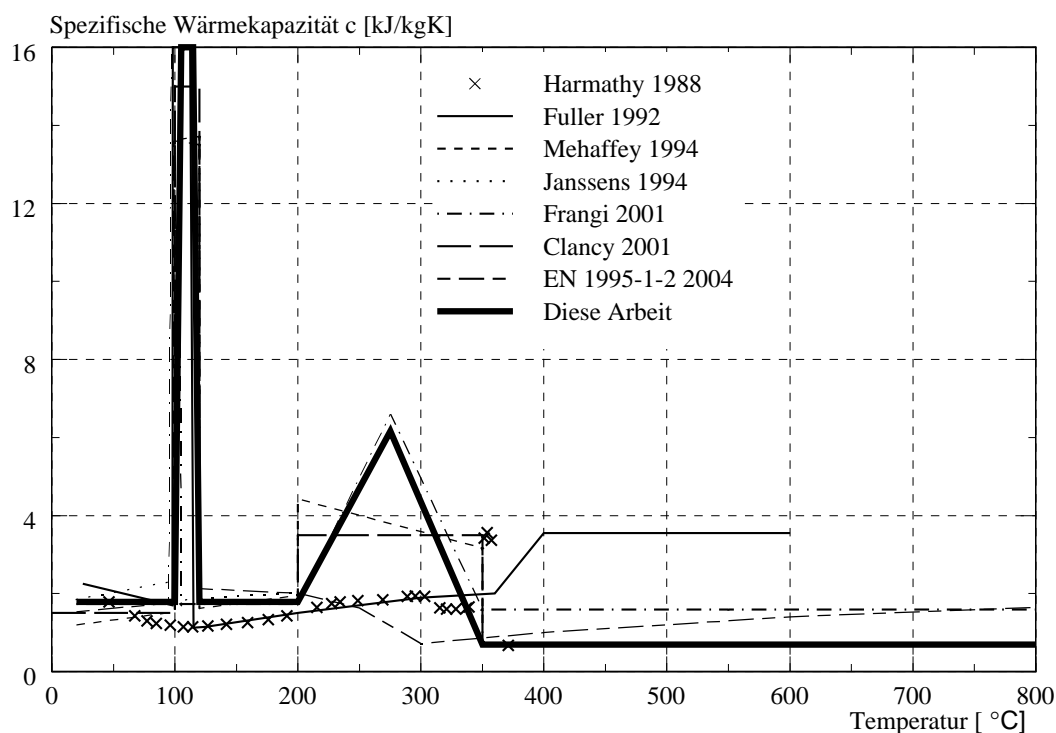


Bild 3.28 Gemessene (Zeichen) und angepasste (Linien) Werte für die spezifische Wärmekapazität von Holz gemäss verschiedenen Autoren

Die Phasen, in denen signifikante Beträge von Wärmeenergie benötigt werden, sind zum einen bei ca. 100°C die Phase, in der die vorhandene Holzfeuchte ω verdampft und zum anderen zwischen 200 und 350°C die Phase, in der die Pyrolyse stattfindet, d.h. die Umwandlung des Holzes in Holzkohle. Der Temperaturbereich, in dem die Holzfeuchte verdampft, wird gemäss Mehaffey 1994 [66], Clancy 2001 [10] und EN 1995-1-2: 2004 [24] zwischen 100 und 120°C festgelegt. Die in dieser Phase benötigte Verdampfungsenergie (latente Wärme q_{lat}) beträgt:

$$q_{\text{lat}} = 2256 \cdot \frac{\omega/100}{1 + \omega/100} = 2256 \cdot \frac{12/100}{1 + 12/100} = 241,7 \text{ kJ/kg} \quad (3.28)$$

mit spezifische Verdampfungswärme gemäss [63] $r = 2256 \text{ kJ/kg}$
 Holzfeuchte $\omega = 12\%$

Wie bereits bei den Gipsplatten (vgl. Kapitel 3.3.2), wird zur Berücksichtigung des Massentransports des verdampften Wassers nicht nur die Wärmeleitfähigkeit angepasst, sondern ebenfalls die benötigte Energie zur Verdampfung des Wassers mit einem Faktor multipliziert. Unter Berücksichtigung, dass der Wasseranteil in den Gipsplatten höher als die Holzfeuchte ist, wurde dieser Faktor an den vorliegenden Versuchen angepasst und beträgt für den Werkstoff Holz

1.2 (Gipsplatten: 1.7). Damit ergibt sich die in dieser Arbeit angesetzt Energie zwischen 100 und 120°C zu:

$$q_{\text{lat}} = 241,7 \cdot 1,2 = 290 \text{ kJ/kg} \quad (3.29)$$

Für die Pyrolyse wird gemäss Mehaffey 1994 [66] und Frangi 2001 [33] in dem Temperaturbereich von 200 bis 350°C die folgende Wärmeenergie benötigt:

$$q_{\text{pyr}} = 370 \text{ kJ/kg} \quad (3.30)$$

Für den Verlauf der spezifischen Wärmekapazität in Abhängigkeit von der Temperatur wurde die Verteilung der Fläche, die der benötigten Wärmeenergie entspricht (vgl. Kapitel 3.3.1), unterschiedlich gewählt. Während Mehaffey 1994 [66] eine rautenförmige Verteilung und Clancy 2001 [10] eine rechteckige Verteilung gewählt haben, wurde in dieser Arbeit wie bei Frangi 2001 [33] eine dreiecksförmige Verteilung festgelegt (vgl. Bild 3.29).

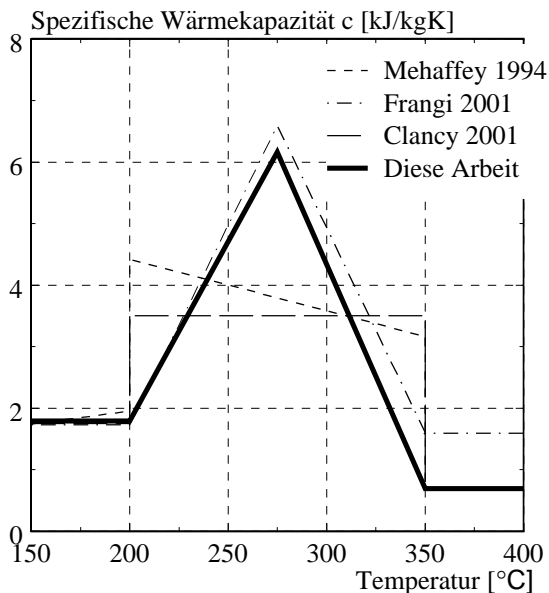


Bild 3.29 Verteilungsformen der Fläche, die der benötigten Wärmeenergie für die Pyrolyse entspricht

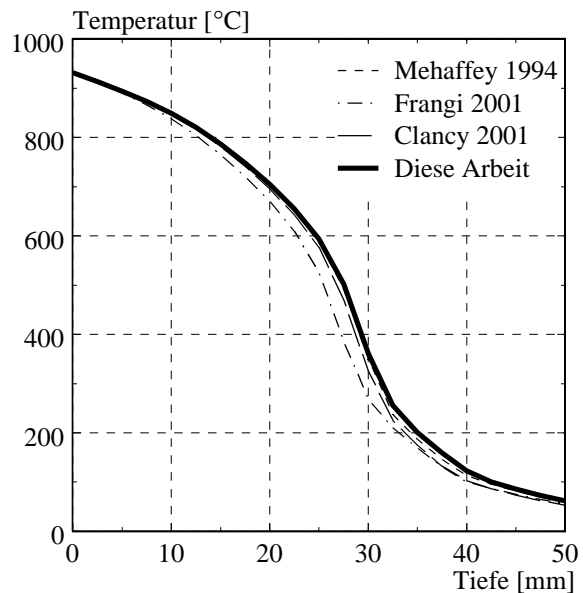


Bild 3.30 Berechnete Temperaturverläufe innerhalb einer 50mm dicken Massivholzplatte mit verschiedenen Wärmekapazitäten nach 60 Minuten Brandeinwirkung

Um festzustellen, wie gross der Einfluss der in Bild 3.29 dargestellten unterschiedlichen Ansätze für die Berücksichtigung der Wärmeenergien anhand der spezifische Wärmekapazität ist, wurden FE-Berechnungen mit den unterschiedlichen Wärmekapazitäten der verschiedenen Autoren durchgeführt. Um einen Vergleich durchführen zu können, wurden für alle Berechnungen die gleiche Rohdichte sowie die gleiche Wärmeleitfähigkeit gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] verwendet. In Bild 3.30 sind Temperaturverläufe nach 60 Minuten innerhalb einer 50mm dicken Massivholzplatte gemäss den unterschiedlichen Ansätzen dargestellt. Da die Autoren andere temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeiten und Rohdichten verwendet haben, sind die in Bild 3.30 dargestellten Temperaturen zu gering. Der Einfluss der unterschiedlichen Wärmekapazitäten kann jedoch anhand der Temperaturverläufe dargestellt werden und es

kann gezeigt werden, dass sie sich nur geringfügig voneinander unterscheiden. Dabei zeigt der Ansatz gemäss Frangi 2001 [33] geringere Temperaturen in der Massivholzplatte als diejenigen der anderen dargestellten Autoren. Dieser Unterschied beruht darauf, dass Frangi 2001 [33] eine mehr als doppelt so hohe spezifische Wärmekapazität für Holzkohle annimmt als Mehaffey 1994 [66], Clancy 2001 [10] sowie die in dieser Arbeit angesetzte Kapazität. Die unterschiedliche Art der Verteilung der Fläche (benötigte Wärmeenergie) hat demnach keinen Einfluss, da die Dreiecksform dieser Arbeit fast einen identischen Temperaturverlauf wie Mehaffey 1994 [66] und Clancy 2001 [10] liefert.

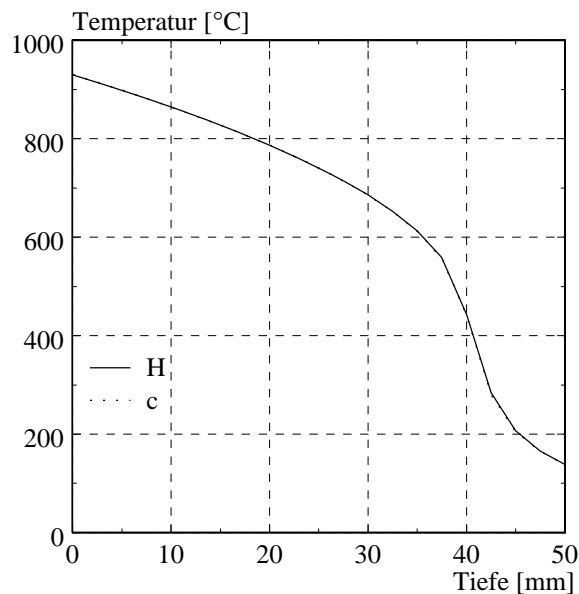


Bild 3.31 Berechneter Temperaturverlauf mit Enthalpie (H) und spezifischer Wärmekapazität (c) innerhalb einer 50mm dicken Massivholzplatte nach 60 Minuten

Wie bereits in Kapitel 3.3.1 beschrieben kann die Wärmeenergie auch anhand der Enthalpie (H) berücksichtigt werden. In Bild 3.31 werden die berechneten Temperaturverläufe innerhalb einer 50 mm dicken Massivholzplatte dargestellt und gezeigt, dass es keinen Unterschied zwischen diesen Berechnungen gibt.

Da die spezifische Wärmekapazität für Holz anhand der benötigten Energien bestimmt wurde, ändert sich die Wärmekapazität mit der Holzfeuchte. Gemäss Lache 1992-1 [60] ergab sich jedoch eine verhältnismässig geringe Abnahme der Abbrandgeschwindigkeit für Nadelholz bei einer Holzfeuchte von $\omega=20\%$ gegenüber $\omega=8\%$. Aufgrund dieses geringen Unterschiedes und unter Berücksichtigung, dass in dieser Arbeit bereits der Betrag der Verdampfungsenergie für die Ermittlung der Wärmekapazität bei der Anpassung an die Versuche verändert wurde, wurde für alle auf Holz basierenden Werkstoffe eine Holzfeuchte von $\omega=12\%$ in den FE-Berechnungen angesetzt. Dies wird durch die gute Übereinstimmung der FE-Berechnung mit den Versuchsergebnissen für Spanplatten bestätigt (vgl. Bild 3.35), die in der Regel eine geringere Holzfeuchte als $\omega=12\%$ aufweisen. OSB-Platten weisen ebenfalls eine geringere Holzfeuchte als $\omega=12\%$ auf. Da hier jedoch angenommen wurde, dass erst nach der Entstehung der Holzkohle die Materialeigenschaften für OSB-Platten sich von Span- und Massivholzplatten unterscheiden und die spezifische Wärmekapazität nach der Entstehung der Holzkohle mit steigender Temperatur gleich bleibt, wurde die spezifische Wärmekapazität mit einer Holzfeuchte von 12% für Holz vereinfacht ebenfalls für die OSB-Platte angesetzt.

3.3.3.4 Wärmeleitfähigkeit

Bénichou 2001 [6] gibt gemessene Werte für die Wärmeleitfähigkeit von Holz bis zu einer

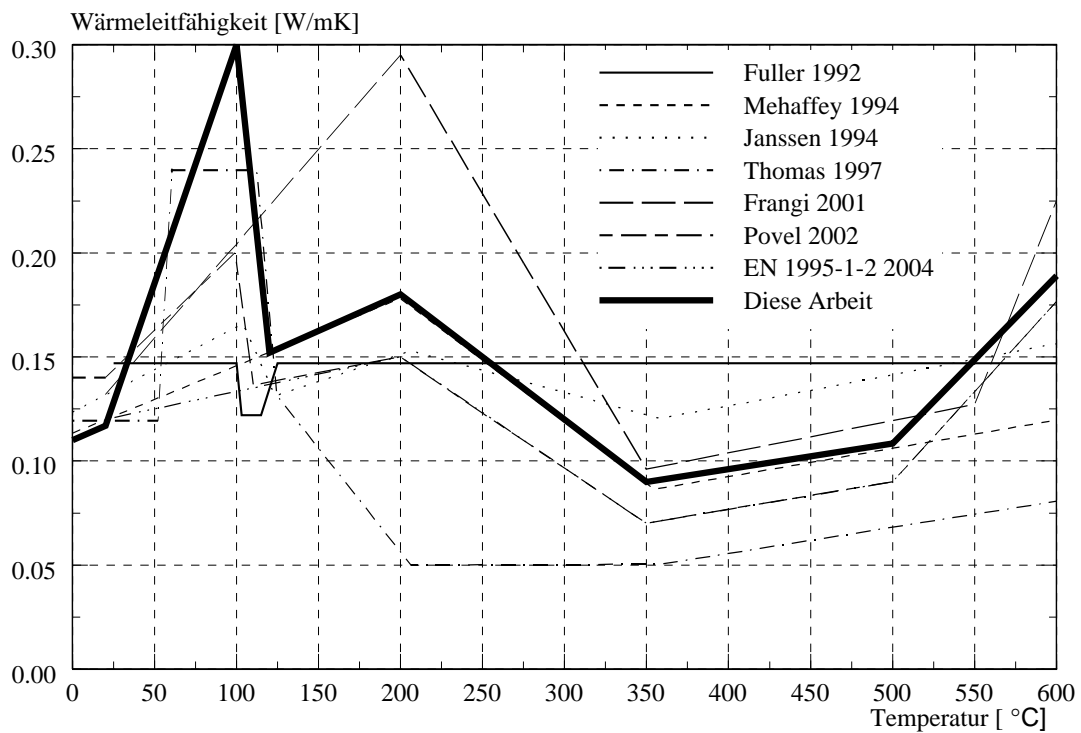
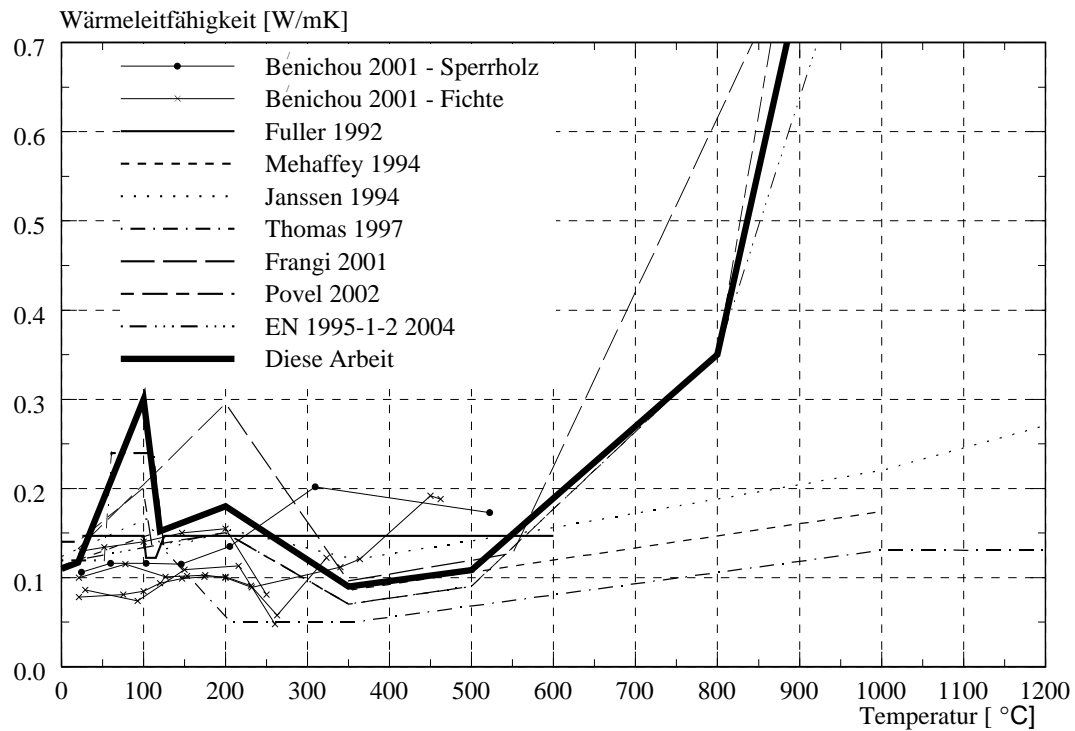


Bild 3.32 Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur für den Werkstoff Holz gemäss unterschiedlicher Autoren

Temperatur von maximal 550 °C an. Die Werte streuen jedoch deutlich (vgl. Bild 3.32). Eine einheitliche Tendenz kann jedoch bei den Messungen der Wärmeleitfähigkeit von Fichte erkannt werden, bei denen bei ca. 200 °C ein Peak zu erkennen ist. D.h. die Wärmeleitfähigkeit steigt mit der Temperatur bis zum Beginn der Pyrolyse, die bereits durch die Massenabnahme bei 200 °C festgestellt werden konnte. Bis zum Abschluss der Umwandlung des Holzes zur Holzkohle bei ca. 350 °C fällt die Wärmeleitfähigkeit auf die wesentlich geringere Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle ab. In Bild 3.32 werden neben den gemessenen Werten von Bénichou 2001 [6] auch die an Versuche angepassten Werte von verschiedenen Autoren dargestellt. Bei den angepassten Daten findet sich der gemessene Peak bei ca. 200 °C bei allen Autoren ausser bei Fuller 1992 [38] und Thomas 1997 [84] wieder. Daher wird auch in dieser Arbeit dieser Peak übernommen und die Wärmeleitfähigkeit bei 200 °C gleich den Angaben von Mehaffey 1994 [66] ($\lambda = 0.18 \text{ W/mK}$) gesetzt. Dieser Wert ist ähnlich den Angaben gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24]. Die Daten gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] entsprechen denen von König 2000 [53] und wurden ebenfalls von Povel 2002 [70] verwendet, der jedoch zusätzlich die Holzfeuchte berücksichtigt hat, die bei ca. 100 °C verdampft sowie eine erhöhte Wärmeleitfähigkeit zur Berücksichtigung der Risse in der Holzkohle ab 800 °C ansetzt. Die Holzfeuchte wurde ebenfalls durch Janssen 1994 [46] und Thomas 1997 [84] in der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt. Diese Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit hat nur einen geringen Einfluss auf den numerisch berechneten Temperaturverlauf innerhalb von Holzquerschnitten bis ca. 100 °C, jedoch im Temperaturbereich von ca. 300 °C kann praktisch kein Einfluss mehr beobachtet werden. Um die Holzfeuchte in dieser Arbeit nicht zu vernachlässigen, wird trotz des geringen Einflusses auf die numerischen Berechnungen eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit zwischen 20 °C und 100 °C ($\lambda = 0.12 \text{ W/mK}$ bei 20 °C, $\lambda = 0.3 \text{ W/mK}$ bei 100 °C) angesetzt, die zwischen 100 °C und 120 °C wieder auf den Wert der Wärmeleitfähigkeit von trockenem Holz abfällt ($\lambda = 0.15 \text{ W/mK}$ bei 120 °C). Dabei wurde wie auch schon bei der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität angenommen, dass die Holzfeuchte zwischen ca. 100 °C und 120 °C verdampft. Als Grundlage für die Werte der Wärmeleitfähigkeit von Holz wurden in der vorliegenden Arbeit ebenfalls wie bei der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität die Angaben gemäss Mehaffey 1994 [66] verwendet und an die vorliegenden Versuche angepasst. Die Daten von Mehaffey 1994 [66] sind ähnlich denen von Janssen 1994 [46] und denen gemäss der EN 1995-1-2: 2004 [24], wobei die EN 1995-1-2: 2004 [24] zusätzlich die Risse in der Holzkohle durch eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit ab 500 °C berücksichtigt (vgl. Bild 3.32). Ebenfalls gemäss Frangi 2001 [33] nimmt die Rissbildung bei Holz mit zunehmender Temperatur und Dicke der Holzkohleschicht zu. In der vorliegenden Arbeit werden die Risse in der Holzkohle ebenfalls durch eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit ab 500 °C berücksichtigt. Ab 800 °C zerfällt die Holzkohle (vgl. Tabelle 3.6). Daher steigt die Wärmeleitfähigkeit ab 800 °C stark an und wird in dieser Arbeit, angepasst an die Versuche bei 1200 °C, auf $\lambda = 2.0 \text{ W/mK}$ festgelegt.

Wie bereits in Kapitel 3.3.3.1 erläutert, weist die Holzkohle der OSB-Platte im Vergleich mit der Holzkohle von Massivholzplatten bzw. Spanplatten einen geringeren Schutz für den verbleibenden Querschnitt auf. Dies wurde anhand der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt, indem die Wärmeleitfähigkeit von Holz für OSB-Platten ab einer Temperatur von 350 °C (Entstehungstemperatur der Holzkohle) um einen an Versuche angepassten Faktor von 2.1 erhöht wurde. In Bild 3.33 ist die Wärmeleitfähigkeit für Holz (Massivholz- und Spanplatten) im Vergleich mit der angepassten Wärmeleitfähigkeit für OSB-Platten dargestellt.

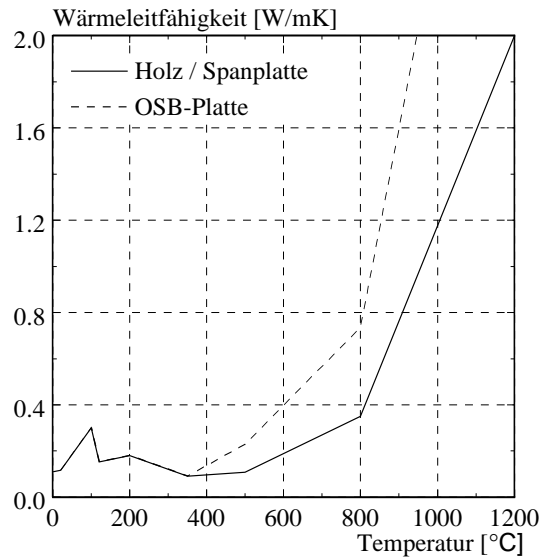


Bild 3.33 Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Temperatur für OSB-Platten im Vergleich mit den für diese Arbeit gewählten Werten für Holz

3.3.3.5 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Für den Vergleich der numerischen Simulationen mit dem FE-Programm Ansys 11.0 mit experimentellen Untersuchungen standen folgende Brandversuche mit Holz- und Holzwerkstoffen zur Verfügung:

- Lache 1992-2 [61]: Versuche A, B, C (Spanplatte 38 x 500x x 500mm), Kleinbrandofen 2.0 x 2.0m
- König 1999 [51]: Versuche A1-A4 (5 Holzbalken 45 x 95 mm geleimt), Horizontalofen 1.0 x 0.6m
- König 1999 [51]: Versuche B1 und B2 (Spanplatte 16mm) sowie Versuch B3 (Spanplatten 2 x 16mm); hinterlegt mit 5 Holzbalken 45 x 95 mm, Horizontalofen 1.0 x 0.6m
- Frangi 1999 [32]: Versuch REI 60 (Hohlkastendecken mit Temperaturmessungen in der unteren 64mm dicken Beplankung), Horizontalofen 3.0 x 4.85 m
- Frangi 1999 [32]: Versuch REI 90 (Hohlkastendecken mit Temperaturmessungen in der unteren 97mm dicken Beplankung), Horizontalofen 3.0 x 4.85 m
- Fornather 2001 [31]: Versuche ETK 11 - ETK 12 (Platten aus Brettschichtholzträger geschnitten 100 x 460 x 460mm), Kleinprüfofen mit seitlichen Öffnungen 0.5 x 0.5 m (Einbau vertikal)
- Schleifer 2007 [74]: Versuch V12 (Massivholzplatte 54mm), Versuch V13 (Massivholzplatten 2 x 27 mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8m
- Schleifer 2007 [74]: Versuch V14 (OSB-Platten 2 x 25 mm), Versuch V15 (OSB-Platten 12mm, hinterlegt und nicht hinterlegt mit einer Spannplatte 40mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8 m

Die in diesem Kapitel angegebenen temperaturabhängigen Materialeigenschaften für Holz wurden an die Versuche König 1999 [51] und Fornather 2001 [31] angepasst, da in diesen Ver-

suchen Temperaturen in verschiedenen Tiefen der Probekörper auf die gleiche Art und Weise gemessen wurden. Mit diesen Werten wurden anhand FE-Berechnungen der Abbrand sowie die Abbrandgeschwindigkeiten bestimmt und mit den gemessenen Werten der Versuche [61], [32] und [74] verglichen (vgl. Tabelle 3.8). Mit den angepassten Werten für Holz wurden die Materialeigenschaften für OSB-Platten anhand der Versuche angepasst. In folgenden Tabelle 3.7 sind die Materialeigenschaften für Massivholzplatten (MHP), OSB- und Spanplatten (SP) angegeben, die für die Vergleiche in Bild 3.34 bis Bild 3.36 sowie für die Untersuchungen in Kapitel 4 verwendet wurden. Die gemessenen Rohdichten der Versuche für die unterschiedlichen Platten weichen von einander ab. Daher wird in Tabelle 3.7 das Verhältnis der Rohdichte ρ bei 20°C zur Darrrohichte ρ_0 dargestellt und für einen Vergleich der numerischen Berechnungen mit den Versuchen werden die gemessenen Rohdichten verwendet.

	MHP und SP	OSB	MHP, OSB und SP	
T	λ	λ	c	ρ / ρ_0
[°C]	[W/mK]	[W/mK]	[kJ/kgK]	[%]
20	0.12	0.12	1.79	106
100	0.30	0.30	1.79	106
110	0.23	0.23	30.796	103
120	0.15	0.15	1.79	100
200	0.18	0.18	1.79	100
275	0.14	0.14	6.173	62
350	0.09	0.09	0.69	24
500	0.11	0.23	0.69	22
800	0.35	0.74	0.69	18
1200	2.0	4.2	0.69	12

Tabelle 3.7 In dieser Arbeit verwendete temperaturabhängige Materialeigenschaften für Massivholzplatten (MHP), OSB- und Spanplatten (SP)

Die Temperaturmessungen der Versuche [51] und [31] erfolgten in unterschiedlichen Tiefen. Damit ein direkter Vergleich der Versuche untereinander und mit den numerischen Berechnungen (FE) möglich war, wurden die Messungen auf die Holztiefen 10, 20, 30, 40 und 50mm interpoliert (vgl. Bild 3.34). Weiterhin wurde als Vergleich im Diagramm in Bild 3.34 eine FE-Berechnung mit den Materialeigenschaften gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] (EN) dargestellt. In Bild 3.34 sieht man, dass die FE-Berechnung mit den in dieser Arbeit (diese Arbeit) gewählten temperaturabhängigen Materialeigenschaften ähnliche Temperaturverläufe liefert wie die Berechnung mit Materialeigenschaften gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] (EN) und sie stimmen gut mit den Versuchsergebnissen gemäss König 1999 [51] und Fornather 2001 [31] überein.

Die Messung der Temperaturen der Versuche [51] und [31] (ETK11) erfolgte anhand von Thermoelementen, die durch seitliche Bohrungen (parallel zur geflammten Seite) in den Holzquerschnitt eingebracht wurden. Damit konnte sicher gestellt werden, dass auch die Thermodrähte in der Nähe der Messstelle in derselben Isotherme verlaufen und so Messungenauigkeiten reduziert werden konnten. Die Messungen gemäss Fornather 2001 [31] (ETK12) bei denen die Thermoelemente durch vertikale Bohrungen geführt wurden, die von der feuerabgewandten Seite erfolgten, ergaben geringere Temperaturmessungen. Jedoch die anhand des Abbrands nach 90 Minuten ermittelten Abbrandgeschwindigkeiten gemäss [31] (0.66 bis 0.63 mm/min) stimmen gut mit der Abbrandgeschwindigkeit $\beta = 0.65$ mm/min gemäss der FE-Berechnung überein.

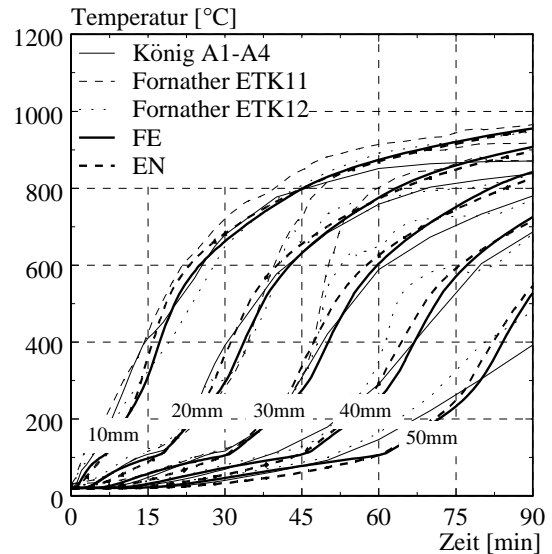


Bild 3.34 Temperaturverläufe in verschiedenen Tiefen von Holzquerschnitten (Versuche [51], [31])

In Bild 3.35 und Bild 3.36 werden die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Span- und OSB-Platten der Versuche in König 1999 [51] und Schleifer 2007 [74] mit den FE-Berechnungen verglichen. Für die FE-Berechnungen wurde das Abfallen der Platten gemäss der Versuchsberichte ([51] und [74]) berücksichtigt. Der Vergleich der FE-Berechnungen mit den weiteren Versuchen [61], [32] und [74] wurde anhand der Abbrandgeschwindigkeit β bzw. des Abbrands in Tabelle 3.8 dargestellt.

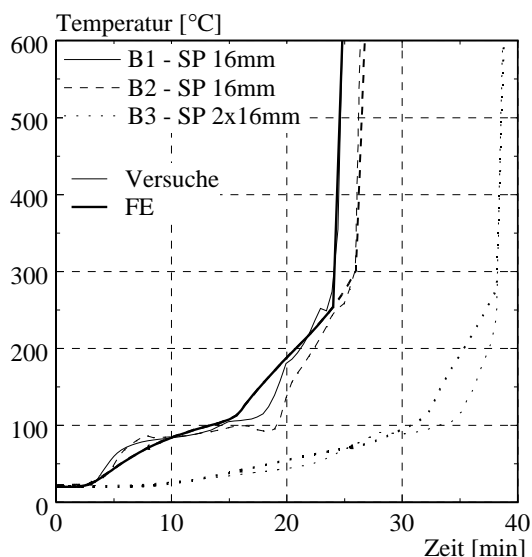


Bild 3.35 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Spanplatten (Versuche B1, B2, B3 [51])

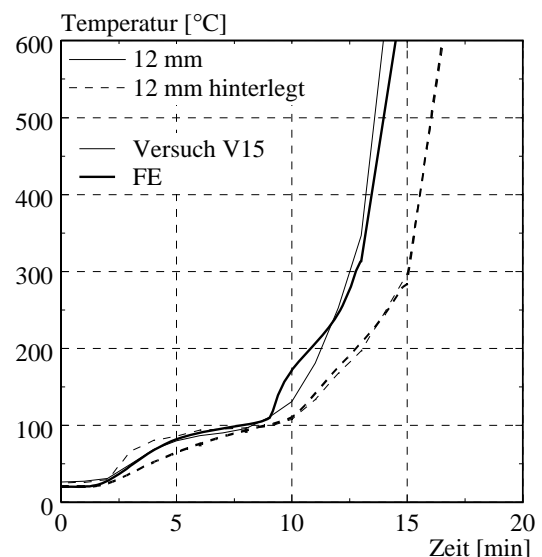


Bild 3.36 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von OSB-Platten (Versuch V15 [74])

Anhand des Vergleichs der gemessenen und berechneten Temperaturverläufe in Bild 3.35 und Bild 3.36 sieht man, dass die FE-Berechnungen mit den Materialeigenschaften für Span- und OSB-Platten, die in dieser Arbeit verwendet wurden, gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen. In Tabelle 3.8 wurden die gemessenen Abbrände ($d_{char,gem}$) mit den berechneten Abbrände ($d_{char,FE}$) sowie die gemessenen Abbrandgeschwindigkeiten ($\beta_{gemessen}$) mit den berechneten Abbrandgeschwindigkeiten (β_{FE}) für die weiteren Versuche ([32], [74] und [61]) verglichen. Anhand dieses Vergleichs sieht man, dass die Abbrandgeschwindigkeiten von einander abweichen. Vergleicht man jedoch die gemessenen und berechneten Abbrandtiefen (d_{char}) erkennt man, dass es sich bei dieser Abweichung nur um wenige Millimeter handelt, die bei einem Naturwerkstoff wie Holz üblicherweise auftreten. Anhand der Versuche mit Spanplatten [61] ist jedoch zu erkennen, dass die berechnete Abbrandgeschwindigkeit mit steigender Rohdichte stärker abnimmt als in den Versuchen, also die Rohdichte in den FE-Berechnungen einen grösseren Einfluss hat als in den experimentellen Untersuchungen. Der Grund hierfür ist, dass sich mit steigender Rohdichte ebenfalls die Wärmeleitfähigkeit geringfügig verändert, die in den FE-Berechnungen für alle Rohdichten gleich angesetzt wurde.

Versuch (Versuchsdauer)	$\beta_{Gemessen}$ ($d_{char,gem}$)	β_{FE} ($d_{char,FE}$)
	[mm/min]	[mm/min]
MHP 64mm: Frangi 1999 [32], REI 60 (70 min)	0.68 (48mm)	0.65 (46mm)
MHP 96mm: Frangi 1999 [32], REI 90 (105 min) *	0.69 (72mm)	0.62 (65mm)
MHP 54mm: Schleifer 2007 [74], V12 (38 min)	0.66 (25mm)	0.71 (27mm)
MHP 2x27mm: Schleifer 2007 [74], V13 (28 min)	0.62 (17mm)	0.73 (20mm)
SP 38mm $\rho=486\text{kg/m}^3$: Lache 1992-2 [61], Versuche A (30min)	0.67 (20mm)	0.67 (20mm)
SP 38mm $\rho=601\text{kg/m}^3$: Lache 1992-2 [61], Versuche B (30min)	0.65 (20mm)	0.60 (18mm)
SP 38mm $\rho=753\text{kg/m}^3$: Lache 1992-2 [61], Versuche C (30min)	0.59 (18mm)	0.53 (16mm)
OSB 2x25mm: Schleifer 2007 [74], V14 (32 min)	0.66 (20mm) 0.71 (23mm)	0.84 (27mm)

*Tabelle 3.8 Vergleich der gemessenen und berechneten Abbrandgeschwindigkeiten von Holzwerkstoffplatten (*aufgrund des unregelmässigen Abbrands der am Ofenrand liegenden Lamellen, wurden nur die innen liegenden Lamellen berücksichtigt)*

3.3.4 Brandverhalten von Dämmmaterial

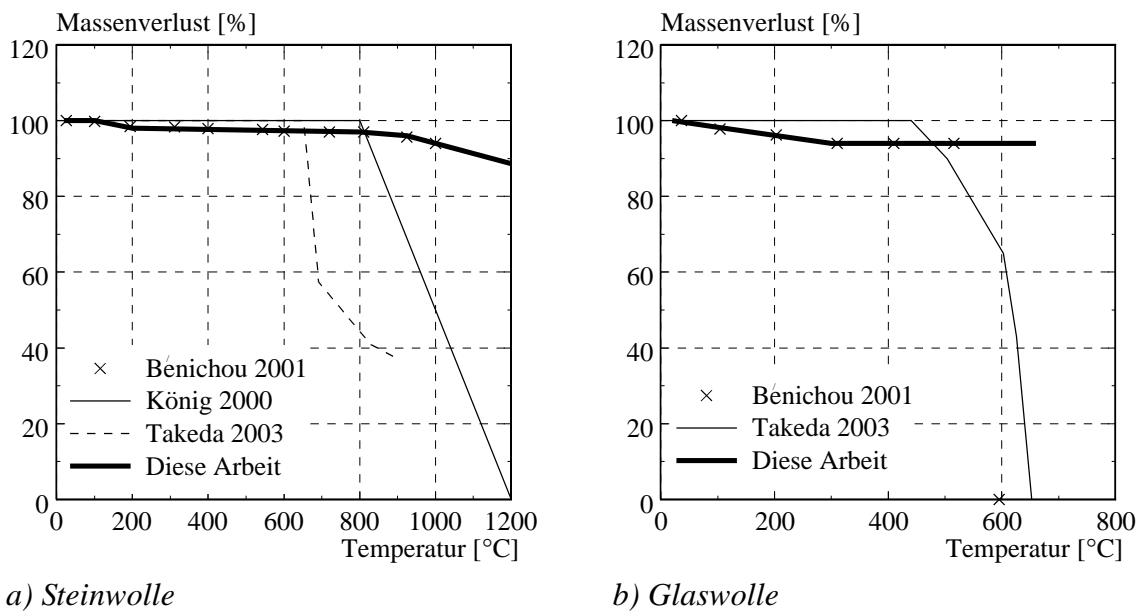
3.3.4.1 Einleitung

Als Dämmmaterial werden in dem Berechnungsmodell in Kapitel 4 Stein- und Glaswolle berücksichtigt. Temperaturabhängige Materialeigenschaften für Stein- oder Glaswolle werden durch keine Norm gegeben, daher wurden zur Ermittlung dieser Werte Veröffentlichungen herangezogen. Gemessene Materialeigenschaften für Stein- und Glaswolle liegen von Sagelsdorff 1995 [72] und Bénichou 2001 [6] vor, wobei Sagelsdorff 1995 [72] jedoch nur Werte bis 90°C

angibt. Daher wurden vorwiegend auf Grundlage der Daten von Bénichou 2001 [6] die temperaturabhängigen Materialeigenschaften an die Versuche angepasst.

3.3.4.2 Rohdichte

Gemessene Massenverluste mit steigender Temperatur für Stein- und Glaswolle werden durch Bénichou 2001 [6] gegeben. Es liegen ebenfalls für FE-Berechnungen verwendete Werte für die Abnahme der Masse mit steigender Temperatur für Steinwolle von König 2000 [53] und Takeda 2003 [83] (vgl. Bild 3.37 a) und für Glaswolle von Takeda 2003 [83] (vgl. Bild 3.37 b) vor.



a) Steinwolle

b) Glaswolle

Bild 3.37 Gemessene (Zeichen) und für numerische Simulationen verwendete Massenverluste (Linien) in Abhängigkeit der Temperatur gemäss verschiedener Autoren

Die in dieser Arbeit verwendeten Massenverluste in Abhängigkeit von der Temperatur für Stein- und Glaswolle wurden so gewählt, dass sie den gemessenen Daten gemäss Bénichou 2001 [6] entsprechen. In Bild 3.37 b sieht man deutlich, dass ab einer Temperatur von ca. 500 °C die Glaswolle schmilzt. In Herstellerversuchen wurden jedoch auch höhere Schmelzpunkte ($> 700\text{ °C}$) festgestellt. Durch den Schmelzvorgang der Glaswolle steigt ebenfalls die Wärmeleitfähigkeit extrem an. Aufgrund des sprunghaften Anstiegs der Wärmeleitfähigkeit und des plötzlichen Abfalls der Rohdichte in Verbindung mit dem Massenverlust traten bei den FE-Berechnungen Konvergenzprobleme auf, die nicht gelöst werden konnten. Da für die FE-Berechnungen die Wärmeleitfähigkeit massgebend ist, wurde der Einfluss des Abfalls der Rohdichte ab ca. 500 °C untersucht. Dafür wurden FE-Berechnungen durchgeführt, bei denen zum einen die gemessenen Massenverluste gemäss Bénichou 2001 [6] und zum anderen die in dieser Arbeit angesetzten Massenverluste berücksichtigt wurden. Für beide FE-Berechnungen wurde die Wärmeleitfähigkeit gemäss Takeda 1997 [81] (ohne sprunghaftem Anstieg, vgl. Bild 3.42 b) und die Wärmekapazität dieser Arbeit verwendet (vgl. Bild 3.39 b). Für beide Ansätze wurden die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 120 mm dicken Glaswolle ($\rho = 20\text{ kg/m}^3$) miteinander verglichen und festgestellt, dass der Abfall der Rohdichte nur einen sehr geringen Einfluss hat, der daher vernachlässigt wurde.

Steinwolle schmilzt zwar nicht im eigentlichen Sinne, sondern zerfällt. Nach einem Brandversuch kann beobachtet werden, dass die Steinwolle Verfärbungen aufweist und teilweise in Bereichen von hohen Temperaturen nicht mehr vorhanden ist oder, sobald man sie anfasst, pulverartig zerfällt. Gemäss König 2000 [53] beginnt dieser Zerfall der Steinwolle bei ca. 800°C und laut Takeda 2003 [83] bei ca. 650°C (vgl. Bild 3.37 a). Beide Autoren berücksichtigen den Zerfall der Steinwolle mit der Abnahme der Masse. Die gemessenen Werte für den Massenverlust gemäss Bénichou 2001 [6] nehmen leicht einmal bei ca. 100°C und etwas mehr bei ca. 800°C ab. Die Abnahme bei 800°C ist jedoch wesentlich geringer als durch König 2000 [53] oder Takeda 2003 [83] angenommen wurde. Die Massenabnahme bei 100 und 800°C und die damit verbundene Änderung der Struktur der Steinwolle konnte ebenfalls anhand der Verfärbungen der Steinwolle (bei 100°C) sowie an dem völligen Zerfall der Steinwolle (bei 800°C) im Brandversuch REI60-31 mit einem gedämmten Hohlkastenelement beobachtet werden (vgl. Bild 3.38). In diesem Versuch wurden in verschiedenen Tiefen der Steinwolle Temperaturen gemessen und anhand dieser Temperaturen wurden die Temperaturgrenzen von 100°C und 800°C in Bild 3.38 ermittelt.

In dieser Arbeit wurde wie bei der Glaswolle auf eine erhöhte Abnahme der Masse von Steinwolle bei hohen Temperaturen verzichtet und die gemessenen Daten gemäss Bénichou 2001 [6] übernommen, da in dem Temperaturbereich über 600°C eine Abnahme der Masse auf 0 keinen Einfluss auf die numerischen Berechnung hatte.

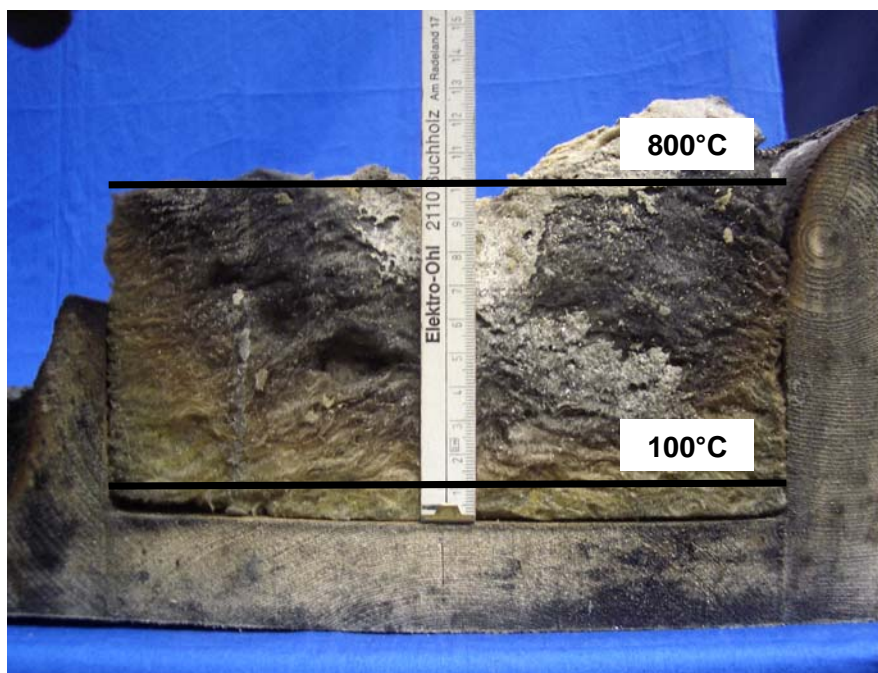
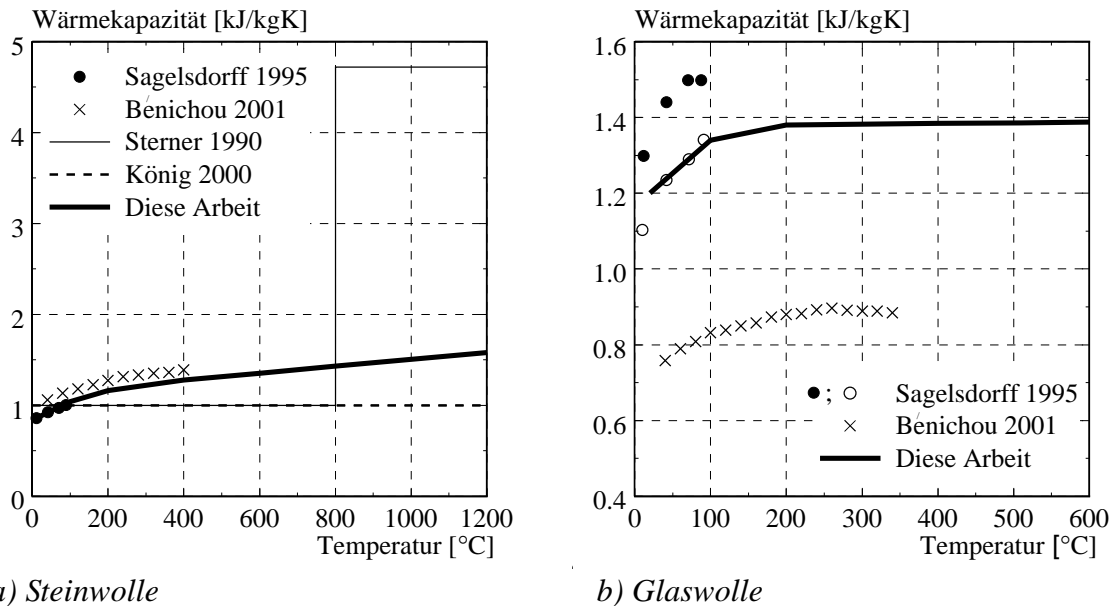


Bild 3.38 Steinwolle nach einem Brandversuch (Versuch REI60-31 Hohlkastenelement)

3.3.4.3 Spezifische Wärmekapazität

In Bild 3.39 sind neben der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazitäten für Stein- und Glaswolle, die in dieser Arbeit verwendet wurden, ebenfalls die gemessenen Werte gemäss Sagelsdorff 1995 [72] und Bénichou 2001 [6] sowie für Steinwolle gemäss Sterner 2001 (vgl. König 2000 [52]) und König 2000 [52] dargestellt.



a) Steinwolle

b) Glaswolle

Bild 3.39 Gemessene (Zeichen) und für numerische Simulationen verwendete spezifische Wärmekapazitäten (Linien) in Abhängigkeit von der Temperatur gemäss verschiedener Autoren

Die spezifische Wärmekapazität für Steinwolle bei einer Temperatur von 20 °C wird von den Herstellern, deren Produkte in den vergleichenden Versuchen verwendet wurden, mit ca. 840 J/kgK angegeben. Dieser Wert liegt in dem Bereich der gemessenen Werte gemäss Sagelsdorff 1995 [72] ist jedoch geringer als die Werte gemäss Bénichou 2001 [6]. Es wird hier davon ausgegangen, dass die Proben der Versuche gemäss Bénichou 2001 [6] aus Nordamerika stammen und daher geringfügig höhere Wärmekapazitäten aufgetreten sind. Die Werte für die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität, die in dieser Arbeit verwendet wurden, richten sich nach den Europäischen Produkten, die den gemessenen Werten gemäss Sagelsdorff 1995 [72] entsprechen. Sagelsdorff 1995 [72] gibt jedoch nur Werte bis 90 °C an und daher wurde der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität in dieser Arbeit dem Verlauf gemäss Bénichou 2001 [6] angepasst (vgl. Bild 3.39 a).

Die spezifische Wärmekapazität für Glaswolle bei einer Temperatur von 20 °C wird von den Herstellern, deren Produkte in den vergleichenden Versuchen verwendet wurden, mit ca. 1200 J/kgK angegeben. Wie bereits beim Wert für Steinwolle bei 20 °C, liegt dieser Wert im Bereich der Messungen gemäss Sagelsdorff 1995 [72] und weicht vom Wert gemäss Bénichou 2001 [6] geringfügig ab. Ebenfalls wie bei den Werten für Steinwolle wurde bis 90 °C die gemessene spezifische Wärmekapazität gemäss Sagelsdorff 1995 [72] übernommen und ab 90 °C entsprechend dem Verlauf gemäss Bénichou 2001 [6] angepasst (vgl. Bild 3.39 b).

Der Unterschied zwischen den Wärmekapazitäten gemäss Sagelsdorff 1995 [72] und Bénichou 2001 [6] hat weder bei Steinwolle noch bei Glaswolle einen Einfluss auf die numerischen Berechnungen.

3.3.4.4 Wärmeleitfähigkeit

Neben den gemessenen Werten für die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Stein- und Glaswolle gemäss Sagelsdorff 1995 [72] und Bénichou 2001 [6], geben mehrere Autoren Werte für Steinwolle und Takeda 1997 [81] ebenfalls Werte für Glaswolle an (vgl. Bild 3.42). Im

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

Gegensatz zur spezifischen Wärmekapazität und der Rohdichte, die nur einen sehr geringen Einfluss auf die numerischen Berechnungen haben, beeinflusst die Wärmeleitfähigkeit in den höheren Temperaturbereichen die FE-Berechnungen massgebend.

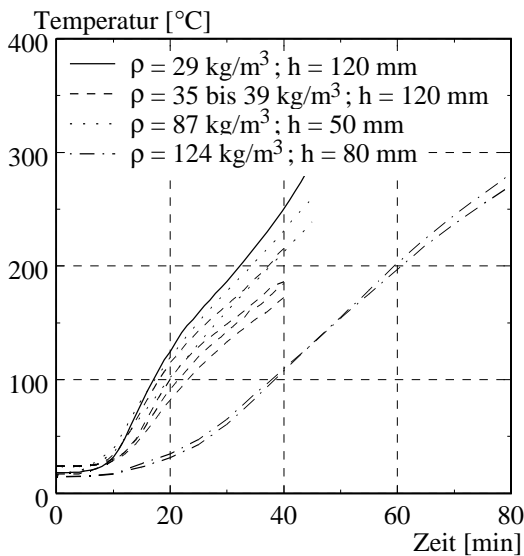


Bild 3.40 Gemessene Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten von Steinwollmatten mit unterschiedlichen Dicken h und Rohdichten ρ

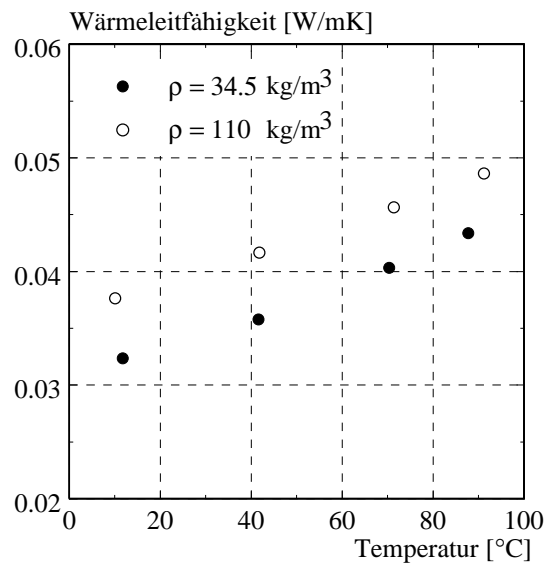


Bild 3.41 Gemessene Wärmeleitfähigkeit von Glaswolle in Abhängigkeit der Temperatur für verschiedene Rohdichten gemäss Sagelsdorff 1995 [72]

Die Wärmeleitfähigkeit für Steinwolle wurde an Brandversuche, den sogenannten „Nordtests“ angepasst, bei denen die Steinwollmatten direkt dem Feuer ausgesetzt waren. Somit waren Einflüsse durch davorliegende Bekleidungen nicht vorhanden. In Bild 3.40 sind die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Steinwollmatten mit verschiedenen Dicken und Rohdichten dargestellt. Im Diagramm in Bild 3.40 sieht man, dass die Temperaturen hinter der 50mm dicken Steinwolle mit einer Rohdichte von 88 kg/m^3 einen ähnlichen Verlauf haben wie die Temperaturen hinter den 120mm dicken Steinwollmatten mit einer Rohdichte von $35 \text{ bis } 39 \text{ kg/m}^3$. Ebenfalls ist trotz der geringeren Dicke von 80mm im Vergleich mit der 120mm dicken Steinwolle die höhere Rohdichte massgebend für das bessere Brandverhalten. D.h., dass die höhere Rohdichte bei Normaltemperatur in der Realität einen relativen grossen Einfluss hat. Hingegen ist in den numerischen Berechnungen die Dicke der Steinwolle massgebend und die Rohdichte hat wie die spezifische Wärmekapazität nur einen geringen Einfluss. Daher wurde hier davon ausgegangen, dass die Rohdichte von Steinwolle die Wärmeleitfähigkeit beeinflusst. Es liegen keine gemessenen Werte für die Wärmeleitfähigkeit von Steinwolle mit verschiedenen Rohdichten vor. Daher wird in Bild 3.41 die Wärmeleitfähigkeit von Glaswolle mit verschiedenen Rohdichten verglichen und gezeigt, dass eine geringere Wärmeleitfähigkeit für kleine Rohdichten auftritt. Diese Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Rohdichte entspricht ebenfalls den Angaben gemäss Kollmann 1951 [48] für Holz und Holzwerkstoffe. D.h., bei Materialien mit einer geringen Rohdichte sind mehr Poren im Material vorhanden, die mit Luft gefüllt sind, und daher ist das Material leichter. Im Vergleich mit den hier untersuchten Materialien weist Luft eine geringere Wärmeleitfähigkeit auf und daher gilt,

je geringer die Rohdichte, desto mehr Luft ist in dem Material eingeschlossen und desto schlechter wird die Wärme geleitet. Die Aussage, dass Luft der bessere Isolator ist, stimmt jedoch nur so lange, wie das Material die Luft in seinen Poren halten kann. Ansonsten wäre Isolationsmaterial wie Stein- oder Glaswolle überflüssig und alle Hohlräume würden nur mit Luft gefüllt sein. Sobald die Luft nicht mehr in Poren eingeschlossen ist, kann sie sich frei bewegen und eine Dynamik der Luft entsteht. Daher ist auch die Wärmeleitfähigkeit für den Werkstoff Holz gemäss Kollmann 1951 [48] in Faserrichtung wesentlich höher (zweifach) als senkrecht zur Faser, da in Faserrichtung die Luft sich durch den röhrenartigen Aufbau des Holzes freier bewegen kann. Für das Material Steinwolle heisst dies, dass der Zeitpunkt bzw. die Temperatur gefunden werden muss, bis die Steinwolle so weit zerfallen ist, dass sich die Luft frei bewegen kann. Für diesen Zeitpunkt gilt, je mehr Luft vorhanden ist, also je geringer die Rohdichte ist, desto mehr Luft kann sich bewegen und desto besser wird die Wärme geleitet. Gemäss des Massenverlusts in Abhängigkeit von der Temperatur in Bild 3.37 a wird bereits ab einer Temperatur von 100°C eine Abnahme der Masse beobachtet und damit eine Veränderung der Steinwolle festgestellt. Diese Abnahme nimmt ab 800°C deutlich zu. Die beste Übereinstimmung mit den Versuchen, die in Bild 3.40 dargestellt sind, trat unter der Annahme auf, dass bereits ab einer Temperatur von 100°C sich die Luft in der Steinwolle so weit bewegen kann, dass die Wärmeleitfähigkeit mit geringerer Rohdichte steigt. Diese Änderung der Struktur in der Steinwolle wurde bereits anhand der Verfärbungen der Steinwolle nach einem Brandversuch beobachtet (vgl. Bild 3.38).

Auf Grundlage der in Bild 3.40 dargestellten Versuchsergebnisse wurde die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte $\lambda(\rho)$ wie folgt festgelegt:

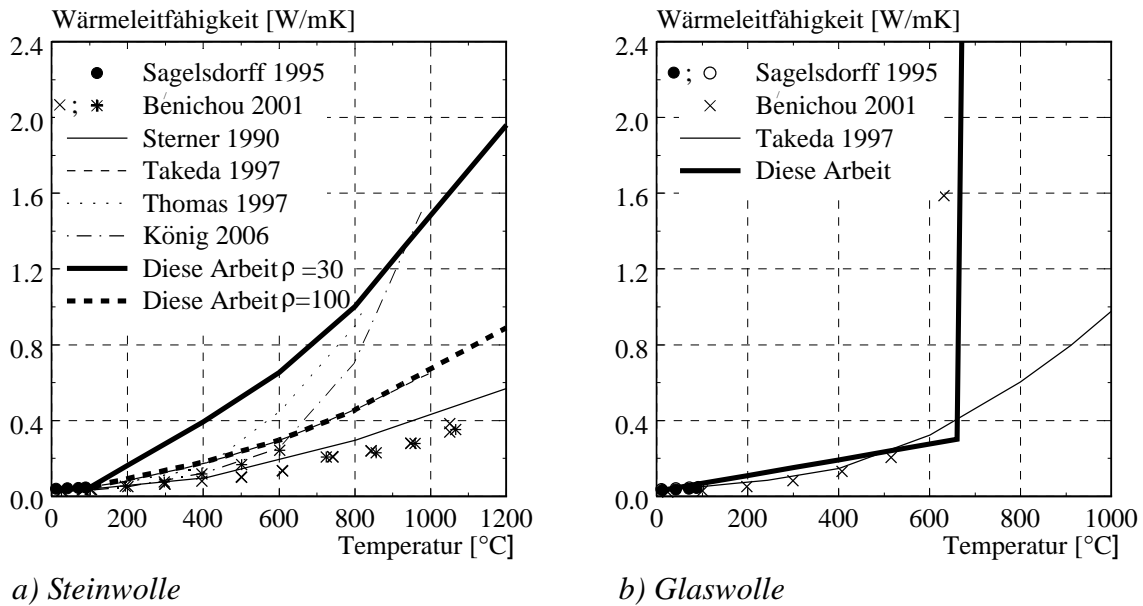
$$\lambda(\rho) = \lambda(\rho_0) \cdot (11 \cdot e^{-0,05 \cdot \rho} + 1,9) \text{ für } T > 100^\circ\text{C} \quad (3.31)$$

Dabei wurden für die Ausgangswärmeleitfähigkeit $\lambda(\rho_0)$ die gemessenen Werte gemäss Bénichou 2001 [6] gewählt. Vereinfacht entfiel eine Unterscheidung der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte für den Temperaturbereich von 20 bis 100°C. Diese Vereinfachung hat einen geringen vernachlässigbaren Einfluss auf die numerischen Simulationen.

Neben weiteren veröffentlichten Werten ist in Bild 3.42 die hier verwendete Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\rho)$ gemäss Gleichung (3.31) exemplarisch für die Rohdichten $\rho = 30$ und 100kg/m^3 in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Die Abweichung der gewählten Wärmeleitfähigkeit von den gemessenen Werten resultiert massgebend daraus, dass durch Anpassung der Wärmeleitfähigkeit die Dynamik der Luft innerhalb der Steinwolle im FE-Modell berücksichtigt wird. Die Anpassung der Wärmeleitfähigkeit $\lambda(\rho)$ gemäss Gleichung (3.31) wurde an nicht geschützten Steinwollmatten durchgeführt, bei denen ein höherer konvektiver Wärmeübergang vorliegt als bei geschützten Matten. Dieser höhere konvektive Wärmeübergang hat ebenfalls einen Einfluss auf die Modifikation. Steinwollmatten werden jedoch vorwiegend als Hohlraumdämmung eingesetzt, welche durch Bekleidungen vor der direkten Brandeinwirkung geschützt sind und somit der erhöhte konvektive Wärmeübergang nicht vorliegt. Dieser Schutz der Bekleidung liegt jedoch nur so lange vor bis die Bekleidung fällt oder wie Holzbekleidungen durchgebrannt sind. Ab diesem Zeitpunkt sind die Steinwollmatten direkt dem Feuer ausgesetzt und der konvektive Wärmeübergang muss berücksichtigt werden. Dieser Zeitpunkt ist bei den meisten Bekleidungen im Temperaturbereich von ca. 300°C auf ihrer feuerabgewandten Seite erreicht.

In Bezug auf die Wärmeleitfähigkeit für Glaswolle wird ein ähnliches Verhalten wie bei Steinwolle vermutet. Versuche mit Glaswolle liegen jedoch nur in geringer Anzahl vor und zudem

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial



a) Steinwolle

b) Glaswolle

Bild 3.42 Gemessene (Zeichen) und für numerische Simulationen verwendete Wärmeleitfähigkeit (Linien) in Abhängigkeit von der Temperatur gemäss verschiedener Autoren

wurden sie mit Glaswollmatten durchgeführt, die ähnliche geringe Rohdichten von 18 bis 27 kg/m³ aufwiesen. Weiterhin liegt nur ein Versuch vor, bei dem die Glaswolle nicht beim Versuchsbeginn durch eine Bekleidung geschützt war. Die Temperaturverläufe der anderen Versuche sind somit durch die davorliegende Bekleidung beeinflusst worden. Daher ist eine Anpassung der Gleichung (3.31) für Glaswolle nicht möglich und die Wärmeleitfähigkeit, die an die Versuche mit den niedrigen Rohdichten angepasst wurde, wird konservativ ebenfalls für höhere Rohdichten verwendet. Es wird angenommen, dass der Einfluss dieser Vereinfachung bei Glaswolle geringer ist als bei Steinwolle, weil zum einen bei Steinwolle wesentlich höhere Rohdichten auftreten können als bei Glaswolle und zum anderen schmilzt Glaswolle bereits zwischen 500 und 700 °C, so dass nur bei geringeren Temperaturen die Rohdichte die Wärmeleitfähigkeit beeinflussen kann.

Die Wärmeleitfähigkeit bei 20 °C für Glaswolle wird von den Herstellern zwischen 0.031 und 0.039 W/mK angegeben und wurde daher für die vorliegende Arbeit auf 0.035 W/mK festgelegt. Angepasst an die Versuche wurde bei der Wärmeleitfähigkeit für Glaswolle wie bei den gemessenen Werten gemäss Bénichou 2001 [6] bei ca. 660 °C ein sprunghafter Anstieg der Wärmeleitfähigkeit gewählt, um den Schmelzvorgang zu simulieren.

3.3.4.5 Vergleich mit experimentellen Untersuchungen

Für den Vergleich der numerischen Simulationen mit experimentellen Untersuchungen standen folgende Brandversuche mit Steinwolle und Glaswolle zur Verfügung:

- Herstellerversuch (Steinwolle 120 mm $\rho = 29 \text{ kg/m}^3$ + Spanplatte 19 mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8 m
- Herstellerversuch (Glaswolle 120 mm $\rho = 20 \text{ kg/m}^3$ + Spanplatte 19 mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8 m

- „Nordtests“ (Steinwolle 50 - 120mm $\rho = 35 - 150\text{kg/m}^3$ + Spanplatte 19mm), Horizontalofen 3.0 x 4.85m
- König 1997 [50]: Versuche VE12, VE15, VE23, VE27 (Gipsplatte Typ F 15.4mm + Gipsplatte Typ A 12.7mm + Steinwolle 145mm + Gipsplatte Typ A 12mm), VE29 (Gipsplatte Typ F 15.4mm + Sperrholzplatte 11.7mm + Steinwolle 145mm + Gipsplatte Typ A 12mm), VE32 (Gipsplatte Typ F 15.4mm + Steinwolle 145mm + Gipsplatte Typ A 12mm), Vertikalofen 2.5 x 1.4m
- König 2003 [55]: B-Serie B1-1 bis B1-2 $\rho = 28\text{kg/m}^3$
- Fontana 1999 [30]: Versuche mit Modulwänden W1 (Dreischichtplatte 27mm + 2x Holzfaserplatte 80mm + Dreischichtplatte 27mm), W2 (Dreischichtplatte 27mm + Steinwolle 80mm + 2x Hartfaserplatte 4mm + Steinwolle 80mm + Dreischichtplatte 27mm) und W3 (Gipsfaserplatte 15mm + 2x Holzfaserplatte 80mm + Gipsfaserplatte 15mm), Vertikalofen 3.0 x 3.0m
- Frangi 2004 [34]: Versuche EI60-31 (Hohlkastenelement mit 31mm Holzlamellen mit Glas- und Steinwolle 138mm), Versuche EI60-40 (Hohlkastenelement mit 40mm Holzlamellen mit Glas- und Steinwolle 128mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8m
- Schleifer 2007 [74]: Versuch V4 (Gipsfaserplatten 15mm + Steinwolle 80mm + Gipsfaserplatten 15mm), Versuch V9 (Gipsfaserplatten 15mm + Steinwolle 40mm bzw. Glaswolle 80mm + Gipsfaserplatten 15mm), Horizontalofen 1.0 x 0.8m

In Tabelle 3.9 sind die in dieser Arbeit verwendeten temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeiten, spezifischen Wärmekapazitäten sowie das Verhältnis der Rohdichte ρ zur Rohdichte bei 20°C ρ_{20} für Stein- und Glaswolle angegeben. Dabei ist für Steinwolle die Ausgangswärmeleitfähigkeit $\lambda(\rho_0)$ dargestellt, mit der anhand Gleichung (3.31) die Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte bestimmt werden kann.

Steinwolle					Glaswolle			
T	$\lambda(\rho_0)$	T	c	ρ / ρ_{20}	T	λ	c	ρ / ρ_{20}
[°C]	[W/mK]	[°C]	[kJ/kgK]	[%]	[°C]	[W/mK]	[kJ/kgK]	[%]
20	0.036	20	0.880	100.0	20	0.035	1.200	100.0
100	0.047	100	1.040	100.0	100	0.068	1.340	98.3
400	0.090	200	1.160	98.0	200	0.110	1.380	96.1
600	0.150	400	1.280	97.7	300	0.151	1.382	94.0
800	0.230	600	1.355	97.3	400	0.192	1.384	94.0
925	0.300	800	1.430	97.0	510	0.238	1.386	94.0
1200	0.450	925	1.477	96.0	660	0.300	1.389	94.0
		1200	1.580	88.7	1200	100.0	1.400	94.0

Tabelle 3.9 In dieser Arbeit verwendete temperaturabhängige Materialeigenschaften für Stein- und Glaswolle

Für die in Tabelle 3.9 angegebenen temperaturabhängigen Materialeigenschaften für Steinwolle wurden massgebend die Ergebnisse der „Nordtests“ berücksichtigt, da bei diesen Versuchen

3 Brandverhalten von Bekleidungen und Dämmmaterial

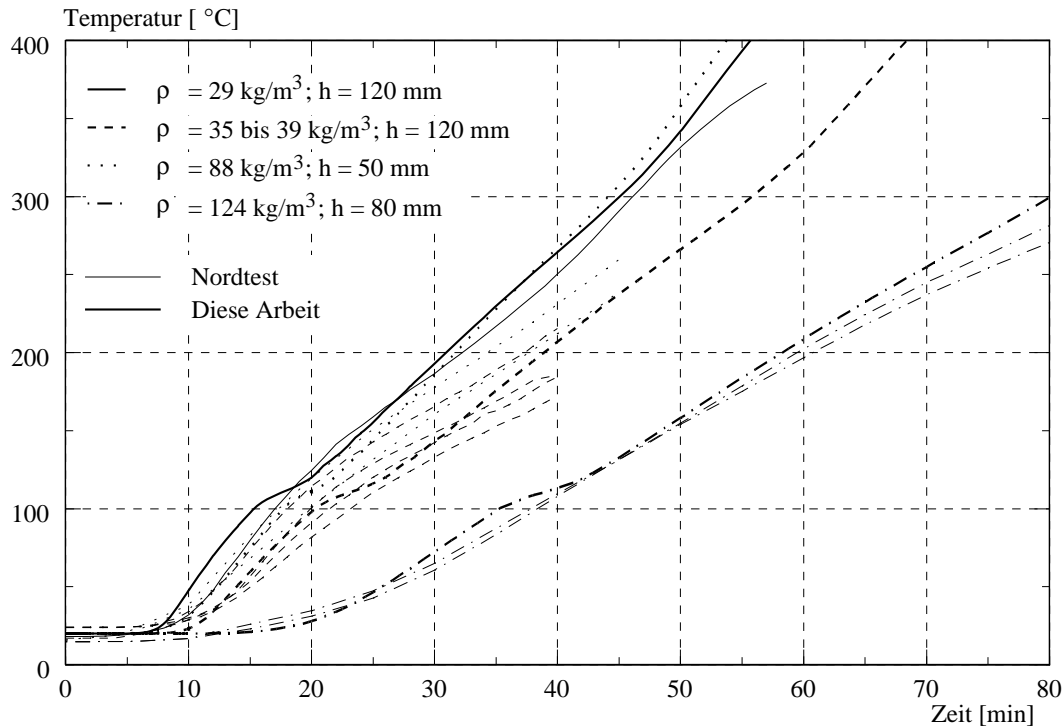


Bild 3.43 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Steinwolle mit verschiedenen Dicken h und Rohdichten ρ

ein Einfluss von davorliegenden Bekleidungen nicht beachtet werden musste (vgl. Kapitel 3.3.4.4). Steinwollmatten mit geringen Rohdichten ($29 \text{ bis } 40 \text{ kg/m}^3$), die im Nordtest mit einer Dicke von 120 mm getestet wurden, werden in der Praxis am häufigsten als Hohlraumdämmung eingesetzt. In Bild 3.43 sieht man, dass die gemessenen Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der Steinwolle ($h = 120 \text{ mm}$) mit einer Rohdichte von ca. 37 kg/m^3 gut mit dem berechneten Temperaturverlauf übereinstimmen, der anhand der Materialeigenschaften aus Tabelle 3.9 bestimmt wurde. Auf Grundlage der Nordtests mit den Steinwollmatten mit höheren Rohdichten wurde Gleichung (3.31) so angepasst, dass die beste Übereinstimmung mit diesen Versuchsergebnissen vorlag.

Es liegen mehrere Versuchsergebnisse von Bauteilen mit Steinwolle vor, die mit den berechneten Temperaturverläufen verglichen wurden. Bei allen Berechnungen wurde berücksichtigt, dass Schichten frühzeitig abgefallen sind. Der Zeitpunkt des Abfallens wurde den jeweiligen Versuchsberichten entnommen. Hier werden jedoch nicht alle Vergleiche dargestellt, sondern nur zwei Beispiele in Bild 3.44 gezeigt. Zusammenfassend kann man sagen, dass die berechneten Temperaturverläufe im Vergleich mit den Versuchen gemäss König 1997 [50] eher zu günstige Ergebnisse liefern. Im Gegensatz dazu sind die berechneten Temperaturen im Vergleich mit den Versuchsergebnissen gemäss Fontana 1999 [30], Frangi 2004 [34] und Schleifer 2007 [74] sehr konservativ.

Die gemessenen Materialeigenschaften von Glaswolle wurden nur gering verändert, indem sie an die vorliegenden Versuche angepasst wurden. In Bild 3.45 werden die gemessenen Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der Glaswolle sowie bei Versuch V9 (Schleifer 2007 [74]) auf der feuerabgewandten Seite einer jeden Schicht und innerhalb der Glaswolle mit den berechneten Verläufen verglichen, die anhand der Materialeigenschaften in Tabelle 3.9 bestimmt wurden. Da die Materialeigenschaften für Glaswolle an den Herstellerversuch mit Glaswolle ($h = 120 \text{ mm}$, $\rho = 20 \text{ kg/m}^3$) mit einer dahinterliegenden 19 mm dicken Spanplatte

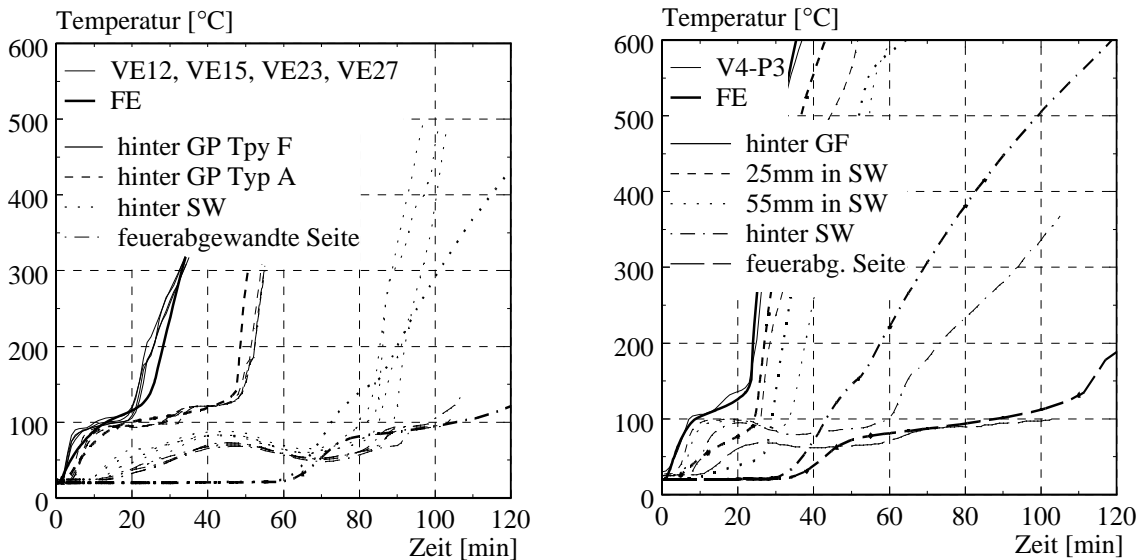


Bild 3.44 Vergleich der berechneten Temperaturverläufe (FE) in Bauteilen mit Steinwolle (SW) mit den Versuchen König 1997 [50] (VE12, VE15, VE23, VE27) und Schleifer 2007 [74] (V4-P3)

angepasst wurde, stimmen die numerisch ermittelten Temperaturverläufe gut mit den Versuchsergebnissen überein.

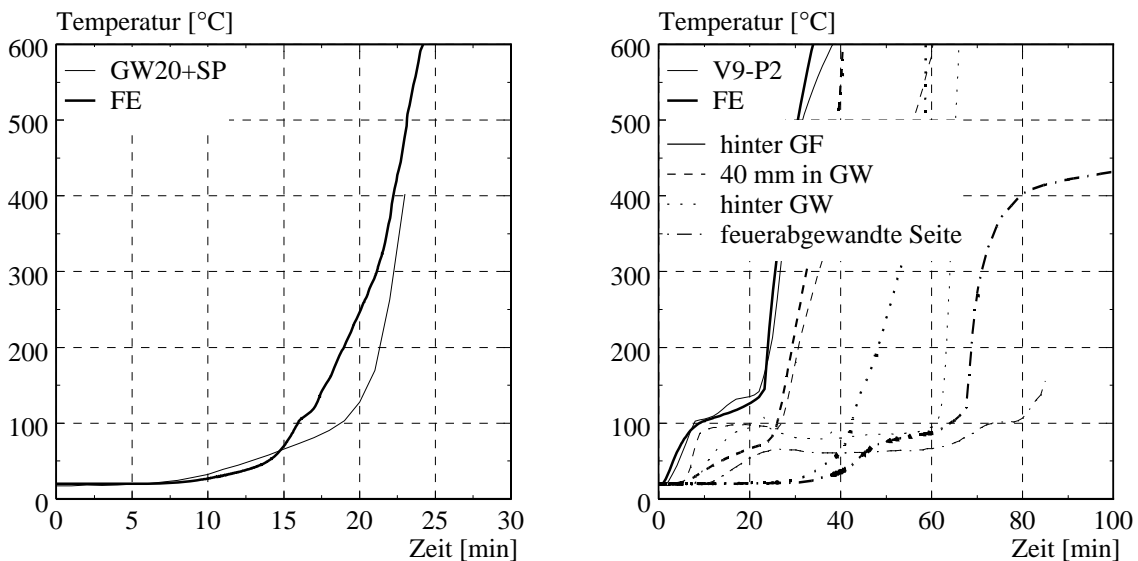


Bild 3.45 Vergleich der berechneten Temperaturverläufe (FE) in Bauteilen mit Glaswolle (GW) mit den Versuchen GW20 + SP (Glaswolle $h = 120\text{mm}$, $\rho = 20\text{kg/m}^3$ + Spanplatte $h = 19\text{mm}$) und Schleifer 2007 [74] (V9-P2)

Im Versuch V9 (Schleifer 2007 [74]) war die 80mm dicke Glaswolle durch eine Gipsfaserplatte geschützt, die nach ca. 59min abfiel. Zu diesem Zeitpunkt betragen die Temperaturen im Ofen mehr als 900°C. In den FE-Berechnungen steigt daher die Wärmeleitfähigkeit der Glaswolle mit einem gewählten Schmelzpunkt von 660°C sofort beim Abfallen der schützenden Gipsfaserplatte extrem an und auf der feuerabgewandten Seite der Glaswolle werden schnell



a) Nach 60min Versuchsdauer



b) Nach 66min Versuchsdauer

Bild 3.46 Glaswolle während des Versuchs V9 (Schleifer 2007 [74]) nach Abfallen der Gipsfaserplatte

hohe Temperaturen erreicht. Im Versuch V9 schmolz die Glaswolle zwar sofort nach dem Abfallen der Gipsfaserplatte (vgl. Bild 3.46 a), jedoch nicht vollständig sondern trichterförmig, so dass auch nach mehreren Minuten die Gipsfaserplatten auf der feuerabgewandten Seite teilweise noch durch die Glaswolle geschützt waren (vgl. Bild 3.46 b). Da die Thermoelemente auf der feuerabgewandten Seite dieser Gipsfaserplatte in dem noch geschützten Bereich lagen, weichen die berechneten Temperaturen noch weiter von den gemessenen Temperaturen ab. Da bei den Versuchen EI60-31 und EI60-40 gemäss Frangi 2004 [34] die Glaswolle durch Holzlamellen geschützt war und diese nicht vollständig abfiel, liegen die berechneten Temperaturverläufe im Vergleich mit diesen Versuchen noch weiter als im Versuch V9 (Schleifer 2007 [74]) auf der sicheren Seite. Mit den gewählten Materialeigenschaften für Glaswolle ist also ein konservativer Ansatz gewählt worden. Da jedoch in den Versuchen der Schmelzvorgang der Glaswolle direkt nach dem Abfallen der schützenden Bekleidung visuell festgestellt wurde, wurde dieser Ansatz auf der sicheren Seite liegend für die weiteren Berechnungen verwendet.

4 Berechnungsmodell

4.1 Allgemeines

Anhand des nachfolgend entwickelten Berechnungsmodells kann die raumabschliessende Funktion von massiven sowie mehrschichtigen Holzbauteilen nachgewiesen werden. Das Modell dient zur Beurteilung des Wärmedurchgangs durch die Holzkonstruktion, d.h. zum rechnerischen Nachweis des Kriteriums der Wärmedämmung (I) (vgl. Kapitel 4.2.2). Als massgebender Einfluss auf den Raumabschluss wurde das Abfallen von Bekleidungen sowie das Herausfallen von Dämmungen als mechanische Eigenschaft beachtet (vgl. Kapitel 4.2.4), jedoch nicht das Versagen der Tragkonstruktion (Ständer, Balken). Daher ist auch bei raumabschliessenden Holzbauteilen der Tragsicherheitsnachweis im Brandfall zusätzlich zu führen.

Als Temperatureinwirkung für das Berechnungsmodell dient die Einheits-Temperaturkurve (ETK) gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21]. Das Modell ist auf eine Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten begrenzt und ermöglicht es, den Zeitpunkt bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion eines Holzbauteils zu berechnen. Das Bauteil kann beliebig aus den folgenden Platten und Dämmungen sowie mit einem Hohlraum zusammengesetzt sein:

Platten (Befestigung gemäss Herstellerangaben):

- Massivholzplatten mindestens C24 gemäss EN 338: 2003 [18]
- OSB-Platten gemäss EN 300: 1997 [16]
- Spanplatten gemäss EN 309: 1992 [17]
- Gipsplatten Typ A, Typ H und Typ F gemäss EN 520: 2004 [19]
- Gipsfaserplatten gemäss EN 15283-2: 2008 [27]

Dämmung (Einbau mit Übermass gemäss Herstellerangaben):

- Steinwolle gemäss EN 13162: 2001 [26]
- Glaswolle gemäss EN 13162: 2001 [26]

4.2 Modell

4.2.1 Allgemein

Raumabschliessende Holzbauteile müssen die Kriterien E und I erfüllen (vgl. Kapitel 2). In experimentellen Untersuchungen gilt bei nicht erfülltem Kriterium E, dass ebenfalls das Kriterium I nicht erfüllt ist. Der Grund dafür ist, dass sobald an einer Stelle Flammen oder heisse Gase das Bauteil durchdringen, wird an dieser Stelle die maximale Temperaturerhöhung von 180°C erreicht (vgl. Kriterium I).

Das Berechnungsmodell wurde auf Grundlage der in Kapitel 3 beschriebenen FE-Modelle hergeleitet. Da das Kriterium E anhand von visuellen Beobachtungen beurteilt wird, kann in numerischen Untersuchungen nur das Kriterium I geprüft werden. In den FE-Modellen werden jedoch alle auftretenden maximalen Temperaturerhöhungen ermittelt, so dass im Gegensatz zu den experimentellen Untersuchungen durch die Begrenzung der Temperaturerhöhungen (Krite-

rium I) auch das Kriterium E beurteilt werden kann. Es wird hier gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] angenommen, dass das Kriterium E erfüllt ist, wenn die Anforderungen an die Wärmedämmung (Kriterium I) erfüllt sind. Für diese Annahme muss jedoch sichergestellt sein, dass die letzte Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite nicht frühzeitig herunterfällt.

4.2.2 Wärmedurchgang

Zur Ermittlung der Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen muss nur das Kriterium I in den numerischen Simulationen erfüllt sein. Da dieses Kriterium der Wärmedämmung durch die Temperaturerhöhung $\Delta T_{MW} / \Delta T_{Max} = 140 / 180^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils begrenzt wird, ist hier der Wärmedurchgang durch Bauteil massgebend. In Bild 4.1 ist ein zusammengesetztes Holzbauteil mit den möglichen Wärmedurchgängen dargestellt. Im Gegensatz zur Massivbauweise aus Holz bestehen die zusammengesetzten Holzbauteile aus Holzständern bzw. -balken, die durch Bekleidungen vor der direkten Brandeinwirkung geschützt werden sowie einer eventuellen Hohlraumdämmung. Im Vergleich mit den massiven Holzbauteilen, die hauptsächlich von der sich im Brandfall bildenden Kohleschicht geschützt werden, erreichen die zusammengesetzten Bauteile den erforderlichen Feuerwiderstand durch die Schutzwirkung der Bekleidungen und gegebenenfalls der Hohlraumdämmung.

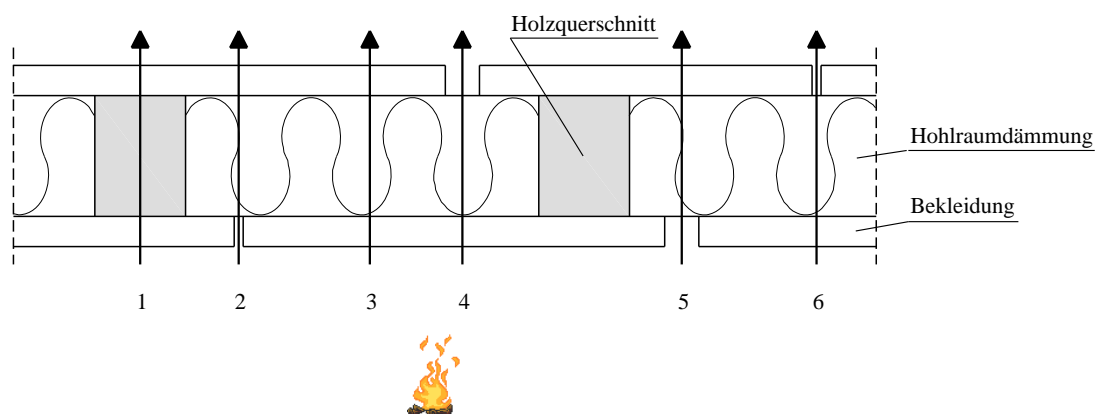


Bild 4.1 Mögliche Wärmedurchgänge durch das Bauteil

In den 6 verschiedenen Bereichen des zusammengesetzten Holzbauteils in Bild 4.1 wird das Temperaturkriterium $\Delta T_{MW} / \Delta T_{Max} = 140 / 180^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils zu unterschiedlichen Zeitpunkten erreicht. Dabei ist der Wärmedurchgang im Bereich der Ständer bzw. Balken (Bereich 1) des Bauteils nicht massgebend, da der massive Holzquerschnitt einen höheren Feuerwiderstand aufweist als die einzelnen Schichten. Der Wärmedurchgang im Bereich 3 hingegen geht durch die einzelnen Schichten, tritt bei jedem Bauteil auf und ist deshalb zu berücksichtigen. Massgebend werden jedoch die Bereiche, in denen sich Fugen (Bereiche 2, 6) oder Aussparungen (Bereiche 4, 5) für z.B. Steckdosen befinden. Die Bereiche 2 und 6 mit Fugen in den Bekleidungen treten häufig auf. Die Fugen sind jedoch nur relevant, wenn sie sich im Feld befinden. Sobald die Bekleidung auf den Holzquerschnitten gestossen wird, haben die Fugen nur in Abhängigkeit der Fugenbreite einen Einfluss auf das Brandverhalten des dahinterliegenden Holzquerschnitts und damit auf die Tragfähigkeit des Bauteils. Da in dieser Arbeit nur die raumabschliessende Funktion und nicht die tragende

Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen untersucht wird, wird dieser Bereich nicht näher untersucht. Der Einfluss der Fugen im Feld auf die raumabschliessende Funktion des gesamten Bauteils hängt von der Fugenausbildung sowie von der Dicke der Bekleidung mit Fuge ab. Je dicker die Bekleidung mit Fuge ist, desto grösser ist der Einfluss der geschwächten Bekleidung im Vergleich zu den anderen Schichten. Weiterhin ist der Einfluss der Fuge von der Position der Bekleidung im Bauteil abhängig. Bekleidungen mit Fugen, bei denen sich auf der feuerabgewandten Seite noch weitere Schichten befinden, verhalten sich günstiger als Bekleidungen mit Fugen auf der feuerabgewandten Seite des gesamten Bauteils, da durch die kühlere Luft auf der feuerabgewandten Seite ein Sog entsteht (Kaminwirkung) und die Fuge früher versagt. Daher sind die Bereiche 2 und 6 getrennt zu untersuchen. Ähnlich wie bei den Fugen müssen ebenfalls die Bereiche 4 und 5 mit Aussparungen getrennt untersucht werden.

Bei massiven Holzbauteilen, die nur eine Schicht aufweisen, ist wie bei der letzten Schicht der zusammengesetzten Bauteile der eventuell vorhandene Fugenbereich für den Wärmedurchgang massgebend. Daher sind mit der Untersuchung von mehrschichtigen Holzbauteilen auch die massiven Holzbauteile berücksichtigt.

Weiterhin ist bei raumabschliessenden Holzbauteilen zwischen Decken- und Wandkonstruktion zu unterscheiden. Neben den tragenden (R) sowie tragenden und raumabschliessenden (REI) Decken- und Wandkonstruktion, können Wände und Decken (abgehängte Unterdecken) auch ausschliesslich eine raumabschliessende Funktion (EI) übernehmen. Als tragendes Element von Decken bleibt die Tragschicht mit den in dieser Arbeit angegebenen Materialien bis zum geforderten Feuerwiderstand vorhanden, sodass ebenfalls der Raumabschluss gegeben ist. Nur in dem eventuell vorhandenen Fugenbereich der Tragschicht kann Wärme durch das Bauteil dringen, bevor das Bauteil die tragende Funktion verliert. Ab wann dieser Fugenbereich durch das Feuer beansprucht wird, hängt vom Wärmedurchgang durch die davorliegenden Schichten ab.

4.2.3 Modellkonzept

Das Berechnungsmodell für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen verwendet eine additive Methode zur Bestimmung der Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion des Gesamtbauteils. D.h., diese Zeit wird durch die Addition der Beiträge der einzelnen Schichten ermittelt. Diese als „component additive method“ bekannte Methode (vgl. Kapitel 2.2) hat den Vorteil, dass die Schichten aus verschiedenen Materialien mit verschiedenen Dicken und Rohdichten bestehen und beliebig kombiniert werden können. Die Konstruktion kann auch nur aus einer Schicht bestehen, sodass das Berechnungsmodell auch für massive Holzbauteile angewendet werden kann.

Die zur Herleitung des Berechnungsmodells verwendeten FE-Modelle berücksichtigen keine Fugen oder Aussparungen. Diese werden in Kapitel 4.5 anhand von Versuchen auf Grundlage von EN 1995-1-2: 2004 [24] beurteilt. Daher ist für die Untersuchung der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen nur der Wärmedurchgang in Feldmitte ohne Fugen oder Aussparungen zu betrachten (vgl. Bild 4.1 Bereich 3). In diesem Bereich ist die raumabschliessende Funktion solange gegeben, solange das Kriterium I (Wärmedämmung) eingehalten ist, d.h. bis die Temperaturerhöhung auf der Oberfläche der feuerabgewandten Seite des Bauteils $\Delta T_{MW}/\Delta T_{Max} = 140 / 180^\circ\text{C}$ erreicht ist (vgl. EN 1363-1: 1999 [20] bzw. EN 1995-1-2: 2004 [24]). Da in den numerischen Simulationen die Fugen nicht berücksichtigt werden, treten keine Maximalwerte in diesem Bereich 3 (vgl. Bild 4.1) auf und somit wird der Mittelwert der Temperaturerhöhung auf der feuerabgewandten Seite massgebend. Mit der Initialtemperatur von

20°C (angenommene Raumtemperatur) ergibt sich somit eine Grenztemperatur von $140 + 20 = 160^\circ\text{C}$.

Betrachtet man den Aufbau einer mehrschichtigen Holzkonstruktion, können die einzelnen Schichten aufgeteilt werden in Schichten, die eine schützende Funktion für die dahinterliegenden Schichten übernehmen, und der letzten Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils, die eine „isolierende“ Funktion erfüllen muss. Exemplarisch ist in Bild 4.2 ein Aufbau einer mehrschichtigen Holzkonstruktion mit der Unterscheidung zwischen den schützenden Schichten und der isolierenden Schicht dargestellt.

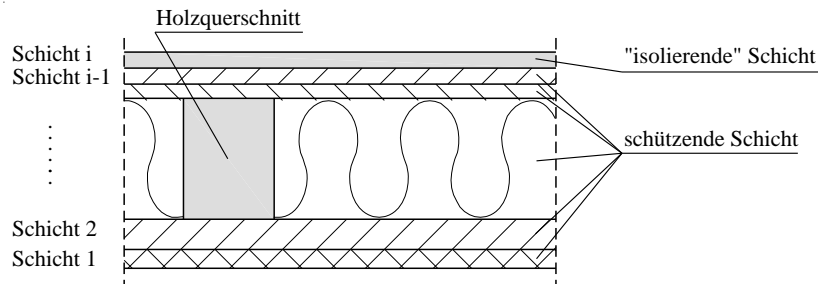


Bild 4.2 Aufbau einer mehrschichtigen Holzkonstruktion mit der Unterscheidung zwischen schützender und isolierender Schicht

Nur bei der letzten Schicht i muss auf der feuerabgewandten Seite das Kriterium I (Wärmedämmung) mit der einzuhaltenden maximalen Temperatur von $T = 160^\circ\text{C}$ erfüllt sein. Die davorliegenden Schichten können einer Brandschutzbekleidung gleichgesetzt werden, die das Kriterium K, auch Kapselkriterium genannten, gemäss EN 13501-2: 2003 [25] erfüllen muss. Mit dem Einhalten dieses Kriteriums K bietet die Bekleidung dahinterliegenden Materialien für eine festgelegte Zeit Schutz gegen Entzünden, Verkohlung und anderen Schäden (vgl. EN 13501-2: 2003 [25], Kapitel 7.6.1). In experimentellen Untersuchungen wird das Kriterium K überprüft, indem die zu untersuchende Brandschutzbekleidung auf einer 19mm dicken Spanplatte befestigt wird und die Temperaturerhöhung auf der Oberfläche der Spanplatte (Spanplattenoberfläche zugewandt der getestete Brandschutzbekleidung) begrenzt wird auf $\Delta T_{\text{MW}}/\Delta T_{\text{Max}} = 250 / 270^\circ\text{C}$. Für die Anwendung in numerischen Simulationen ist wie beim Kriterium I ($\Delta T_{\text{MW}}/\Delta T_{\text{Max}} = 140 / 180^\circ\text{C}$) wiederum der Mittelwert massgebend. Mit der Initialtemperatur von 20°C ergibt sich somit eine Grenztemperatur von $250 + 20 = 270^\circ\text{C}$. Für die durch Brandschutzverkleidung geschützten Holzbauteile wird damit sichergestellt, dass diese Bauteile sich bis zu einer Temperatur von 270°C nicht entzünden. Die EN 1995-1-2: 2004 [24] gibt dafür eine Grenztemperatur von 300°C an. In Tabelle 4.1 sind die Zeiten für Brandschutzverkleidungen aus verschiedenen Materialien mit unterschiedlichen Dicken dargestellt, die anhand der Temperaturkriterien $T = 270^\circ\text{C}$ und $T = 300^\circ\text{C}$ mit FE-Berechnungen ermittelt wurden. Alle Brandschutzverkleidungen befanden sich auf einer 19mm dicken Spanplatte.

Brandschutzbekleidung	t_{270}	t_{300}	Δt
	[min]	[min]	[min]
Gipsplatte 10mm	18.7	20.0	2.3
Gipsplatte 25 mm	55.5	57.7	2.2
Massivholzplatte 10mm	14.6	15.9	1.3
Massivholzplatte 50mm	80.7	82.9	2.2

Tabelle 4.1 Vergleich der berechneten Zeiten mit den Temperaturkriterien $T = 270^\circ\text{C}$ und $T = 300^\circ\text{C}$

Der Tabelle 4.1 kann entnommen werden, dass die Zeitdifferenz zwischen den beiden Temperaturkriterien nur wenige Minuten beträgt. Wird die Brandschutzbekleidung als Schutz für andere Materialien wie z.B. Dämmungen verwendet, ist diese Zeitdifferenz noch geringer. Der Grund dafür ist, dass durch die Dämmung hinter der Brandschutzverkleidung ein Hitzestau entsteht. Damit steigt die Temperatur in Abhängigkeit der Zeit zwischen der Brandschutzbekleidung und der Dämmung wesentlich schneller als zwischen Brandschutzbekleidung und Holz und somit ist die Zeitdifferenz zwischen den Temperaturkriterien 270°C und 300°C geringer (< 1 min) als in Tabelle 4.1 dargestellt. Da zum einen der Unterschied zwischen den Temperaturkriterien $T = 270^\circ\text{C}$ und $T = 300^\circ\text{C}$ gering ist und zum anderen das Kriterium gemäss EN 13501-2: 2003 [25] ebenfalls den Schutz vor anderer Schäden des geschützten Materials gewährleistet, wird in dieser Arbeit das Temperaturkriterium von 270°C gemäss EN 13501-2: 2003 [25] für alle schützenden Schichten angesetzt. D.h. dass schützende Schichten ihre schützende Wirkung verlieren, wenn eine Temperatur von $T = 270^\circ\text{C}$ auf ihrer feuerabgewandten Seite erreicht ist.

Um die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion des gesamten Bauteils zu bestimmen, sind die Beiträge der einzelnen Schichten zu ermitteln. D.h., für die schützenden Schichten 1 bis $i-1$ auf der feuerzugewandten Seite muss jeweils eine Schutzzeit $t_{\text{prot},1}$ bis $t_{\text{prot},i-1}$ (protection time) bestimmt werden und für die letzte Schicht i eine Isolationszeit (insulation time $t_{\text{ins},i}$), die jeweils durch die Temperaturkriterien 270°C bzw. 160°C begrenzt sind. Der Zeitpunkt des Abfallens der Platten hat einen grossen Einfluss auf die raumabschliessenden Funktion des gesamten Holzbauteils, da je länger eine Schicht an der Konstruktion verbleibt, desto besser werden die dahinterliegenden Schichten geschützt. Dadurch hat das Abfallen der Schichten einen Einfluss auf die Schutzzeit bzw. Isolationszeit der dahinterliegenden Schichten. Das Abfallen der Schichten wird in Kapitel 4.2.4 genauer untersucht. Zur Erläuterung des Modellkonzepts wird hier angenommen, dass beim Erreichen der Temperatur $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ die Schicht i von der Konstruktion abfällt, d.h. beim Erreichen der Schutzzeit $t_{\text{prot},i}$. Zu diesem Zeitpunkt sind die dahinterliegenden Schichten bereits vorerwärmt und die direkt dahinterliegende Schicht wird direkt dem Feuer ausgesetzt, wobei im Ofen gemäss der Einheits-Temperaturkurve ($T = 20 + 345 \log(8t + 1)$) mit $t = t_{\text{prot},i}$ bereits erhöhte Temperaturen vorliegen. Ab diesem Zeitpunkt beginnt ebenfalls die Schutzzeit $t_{\text{prot},i+1}$ der direkt dahinterliegenden Schicht. In Bild 4.3 b ist dieser Zustand beispielhaft nach Erreichen der Schutzzeit der 1. Schicht $t = t_{\text{prot},1}$ dargestellt. Sobald hinter der 2. Schicht die Temperatur von $T = 270^\circ\text{C}$ erreicht ist, ist ebenfalls die Schutzzeit $t_{\text{prot},2}$ der 2. Schicht erreicht. Zu diesem Zeitpunkt beträgt die bis dahin erreichte Gesamtzeit $t = t_{\text{prot},1} + t_{\text{prot},2}$ und die 2. Schicht fällt. Dadurch wird die 3. Schicht direkt dem Feuer ausgesetzt (vgl. Bild 4.3 c). Da die 3. Schicht in Bild 4.3 die

4 Berechnungsmodell

letzte Schicht darstellt, wird für diese Schicht keine Schutzzeit, sondern eine Isolationszeit $t_{ins,3}$ bestimmt und es wird das Temperaturkriterium $T = 160^\circ\text{C}$ für diese Schicht angewendet. Im Vergleich zur Ermittlung der Schutzzeit der 2. Schicht ist bei der Bestimmung der Isolationszeit der 3. Schicht zu berücksichtigen, dass neben der Vorerwärmung der Schicht die Ofentemperaturen zum Zeitpunkt $t = t_{prot,1} + t_{prot,2}$ höher sind als zum Zeitpunkt $t = t_{prot,1}$.

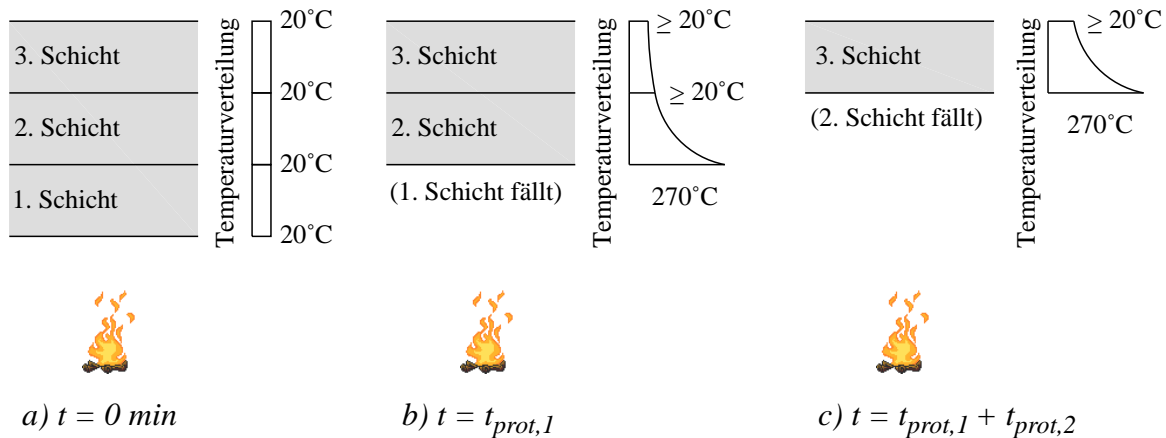


Bild 4.3 Vorgehensweise zur Ermittlung der Schutzzeiten $t_{prot,i}$ der einzelnen Schichten

Anhand der additiven Methode werden die berechneten Schutzzeiten und die Isolationszeit addiert, um die Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des gesamten Bauteils t_{ins} zu ermitteln. Der Nachweis der raumabschliessenden Funktion von mehrschichtigen Holzbauteilen ist gemäss des hier beschriebenen Berechnungsmodells mit der folgenden Gleichung (4.1) zu führen:

$$t_{ins} = \sum t_{prot, i-1} + t_{ins, i} \geq t_{req} \quad [\text{min}] \quad (4.1)$$

- mit t_{req} erforderliche Feuerwiderstandsdauer für die raumabschliessenden Funktion des gesamten Bauteils [min]
 t_{ins} Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des gesamten Bauteils [min]
 $\sum t_{prot, i-1}$ Summe der Schutzzeiten der Schichten 1 bis i-1 [min]
 $t_{ins, i}$ Isolationszeit der Schicht i [min] (letzte Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils)

Wie bereits durch Versuche bestätigt, wird die Schutzzeit einer Schicht neben der Vorerwärmung durch eventuell davorliegenden Schichten beeinflusst. Ebenfalls haben dahinterliegende Schichten Einfluss auf den Beitrag dieser Schicht zum Feuerwiderstand des gesamten Bauteils. Ein Beispiel dafür ist, dass Bekleidungen mit dahinterliegender Dämmung sich aufgrund des Hitzestaus zwischen Bekleidung und Dämmung schneller erwärmen als Bekleidungen mit einer dahinterliegenden Gipsplatte. Dadurch wird die Temperatur von $T = 270^\circ\text{C}$ hinter der Bekleidung mit einer Dämmung früher erreicht als mit einer dahinterliegenden Gipsplatte. Da davor- oder dahinterliegende Schichten die untersuchte Schicht beeinflussen, ist die Schutzzeit von der Position dieser Schicht innerhalb Bauteils abhängig. Im Berechnungsmodell werden diese Einflüsse durch Positionsbeiwerte k_{pos} berücksichtigt. Dabei wird unterschieden zwischen dem Positionsbeiwert resultierend aus dem Einfluss davorliegender Schichten $k_{pos,exp}$ und dem Positionsbeiwert resultierend aus dem Einfluss dahinterliegender Schichten $k_{pos,un-}$

t_{exp} . Die Isolationszeit einer Schicht wird nur durch die davorliegenden Schichten beeinflusst und daher entfällt der Positionsbeiwert $k_{pos,unexp}$ für die Bestimmung der Isolationszeit. Die Isolationszeiten und die Schutzzeiten der jeweiligen Materialien werden damit anhand der folgenden Gleichungen bestimmt:

$$t_{ins,i} = t_{ins,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \quad [min] \quad (4.2)$$

$$t_{prot,i} = t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} \quad [min] \quad (4.3)$$

mit $t_{ins,i}; t_{prot,i}$ Isolations- und Schutzzeit der untersuchten Schicht i [min]
 $t_{ins,0,i}; t_{prot,0,i}$ Grundisolations- und Grundschutzzeit der untersuchten Schicht i [min]
 $k_{pos,exp,i}$ Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i resultierend aus den davorliegenden Schichten (exposed)
 $k_{pos,unexp,i}$ Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i resultierend aus den dahinterliegenden Schichten (unexposed)

Anhand der Gleichung (4.2) und Gleichung (4.3) können die Isolations- und Schutzzeiten durch Multiplikation der Grundisolations- bzw. Grundschutzzeiten mit den Positionsbeiwerten ermittelt werden. Dabei sind die Grundzeiten nur vom Material und der Dicke der untersuchten Schicht abhängig.

4.2.4 Abfallen und Rissverhalten

4.2.4.1 Abfallen

Der Zeitpunkt des Abfallens einer Schicht hat grossen Einfluss auf das Brandverhalten der dahinterliegenden Schichten, da je länger die feuerzugewandte Schicht noch an der Konstruktion verbleibt, desto länger schützt sie die dahinterliegenden Schichten vor der direkten Brandeinwirkung. Die dahinterliegenden Schichten erreichen somit höhere Feuerwiderstandszeiten.

Das Abfallen einer Schicht ist eine mechanische Eigenschaft, die nicht nur von der Temperatur oder dem Material abhängig ist, sondern ebenfalls von der Befestigung und der Gesamtkonstruktion beeinflusst wird. Bei tragenden Konstruktionen kann z.B. die Platte mechanisch beansprucht werden und dadurch früher abfallen als bei nicht tragenden Bauteilen. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass Platten aufgrund ihres Eigengewichts bei Decken früher abfallen können als bei Wänden. In Kleinversuchen (Ofengrösse $\leq 1.0m$) werden zudem Platten mit kleineren Dimensionen als in der Baupraxis verwendet, was ebenfalls einen Einfluss auf den Zeitpunkt des Abfallens der Platte haben kann. Weiterhin kann bei Kleinversuchen der Einfluss des Gesamtsystems nicht berücksichtigt werden. Daher können den Kleinversuchen aus Schleifer 2007 [74] nicht direkt die Zeiten entnommen werden, bei denen die untersuchten Platten von der Konstruktion fielen. Für eine experimentelle Untersuchung von mechanischen Eigenschaften sind Grossversuche zu verwenden, die den Einfluss des Gesamtsystems berücksichtigen und Platten mit Originalgrössen prüfen. Die Anzahl der vorliegenden Grossversuche ist jedoch begrenzt und nicht alle Versuchsberichte dokumentieren das Abfallen der Platten. Anhand von Kleinversuchen wie in [74] konnten jedoch massgebende Einflüsse lokalisiert werden. Z.B. fielen Platten mit dahinter liegender Dämmung aufgrund des Hitzestaus zwischen Platte und Dämmung und dem dadurch schnelleren Aufheizen der Platte früher als Platten, die mit anderen Platten hinterlegt waren. Aufgrund dieser Beobachtungen wurde in dieser Arbeit wie auch

bei Sultan 1996 [76] und Cooper 1997 [13] für das Abfallen der Platten ein Temperaturkriterium (T_{Abfallen}) verwendet.

Bei brennbaren Platten verbleibt die Holzkohle nach dem Durchbrand der Platte für einen gewissen Zeitraum teilweise noch an der Konstruktion. Dies kann vor allem im Bereich der Befestigung beobachtet werden, wo die Holzkohle wesentlich später abfällt. Der massgebende Bereich für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion befindet sich jedoch ausserhalb des Bereiches der Ständer bzw. Balken, in dem in der Regel die Platten befestigt werden. Daher wurde vereinfacht angenommen, dass eine brennbare Platte abfällt sobald die Platte durchgebrannt ist, d.h. wenn das Temperaturkriterium $T = 270^\circ\text{C}$ für Brandschutzbekleidungen erreicht ist und die sich dahinterliegende Konstruktionen entzündet. Damit ergibt sich das Temperaturkriterium für das Abfallen von brennbaren Platten zu $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$. Diese gewählte Temperaturbegrenzung für brennbare Platten wird ebenfalls anhand von Versuchen (Frangi 2007 [35]) bestätigt. In Bild 4.4 sieht man deutlich, dass ab dem Temperaturbereich von ca. 270°C die Temperatur auf der feuerabgewandten Seite von brennbaren Platten deutlich ansteigt.

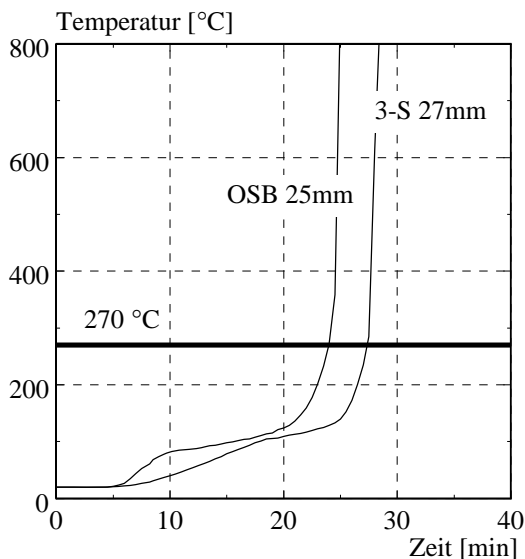


Bild 4.4 Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite von brennbaren Platten (Frangi 2007 [35])

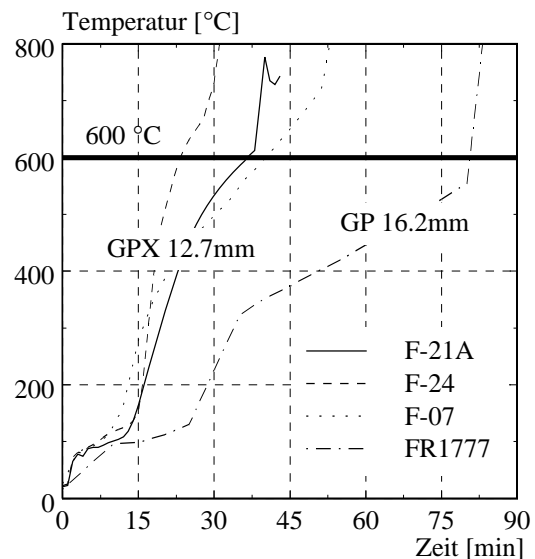


Bild 4.5 Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite von Gipsplatten (Kodur 1996 [58] F-21A, F-24; Sultan 2002 [78] F-07; Collier 2002 [11] FR1777)

In der Literatur wurden bereits Temperaturkriterien für Gipsplatten von einigen Autoren gewählt. König 1999 [51] wählte eine Temperatur von 300°C bei Brandversuchen mit Gipsplatten Typ F auf einem kleinen Horizontalofen ($0.6 \times 1.0\text{m}$), um das Abfallen in einem Grossversuch zu simulieren. In numerischen Simulationen verwendete König für Gipsplatten Typ A ein Temperaturkriterium von $T_{\text{Abfallen}} = 300^\circ\text{C}$. Für Gipsplatten Typ F, die aufgrund der Fasern im Gipskern im Brandfall einen verbesserten Gefügezusammenhalt aufweisen, nimmt König gemäss des schwedischen Gipsplattenherstellers Gyproc (SE) $T_{\text{Abfallen,Wand}} = 800^\circ\text{C}$ und $T_{\text{Abfallen,Decke}} = 600^\circ\text{C}$ an. Sultan 1996 [76] und Cooper 1997 [13], welche beide Wände untersucht haben, geben eine Temperatur von 600°C für Gipsplatten Typ X an, für die mit dem verstärk-

ten Gipskern ein besserer Feuerwiderstand angenommen wird, dass sie den europäischen Gipsplatten Typ F gleich gesetzt werden können. Der Unterschied zwischen den Temperaturkriterien $T_{\text{Abfallen}} = 300^\circ\text{C}$ und 600°C kann abhängig von der Gipsplattendicke sowie vom Material hinter der Gipsplatte im ungünstigsten Fall bis zu 20 Minuten betragen und kann somit nicht vernachlässigt werden. Das Temperaturkriterium von $T_{\text{Abfallen,Wand}} = 600^\circ\text{C}$ wurde anhand der Wandversuche mit Gipsplatten Typ X in Kodur 1996 [58], Kodur 2003 [59] und Sultan 2002 [78] sowie durch Wandversuche mit Gipsplatten in Collier 2002 [11] bestätigt und wird daher in dieser Arbeit für Gipsplatten Typ F sowie Gipsfaserplatten in Wandkonstruktionen übernommen. In Bild 4.5 werden exemplarisch die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gipsplatten der Versuche von Kodur 1996 [58], Collier 2002 [11] und Sultan 2002 [78] dargestellt, bei denen man das Fallen der Platten anhand der Temperaturverläufe erkennen kann. Anhand dieser Temperaturverläufe sieht man, dass die Platten bei einer Temperatur zwischen 550 und 700°C abfallen.

Für eine Beurteilung der Gipsplatten Typ F in Deckenkonstruktionen liegen Deckenversuche aus Kanada vor. Im Deckenversuch mit Gipsplatten Typ X in Sultan 1998 [77] sowie in den Deckenversuchen mit einer oder zwei Gipsplatten Typ X auf der feuerzugewandten Seite der Konstruktion in Sultan 2008-1 [79] (Horizontalofen $4.84 \times 3.95\text{ m}$) fielen die Platten bei Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite der Platte zwischen 280 und 900°C . Anhand einer statistischen Verteilung konnte man feststellen, dass die Gipsplatten bei Decken bekleidet mit nur einer Platte vorwiegend zwischen 500 und 700°C abfallen. Hingegen streuen die Temperaturen zum Zeitpunkt des Abfallens der 2. Platte bei zweilagiger Bekleidung mehr. Das Maximum der Häufigkeitsverteilung liegt hier zwischen 300 und 600°C . Vereinfacht wurde in dieser Arbeit angenommen, dass Gipsplatten Typ F sowie auch Gipsfaserplatten in Deckenkonstruktionen ab einer Temperatur von $T_{\text{Abfallen}} = 400^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite der Platten fallen. Mit dieser Annahme liegen nur ca. 10% der Versuche mit durchschnittlich 2 bis 3 min auf der unsicheren Seite. Diese Abweichung wird hier vernachlässigt. Mit den Untersuchungen von Sultan 2008-2 [80] wird dieses Temperaturkriterium von $T_{\text{Abfallen}} = 400^\circ\text{C}$ bestätigt, das im Bereich der dort angegebenen Temperaturkriterien liegt.

Für Gipsplatten Typ A in Wandkonstruktionen, die zu Beginn des Brandversuches die Konstruktion vor der direkten Brandeinwirkung schützen, liegt nur ein Versuch von einem Hersteller von Dämmungen vor. In diesem Versuchsbericht ist zwar das Abfallen der Gipsplatte dokumentiert, jedoch fehlen Angaben über die Temperaturen zwischen der Platte und der Dämmung. Daher wurde dieser Versuch numerisch simuliert und es konnte anhand des Zeitpunkts des Abfallens ein $T_{\text{Abfallen}} = 320^\circ\text{C}$ ermittelt werden. Damit wurde vereinfacht in der vorliegenden Arbeit für Gipsplatten Typ A in Wandkonstruktionen angenommen, dass wie die Holzwerkstoffplatten die Gipsplatte mit dem Erreichen des Temperaturkriteriums von $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ fällt. Diese Temperatur entspricht ebenfalls ungefähr der Annahme gemäss König $T_{\text{Abfallen}} = 300^\circ\text{C}$. Für Gipsplatten Typ A in Deckenkonstruktionen liegen keine Versuche vor. Daher wurde hier angenommen, dass eine Gipsplatte Typ A, die gemäss Herstellerangaben befestigt, bei horizontalem Einbau mindestens so lange an der Konstruktion verbleibt wie ihre brandschutztechnische Funktion gemäss EN 13501-2: 2003 [25] erhalten bleibt. D.h., dass hier für Gipsplatten Typ A in Wand- sowie in Deckenkonstruktionen ein Temperaturkriterium von $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ verwendet wurde.

In Bezug auf das Abfallen bzw. das Herausfallen der Hohlraumdämmungen aus der Konstruktion, ist zwischen Steinwolle und Glaswolle zu unterscheiden. Bei Glaswolle kann man nicht von einem Herausfallen der Dämmung sprechen, sondern Glaswolle schmilzt bei einer Tem-

peratur von ca. 500 bis 700 °C. Da die Einheits-Temperaturkurve eine Temperatur von 500 °C bereits nach wenigen Minuten erreicht hat, kann man davon ausgehen, dass in der Regel kurz nachdem die Bekleidung abfällt und die Glaswolle dem Feuer ausgesetzt ist, der Schmelzvorgang beginnt. Aufgrund des Schmelzens steigt die Temperatur hinter der Glaswolle nach dem Abfallen der davorliegenden Bekleidung schnell an, was ebenfalls in den Wandversuchen Kodur 1996 [58] beobachtet werden konnte. Damit liegt der Zeitpunkt bei dem 270 °C auf der feuerabgewandten Seite der Glaswolle erreicht sind nahe bei dem Zeitpunkt bei dem 600 °C vorliegen. Daher beträgt die Zeitdifferenz in der FE-Simulation mit einem Herausfallen der Glaswolle bei $T_{\text{Abfallen}} = 270\text{ °C}$ oder 600 °C nur wenige Minuten und kann damit vernachlässigt werden. Um das vollständige Schmelzen der Glaswolle zu simulieren, wird für das Herausfallen der Glaswolle wie für die meisten Bekleidungen ein $T_{\text{Abfallen}} = 270\text{ °C}$ angenommen.

Für das Herausfallen von Steinwolle ist die Zeitdifferenz zwischen $T_{\text{Abfallen}} = 270\text{ °C}$ oder 600 °C wesentlich höher und kann nicht vernachlässigt werden. Für die Bestimmung eines Temperaturkriteriums T_{Abfallen} für Steinwolle ist im Gegensatz zur Glaswolle die Befestigung der Steinwolle als Hohlraumdämmung massgebend. In der Regel werden die Steinwollmatten mit einem Übermass von ca. 1 cm in die Hohlräume der Konstruktion eingeklemmt. Durch das Einklemmen verbleiben die Steinwollmatten auch nach dem Abfallen der davorliegenden Bekleidung in der Konstruktion. Diese Art von Befestigung ist zum einen von der Dicke der Steinwolle im Verhältnis zur lichten Weite des Hohlraums abhängig, da bei dünnen Matten und breiten Hohlräumen, die Matte aufgrund ihres Eigengewichts durchhängt und so früher aus der Konstruktion fällt. Zum anderen hat auch die Steifigkeit der Steinwolle und somit die Rohdichte einen Einfluss, denn je steifer die Matte ist, desto weniger kann die Matte beim Einpassen gestaucht werden und desto geringer ist die Einklemmwirkung. Für die Beurteilung der Einklemmwirkung unter hohen Temperaturen wurden die vorliegenden Versuche herangezogen. Bei vielen Versuchen wurde jedoch das Herausfallen nicht dokumentiert oder die Temperatur nicht angegeben, die zum Zeitpunkt des Herausfallens hinter der Steinwolle erreicht wurden. Weiterhin wurden die Versuche von Herstellern vor dem Herausfallen der Steinwolle bei ca. 200 bis 300 °C hinter der Steinwolle abgebrochen, sodass auch diese Versuche eine Beurteilung für ein Temperaturkriterium nicht zulassen. Die ermittelten Temperaturkriterium für das Herausfallen der Steinwolle aus den Wand- und Deckenversuche in Fontana 1999 [30], Sultan 1998 [77], Kodur 2003 [59] und Frangi 2007 [35] lagen zwischen 250 °C und 350 °C. Daher wird in dieser Arbeit für das Herausfallen der Steinwolle ein Temperaturkriterium $T_{\text{Abfallen}} = 270\text{ °C}$ angenommen.

4.2.4.2 Rissverhalten

Die raumabschliessende Funktion eines Bauteils wird durch Risse in den Schichten ungünstig beeinflusst. Bei Hohlraumdämmung aus Stein- oder Glaswolle treten keine Risse auf. Holz hingegen ist ein natürlicher Baustoff und daher treten bereits bei Raumtemperatur durch Quellen und Schwinden Risse im Holz auf. Zusätzlich ist eine deutliche Rissbildung in der Holzkohle zu beobachten, die mit zunehmender Temperatur und Dicke der Holzkohleschicht zunimmt. Diese Risse sind jedoch bereits bei den temperaturabhängigen Materialeigenschaften in Kapitel 3.3.3 berücksichtigt und wurden nicht genauer untersucht.

Bei Gips- bzw. Gipsfaserplatten treten die Risse erst bei höheren Temperaturen auf. Wie auch bei den Materialeigenschaften von Holz, wurde bei den Gipsplatten die Wärmeleitfähigkeit erhöht, um die Risse zu berücksichtigen. Risse in einer Gipsplatte können jedoch zusätzlich auch das Abfallen der Platte beschleunigen. Daher wurden unterschiedliche Faktoren untersucht,

die einen Einfluss auf das Reißen der Platten haben könnten. Als Grundlage für diese Untersuchung wurden neben den Brandversuchen nach Schleifer 2007 [74] und König 1997 [50] ebenfalls Versuchsdaten verwendet, die von Firmen zur Verfügung gestellt wurden, deren Gips- bzw. Gipsfaserplatten bei den Versuchen [74] verwendet wurden. Die Anzahl der zur Verfügung stehenden Daten ist jedoch begrenzt, da die Versuchsberichte ein Reißen der Platten nur in seltenen Fällen dokumentiert haben. Wie bereits beim Abfallen der Gipsplatten (vgl. Kapitel 4.2.4.1) konnte anhand der Versuche von Schleifer 2007 [74] beobachtet werden, dass Risse früher in Gipsplatten mit dahinter liegender Dämmung auftraten. Daher wurden für die Untersuchung der Zeitpunkt der Risse sowie, falls angegeben, die zu diesem Zeitpunkt vorliegende Temperatur auf der feuerabgewandten Seite der Platte den Versuchsberichten entnommen.

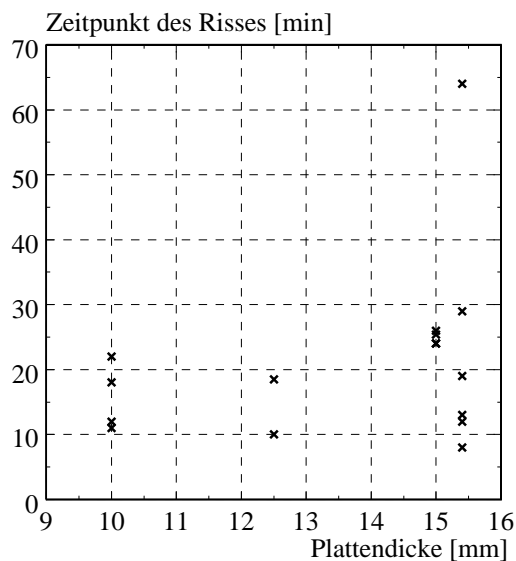


Bild 4.6 Gemessene Zeitpunkte von Rissen in Abhängigkeit der Dicke der Platte einen Einfluss auf das Rissverhalten von Gips- bzw. Gipsfaserplatten

In Bild 4.6 sieht man jedoch, dass die Angaben in Bezug auf den Zeitpunkt der Risse stark streuen. Diese Streuung kann mehrere Gründe haben. Zum einen werden die Risse während der Versuche visuell innerhalb des Ofens erfasst, wo eine freie Sicht oft nicht gegeben ist. Zum anderen kann man den Versuchsberichten nicht immer entnehmen, ob Haarrisse oder durchgehende Risse beobachtet wurden. Weiterhin können z.B. Plattenabmessungen, Befestigungen der Platte oder angrenzende Schichten einen Einfluss auf den Zeitpunkt des Risses haben. Daher wurde bei den Brandversuchen Schleifer 2007 [74] zusätzlich untersucht, ob die Plattenabmessungen sowie das Spannweitenverhältnis zwischen den Befestigungen der Platte einen Einfluss auf das Rissverhalten von Gips- und Gipsfaserplatten haben.

Es konnten jedoch nicht in jedem Versuche Risse beobachtet werden, da einige Versuche frühzeitig abgebrochen werden mussten. Mit einem Vergleich der Versuche V1 (GF: 1 x 710x910 mm), V2 (GF: 4 x 355x455 mm), V6 (GP: 4 x 355x455 mm) und V7 (GF: 2 x 355x910 mm) konnte jedoch festgestellt werden, dass die Größe der Platte sowie das Verhältnis der Plattenlänge zur Plattenbreite keinen Einfluss haben. Ebenfalls konnte anhand der Versuche [74] sowie anhand der Versuche der Plattenhersteller kein Zusammenhang zwischen dem Zeitpunkt des Risses und der Temperatur auf der feuerabgewandten Seite der Platte sowie zwischen dem Zeitpunkt des Risses und der zu diesem Zeitpunkt vorliegenden Temperaturdifferenz zwischen der Temperaturen auf der feuerzu- und feuerabgewandten Seite der Platte festgestellt werden. Weiterhin wurde bestätigt, dass die zeitliche Temperaturerhöhung auf der feuerabgewandten Seite der Platte, d.h. die Steigung des Temperaturverlaufs, keinen Einfluss auf den Zeitpunkt des Risses hat. Es konnte jedoch festgestellt werden, dass ein Zusammenhang zwischen dem Zeitpunkt des Risses und dem Spannweitenverhältnis zwischen den Befestigungen vorliegt (vgl. Schleifer 2005 [73]). Beim Brandversuch V7 trat ein Riss in der Platte P1/P2 mit einem Spannweitenverhältnis von 2.7 nach 32 Minuten auf. Da im Vergleich mit der Platte P3/P4 sowie auch mit den Platten der Versuche V1, V2 und V6 mit jeweils einem Spannwei-

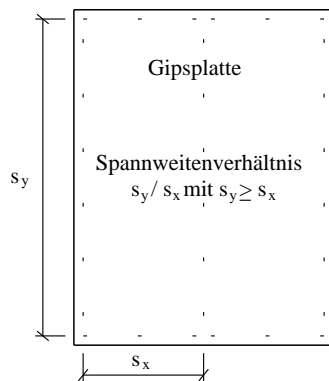


Bild 4.7 Spannweitenverhältnis s_y / s_x zwischen der Befestigung der Gipsplatte

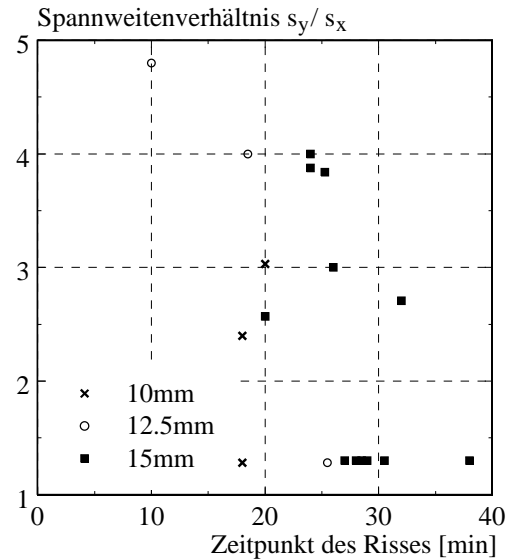


Bild 4.8 Gemessene Zeitpunkte von Rissen in Abhängigkeit des Spannweitenverhältnisses der Befestigungen der Gips- bzw. Gipsfaserplatten

tenverhältnis von 1.3 keine Risse oder die Risse wesentlich später auftraten, wird hier angenommen, dass das Verhältnis der Spannweiten einen Einfluss auf die Rissbildung hat. D.h., dass ein höheres Spannweitenverhältnis sich ungünstig auf das Rissverhalten von Gips- und Gipsfaserplatten auswirkt. Da das Reißen der Platten eine mechanische Eigenschaft ist, wurde der Zeitpunkt der Risse aus den Kleinversuchen Schleifer 2007 [74] mit den Zeitpunkten aus Grossversuchen von Herstellern verglichen. Der Unterschied zwischen den Zeiten war gering und betrug ca. 2 bis 3 Minuten. Daher wurden auch die Zeiten der Kleinversuche Schleifer 2007 [74] für eine Untersuchung verwendet. In Bild 4.8 wird der Zeitpunkt des Risses in Abhängigkeit vom Spannweitenverhältnis zwischen den Befestigungen der Platte dargestellt (vgl. Schleifer 2005 [73]).

Für das Berechnungsmodell ist entscheidend, ob ein ungünstiges Spannweitenverhältnis und die damit verbundenen Risse zu einem frühzeitigen Abfallen der Platte führen oder vor dem Verlust der schützende Wirkung für die dahinterliegenden Schichten eintritt. Das Abfallen ist bereits unter Berücksichtigung von Rissen in Kapitel 4.2.4.1 untersucht worden. Die schützende Wirkung der Gipsplatten für die dahinterliegenden Schichten ist durch das Temperaturkriterium $T = 270^\circ\text{C}$ begrenzt. Die Zeit t_{prot} bis zum Verlust dieses Schutzes wurde anhand der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der Platte bestimmt und mit dem Zeitpunkt der Risse t_{Riss} verglichen. Bei den Versuchen, die keine Angaben über die Temperaturen hinter der Gipsplatte machen, wurde der Zeitpunkt bis zum Verlust der schützenden Wirkung anhand von FE-Berechnungen ermittelt. In Bild 4.9 sieht man, dass die Risse in den Gipsplatten in der Regel vor der Zeit bis zum Verlust der schützenden Wirkung für die dahinterliegenden Schichten eintreten. Um zu beurteilen wie gross der Einfluss der Risse auf die dahinter liegende Schicht ist, wurden die Wandversuche in König 1997 [50] mit identischem Aufbau (Gipsplatte Typ F (GPF) + Gipsplatte Typ A (GPA) + Steinwolle (SW) + Gipsplatte Typ A (GPA)) verglichen, deren Risse zwischen 8 und 64 min in der Gipsplatte Typ F auf der feuerzugewandten Seite auftraten (VE12 64min; VE15 19min; VE23 8min; VE27 13min). In Bild 4.10 sieht man anhand der Temperaturverläufe hinter den Gipsplatten Typ A, dass die Risse nach 8min

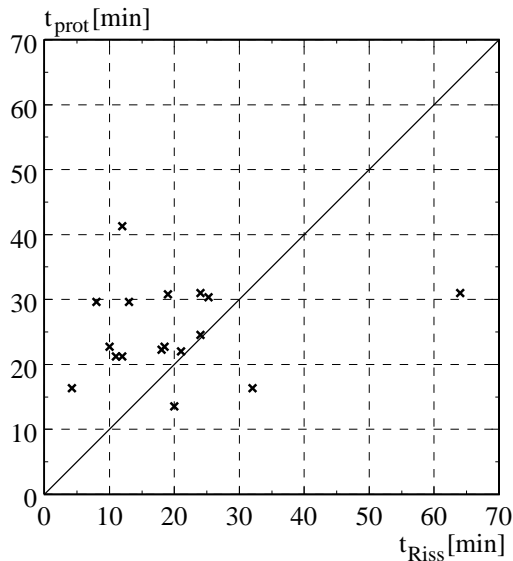


Bild 4.9 Vergleich der Zeit bis zum Verlust der schützenden Wirkung (t_{prot}) mit dem Zeitpunkt der Risse (t_{Riss}) von Gipsplatten (Versuche aus [49], [50] und Hersteller)

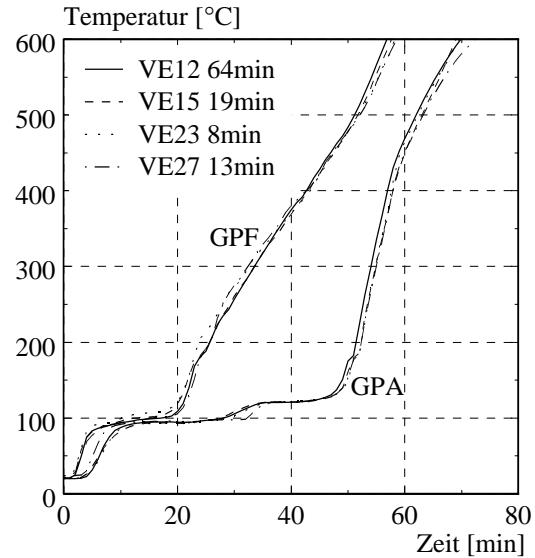


Bild 4.10 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der Gipsplatte Typ F (GPF) und der Gipsplatte Typ A (GPA) der Versuche VE12, VE15, VE23, VE27 (König 1997 [50])

(VE23) oder 64 min (VE12) in der davorliegenden Gipsplatte Typ F keinen Einfluss auf die Gipsplatte Typ A hatten. D.h., dass frühzeitige Risse keinen ungünstigen Einfluss auf das Brandverhalten der dahinterliegenden Gipsplatte haben.

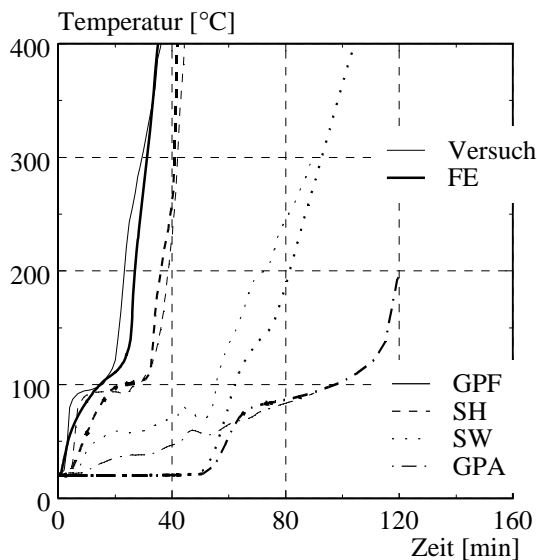


Bild 4.11 Gemessene und berechnete (FE) Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite der einzelnen Schichten des Versuchs VE29 (König 1997 [50])

Weiterhin stellt sich die Frage, ob brennbare Schichten hinter einer gerissenen Gipsplatte sich frühzeitig entzünden. Für die Untersuchung dieser Frage wurde der Wandversuch VE29 in König 1997 [50] (Gipsplatte Typ F (GPF) + Sperrholz (SH) + Steinwolle (SW) + Gipsplatte Typ A (GPA)) herangezogen, bei dem der Riss in der Gipsplatte Typ F nach 12 min eintrat. Da ein vergleichbarer Versuch mit später auftretenden Rissen nicht vorliegt, wurden die gemessenen Temperaturverläufe mit einer FE-Berechnung (FE) verglichen, bei dem der Riss in der Gipsplatte Typ F durch die Materialeigenschaften berücksichtigt wurden. In Bild 4.11 sieht man, dass man mit der FE-Berechnung konservative Ergebnisse erhält und daher wird hier angenommen, dass Risse in Gipsplatten nicht zusätzlich, sondern vollständig mit der Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt worden sind.

4.3 Grundzeiten

4.3.1 Allgemein

Für jedes Material ist in Abhängigkeit der Schichtdicke und Materialrohichte eine Grundisoliationszeit und eine Grundschutzzeit zu bestimmen. Die Grundzeit beschreibt den Beitrag einer Schicht zum gesamten Feuerwiderstand des Bauteils ohne den Einfluss von angrenzenden Schichten. Zur Ermittlung der Grundzeit sollte daher das verwendete FE-Modell nur aus der zu untersuchenden Schicht ohne davor- oder dahinterliegende Schichten bestehen. Da bei diesem Modell jedoch die Wärmeübertragung durch Strahlung und Konvektion auf der feuerabgewandten Seite zu berücksichtigen ist, kann mit diesem Modell nur **Grundisoliationszeit** bestimmt werden. In Bild 4.12 ist das FE-Modell zur Ermittlung der Grundisoliationszeit dargestellt. Die untersuchte Schicht ist von Anfang an direkt der ISO-Normbrandkurve ausgesetzt. Die Grundisoliationszeit dieser Schicht endet mit dem Erreichen des Temperaturkriterien $T_{\text{Grenz}} = 160^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite der Schicht. Die **Grundschutzzeit** wird benötigt, um den Beitrag von Schichten zu bestimmen auf deren feuerabgewandten Seite sich weitere Schichten befinden. Bei diesen Schichten tritt eine Wärmeübertragung durch Strahlung und Konvektion zu einem Bereich mit Raumtemperatur nicht auf und daher darf bei der Ermittlung der Grundschutzzeit diese Wärmeübertragung nicht berücksichtigt werden. Gemäss den Angaben der EN 13501-2: 2003 [25] wurde im FE-Modell die untersuchte Schicht mit einer 19 mm dicke Spanplatte hinterlegt (vgl. Bild 4.12). Die Grundschutzzeit dieser Schicht ist erreicht, wenn das Temperaturkriterien $T_{\text{Grenz}} = 270^\circ\text{C}$ zwischen der Schicht und der Spanplatte erreicht ist.

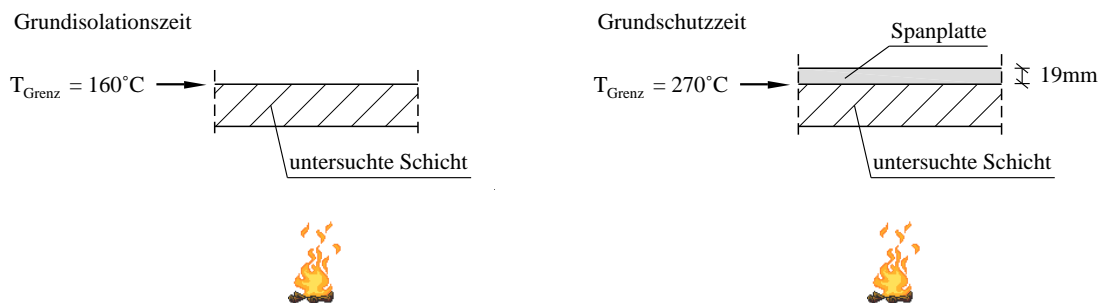


Bild 4.12 Temperaturkriterien zur Bestimmung von Grundisoliationszeiten und Grundschutzzeiten

Die Grundisoliationszeit sowie die Grundschutzzeit sind nicht nur von dem Material abhängig, sondern ebenfalls von der Dicke der Schicht sowie von der Rohdichte. Daher wurden für die Bekleidungen ähnlich wie bei der Ermittlung der Abbrandgeschwindigkeit von Holzwerkstoffen gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] Faktoren für die Schichtdicke k_{hi} und die Rohdichte k_{ρ} eingeführt, die mit einer Grundisoliations- bzw. Grundschutzzeit einer festgelegten Referenzdicke h_0 und Referenzrohichte ρ_0 multipliziert werden, um die Grundzeit der jeweiligen Schicht zu bestimmen. Die Referenzdicke h_0 und Referenzrohichte ρ_0 richten sich bei den jeweiligen Materialien nach Standardmassen oder häufig verwendete Grössen. Damit ergibt sich die Grundisoliationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ und die Grundschutzzeit $t_{\text{prot},0,i}$ der untersuchten Schicht i zu:

$$t_{\text{ins},0,i} = t_{\text{ins},h_0,\rho_0,i} \cdot k_{\text{hi}} \cdot k_{\rho i} \quad [\text{min}] \quad (4.4)$$

$$t_{\text{prot}, 0, i} = t_{\text{prot}, h_0, \rho_{0, i}} \cdot k_{hi} \cdot k_{\rho i} \quad [\text{min}] \quad (4.5)$$

mit $t_{\text{ins}, 0}$; $t_{\text{prot}, 0}$	Grundisolutions- und Grundschutzzeit der untersuchten Schicht i [min]
$t_{\text{ins}, h_0, \rho_{0, i}}$; $t_{\text{ins}, h_0, \rho_{0, i}}$	Grundisolutions- und Grundschutzzeit der untersuchten Schicht i für die Referenzdicke h_0 und die Referenzrohddichte ρ_0 [min]
k_{hi}	Faktor zur Berücksichtigung der Schichtdicke der untersuchten Schicht i
$k_{\rho i}$	Faktor zur Berücksichtigung der Rohddichte der untersuchten Schicht i

4.3.2 Nichtbrennbare Bekleidung

Zur Ermittlung der Grundzeiten der nichtbrennbaren Bekleidungen Gips- und Gipsfaserplatten wurden zunächst die Referenzdicken und -rohddichten festgelegt. Dafür wurden vorhandene Grössen zusammengetragen. In Tabelle 4.2 werden Plattendicken und Rohddichten für Gips- und Gipsfaserplatten gemäss Norm, Hersteller und Messungen aus Versuchen sowie die gewählte Referenzdicke und -rohddichte für Gips- und Gipsfaserplatten dargestellt. Die in der Praxis oft verwendeten Plattendicken für Gipsplatten sowie für Gipsfaserplatten sind die Dicken 12.5 mm und 15 mm. Als Referenzdicke wurde hier für alle Plattentypen eine Dicke von 15 mm gewählt.

Material	Quelle	Plattendicke h_i	Rohddichte ρ_i	Referenz- dicke h_0	Referenzroh- dicke ρ_0
		[mm]	[kg/m ³]	[mm]	[kg/m ³]
Gipsplatte Typ A	Norm	9.5, 12.5, 15 (>15 möglich)	600 (für ≥ 9.5 mm) 800 (für ≥ 12.5 mm)	15	800
	Hersteller	9.5, 10, 12.5, 15, 18, 25	700		
	Gemessen	12.5, 15, 25	730-900		
Gipsplatte Typ F	Norm	9.5, 12.5, 15 (>15 möglich)	600 (für ≥ 9.5 mm) 800 (für ≥ 12.5 mm)		
	Hersteller	9.5, 10, 12.5, 15, 18, 25	800		
	Gemessen	12.5	850-890		
Gipsfaserplatte	Norm	/	/		
	Hersteller	10, 12.5, 15, 18	990-1250		
	Gemessen	10, 12.5, 15, 18	1200		

Tabelle 4.2 Plattendicken und Rohddichten von Gips- und Gipsfaserplatten gemäss Norm (EN 520: 2004 [19]), Herstellern und Messungen sowie Referenzdicke und -rohddichte

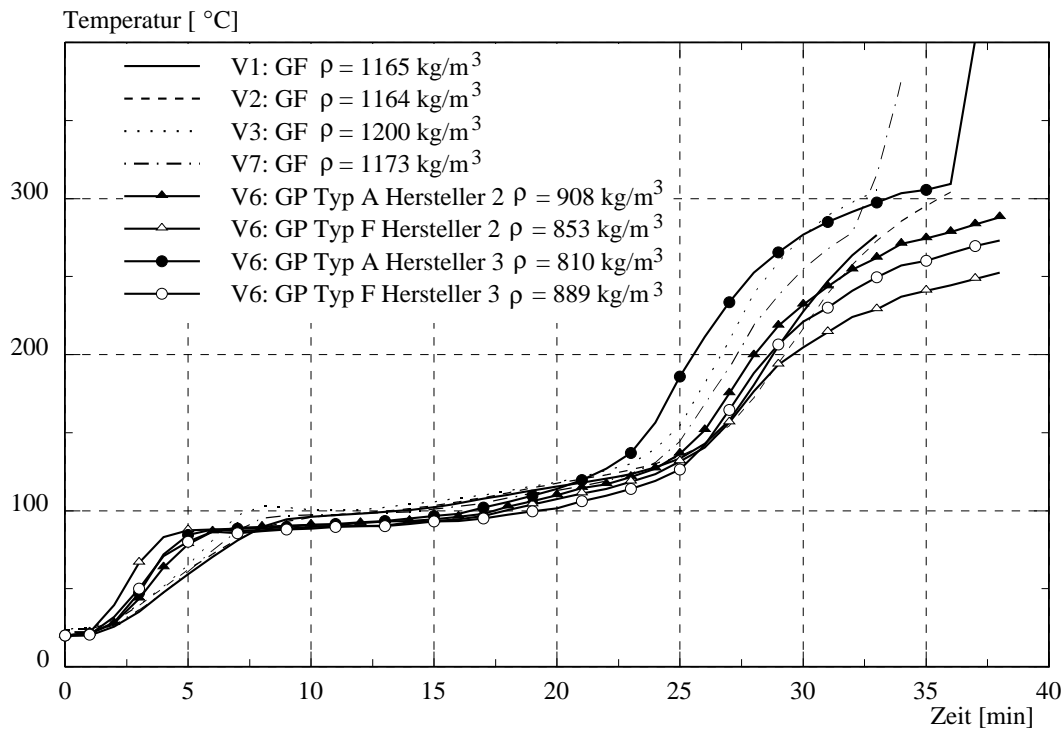


Bild 4.13 Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von 15 mm dicken Gips- (GP) und Gipsfaserplatten (GF) der Brandversuche in [74]

Die Referenzrohddichte wurde gemäss Norm (Gipsplatten) für die Referenzdicke 15 mm auf $\rho = 800 \text{ kg/m}^3$ festgelegt. Die Rohdichten zwischen Gips- und Gipsfaserplatten weichen jedoch deutlich von einander ab. Anhand der in Bild 4.13 dargestellten Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gipsplatten Typ A und F sowie von Gipsfaserplatten der Versuche V1, V2, V3, V6 und V7 aus den Brandversuchen Schleifer 2007 [74] sieht man jedoch, dass das Brandverhalten dieser Platten ähnlich ist. D.h., dass die wesentlich höhere Rohdichte der Gipsfaserplatten nicht zu einem besseren thermischen Brandverhalten führt. Ebenfalls zeigt sich bei den Gipsplatten Typ F, dass mit einer höheren Rohdichte ($\rho = 853$ und 889 kg/m^3) kein verbessertes thermisches Brandverhalten zu beobachten war.

Platte	GP			GF	GP			GF
	10	10	10	10	18	18	18	18
h_{GP} [mm]	10	10	10	10	18	18	18	18
ρ_{GP} [kg/m^3]	700	800	900	1200	700	800	900	1200
$t_{\text{ins},0,\text{GP}}$ [min]	12.5	13.6	14.8	14.9	28.5	31.4	33.7	33.0
$\Delta t_{\text{ins},0,\text{GP}}$ [min]	- 1.1	0	1.2	1.3	- 2.9	0	2.3	1.6
$t_{\text{prot},0,\text{GP}}$ [min]	17.7	18.7	19.8	20.2	35.1	37.4	39.6	39.8
$\Delta t_{\text{prot},0,\text{GP}}$ [min]	- 1.0	0	1.1	1.5	- 2.3	0	2.2	2.4

Tabelle 4.3 Berechnete Grundisolationszeiten $t_{\text{ins},0,\text{GP}}$ und Grundschutzzeiten $t_{\text{prot},0,\text{GP}}$ für Gips- und Gipsfaserplatten mit verschiedenen Rohdichten

In Tabelle 4.3 werden die mit dem FE-Modell berechneten Grundisolationszeiten bzw. Grundschutzzeiten für verschiedene Rohdichten für Gips- und Gipsfaserplatten mit einer Plattendicke

von 10 mm und 18 mm verglichen. Zusätzlich sind in Tabelle 4.3 die Zeitdifferenzen $\Delta t_{ins,0,GP}$ und $\Delta t_{prot,0,GP}$ zwischen den Grundzeiten für die maximalen und minimalen Rohdichten für Gipsplatten und den Grundzeiten für die Referenzrohddichte dargestellt. Ebenfalls sind für die Gipsfaserplatte die Zeitdifferenzen zu der Gipsplatte mit der Referenzrohddichte angegeben. Anhand der Zeitdifferenzen $\Delta t_{ins,0,GP}$ und $\Delta t_{prot,0,GP}$ in Tabelle 4.3 sieht man, dass der Unterschied zwischen den Grundzeiten der Gips- und Gipsfaserplatten mit verschiedenen Rohdichten gering ist (1 bis 3 min). Daher wurden vereinfacht für Gips- und Gipsfaserplatten die gleichen Formeln zur Berechnung der Grundzeiten verwendet.

Ebenfalls entfällt vereinfacht für die Berechnung der Grundzeiten eine Unterscheidung der Rohdichte und der Beiwert für die Rohdichte k_{hi} konnte somit gleich 1 gesetzt werden. Damit ergaben sich gemäss Gleichung (4.4) und Gleichung (4.5) folgende Grundisoliationszeit und Grundschutzzeit für Gipsplatten:

$$t_{ins,0,GP} = t_{ins,15,800} \cdot k_{hi} = 24 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,4} \quad [\text{min}] \quad (4.6)$$

$$t_{prot,0,GP} = t_{prot,15,800} \cdot k_{hi} = 30 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,2} \quad [\text{min}] \quad (4.7)$$

mit h_i Dicke der untersuchten Gipsplatte [mm]

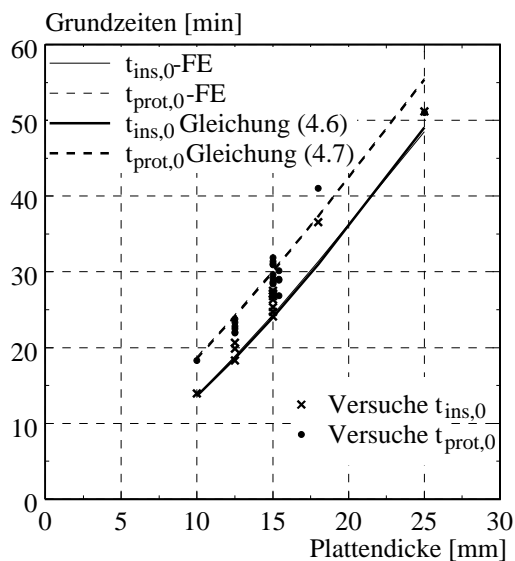


Bild 4.14 Grundisoliationszeit $t_{ins,0}$ und Grundschutzzeit $t_{prot,0}$ von Gipsplatten in Abhängigkeit von der Plattendicke

Anhand Bild 4.14 kann gezeigt werden, dass man mit Gleichung (4.6) und Gleichung (4.7) eine gute Übereinstimmung mit den FE-Berechnungen für die Grundisoliationszeit $t_{ins,0,GP}$ und der Grundschutzzeit $t_{prot,0,GP}$ von Gipsplatten erhält (Kurven liegen direkt übereinander). Im Vergleich mit Versuchen (König 2003 [55], Schleifer 2007 [74]) liegt die berechnete Grundschutzzeit gemäss Gleichung (4.6) auf der sicheren Seite und die berechnete Grundschutzzeit gemäss Gleichung (4.7) gibt einen Mittelwert der Versuchsergebnisse wieder. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Gipsplatten der Versuche statt mit einer 19 mm dicken Spanplatte meist mit Holz mit verschiedenen Dicken hinterlegt waren und dies zu 1 bis 2 min geringeren Grundschutzzeiten führt. Einflüsse der dahinterliegenden Schichten werden in Kapitel 4.4.3 untersucht.

4.3.3 Brennare Bekleidung

Für die verschiedenen brennbaren Materialien wurden wie für die nichtbrennbaren Bekleidungen die Referenzdicken und -rohddichten festgelegt. Dafür wurden vorhandene Grössen zusammengetragen. In Tabelle 4.4 werden Plattendicken und Rohdichten für Massivholzplatten ge-

mäss Normen und Hersteller sowie die gemessenen Dicken und Rohdichten für Massivholzplatten aus Versuchen angegeben.

Quelle	Plattendicke h_i	Rohdichte ρ_i	Referenzdicke h_0	Referenzrohddichte ρ_0
	[mm]	[kg/m ³]	[mm]	[kg/m ³]
Norm	$h_0 = 20$	> 290 ($\rho_0 = 450$)	20	450
Hersteller	100 - 160	500		
Gemessen	27 - 100	420 - 450		

Tabelle 4.4 Plattendicken und Rohdichten von Massivholzplatten gemäss Norm, Herstellern und Messungen sowie Referenzdicke und -rohddichte

Gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] kann die Abbrandgeschwindigkeit von Massivholzplatten auf Grundlage einer Referenzdicke von $h_0 = 20$ mm und einer Referenzrohddichte von $\rho_0 = 450$ kg/m³ bestimmt werden. Für das Berechnungsmodell der raumabschliessenden Funktion von Bauteilen wurden daher diese Referenzgrössen übernommen, obwohl die Plattendicke von 20 mm kein Standardmass ist.

In Tabelle 4.4 sieht man, dass die vorhandenen Rohdichten von Massivholzplatten nur gering variieren. Ebenfalls hat gemäss Frangi 2001 [33] die Rohdichte von Holz einen geringen Einfluss auf die Abbrandgeschwindigkeit und kann vernachlässigt werden. Daher wurde in dem vorliegenden Berechnungsmodell dem Anwender nicht die Möglichkeit gegeben, abweichend von der Referenzrohddichte $\rho_0 = 450$ kg/m³ eine Rohdichte einzugeben. D.h., der Beiwert für die Rohdichte k_ρ wurde gleich 1 gesetzt. Auf Grundlage der FE-Berechnungen ergaben sich somit gemäss Gleichung (4.4) und Gleichung (4.5) folgende Grundisoliationszeit und Grundschutzzeit für Massivholzplatten:

$$t_{\text{ins}, 0, \text{MH}} = t_{\text{ins}, 20, 450} \cdot k_{hi} = 19 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4} \text{ [min]} \quad (4.8)$$

$$t_{\text{prot}, 0, \text{MH}} = t_{\text{prot}, 20, 450} \cdot k_{hi} = 30 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \text{ [min]} \quad (4.9)$$

mit h_i Dicke der untersuchten Massivholzplatte [mm]

Quelle	Plattendicke h_i	Rohdichte ρ_i	Referenzdicke h_0	Referenzrohddichte ρ_0
	[mm]	[kg/m ³]	[mm]	[kg/m ³]
Norm	6 - 40	500 - 650	20	580
Hersteller	13 - 40	580 - 730		
Gemessen	16 - 40	580 - 610		

Tabelle 4.5 Plattendicken und Rohdichten von Spanplatten gemäss Norm, Herstellern und Messungen sowie Referenzdicke und -rohddichte

In Tabelle 4.5 sind Plattendicken und Rohdichten gemäss Norm, Hersteller und Messungen sowie die gewählte Referenzdicke und -rohichte für Spanplatten dargestellt. Die Referenzdicke wurde vereinfacht wie bei den Massivholzplatten auf 20mm festgelegt. Für die Referenzrohichte wurde der Standardwert von $\rho_0 = 580 \text{ kg/m}^3$ gewählt.

h_i [mm]	10	10	10	40	40	40
ρ_i [kg/m ³]	500	580	730	500	580	730
$t_{ins,0,SP}$ [min]	7.2	8.1	9.5	53.6	58.5	66.8
$\Delta t_{ins,0,SP}$ [min]	- 0.9	0	1.4	- 4.9	0	8.3
$t_{prot,0,SP}$ [min]	15.1	15.8	17.1	66.4	70.8	78.6
$\Delta t_{prot,0,SP}$ [min]	- 0.7	0	1.3	- 4.4	0	7.8

Tabelle 4.6 Berechnete Grundisoliationszeiten ($t_{ins,0,SP}$) und Grundschutzzeiten ($t_{prot,0,SP}$) für Spanplatten mit verschiedenen Rohdichten

Für Spanplatten variieren die Rohdichten im Vergleich mit den Massivholzplatten wesentlich mehr (Norm: 500 kg/m^3 bis Hersteller: 730 kg/m^3). Daher wurden in Tabelle 4.6 die mit dem FE-Modell berechneten Grundisoliationszeiten bzw. Grundschutzzeiten für verschiedene Rohdichten von Spanplatten mit einer Plattendicke von 10mm und 40mm verglichen. Zusätzlich sind in Tabelle 4.6 die Zeitdifferenzen $\Delta t_{ins,0,SP}$ und $\Delta t_{prot,0,SP}$ zwischen den Grundzeiten mit den maximalen und minimalen Rohdichten für Spanplatten und den Grundzeiten mit der Referenzrohichte dargestellt. Damit kann gezeigt werden, dass die Differenz für dünne Platten klein ist. Für dickere Platten ist die Zeitdifferenz grösser. Hier ist jedoch zu berücksichtigen, dass wie bereits in Kapitel 3.3.3.5 gezeigt wurde, die Rohdichte einen zu grossen Einfluss auf die FE-Berechnungen hat. D.h., die berechneten Grundzeiten mit hoher Rohdichte ($\rho = 730 \text{ kg/m}^3$) liegen im Vergleich mit Versuchen geringfügig auf der unsicheren Seite. Daher entfiel vereinfacht bei der Berechnung der Grundzeiten wie bereits bei den Massivholzplatten eine Unterscheidung der Rohdichte und der Beiwert für die Rohdichte k_{ρ_i} wurde gleich 1 gesetzt. Damit ergaben sich gemäss Gleichung (4.4) und Gleichung (4.5) folgende Grundisoliationszeit und Grundschutzzeit für Spanplatten:

$$t_{ins,0,SP} = t_{ins,20,580} \cdot k_{hi} = 22 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4} \text{ [min]} \quad (4.10)$$

$$t_{prot,0,SP} = t_{prot,20,580} \cdot k_{hi} = 33 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \text{ [min]} \quad (4.11)$$

mit h_i Dicke der untersuchten Spanplatte [mm]

In Tabelle 4.7 sind Plattendicken und Rohdichten gemäss Norm, Hersteller und Messungen sowie die gewählte Referenzdicke und -rohichte für OSB-Platten dargestellt. Für die Referenzdicke wurde wie bereits bei der Spanplatte vereinfacht gemäss den Massivholzplatten $h_0 = 20\text{mm}$ gewählt. Die Referenzrohichte von OSB-Platten wurde wie bei den Spanplatten $\rho_0 = 580 \text{ kg/m}^3$ festgelegt.

Quelle	Plattendicke h_i	Rohdichte ρ_i	Referenzdicke h_0	Referenzrohddichte ρ_0
	[mm]	[kg/m ³]	[mm]	[kg/m ³]
Norm	6 - 25	550	20	580
Hersteller	8 - 25	600 - 640		
Gemessen	12 - 25	520 - 620		

Tabelle 4.7 Plattendicken und Rohdichten von OSB-Platten gemäss Norm, Herstellern und Messungen sowie Referenzdicke und -rohddichte

Die Rohdichten der OSB-Platten variieren nicht so stark wie die Rohdichten der Spanplatten. Daher wurde ebenfalls bei den OSB-Platten der Beiwert für die Rohdichte k_{ρ_i} gleich 1 gesetzt. Damit ergaben sich gemäss Gleichung (4.4) und Gleichung (4.5) folgende Grundisoliationszeit und Grundschutzzeit für OSB-Platten:

$$t_{\text{ins}, 0, \text{OSB}} = t_{\text{ins}, 20, 580} \cdot k_{h_i} = 16 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4} \quad [\text{min}] \quad (4.12)$$

$$t_{\text{prot}, 0, \text{OSB}} = t_{\text{prot}, 20, 580} \cdot k_{h_i} = 23 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \quad [\text{min}] \quad (4.13)$$

mit h_i Dicke der untersuchten OSB-Platte [mm]

In Bild 4.15 sind die anhand von FE-Berechnungen sowie mit der Gleichung (4.8), Gleichung (4.10) und Gleichung (4.12) berechneten Grundisoliationszeiten für Massivholzplatten, Span- und OSB-Platten dargestellt. Der Vergleich der Grundschutzzeiten bestimmt anhand der FE-

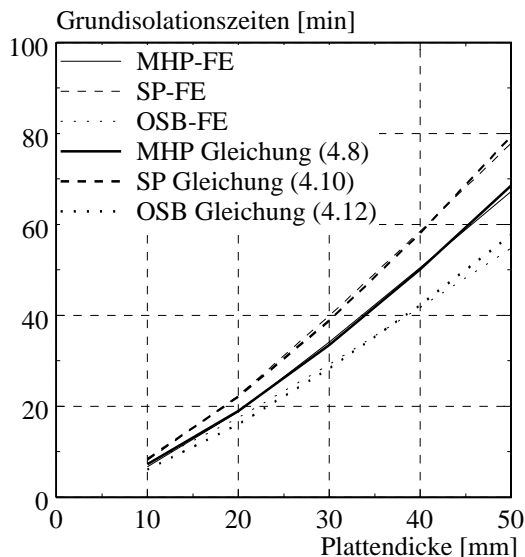


Bild 4.15 Grundisoliationszeit von Massivholzplatten (MHP), Spanplatten (SP) und OSB-Platten (OSB) in Abhängigkeit der Plattendicke

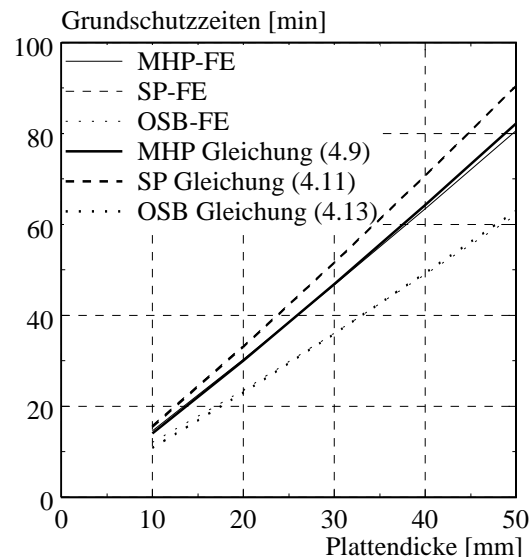


Bild 4.16 Grundschutzzeit von Massivholzplatten (MHP), Spanplatten (SP) und OSB-Platten (OSB) in Abhängigkeit der Plattendicke

Berechnungen sowie mit der Gleichung (4.9), Gleichung (4.11) und Gleichung (4.13) für diese Holzwerkstoffplatten können Bild 4.16 entnommen werden. Anhand dieser Diagramme kann gezeigt werden, dass Gleichung (4.8) bis Gleichung (4.13) gut die FE-Berechnungen beschreiben.

Es liegen nur sehr wenige Versuche vor, mit denen man die berechneten Grundzeiten der brennbaren Bekleidungen vergleichen kann. Für 16mm dicke Spanplatten können König 1999 [51] die Grundschutzzeiten 23.9 und 25.3 min entnommen werden, die geringfügig von der berechneten Grundschutzzeit für 16mm dicke Spanplatten von 25.8min abweichen. Weiterhin wurden in Schleifer 2007 [74] 12mm dicke OSB-Platten geprüft. Diese Platten wiesen eine Grundisulationszeit von 10.3min und eine Grundschutzzeit von 14.1 min auf. Gemäss Gleichung (4.12) und Gleichung (4.13) erhält man die Grundzeiten $t_{\text{ins},0,\text{OSB}} = 7.8\text{min}$ und $t_{\text{prot},0,\text{OSB}} = 13.1\text{min}$, die im Vergleich mit den Versuchsergebnissen ($\Delta t_{\text{ins},0,\text{OSB}} = 2.5\text{min}$, $\Delta t_{\text{prot},0,\text{OSB}} = 1.0\text{min}$) auf der sicheren Seite liegen.

4.3.4 Dämmung

Für die hier verwendeten nichtbrennbaren Dämmungen Stein- und Glaswolle werden in Tabelle 4.8 Mattendicken und Rohdichten gemäss Hersteller und Messungen aus Versuchen dargestellt. Die Norm für werkmässig hergestellte Produkte aus Mineralwolle (EN 13162: [26]) gibt keine Werte für Mattendicke und Rohdichte an.

Material	Quelle	Mattendicke h_i	Rohdichte ρ_i
		[mm]	[kg/m ³]
Steinwolle	Hersteller	15 - 200	32 - 160
	Gemessen	40 - 145	28 - 150
Glaswolle	Hersteller	20 - 260	13 - 100
	Gemessen	80 - 140	18 - 27

Tabelle 4.8 Mattendicken und Rohdichten von Stein- und Glaswolle gemäss Herstellern und Messungen

Für Stein- und Glaswolle konnten keine allgemeingültigen Faktoren zur Berücksichtigung der Schichtdicke (k_{hi}) und der Rohdichte ($k_{\rho i}$) gefunden werden (vgl. Gleichung (4.4) und Gleichung (4.5)). Daher wurde auf Faktoren verzichtet und die Grundisulations- bzw. Grundschutzzeit in direkter Abhängigkeit der Schichtdicke und Rohdichte angegeben.

Die Rohdichten sowie die damit verbundenen Grundzeiten der Steinwolle sowie der Glaswolle variieren deutlich. Daher konnte für die Grundzeiten der beiden Dämmungen die Rohdichte nicht wie bei den Bekleidungen vernachlässigt werden und dementsprechend wurden die Gleichungen für die Grundzeiten umfangreicher. Auf Grundlage der FE-Berechnungen ergaben sich folgende Grundisulationszeit und Grundschutzzeit für Steinwolle:

$$t_{\text{ins},0,\text{SW}} = (0,01 \cdot \rho_i^{0,224} - 0,02) \cdot h_i^2 \quad [\text{min}] \quad (4.14)$$

$$t_{\text{prot},0,\text{SW}} = 0,3 \cdot h_i^{0,75 \cdot \log(\rho_i) - \frac{\rho_i}{400}} \quad [\text{min}] \quad (4.15)$$

4 Berechnungsmodell

mit $t_{\text{ins},0,\text{SW}}$; $t_{\text{prot},0,\text{SW}}$ Grundisolutions- und Grundschutzzeit für Steinwolle [min]
 h_i Dicke der untersuchten Steinwolle [mm]
 ρ_i Rohdichte der untersuchten Steinwolle [kg/m^3]

Für Glaswolle ergeben sich folgende Grundisolutionszeit und Grundschutzzeit:

$$t_{\text{ins},0,\text{GW}} = (0,001 \cdot \rho_i + 0,035) \cdot h_i + 8,5 \leq 30 \text{ [min]} \quad \text{für } h_i \geq 40\text{mm} \quad (4.16)$$

$$t_{\text{ins},0,\text{GW}} = 0 \text{ [min]} \quad \text{für } h_i < 40\text{mm}$$

$$t_{\text{prot},0,\text{GW}} = (0,0007 \cdot \rho_i + 0,046) \cdot h_i + 13 \leq 30 \text{ [min]} \quad \text{für } h_i \geq 40\text{mm} \quad (4.17)$$

$$t_{\text{prot},0,\text{GW}} = 0 \text{ [min]} \quad \text{für } h_i < 40\text{mm}$$

mit $t_{\text{ins},0,\text{GW}}$; $t_{\text{prot},0,\text{GW}}$ Grundisolutions- und Grundschutzzeit für Glaswolle [min]
 h_i Dicke der untersuchten Glaswolle [mm]
 ρ_i Rohdichte der untersuchten Glaswolle [kg/m^3]

Für die Grundzeiten der Glaswolle wurde vereinfacht eine Geradengleichung gewählt, um die sehr umfangreichen Potenzfunktionen zu ersetzen. Diese Vereinfachung ergibt jedoch für sehr dünne Glaswollmatten wesentlich höhere Grundzeiten als die FE-Berechnungen. Daher wurde hier die Anwendung der Glaswolle auf $h_{\text{GW}} \geq 40\text{mm}$ begrenzt. Damit können z.B. Trittschalldämmungen aus Glaswolle, die in der Regel geringere Dicken aufweisen, nicht im Berechnungsmodell gemäss Kapitel 4.2 angesetzt werden und deren Grundzeiten sind gleich Null zu setzen. Die berechneten Grundzeiten für Glaswolle gemäss Gleichung (4.16) und Gleichung (4.17) ergeben für sehr dicke Glaswollmatten mit hohen Rohdichten Grundschutzzeiten bis zu 44min. Zur Simulation des Schmelzvorgangs wurde für die FE-Berechnungen in Kapitel 3.3.4.4 die Wärmeleitfähigkeit der Glaswolle bei 660°C extrem erhöht. Diese Temperatur tritt jedoch in der Einheits-Temperaturkurve (ETK) gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] bereits nach 9min auf. In Herstellerversuchen wurde das Schmelzen der Glaswolle, die direkt dem Feuer von Versuchsbeginn an ausgesetzt war, nach 16min beobachtet. Das Temperaturkriterium 270°C auf der feuerabgewandten Seite der Glaswolle war jedoch erst 5min später erreicht. D.h., dass der Schmelzenvorgang der Glaswolle einige Minuten benötigt und das Feuer verzögert die feuerabgewandte Seite der Glaswolle erreicht. Anhand der FE-Berechnungen konnte man feststellen, dass dieser Vorgang sich mit steigender Rohdichte und mit grösser werdender Dicke der Glaswollmatten verlängert. Da jedoch keine Versuche mit Dicken grösser als 120mm sowie mit höheren Rohdichten vorliegen, wurden die Grundzeiten für Glaswolle vereinfacht unabhängig von der Rohdichte oder Mattendicke auf 30min begrenzt (vgl. Bild 4.18). Für die Grundzeiten der Steinwolle war ein linearer Ansatz wie bei der Glaswolle nicht möglich. In Bild 4.17 und Bild 4.18 sind die anhand von FE-Berechnungen sowie anhand Gleichung (4.15) und Gleichung (4.17) berechneten Grundschutzzeiten für Steinwolle bzw. Glaswolle mit verschiedenen Rohdichten (z.B. SW30: Steinwolle $\rho = 30\text{kg/m}^3$) in Abhängigkeit von der Mattendicke dargestellt. Anhand der Diagramme in Bild 4.17 und Bild 4.18 sieht man, dass die berechneten Grundschutzzeiten gemäss Gleichung (4.15) und Gleichung (4.17) gut mit den FE-Berechnungen übereinstimmen. Ebenso stimmen die berechneten Grundisolutionszeiten gemäss Gleichung (4.14) und Gleichung (4.16) gut mit den FE-Berechnungen überein. Die Abweichung der Grundzeiten gemäss Gleichung (4.14) bis Gleichung (4.17) von den FE-Berechnungen für Stein- und Glaswolle betragen maximal 2min.

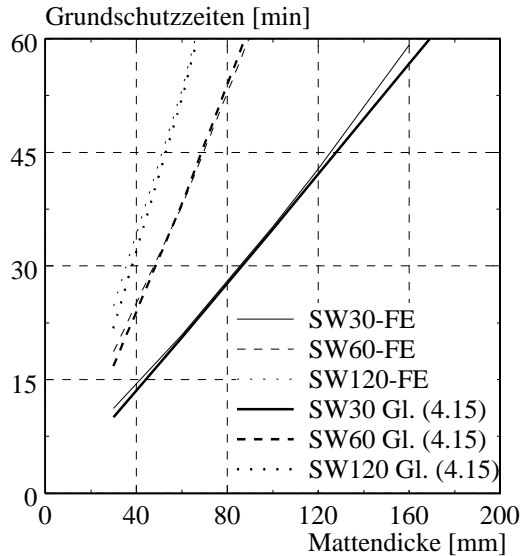


Bild 4.17 Grundschutzzeit von Steinwolle (SW) mit verschiedenen Rohdichten in Abhängigkeit der Mattendicke

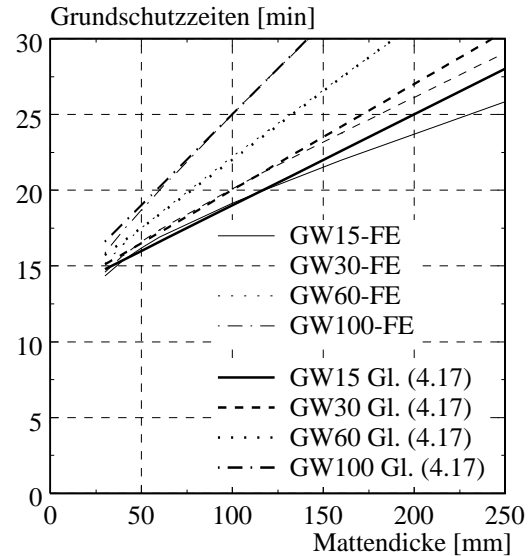


Bild 4.18 Grundschutzzeit von Glaswolle (GW) mit verschiedenen Rohdichten in Abhängigkeit der Mattendicke

Dämmmaterial	Mattendicke h_i	Rohdichte ρ_i	Versuch $t_{\text{prot},0,\text{SW}}$ Versuch $t_{\text{prot},0,\text{GW}}$	Gleichung (4.15) $t_{\text{prot},0,\text{SW}}$ Gleichung (4.17) $t_{\text{prot},0,\text{GW}}$	EN [24] t_{ch}
	[mm]	[kg/m ³]	[min]	[min]	[min]
Steinwolle	120	29	42.3	39.6	37.4
	120	35	54.4	50.5	41.4
	120	36	50.3	52.1	42.0
	120	38	54.5	54.5	42.9
	120	39	57.4	57.0	43.7
	50	88	41.8	38.0	19.6
	80	124	73.6	75.0	46.8
Glaswolle	120	20	20.8	20.2	/

Tabelle 4.9 Vergleich der gemessenen und berechneten Grundschutzzeiten von Stein- und Glaswolle

Für einen Vergleich der berechneten Grundzeiten gemäss Gleichung (4.14) bis Gleichung (4.17) mit gemessenen Werten liegen nur Versuche für einen Vergleich der Grundschutzzeiten vor. In Tabelle 4.9 werden gemessene Grundschutzzeiten gemäss Versuchen von Herstellern mit den berechneten Grundschutzzeiten für Stein- und Glaswolle gemäss Gleichung (4.15) und Gleichung (4.17) verglichen. Zusätzlich werden die gemessenen und berechneten Grundschutzzeiten der Steinwolle mit den Angaben für den Beginn des Abbrands $t_{\text{ch}} = 0,07 \cdot (h_{\text{ins}} - 20) \cdot \sqrt{\rho_{\text{ins}}}$ von Steinwolle gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] verglichen. An-

hand der in Tabelle 4.9 dargestellten Grundschutzzeiten kann gezeigt werden, dass die berechneten Zeiten im Vergleich mit den gemessenen Zeiten aus den Herstellerversuchen auf der sicheren Seite liegend gut übereinstimmen. Hingegen sind die Werte gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] im Vergleich mit den Versuchsergebnissen vor allem bei hohen Rohdichten sehr konservativ.

4.4 Positionsbeiwerte

4.4.1 Allgemein

Die Positionsbeiwerte berücksichtigen die Einflüsse von angrenzenden Schichten auf die untersuchte Schicht und damit die Position der jeweiligen Schicht innerhalb des Bauteils. Damit die Schichten beliebig kombiniert werden können, sind der Einfluss der davorliegenden Schichten und der Einfluss der dahinterliegenden Schichten getrennt zu untersuchen. Wie bereits in Gleichung (4.3) dargestellt, wurde dafür ein Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ (exp - fire exposed side) zur Berücksichtigung der davorliegenden Schichten und ein Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ (unexp - fire unexposed side) zur Berücksichtigung der dahinterliegenden Schichten eingeführt.

4.4.2 Einfluss der davorliegenden Schichten

Der Einfluss der davorliegenden Schichten auf die untersuchte Schicht i wird im Berechnungsmodell gemäss Kapitel 4.2 mit dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ berücksichtigt. Davorliegende Schichten schützen die untersuchte Schicht i bis zum Erreichen der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten. Für die Materialien, die gemäss Kapitel 4.2.4 beim Erreichen

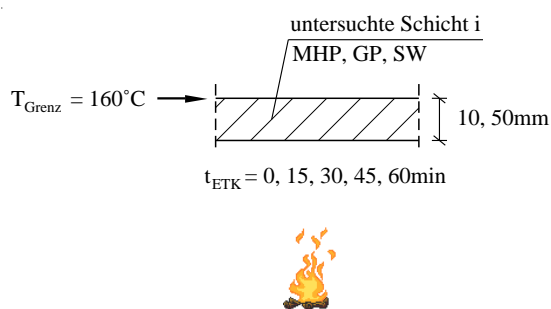


Bild 4.19 Aufbau für die Bestimmung der Einflussfaktoren von $k_{\text{pos,exp}}$

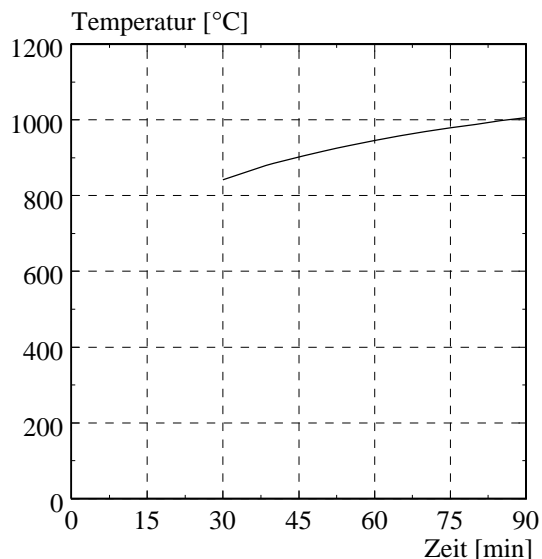


Bild 4.20 ETK mit Startzeit 30 min als Beanspruchung der untersuchten Schicht

einer Temperatur von $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ abfallen gilt, dass zu diesem Zeitpunkt die untersuchte Schicht i direkt dem Feuer ausgesetzt wird, wobei die Einheits-Temperaturkurve (ETK) bereits

hohe Temperaturen erreicht hat. Zusätzlich ist die untersuchte Schicht i vorerwärmt. Der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ ist jedoch auch von der untersuchten Schicht i abhängig. Um die Einflussfaktoren zu bestimmen wurde zunächst eine Schicht mit den Dicken 10 und 50 mm aus verschiedenen Materialien (MHP: Massivholzplatte; GP: Gipsplatte; SW: Steinwolle) verwendet (vgl. Bild 4.19). Auf der feuerzugewandten Seite wurde als Brandeinwirkung die Einheits-Temperaturkurve (ETK) verwendet. Um die Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten zu simulieren wurde in den FE-Simulationen die ETK zu den Zeitpunkten 0, 15, 30, 45, 60min gestartet. Damit konnte der Einfluss der hohen Temperaturen getrennt von der Vorerwärmung der untersuchten Schicht analysiert werden. In Bild 4.20 ist die ETK mit der Startzeit von 30min als Beanspruchung der untersuchten Schicht dargestellt.

Für die Untersuchung des Einflusses von davorliegenden Schichten ist der Einfluss von dahinterliegenden Schichten zu eliminieren, indem im FE-Modell dahinterliegende Schichten entfallen. Damit ist die untersuchende Schicht i die Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Modells und es ist für diese Schicht i die Isolationszeit $t_{\text{ins},i}$ mit dem Temperaturkriterium 160°C zu bestimmen (vgl. Bild 4.19). Gemäss Gleichung (4.2) ergibt sich diese Isolationszeit $t_{\text{ins},i}$ aus dem Produkt der Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ mit dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$. Mit der anhand von FE-Berechnungen ermittelte Isolationszeit $t_{\text{ins},i}$ (vgl. Bild 4.19) und Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ (vgl. Bild 4.12) kann der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ der untersuchten Schicht i wie folgt bestimmt werden:

$$k_{\text{pos,exp},i} = \frac{t_{\text{ins},i}}{t_{\text{ins},0,i}} \quad (4.18)$$

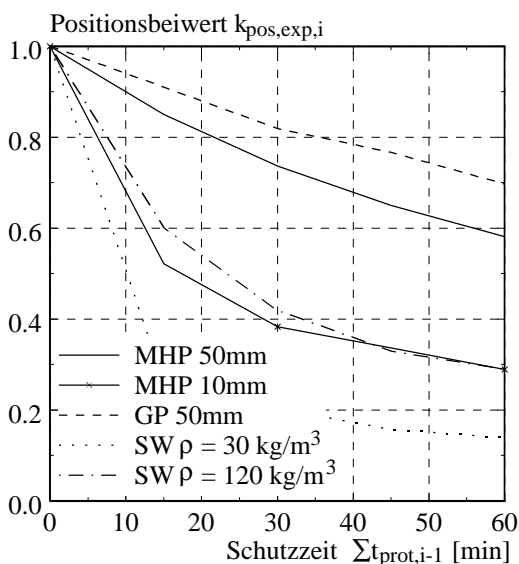


Bild 4.21 $k_{\text{pos,exp}}$ für verschiedene Materialien in Abhängigkeit der gewählten Startzeiten der ETK bzw. der Summe der Schutzzeiten

In Bild 4.21 ist der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ in Abhängigkeit von den Startzeiten der ETK (vgl. Bild 4.20) für die verschiedenen Materialien und damit in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ dargestellt. Anhand dieses Diagramms kann der deutliche Einfluss der Startzeit der ETK gezeigt werden, d.h. der Einfluss von $\sum t_{\text{prot},i-1}$. Weiterhin sieht man, dass im Vergleich mit der 50mm dicken Massivholzplatte die Steinwollmatten sowie die dünnere Massivholzplatte (MHP 10mm) kleinere Positionsbeiwerte ergeben. Ebenfalls erhält man kleine Positionsbeiwerte für Steinwolle mit geringerer Rohdichte. Damit hat neben der Summe der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$, das Material, die Plattendicke sowie die Rohdichte der Schicht i einen Einfluss auf den Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$.

Um den Einfluss der Vorerwärmung sowie den Einfluss des Materials der davorliegenden Schicht zu untersuchen, wurde eine Massivholzplatte mit dem Aufbau gemäss Bild 4.19 sowie mit der Brandeinwirkung sinngemäss Bild 4.20 gewählt und mit einer durch eine Massivholzplatte bzw. Steinwolle geschützten Massivholzplatte gemäss Bild 4.22 verglichen. Für die zu untersuchende Massivholzplatte wurden Plattendicken von 10, 20, 30 und 50 mm gewählt. Gemäss Kapitel 4.2.4 fällt eine Massivholzplatte bzw. eine Steinwollmatte mit dem Verlust der schützenden Wirkung beim Erreichen des Temperaturkriteriums 270°C von der Konstruktion. Daher wurde in der FE-Simulation nach dem Erreichen von 270°C zwischen der schützenden Schicht und der untersuchten Schicht, die schützende Schicht entfernt und die FE-Berechnung mit der vorerwärmten Platte weitergeführt bis auf der feuerabgewandten Seite 160°C erreicht waren (vgl. Bild 4.22). Sobald die Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ erreicht ist ($T_{\text{grenz}} = 270^\circ\text{C}$), beginnt die Isolationszeit der Schicht i , die mit dem Erreichen der Temperatur $T_{\text{grenz}} = 160^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite der Schicht i endet. Um unterschiedliche Summen der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten zu simulieren, wurde die Dicke der schützenden Schicht $i-1$ (MHP, SW) variiert (vgl. Bild 4.22). Die berechneten Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,exp},i}$ für eine Massivholzplatte mit und ohne Vorerwärmung sowie geschützt durch eine Massivholzplatte oder eine Steinwollmatte weichen leicht von einander ab. Vergleicht man jedoch die ermittelten Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für die verschiedenen Dicken der Massivholzplatten miteinander, ist der Einfluss sehr gering. In Bild 4.23 sind die Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ der davorliegenden Schichten dargestellt. Dabei wurden die Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten ohne Vorerwärmung anhand des Aufbaus gemäss Bild 4.19 und mit Vorerwärmung anhand des Aufbaus gemäss Bild 4.22 ermittelt.

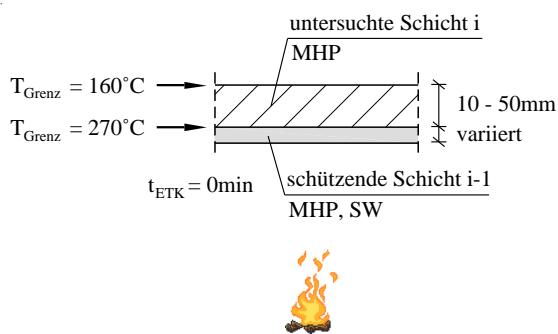


Bild 4.22 Aufbau zur Untersuchung der Vorerwärmung und den Einfluss auf $k_{\text{pos,exp},i}$

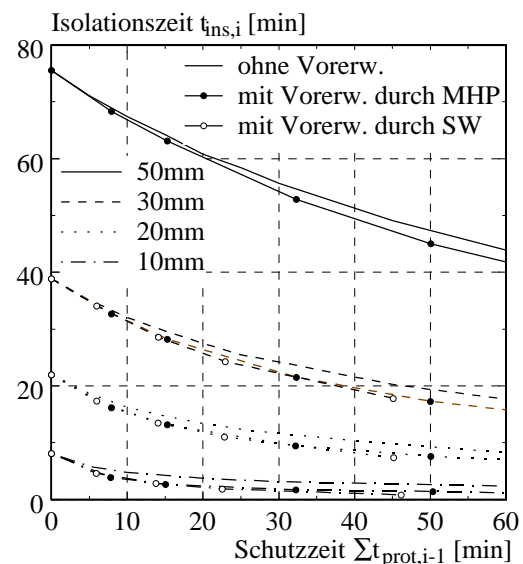


Bild 4.23 Berechnete Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten (MHP) in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

In Bild 4.23 wird gezeigt, dass der Einfluss der Vorerwärmung der untersuchten Schicht auf die Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ nur gering ist. Weiterhin kann anhand des Vergleichs geschützt durch eine Massivholzplatte oder eine Steinwollmatte gezeigt werden, dass der Einfluss des schützenden Materials vernachlässigbar ist.

Da die Realität mit einer Vorerwärmung der untersuchten Schicht besser abgebildet wird, wurde im Folgenden die Vorerwärmung trotz des geringen Einflusses nicht vernachlässigt. Daher wurde zur Ermittlung von Gleichungen für den Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ der Aufbau gemäss Bild 4.22 gewählt, bei dem die Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ durch die Variation der Plattendicke der schützenden Schicht simuliert wird. Entsprechend ist für die Untersuchung des Positionsbeiwerts $k_{\text{pos,exp},i}$ für die Schutzzeit (vgl. Gleichung (4.3) zusätzlich zum Aufbau gemäss Bild 4.22 auf der feuerabgewandten Seite eine 19mm Spanplatte verwendet worden. Damit beginnt die Schutzzeit der Schicht i zum gleichen Zeitpunkt wie die Isolationszeit, nämlich wenn die Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten erreicht ist ($T_{\text{grenz}} = 270^\circ\text{C}$), und endet mit dem Erreichen der Temperatur $T_{\text{grenz}} = 270^\circ\text{C}$ zwischen der Schicht i und der 19mm dicken Spanplatte.

Anhand der oben durchgeführten Untersuchungen sind für die Ermittlung der Positionsbeiwertes $k_{\text{pos,exp},i}$ folgende Einflüsse zu berücksichtigen:

- Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $i-1$: $\sum t_{\text{prot},i-1}$
- Material der untersuchten Schicht i
- Dicke der untersuchten Schicht i
- Rohdichte der untersuchten Schicht i

Das Material, die Dicke und die Rohdichte der untersuchten Schicht i sind bereits bei der Ermittlung der Grundisolationszeit bzw. Grundschutzzeit berücksichtigt worden. Daher kann der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ neben der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ in Abhängigkeit der Grundisolationszeit bzw. Grundschutzzeit angegeben werden. Betrachtet man die Positionsbeiwerte für die verschiedenen Materialien in Bild 4.21 sieht man, dass der Positionsbeiwert in Abhängigkeit der Schutzzeit $\sum t_{\text{prot},i-1}$ zunächst linear abnimmt. Es konnte festgestellt werden, dass bei allen Bekleidungen der Positionsbeiwert linear auf ca. 0.7 fällt, wenn die Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $i-1$ die halbe Grundzeit der untersuchten Schicht i erreicht hat. Ist die Summe der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ grösser als die halbe Grundzeit $t_{0,i}$ nimmt der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ von 0.7 exponentiell ab. Damit kann der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ für alle Bekleidungen gemäss Gleichung (4.19) in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten $i-1$ $\sum t_{\text{prot},i-1}$ und der Grundzeit $t_{0,i}$ bestimmt werden. Beim Einsetzen der Grundzeit muss berücksichtigt werden, ob eine Isolationszeit oder eine Schutzzeit berechnet werden soll. Dementsprechend ist für die Grundzeit $t_{0,i}$, die Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ oder die Grundschutzzeit $t_{\text{prot},0,i}$ dieser Schicht i einzusetzen:

$$k_{\text{pos,exp},i} = 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{0,i}}{2} \quad (4.19)$$

$$k_{\text{pos,exp},i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{0,i}}{2}$$

4 Berechnungsmodell

mit $k_{\text{pos,exp},i}$ Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i zur Berücksichtigung der davorliegenden Schichten
 $\sum t_{\text{prot},i-1}$ Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten [min]
 $t_{0,i}$ Grundzeit der untersuchten Schicht i [min]

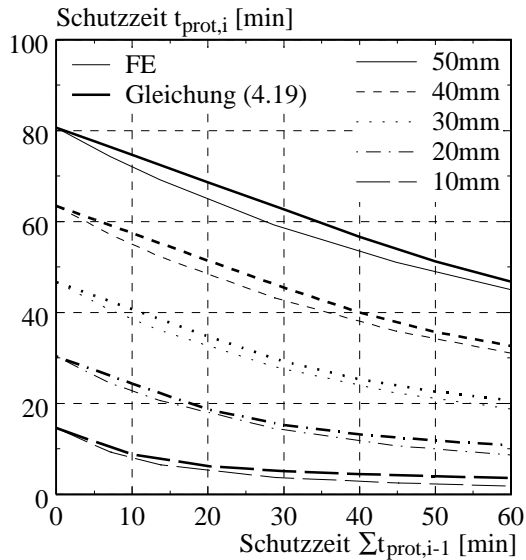


Bild 4.24 Berechnete Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ für Massivholzplatten in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

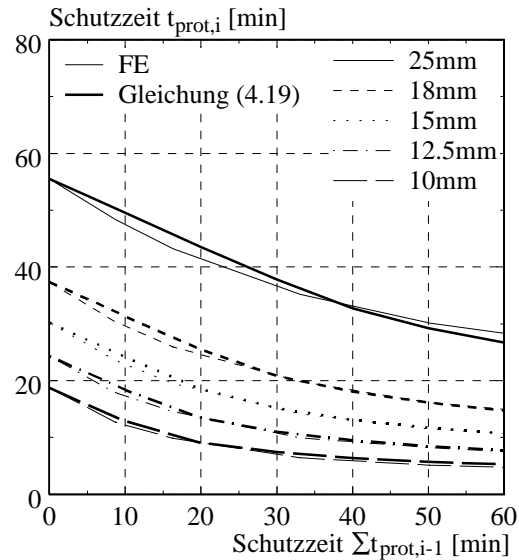


Bild 4.25 Berechnete Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ für Gipsplatten in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

Anhand der dargestellten Schutzzeiten für Massivholzplatten und Gipsplatten in Bild 4.24 und Bild 4.25 sieht man, dass die berechneten Schutzzeiten gemäss Gleichung (4.19) gut mit den FE-Berechnungen übereinstimmen. Die grösseren Abweichungen der Berechnung gemäss Gleichung (4.19) von den FE-Berechnungen treten bei dickeren Platten auf. Die maximale Abweichung liegt bei den Massivholzplatten bei ca. 4 min auf der unsicheren Seite, jedoch beträgt die Schutzzeit der Platte bereits mehr als 60 min und liegt damit nicht mehr in dem hier untersuchten Bereich.

Anhand der Gleichung (4.19) können jedoch nur die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,exp},i}$ für Bekleidungen und nicht für Dämmmaterial berechnet werden. Zur Ermittlung der Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,exp},i}$ für Stein- und Glaswolle wurde entsprechend der Untersuchung der Positionsbeiwerte für Bekleidungen vorgegangen. Im Gegensatz zu den Bekleidungen trat jedoch ein Unterschied zwischen dem Positionsbeiwert zur Bestimmung der Isolationszeit und dem Positionsbeiwert zur Bestimmung der Schutzzeit auf. In Bild 4.26 sind die Isolationszeit $t_{\text{ins},i}$ sowie Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ in Abhängigkeit der Grundzeit $t_{0,i}$ für Steinwolle (SW30: Steinwolle $\rho = 30\text{kg/m}^3$, SW60: Steinwolle $\rho = 60\text{kg/m}^3$, SW120: Steinwolle $\rho = 120\text{kg/m}^3$), Glaswolle (GW15: Glaswolle $\rho = 15\text{kg/m}^3$, GW100: Glaswolle $\rho = 100\text{kg/m}^3$) und als Vergleich ebenfalls für Gipsplatten (GP) dargestellt für die Summe der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ der davorliegenden Schichten von 20 min. Anhand des Diagramms kann gezeigt werden, dass die Abhängigkeit der Isolations- und Schutzzeit der Gipsplatten von der Grundzeit gleich ist. Ebenso liegen die Kurven für die Schutzzeit von Steinwolle mit den verschiedenen Rohdichten direkt über den Kurven der Gipsplatten. Daher wird der Positionsbeiwert zur Bestimmung der

Schutzzeit von Steinwolle anhand Gleichung (4.19) bestimmt. Die dabei auftretenden Abweichungen von den FE-Berechnungen liegen bei maximal ca. 3 min.

Die Isolationszeit von Steinwolle in Abhängigkeit der Grundisolationszeit weicht jedoch gemäss Bild 4.26 von der Schutzzeit in Abhängigkeit der Grundschutzzeit ab. Diese Abweichung wird grösser mit steigender Summe der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ der davorliegenden Schichten. Zusätzlich sieht man in Bild 4.26, dass die Isolationszeit von Steinwolle und damit der Positionsbeiwert ebenfalls von der Rohdichte der Steinwolle abhängig ist. Ähnlich wie die Isolationszeit von Steinwolle verhält sich die Isolations- sowie die Schutzzeit von Glaswolle in Abhängigkeit der Grundzeit. Daher kann weder der Positionsbeiwert zur Bestimmung der Isolationszeit von Steinwolle noch Positionsbeiwert zur Bestimmung der Isolations- sowie Schutzzeit von Glaswolle anhand Gleichung (4.19) bestimmt werden.

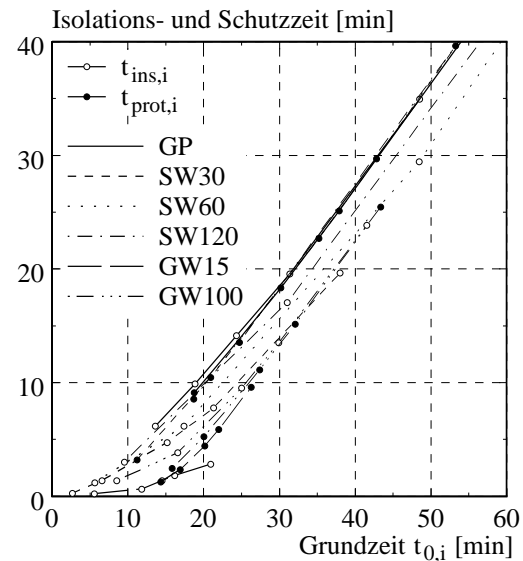


Bild 4.26 Berechnete Isolations- und Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ in Abhängigkeit der Grundzeiten $t_{0,i}$ von Gipsplatten (GP), Steinwolle (SW30, SW60, SW120) und Glaswolle (GW15, GW100)

Zur Ermittlung des Positionsbeiwerts zur Bestimmung der Isolationszeit von Steinwolle sowie der Positionsbeiwerte zur Bestimmung der Isolations- sowie Schutzzeit von Glaswolle wurde der Kurvenverlauf der Positionsbeiwerte betrachtet. Hier konnte festgestellt werden, dass im Gegensatz zu den Bekleidungen ($k_{\text{pos,exp},i} = 0.7$) der Kurvenverlauf nur bis ca. $k_{\text{pos,exp},i} = 0.8$ linear ist und bei dem ca. 1/4 der Grundzeit statt wie bei den Bekleidungen 1/2 der Grundzeit vorliegt. Damit ergab sich folgende Gleichung (4.20):

$$k_{\text{pos,exp},i} = 1 - 0,8 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{0,i}}{4} \quad (4.20)$$

$$k_{\text{pos,exp},i} = (0,001 \cdot \rho_i + 0,27) \cdot \left(\frac{t_{0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}} \right)^{(0,75 - 0,002 \cdot \rho_i)}$$

$$\text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{0,i}}{4}$$

mit $k_{\text{pos,exp},i}$ Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i zur Berücksichtigung der davorliegenden Schichten
 $\sum t_{\text{prot},i-1}$ Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten [min]
 $t_{0,i}$ Grundzeit der untersuchten Schicht i [min]
 ρ_i Rohdichte der untersuchten Schicht i [kg/m^3]

In Bild 4.27 sind die anhand von FE-Berechnungen sowie gemäss Gleichung (4.19) ermittelten Schutzzeiten für Steinwolle ($\rho = 30\text{kg/m}^3$) mit verschiedenen Dicken in Abhängigkeit der Schutzzeiten $\sum t_{\text{prot},i-1}$ der davorliegenden Schichten dargestellt. Anhand des Diagramms in Bild 4.27 kann gezeigt werden, dass die berechneten Schutzzeiten von Steinwolle gemäss Gleichung (4.19) gut mit den FE-Berechnungen übereinstimmen. Bild 4.28 zeigt die Schutzzeiten für Glaswolle mit einer Rohdichte von $\rho = 15\text{kg/m}^3$ für verschiedene Dicken. Die anhand Gleichung (4.20) bestimmten Schutzzeiten liegen im Vergleich mit den FE-Berechnungen leicht auf der unsicheren Seite. Die Abweichungen betragen jedoch nur maximal 2 bis 3 Minuten und werden akzeptiert.

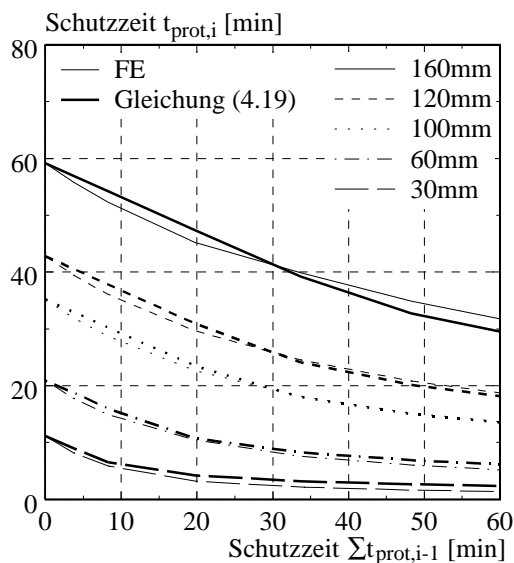


Bild 4.27 Berechnete Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ für Steinwolle ($\rho = 30\text{kg/m}^3$) in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

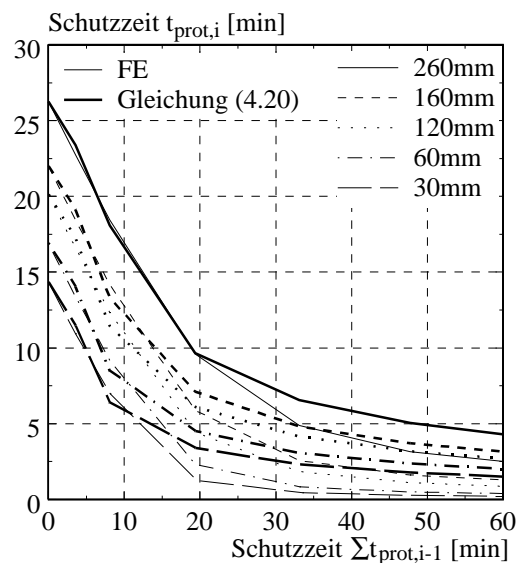


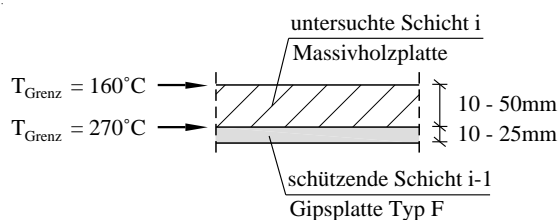
Bild 4.28 Berechnete Schutzzeiten $t_{\text{prot},i}$ für Glaswolle ($\rho = 15\text{kg/m}^3$) in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

Gleichung (4.19) und Gleichung (4.20) basieren auf der Annahme, dass die schützende Schicht gemäss Kapitel 4.2.4 bei 270°C abfällt. Dies trifft für Gipsplatten Typ F und Gipsfaserplatten nicht zu, für die in Kapitel 4.2.4 angenommen wurde, dass sie bei Wänden (vertikaler Einbau) bei 600°C und bei Decken (horizontaler Einbau) bei 400°C auf der feuerabgewandten Seite der Platte von der Konstruktion abfallen. Dadurch wird die dahinterliegende Schicht i länger vor der direkten Brandeinwirkung geschützt und die Isolations- bzw. Schutzzeit dieser Schicht i verlängert sich. D.h. z.B. für eine Holzwerkstoffplatte, dass sie sich zwar nach dem Erreichen der Temperatur von 270°C hinter der Gipsplatte entzündet, aber bis zum Abfallen der Gipsplatte mit einer geringeren Abbrandgeschwindigkeit brennt. Somit verlängert sich die Isolations- bzw. Schutzzeit der Holzwerkstoffplatte um einen Betrag, der anhand von FE-Berechnungen ermittelt wurde. Für die Bestimmung dieser Zeitdifferenz wurde der Aufbau gemäss Bild 4.29 verwendet mit einer Massivholzplatte (10 - 50mm) geschützt durch eine Gipsplatte Typ F (10 - 25mm), die beim Erreichen der Temperatur $T_{\text{Grenz}} = 270$ bzw. 600°C auf der feuerabgewandten Seite der Gipsplatte fällt. Zunächst wurde für die verschiedenen Kombinationen die Isolationszeit der Massivholzplatte bestimmt, bei der die Gipsplatte bei 270°C abfällt (vgl.

Bild 4.29 a). Zur Ermittlung der Zeitdifferenz wurde diese Zeit von der der Isolationszeit der Massivholzplatte abgezogen, bei der die Gipsplatte bei 600°C (Wände) abfällt (vgl. Bild 4.29 b). In Bild 4.30 werden die ermittelten Zeitdifferenzen der Isolationszeiten der verschiedenen Massivholzplatten in Abhängigkeit der Gipsplattendicke dargestellt.

In Bild 4.30 sieht man, dass die Zeitdifferenzen der Isolationszeiten von Massivholzplatten mit den Dicken 20 - 50mm näherungsweise linear abhängig von der Gipsplattendicke und nur um einen festen Wert untereinander verschoben sind. Dieser Wert ist abhängig von der Plattendicke der Massivholzplatte und damit von der Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ der Massivholzplatte. Da die Beschreibung der Zeitdifferenz durch eine Formel ebenfalls für andere Bekleidungen gelten soll, wird die Zeitdifferenz nicht in Abhängigkeit Plattendicke, sondern in Abhängigkeit der Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0,i}$ angegeben. Ebenso wird die Zeitdifferenz nicht in Abhängigkeit der Gipsplattendicke angegeben, sondern wie bereits der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ in Abhängigkeit der Schutzzeit der Gipsplatte. Dadurch kann ebenfalls berücksichtigt werden, dass neben der schützenden Wirkung auch der Zeitpunkt des Abfallens der Gipsplatte von der davorliegenden Schicht beeinflusst wird. D.h., ist die Gipsplatte Typ F ebenfalls durch eine andere Platte geschützt, weist sie auch eine geringe Schutzzeit für dahinterliegende Schichten auf und fällt dementsprechend auch früher, als wenn sie von Beginn des Brandes direkt dem Feuer ausgesetzt ist. Dies ist im Gegensatz zur Gipsplattendicke in der Schutzzeit der Gipsplatte berücksichtigt.

a)



b)

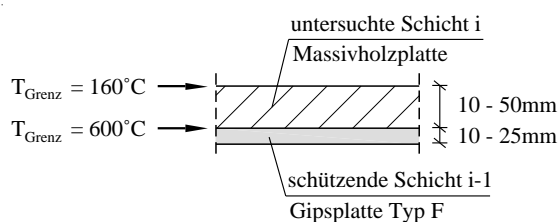


Bild 4.29 Aufbau zur Bestimmung der Zeitdifferenz der Isolationszeit von Massivholzplatten geschützt durch Gipsplatten Typ F, die bei $T_{\text{Grenz}} = 270$ bzw. 600°C fallen.

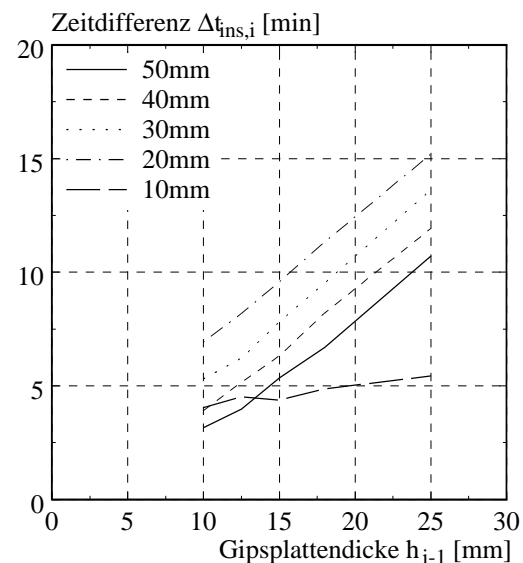


Bild 4.30 Zeitdifferenzen der Isolationszeiten $\Delta t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten (10 - 50 mm) geschützt durch Gipsplatten Typ F in Abhängigkeit der Gipsplattendicke h_{i-1}

Die Zeitdifferenzen der Isolationszeiten der 10 mm dicken Massivholzplatte weist in Abhängigkeit der Dicke der schützenden Gipsplatte einen völlig anderen Kurvenverlauf auf (vgl. Bild 4.30). Der Grund hierfür ist, dass beim Erreichen der Temperatur $T_{\text{Grenz}} = 160^{\circ}\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite der Massivholzplatte, also beim Erreichen der Isolationszeit der geschützten Platte, die Gipsplatte Typ F noch nicht gefallen war ($T_{\text{feuerabgewandte Seite, GP}} <$

600 °C). D.h., dass die Isolationszeit einer 10mm dicken Massivholzplatte geschützt durch eine Gipsplatte Typ F abhängig von der Gipsplattendicke höher ist als die Grundisolationszeit. Bei den Massivholzplatten mit den Dicken 20 - 50mm wurde die Isolationszeit geschützt durch Gipsplatten Typ F erst nach dem Abfallen der Gipsplatte erreicht. Diese verschiedenen Zustände sind getrennt zu untersuchen. Der Übergang von einem zum anderen Zustand ist jedoch nicht nur von der Dicke der Massivholzplatte (zwischen 10 und 20mm) also von der Grundisolationszeit, sondern auch von der Dicke der schützenden Gipsplatte abhängig. Für eine schützende 10mm dicke Gipsplatte Typ F liegt der Übergang bei einer ca. 11 mm dicken Massivholzplatte (Grundisolationszeit $t_{ins,0,i} = 8$ min) und für eine 25 mm dicken Gipsplatte Typ F bei einer ca. 18mm dicken Massivholzplatte (Grundisolationszeit $t_{ins,0,i} = 16$ min). Vereinfacht wurde hier unabhängig von der Dicke der Gipsplatte der Übergang bei einer Grundisolationszeit von $t_{ins,0,i} = 12$ min festgelegt. Damit wurde auf Grundlage von FE-Berechnungen folgende Gleichung (4.21) zur Berechnung der Zeitdifferenz Δt_i ermittelt. Anhand einer Parameterstudie konnte sicher gestellt werden, dass die Zeitdifferenz Δt_i gemäss Gleichung (4.21) zur Isolations- bzw. Schutzzeit gemäss Gleichung (4.2) bzw. Gleichung (4.3) von allen hier untersuchten Bekleidungen in Wandkonstruktionen, die direkt durch Gipsplatten Typ F bzw. Gipsfaserplatten geschützt sind, addiert werden kann.

Wandkonstruktionen:

$$\Delta t_i = 0,03 \cdot t_{prot, i-1} + 0,9 \cdot t_{0, i} - 2,3 \text{ [min] für } t_{0,i} < 12 \text{ min} \quad (4.21)$$

$$\Delta t_i = 0,22 \cdot t_{prot, i-1} - 0,1 \cdot t_{0, i} + 4,7 \text{ [min] für } t_{0,i} \geq 12 \text{ min}$$

- mit $t_{0,i}$ Grundzeiten der untersuchten Schicht i [min]
 Δt_i Zeitdifferenz die zur Isolations- bzw. Schutzzeit der untersuchten Schicht i addiert wird [min]
 $t_{prot,i-1}$ Schutzzeit der schützenden Gipsplatte Typ F bzw. Gipsfaserplatte [min]

Bei Bekleidungen in Deckenkonstruktionen, die direkt durch Gipsplatten Typ F bzw. Gipsfaserplatten geschützt sind, wurde gemäss Kapitel 4.2.4 ein Temperaturkriterium von $T_{Abfallen} = 400$ °C angesetzt. Entsprechend der Wandkonstruktionen wurde Gleichung (4.22) für die Berechnung der Zeitdifferenz Δt_i ermittelt, die zur Isolations- bzw. Schutzzeit gemäss Gleichung (4.2) bzw. Gleichung (4.3) von Bekleidungen in Deckenkonstruktionen addiert werden kann.

Deckenkonstruktionen:

$$\Delta t_i = 0,06 \cdot t_{prot, i-1} + 1,1 \cdot t_{0, i} - 5 \text{ [min] für } t_{0,i} < 8 \text{ min} \quad (4.22)$$

$$\Delta t_i = 0,1 \cdot t_{prot, i-1} - 0,035 \cdot t_{0, i} + 1,2 \text{ [min] für } t_{0,i} \geq 8 \text{ min}$$

- mit $t_{0,i}$ Grundzeiten der untersuchten Schicht i [min]
 Δt_i Zeitdifferenz, die zur Isolations- bzw. Schutzzeit der untersuchten Schicht i addiert wird [min]
 $t_{prot,i-1}$ Schutzzeit der schützenden Gipsplatte Typ F bzw. Gipsfaserplatte [min]

In Bild 4.31 und Bild 4.32 sind die anhand von FE-Berechnungen ermittelten sowie die anhand der Näherung gemäss Gleichung (4.19), Gleichung (4.21) und Gleichung (4.22) ermittelten

Isolationszeiten von Massivholzplatten (MHP) geschützt durch Gipsplatten Typ A (GPA) bzw. Gipsplatten Typ F (GPF) in Wand- und Deckenkonstruktionen in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten $\Sigma t_{\text{prot},i-1}$ dargestellt. Die hier untersuchten Konstruktionen bestanden nur aus der schützenden Gipsplatte und der untersuchten Massivholzplatte. Daher entspricht die Summe der Schutzzeiten den Schutzzeiten der Gipsplatten mit den verschiedenen Dicken. Damit ergibt

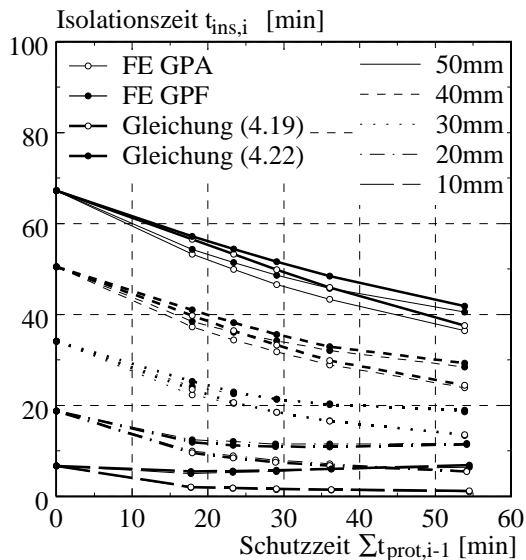


Bild 4.31 Berechnete Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten (MHP) in Abhängigkeit der Schutzzeiten der davorliegenden Gipsplatten Typ A (GPA) und Gipsplatten Typ F (GPF) in Deckenkonstruktionen

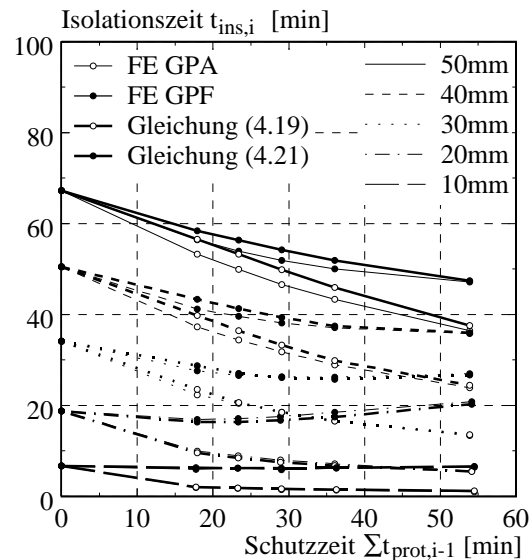


Bild 4.32 Berechnete Isolationszeiten $t_{\text{ins},i}$ für Massivholzplatten (MHP) in Abhängigkeit der Schutzzeiten der davorliegenden Gipsplatten Typ A (GPA) und Gipsplatten Typ F (GPF) in Wandkonstruktionen

sich z.B. für eine Wandkonstruktion mit einer 40mm dicken Massivholzplatte geschützt durch eine 18mm dicke Gipsplatte Typ A (GPA) bzw. Gipsplatte Typ F (GPF) (Aufbau gemäss Bild 4.29) die folgenden Isolationszeiten:

$$\Sigma t_{\text{prot}, i-1} = t_{\text{prot}, \text{GPA}18} = 36,1 \text{ min (FE-Berechnung)}$$

$$t_{\text{ins}, 0, \text{MHP}40} = 50,5 \text{ min (FE-Berechnung)}$$

mit Gipsplatte Typ A: Für $36,1 \text{ min} > 50,5 / 2 = 25,3 \text{ min}$

$$k_{\text{pos, exp}, \text{MHP}40} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{50,5}{36,1}} = 0,59 \text{ (vgl. Gleichung (4.19))}$$

$$\Rightarrow t_{\text{ins}, \text{MHP}40} = 50,5 \cdot 0,59 = \underline{29,9 \text{ min}} \text{ (FE: } t_{\text{ins}, \text{MHP}40} = 28,9 \text{ min)}$$

mit Gipsplatte Typ F:

$$\Delta t_{\text{MHP}40} = 0,22 \cdot 36,1 - 0,1 \cdot 50,5 + 4,7 = 7,6 \text{ min (vgl. Gleichung (4.21))}$$

$$\Rightarrow t_{\text{ins}, \text{MHP}40} = 29,9 + 7,6 = \underline{37,5 \text{ min}} \text{ (FE: } t_{\text{ins}, \text{MHP}40} = 37,1 \text{ min)}$$

Da die Zeitdifferenz gemäss Gleichung (4.21) und Gleichung (4.22) mit der durch FE-Berechnungen ermittelte Grundisolationszeit multipliziert mit dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ gemäss Gleichung (4.19) addiert wird, findet sich die Abweichung der Näherung der Gleichung (4.19) in den Isolationszeiten für Massivholzplatten geschützt durch Gipsplatten Typ F wieder. Anhand Bild 4.31 und Bild 4.32 sieht man eine gute Übereinstimmung mit den FE-Berechnungen.

Entsprechend der Bekleidung wurde für die Dämmungen die Zeitdifferenz Δt_i der Isolations- und Schutzzeiten für Wand- und Deckenkonstruktionen bestimmt.

Wandkonstruktionen:

$$\Delta t_i = 0,1 \cdot t_{\text{prot},i-1} + t_{0,i} - 1 \text{ [min] für } t_{0,i} < 6 \text{ min} \quad (4.23)$$

$$\Delta t_i = 0,22 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,1 \cdot t_{0,i} + 3,5 \text{ [min] für } t_{0,i} \geq 6 \text{ min}$$

Deckenkonstruktionen:

$$\Delta t_i = 0,1 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,035 \cdot t_{0,i} \text{ [min]} \quad (4.24)$$

- mit $t_{0,i}$ Grundzeiten der untersuchten Schicht i [min]
- Δt_i Zeitdifferenz, die zur Isolations- bzw. Schutzzeit der untersuchten Schicht i addiert wird [min]
- $t_{\text{prot},i-1}$ Schutzzeit der schützenden Gipsplatte Typ F bzw. Gipsfaserplatte [min]

Die Abweichungen von denen in Gleichung (4.23) und Gleichung (4.24) angegebenen Zeitdifferenzen für Dämmungen im Vergleich mit den FE-Berechnungen liegen im ungünstigsten Fall bei ca. 2 Minuten.

4.4.3 Einfluss der dahinterliegenden Schichten

Der Einfluss der dahinterliegenden Schichten wird im Berechnungsmodell gemäss Kapitel 4.2 mit dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ berücksichtigt. Anhand von FE-Berechnungen wurde zunächst untersucht, wie gross der Einfluss der dahinterliegenden Schicht auf eine 10mm dicke Massivholzplatte ist (vgl. Bild 4.33). Dabei wurde das Material der dahinterliegenden Schicht variiert. In Bild 4.34 wird der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ für die 10mm dicke Massivholzplatte (MHP) in Abhängigkeit der Schichtdicke der dahinterliegenden Schicht (Schichtdicke i+1) für die verschiedenen Materialien der dahinterliegenden Schicht (MHP-Massivholzplatte, SP-Spanplatte, OSB-OSB-Platte, GP-Gipsplatte, SW30-Steinwolle $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$; SW120-Steinwolle $\rho = 120 \text{ kg/m}^3$, GW15-Glaswolle $\rho = 15 \text{ kg/m}^3$, GW30-Glaswolle $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$) dargestellt. Für die Berechnung der Schutzzeit gemäss Gleichung (4.3) gilt der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i} = 1.0$ für die untersuchte Schicht i in Bild 4.33, da sie von Beginn des Brandes an direkt dem Feuer ausgesetzt ist. Damit wurde der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},\text{MHP}}$ für die untersuchte Massivholzplatte wie folgt anhand der berechneten Schutzzeit $t_{\text{prot},\text{MHP}}$ und Grundschutzzeit $t_{\text{prot},0,\text{MHP}}$ der Massivholzplatte bestimmt:

$$k_{\text{pos,unexp},\text{MHP}} = \frac{t_{\text{prot},\text{MHP}}}{t_{\text{prot},0,\text{MHP}}} \quad (4.25)$$

Dabei wurde die durch FE-Simulationen ermittelte Grundschutzzeit ($t_{\text{prot},0,\text{MHP}}$) gemäss Kapitel 4.3 verwendet. Die Schutzzeit ($t_{\text{prot},\text{MHP}}$) wurde anhand dem Aufbau gemäss Bild 4.33 mit dem Temperaturkriterium 270°C zwischen der 10 mm dicken Massivholzplatte und der dahinterliegenden Schicht bestimmt.

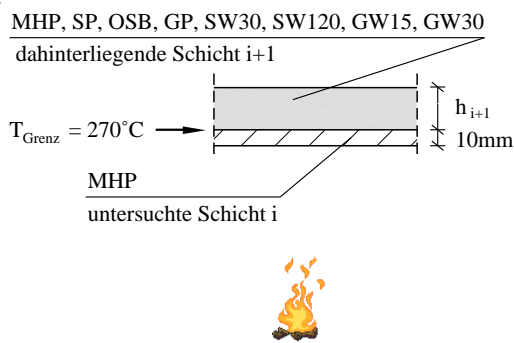


Bild 4.33 Aufbau zur Untersuchung des Einflusses der dahinterliegenden Schicht aus verschiedenen Materialien auf eine Massivholzplatte (MHP)

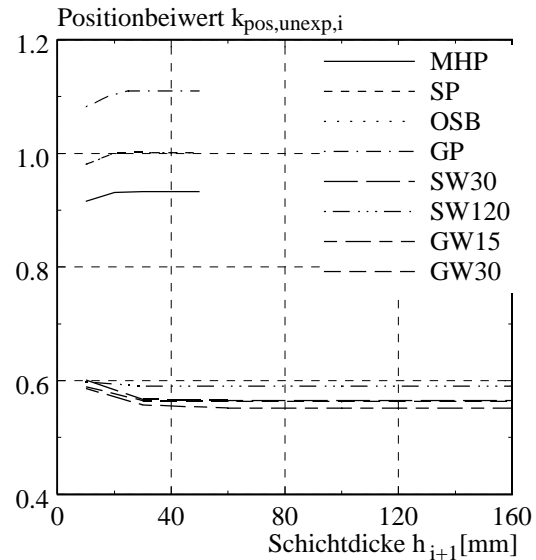


Bild 4.34 Berechnete Positionsbeiwerte $k_{\text{pos},\text{unexp},i}$ für Massivholzplatten (10mm) mit einer dahinterliegenden Schicht aus verschiedenen Materialien in Abhängigkeit der Schichtdicke h_{i+1} der dahinterliegenden Schicht

Anhand der in Bild 4.34 dargestellten Positionsbeiwerte $k_{\text{pos},\text{unexp},i}$ für eine 10 mm dicke Massivholzplatte kann gezeigt werden, dass der Positionsbeiwert unabhängig von der Schichtdicke h_{i+1} der dahinterliegenden Schicht ist. Nur bei sehr geringen Schichtendicken der dahinterliegenden Schicht tritt eine geringe Abweichung von dieser Aussage auf. Hingegen beeinflusst das Material der dahinterliegenden Schicht deutlich das Brandverhalten der Massivholzplatte. Wie bereits in den Versuchen Schleifer 2007 [74] festgestellt werden konnte, sieht man in Bild 4.34, dass Dämmungen das Brandverhalten der davorliegenden Schicht ungünstig beeinflussen. Hingegen haben Gipsplatten eher einen günstigen Einfluss auf die davorliegende Schicht ($k_{\text{pos},\text{unexp},i} > 1.0$). Da die Grundschutzzeit mit einer dahinterliegenden 19 mm dicken Spanplatte bestimmt wird, sieht man in Bild 4.34, dass eine dahinterliegende Spanplatte keinen Einfluss auf die Massivholzplatte hat. Die Positionsbeiwerte mit einer dahinterliegenden OSB-Platte ($\rho = 580\text{kg/m}^3$) entsprechen den Beiwerten mit einer dahinterliegenden Spanplatte ($\rho = 580\text{kg/m}^3$). Obwohl das Brandverhalten einer OSB-Platte ($\rho = 580\text{kg/m}^3$) schlechter als das einer Massivholzplatte ($\rho = 450\text{kg/m}^3$) ist, wird die 10 mm dicke Massivholzplatte durch eine dahinterliegende Massivholzplatte ungünstiger beeinflusst. Mit dem Vergleich der Rohdichte dieser Holzwerkstoffe, kann man annehmen, dass je geringer die Rohdichte der dahinterliegenden Schicht ist, desto ungünstiger wird das Brandverhalten der davorliegenden Schicht beeinflusst. Damit wirken die Dämmungen mit der vergleichbar geringen Rohdichte ungünstiger als dahinterliegende Holzwerkstoffe oder Gipsplatten ($\rho = 800\text{kg/m}^3$). Für diese Annahme

spricht, dass die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ für eine 10 mm dicke Massivholzplatte mit einer dahinterliegenden Glaswolle ($\rho = 30 \text{ kg/m}^3$) den Beiwerten mit einer dahinterliegenden Steinwolle mit gleicher Rohdichte entspricht. Gegen diese Annahme spricht, dass der Einfluss der Rohdichte der dahinterliegenden Schicht durch den Vergleich der Steinwolle SW30 ($\rho = 30 \text{ kg/m}^3$) mit SW120 ($\rho = 120 \text{ kg/m}^3$) vernachlässigbar klein ist. Um die Annahme zu überprüfen wurden die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ für eine 10 mm dicke Massivholzplatte mit dahinterliegender Steinwolle mit einer fiktiven Rohdichte von $\rho = 580 \text{ kg/m}^3$ bestimmt. Diese Positionsbeiwerte lagen alle unter $k_{\text{pos,unexp},i} = 0.7$ statt wie bei den OSB- und Spanplatten ($\rho = 580 \text{ kg/m}^3$) bei 1.0. Daher wird zur Bestimmung des Positionsbeiwerts $k_{\text{pos,unexp},i}$ hier nicht nach der Rohdichte der dahinterliegenden Schicht, sondern nach dem Material unterschieden.

Es wurde ebenfalls untersucht, ob der Einfluss des dahinterliegenden Materials auf alle untersuchten Materialien mit den verschiedenen Dicken und Rohdichten gleich ist. Dafür wurde als dahinterliegendes Material $i+1$ eine Steinwolle mit einer Rohdichte von $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$ verwendet und das Material sowie die Dicke und Rohdicke der Schicht i variiert (vgl. Bild 4.35). Da bei den Berechnungen in Bild 4.34 der Positionsbeiwert ab einer Dicke von $h = 60 \text{ mm}$ der dahinterliegenden Steinwolle konstant geblieben ist, wurde bei den Untersuchungen gemäss des Aufbaus in Bild 4.35 diese Dicke für die Steinwolle gewählt. In Bild 4.36 sind die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ in Abhängigkeit der untersuchten Schichtdicke h_i von den verschiedenen Materialien (MHP-Massivholzplatte, SP-Spanplatte, OSB-OSB-Platte, GP-Gipsplatte, SW30-Steinwolle $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$; SW120-Steinwolle $\rho = 120 \text{ kg/m}^3$, GW15-Glaswolle $\rho = 15 \text{ kg/m}^3$, GW30-Glaswolle $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$) dargestellt. Die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ für die verschiedenen Materialien wurde wie bereits in Bild 4.34 anhand der berechneten Schutzzeit $t_{\text{prot},i}$ und Grundschutzzeit $t_{\text{prot},0,i}$ gemäss Gleichung (4.25) bestimmt.

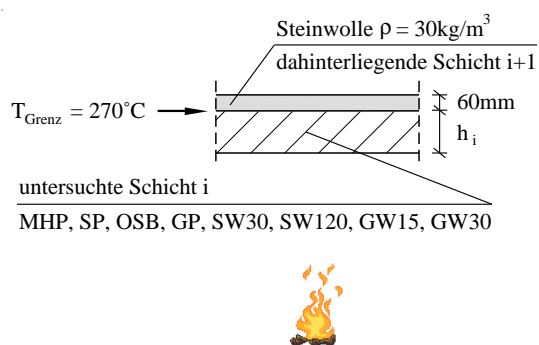


Bild 4.35 Aufbau zur Untersuchung des Einflusses der dahinterliegenden Hohlraumdämmung auf verschiedene Materialien

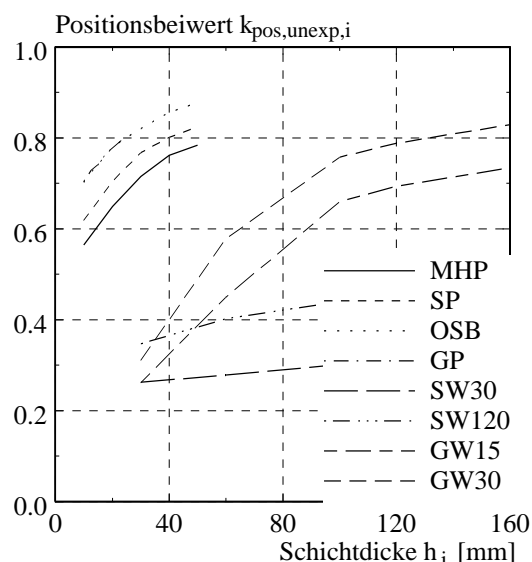


Bild 4.36 Berechnete Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ in Abhängigkeit der untersuchten Schichtdicke h_i für verschiedene Materialien

In Bild 4.36 sieht man deutlich, dass der ungünstige Einfluss der dahinterliegenden Steinwolle auf das Brandverhalten der untersuchten Schicht i bei den unterschiedlichen Materialien nicht

gleich ist. Weiterhin kann festgestellt werden, dass Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ neben dem Material ebenfalls von der Dicke sowie der Rohdichte der Schicht i abhängig sind.

Anhand von weiteren Berechnungen konnte festgestellt werden, dass wie bei der 10mm dicken Massivholzplatte der Einfluss von dahinterliegenden Span- oder OSB-Platten auch bei den anderen Materialien sehr gering ist. Der günstige Einfluss von dahinterliegenden Gipsplatten abhängig von dem Material, Dicke und Rohdichte der davorliegenden Schicht liegt bei maximal 16% ($k_{\text{pos,unexp},i} = 1.16$). Diese Erhöhung der Grundschutzzeit tritt jedoch nur bei Steinwolle als davorliegende Schicht auf und entspricht bei sehr dicken Steinwollmatten einer Erhöhung der Grundschutzzeit von 9.5 Minuten (SW30 160mm + GP 25mm: $t_{\text{prot},0,\text{SW}} = 59.2$ min; $t_{\text{prot},\text{SW}} = 68.6$ min). Bei Bekleidungen ist der Einfluss geringer und ergibt eine maximale Erhöhung der Grundschutzzeit von 4 Minuten. Da der Einfluss der dahinterliegenden Gipsplatten günstig wirkt und bei Bekleidungen gering ist, entfällt vereinfacht der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ für alle Materialien mit einer dahinterliegenden Gipsplatte. Eine dahinterliegende Massivholzplatte beeinflusst alle Materialien ungünstig. Die maximal auftretende Reduktion der Grundschutzzeit tritt wiederum bei der Steinwolle auf und beträgt 10% ($k_{\text{pos,unexp},i} = 0.9$). D.h., die Grundschutzzeit von Steinwolle muss im ungünstigsten Fall (SW30 160mm + MHP 40mm) um 6min reduziert werden. Bei Bekleidungen sowie bei Glaswolle tritt eine maximale Reduktion von 2min auf. Für das Abfallen der Steinwolle wurde wie bei den Holzwerkstoffen das Temperaturkriterium $T_{\text{Grenz}} = 270^\circ\text{C}$ festgelegt (vgl. Kapitel 4.2.4) und damit ein konservativer Ansatz gewählt. Obwohl keine entsprechenden Versuche vorliegen, bleiben Steinwollmatten nach Aussagen von Hersteller wesentlich länger an der Konstruktion und reduzieren somit auch nach der Entzündung einer dahinterliegenden Massivholzplatte die Abbrandgeschwindigkeit. Daher wurde hier vereinfacht die Reduktion der Grundschutzzeit der Steinwolle mit einer dahinterliegenden Massivholzplatte vernachlässigt und der Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ kann gleich 1 für alle Materialien mit einer dahinterliegenden Massivholzplatte gesetzt werden. Damit ist für alle hier verwendeten Materialien $k_{\text{pos,unexp},i} = 1.0$, wenn die dahinterliegende Schicht eine Bekleidung ist.

In Bild 4.34 sieht man, dass sich die Massivholzplatte mit einer dahinterliegenden Dämmung in Abhängig von der Art, Dicke und Rohdichte der Dämmung ähnlich verhält. Ebenso ist der Unterschied zwischen den Einflüssen der verschiedenen Dämmungen auf davorliegende andere Materialien gering. Daher wurde für die Ermittlung der Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.31) kein Unterschied zwischen den verschiedenen dahinterliegenden Dämmmaterialien gemacht, sondern als dahinterliegende Schicht eine Steinwolle mit einer Dicke von $h = 60\text{mm}$ und einer Rohdichte von $\rho = 30\text{kg/m}^3$ verwendet.

In Bild 4.37 wird deutlich, dass der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ nicht wie der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ in Abhängigkeit der Grundschutzzeit gewählt werden kann. Daher ergaben sich für die verschiedenen Materialien mit einer dahinterliegenden Dämmung Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.31) in Abhängigkeit der Schichtdicke h_i sowie für die Dämmungen zusätzlich in Abhängigkeit der Rohdichte ρ_i . Obwohl die Kombination Steinwolle bzw. Glaswolle mit einer dahinterliegenden Dämmung selten ausgeführt wird, werden hier dennoch Gleichungen für diese Kombination angegeben (vgl. Gleichung (4.30) und Gleichung (4.31)). In Bild 4.38 werden die anhand Gleichung (4.3) sowie der Näherungsgleichungen Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.31) berechneten Schutzzeiten mit den FE-Berechnungen für die verschiedenen Materialien mit einander verglichen und gezeigt, dass eine gute Übereinstimmung vorliegt.

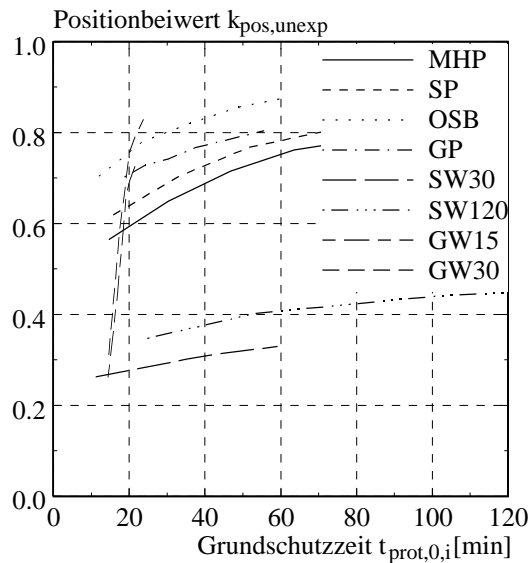


Bild 4.37 Berechnete Positionsbeiwerte $k_{pos,unexp}$ in Abhängigkeit der Grundschutzzeit $t_{prot,0,i}$ für verschiedene Materialien

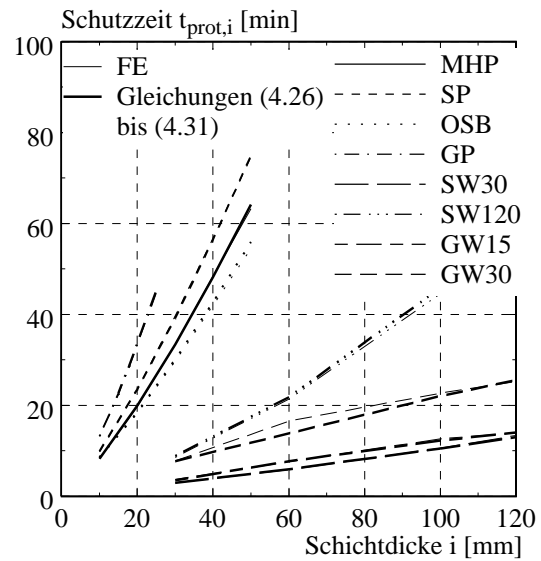


Bild 4.38 Anhand FE-Berechnungen sowie gemäss Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.31) ermittelte Schutzzeiten $t_{prot,i}$ in Abhängigkeit der untersuchten Schichtdicke i für verschiedene Materialien

$$\text{Gipsplatte} \quad k_{pos,unexp,GP} = 0,5 \cdot h_i^{0,15} \quad (4.26)$$

$$\text{Massivholzplatte} \quad k_{pos,unexp,MHP} = 0,35 \cdot h_i^{0,21} \quad (4.27)$$

$$\text{Spanplatte} \quad k_{pos,unexp,SP} = 0,41 \cdot h_i^{0,18} \quad (4.28)$$

$$\text{OSB-Platte} \quad k_{pos,unexp,OSB} = 0,5 \cdot h_i^{0,15} \quad (4.29)$$

$$\text{Steinwolle} \quad k_{pos,unexp,SW} = 0,18 \cdot h_i^{0,001 \cdot \rho_i + 0,08} \quad (4.30)$$

$$\text{Glaswolle} \quad k_{pos,unexp,GW} = 0,01 \cdot h_i - \frac{h_i^2}{30000} + \rho_i^{0,09} - 1,3 \quad (4.31)$$

mit $k_{pos,unexp,i}$ Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i zur Berücksichtigung der dahinterliegenden Schicht

h_i Dicke der untersuchten Schicht i [mm]

ρ_i Rohdichte der untersuchten Schicht i [kg/m^3]

Widersprüchlich scheint jedoch, dass in Bild 4.38 eine Glaswolle mit einer Rohdichte von 30kg/m^3 und einer dahinterliegenden Dämmung höhere Schutzzeiten erreicht als eine Steinwolle mit einer Rohdichte von 30kg/m^3 . Der Grund hierfür ist, dass in den FE-Berechnungen der Einfluss einer dahinterliegenden Dämmung auf Glaswolle wesentlich geringer ist als auf Steinwolle. Versuche mit zwei hintereinander liegenden Dämmungen liegen für einen Ver-

gleich nicht vor. Da jedoch bei den FE-Berechnungen vereinfacht angenommen wurde, dass Schichten, die sich im direkten Kontakt zueinander befinden, dieselben Temperaturen an der Kontaktstelle aufweisen, können die FE-Berechnungen auch mit Versuchen verglichen werden, bei denen innerhalb der Dämmung gemessen wurde. In Herstellerversuchen wurde eine 120mm dicke Steinwolle und eine 120mm dicke Glaswolle mit einer dahinterliegenden Spanplatte (19mm) geprüft und Temperaturen in den Tiefen 40 und 80mm sowie zwischen der Dämmung und Spanplatte gemessen (vgl. Bild 4.39). Anhand dieser Versuche konnten die mit FE-Berechnungen ermittelten Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp}}$ einer 40 mm dicken Glas- und Steinwolle hinterlegt mit einer 80mm dicken Dämmung sowie einer 80mm dicken Glas- bzw. Steinwolle hinterlegt mit einer 40mm dicken Dämmung überprüft werden. Für die Ermittlung der Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ der Versuche wurde anhand des Temperaturkriteriums 270°C der Zeitpunkt bestimmt, wann bei der 40 bzw. 80mm dicken Glas- und Steinwolle die Schutzzeiten erreicht waren. Mit diesen gemessenen Schutzzeiten und der in Kapitel 4.3 ermittelten Grundschutzzeiten für Glas- und Steinwolle konnten entsprechend Gleichung (4.25) die Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ ermittelt werden. In Bild 4.40 werden diese Positionsbeiwerte mit den durch FE-Berechnungen ermittelte Positionsbeiwerte in Abhängigkeit der Dicke h_i verglichen.

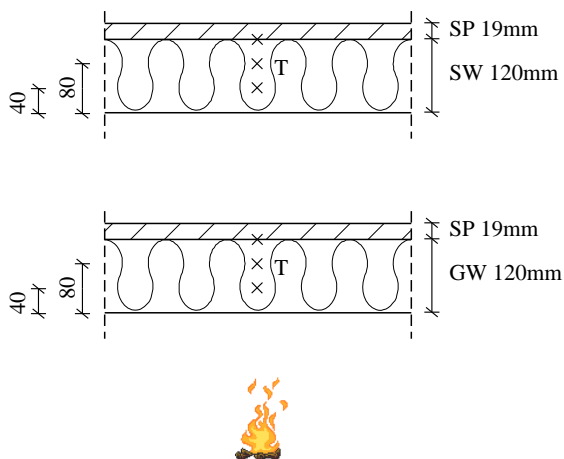


Bild 4.39 Aufbau sowie Position von Thermoelementen (T) von Herstellerexperimenten mit Glaswolle (GW) und Steinwolle (SW) hinterlegt mit einer Spanplatte (SP)

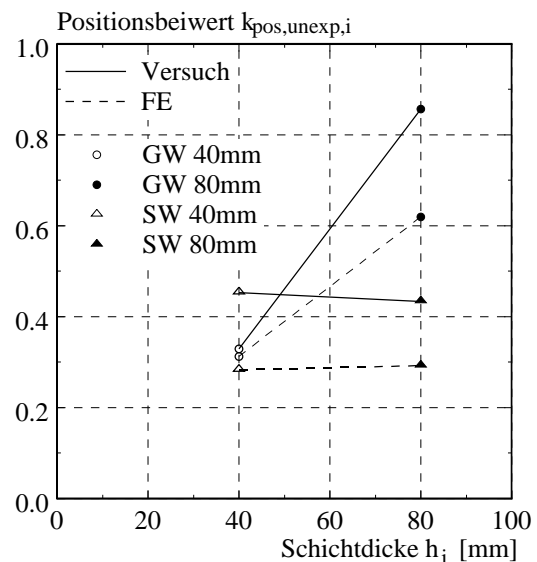


Bild 4.40 Berechnete und gemessene Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ für Glaswolle (GW) und Steinwolle (SW) hinterlegt mit Dämmung in Abhängigkeit der untersuchten Schichtdicke h_i

Anhand des Diagramms in Bild 4.40 kann gezeigt werden, dass sowohl in den FE-Berechnungen als auch in den Versuchen der Einfluss einer dahinterliegenden Dämmung auf die Glaswolle mit steigender Schichtdicke h_i geringer wird und somit der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ mit steigender Schichtdicke h_i zunimmt. Hingegen ist der Einfluss der dahinterliegenden Dämmung auf eine Steinwolle in den FE-Berechnungen sowie in den Versuchen fast unabhängig von der Schichtdicke und im Vergleich mit der der Glaswolle relativ gross ($k_{\text{pos,unexp},i} < 0,5$). D.h., dicke Glaswollmatten werden weniger durch dahinterliegende Dämmungen beeinflusst

als dicke Steinwollmatten. Abweichend von den Versuchsergebnissen lagen jedoch die berechneten Temperaturen innerhalb der Glaswolle sowie innerhalb der Steinwolle immer unterhalb der Temperaturmessungen der Versuche. Daher liegen ebenfalls die Positionsbeiwerte gemäss FE-Berechnungen unterhalb der anhand von Versuchen ermittelten Positionsbeiwerte. Da beide Kombinationen Glaswolle + Dämmung sowie Steinwolle + Dämmung relativ selten angewendet werden und die berechneten Ergebnisse im Vergleich mit dem Versuchen konservative Werte ergaben, wurde hier auf eine Anpassung der Positionsbeiwerte $k_{\text{pos,unexp},i}$ gemäss Gleichung (4.30) und Gleichung (4.31) verzichtet.

Weiterhin wurde ebenfalls überprüft, ob der Einfluss der dahinterliegenden Schicht $i+1$ durch den Einfluss der Schicht $i+2$ überlagert wird. D.h., ob z.B. der günstige Einfluss einer dahinterliegenden Gipsplatte (Schicht $i+1$) auf eine Massivholzplatte (Schicht i) abgemindert wird, wenn sich hinter der Gipsplatte noch eine Steinwollmatte als Schicht $i+2$ befindet. Es konnte festgestellt werden, dass bei sehr dünnen Platten als Schicht $i+1$ ein sehr geringer Einfluss auftritt, der vernachlässigt wird. Damit wird für den Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ nur eine direkt dahinterliegende Dämmung berücksichtigt.

4.4.4 Hohlräume

Die Luft in den Hohlräumen von Holzkonstruktionen isoliert aufgrund ihrer geringen Wärmeleitfähigkeit sehr gut. Sobald jedoch im Brandfall die feuerzugewandte Bekleidung fällt, liegt der Hohlraum frei und hat keine schützende Wirkung mehr für die Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils, die dann direkt dem Feuer ausgesetzt ist. In den FE-Modellen für Konstruktionen mit Hohlräumen wird der Luft kein Material zugeordnet, sondern die Wärme wird nur durch Strahlung übertragen. Daher gibt das vorliegende Berechnungsmodell auch keine Grundisolationszeit bzw. Grundschutzzeit für Hohlräume an. Der Einfluss von Hohlräumen ist daher in dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ für die vor dem Hohlraum liegende Schicht und in dem Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ für die hinter dem Hohlraum liegende Schicht zu berücksichtigen.

Schichten mit einem dahinterliegenden Hohlraum werden durch die isolierende Wirkung der Luft wie bei Dämmungen ungünstig beeinflusst. In Bild 4.42 sind Temperaturverläufe in Abhängigkeit der Zeit aus Versuchen gemäss Schleifer 2007 [74] hinter Gipsfaserplatten (GF) dargestellt, die mit verschiedenen Materialien (OSB: OSB-Platte, SW: Steinwolle, GW: Glaswolle) bzw. mit einem Hohlraum (HR) hinterlegt waren (vgl. Bild 4.41). Anhand der Temperaturverläufe sieht man, dass der Einfluss des Hohlraums auf die Gipsfaserplatte grösser als der Einfluss der OSB-Platte, jedoch geringer als der Einfluss einer dahinterliegenden Dämmung ist. Dies konnte ebenfalls anhand von FE-Berechnungen für andere Bekleidungen festgestellt werden. Vereinfacht und auf der sicheren Seite liegend wurde hier der Einfluss eines Hohlraums dem Einfluss von Dämmungen auf eine davorliegende Bekleidung gleichgesetzt. Damit können Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.29) zur Bestimmung des Positionsbeiwertes $k_{\text{pos,unexp}}$ für Bekleidungen mit einem dahinterliegenden Hohlraum als Schicht $i+1$ verwendet werden.

In Bild 4.42 sieht man, dass je ungünstiger der Einfluss der dahinterliegenden Schicht auf die Bekleidung ist, desto grösser ist die Steigung der Kurve für den Temperaturverlauf hinter der Bekleidung. Dabei steigt die Temperatur hinter der Gipsfaserplatte mit einer dahinterliegenden Dämmung um ca. 50°C pro Minute und die Temperatur hinter einer Gipsfaserplatte mit einer dahinterliegenden OSB-Platte um ca. 20°C pro Minute im Temperaturbereich von 270°C. In Bild 4.44 werden Temperaturverläufe hinter Steinwollmatten verglichen, die mit einem Hohl-

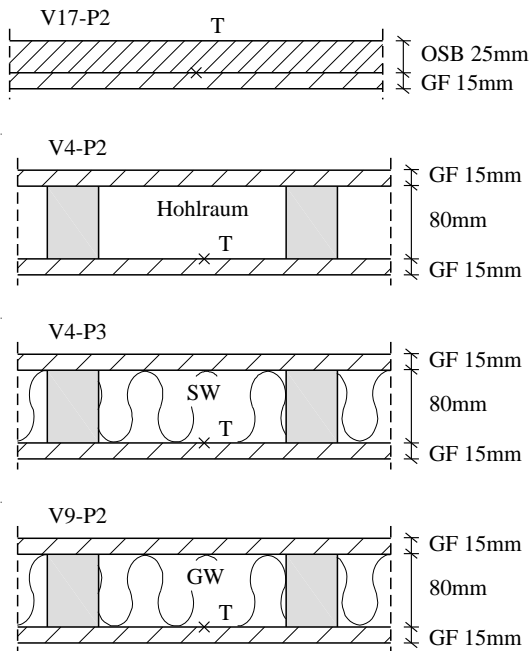


Bild 4.41 Versuchsaufbauten der Versuche V4, V9 und V17 (Schleifer 2007 [74]) mit Position des Thermoelementes T hinter der feuertzugewandten Gipsfaserplatte (GF)

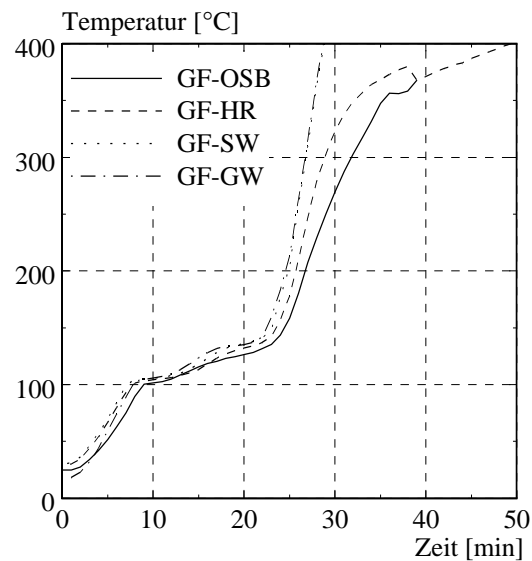


Bild 4.42 Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite der feuertzugewandten Gipsfaserplatte (GF) der Versuche V4, V9 und V17 (Schleifer 2007 [74])

raum (HR) bzw. mit einer Gipsfaserplatte (GF) direkt hinterlegt waren (Versuche Schleifer 2007 [74] V9-P3 mit SW 40mm und V4-P3 mit SW 80mm). Im Temperaturbereich von 270°C beträgt die Steigung der Temperaturen hinter den Steinwollmatten für die Steinwolle mit einem dahinterliegenden Hohlraum (V9-P3: SW+HR) 6°C pro Minute und für die Steinwolle mit einer dahinterliegenden Gipsfaserplatte (V4-P3: SW+GF) 4°C pro Minute. Aufgrund dieses geringen Unterschieds in der Temperaturerhöhung hinter der Steinwolle für die verschiedenen Aufbauten, wurde hier die Annahme getroffen, dass der Einfluss eines dahinterliegenden Hohlraums auf Dämmungen gering ist und wurde somit vernachlässigt. D.h., für Dämmungen mit einem dahinterliegenden Hohlraum wird im Berechnungsmodell für die Dämmungen der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i} = 1$ gesetzt.

Durch die Vereinfachung für Bekleidungen mit einem dahinterliegenden Hohlraum den Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ gemäss Gleichung (4.26) bis Gleichung (4.29) abzumindern werden jedoch Gipsplatten Typ F und Gipsfaserplatten sehr konservativ bewertet. Anhand eines Vergleichs der Zeiten in Bild 4.42 beim Erreichen der Temperatur $T_{\text{Abfallen,Decke}} = 400^{\circ}\text{C}$ für Gipsfaserplatten mit einer dahinterliegenden Dämmung und einem dahinterliegenden Hohlraum sieht man, dass die Gipsfaserplatten mit einem dahinterliegenden Hohlraum ca. 15min länger an der Konstruktion bleiben. Aufgrund der Vereinfachung würden sie jedoch zum selben Zeitpunkt wie Gipsfaserplatten mit einer dahinterliegenden Dämmung fallen. Bei Wandkonstruktionen mit dem Temperaturkriterium $T_{\text{Abfallen,Wand}} = 600^{\circ}\text{C}$ ist dementsprechend die Zeitdifferenz noch grösser. Diese Zeitdifferenz entspricht zwar nicht genau der Zeit, die die Konstruktion länger ihre raumabschliessende Funktion behält, jedoch aufgrund der Vereinfachung würde teilweise im Vergleich mit den FE-Berechnungen der Raumabschluss von Wandkonstruktionen um 20min unterschätzt, sodass der Hohlraum nicht vernachlässigt werden

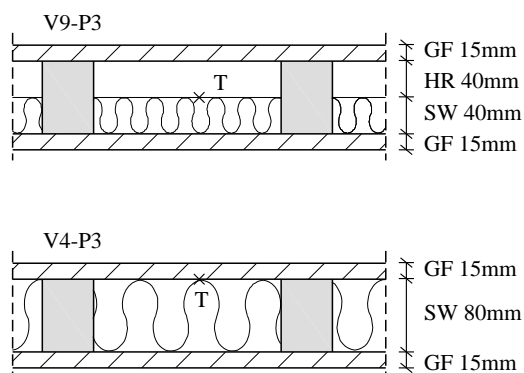


Bild 4.43 Versuchsaufbauten der Versuche V4 und V9 (Schleifer 2007 [74]) mit Position des Thermoelementes T hinter der Steinwollmatte (SW)

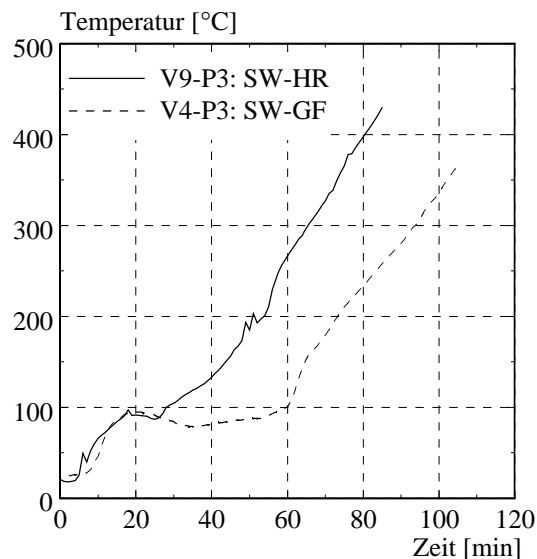


Bild 4.44 Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite einer Steinwollmatte (SW) der Versuche V4 und V9 (Schleifer 2007 [74])

kann. Da im hier entwickelten Berechnungsmodell das spätere Abfallen der Gipsplatten Typ F und der Gipsfaserplatten nicht anhand des Positionsbeiwerts $k_{\text{pos,unexp,i}}$, sondern durch eine Addition der Zeitdifferenz Δt_i berücksichtigt wird (vgl. Gleichung (4.21) bis Gleichung (4.24)), wird dies ebenfalls für Gipsplatten vor Hohlräumen angewendet. D.h., dass der Einfluss von Hohlräumen auf die davorliegende Bekleidung wie der Einfluss von Dämmungen behandelt wird, jedoch der Einfluss auf dahinterliegende Schichten gesondert untersucht wurde. Dabei muss wie in Kapitel 4.4.2 zwischen Schichten unterschieden werden, bei denen gemäss Kapitel 4.2.4 angenommen wurde, dass sie bei einer Temperatur von $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ abfallen, und Gipsplatten Typ F sowie Gipsfaserplatten, die bei einer Temperatur von $T_{\text{Abfallen}} = 400^\circ\text{C}$ bzw. 600°C von der Konstruktion fallen.

Zunächst wurde der Einfluss des Hohlraums auf dahinterliegenden Schichten untersucht, bei denen der Hohlraum von Schichten geschützt ist, die bei $T_{\text{Abfallen}} = 270^\circ\text{C}$ fallen. Anhand einer Parameterstudie unter Berücksichtigung von Versuchen konnte festgestellt werden, dass man eine gute Näherung erhält, wenn der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp,i}}$ für die hinter dem Hohlraum liegende Schicht vereinfacht mit dem Faktor 1.6 multipliziert wird. Dabei hatte die Tiefe des Hohlraums nur einen geringen Einfluss, der hier vernachlässigt wird. Damit jedoch ein Hohlraum im Berechnungsmodell angesetzt werden kann, muss dieser mindestens eine Tiefe von 40mm aufweisen. Für die numerischen Untersuchungen des Hohlraums wurde daher für das FE-Modell ein Hohlraum mit der Tiefe von 40mm verwendet. Der Balken- bzw. Ständerabstand a sowie die Querschnittsbreite b hatten keinen Einfluss auf die FE-Berechnungen und wurden für das FE-Modell auf $a = 600\text{mm}$ und $b = 80\text{mm}$ festgelegt.

In Tabelle 4.10 werden die anhand von FE-Berechnungen ermittelten Schutzzeiten bzw. Isolationszeiten der einzelnen Schichten sowie die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion der Gesamtkonstruktion t_{ins} von ausgewählten Holzkonstruktionen mit Hohlräumen (HR) mit dem Berechnungsmodell verglichen. Da auch mehrschichtige Aufbauten untersucht

wurden, wurde in der Tabelle der Hohlraum immer zwischen der 2. und 3. Schicht gewählt. Anhand Tabelle 4.10 kann gezeigt werden, dass die Zeiten bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion der Gesamtkonstruktion t_{ins} gemäss dem Berechnungsmodell im Vergleich mit den FE-Berechnungen gut übereinstimmen und immer auf der sicheren Seite liegen. Da sich jedoch die Abweichungen der Näherungen für die einzelnen Schichten addieren, weichen die Werte t_{ins} gemäss des Berechnungsmodells teilweise mehr als 1 oder 2 min von den FE-Berechnungen ab. Anhand des Vergleichs der Zeiten der „2. Schicht“ kann gezeigt werden, dass die oben bereits erwähnte Vereinfachung durch die Verwendung des Positionsbeiwerts $k_{pos,un-exp,i}$ für dahinterliegende Dämmungen für Bekleidungen mit einem dahinterliegenden Hohlraum eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnisse der FE-Berechnung liefert. Betrachtet man die Zeiten der hinter dem Hohlraum liegenden 3. Schicht sieht man, dass ebenfalls die Näherung durch die Multiplikation des Positionsbeiwerts $k_{pos,exp,i}$ mit dem Faktors 1.6 im Vergleich mit den FE-Berechnungen auf der sicheren Seite liegt.

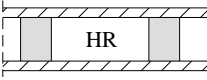





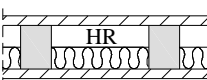
Aufbau	1. Schicht		2. Schicht		3. Schicht		t_{ins}	
	FE	Modell	FE	Modell	FE	Modell	FE	Modell
 MHP 20mm MHP 20mm			21.7	19.7	16.1	14.9	37.8	34.6
 GP 12.5mm GP 12.5mm			18.5	17.6	16.4	15.3	34.9	32.9
 GP 15mm GP 15mm			23.7	22.5	22.1	19.8	46.1	42.3
 SW30 60mm GP 12.5mm			17.7	17.6	2.3	1.1	20.1	18.7
 MHP 20mm MHP 20mm GP 12.5mm	23.3	24.1	10.6	11.0	14.1	11.2	48.0	46.3
 GP 12.5mm GP 12.5mm GP 12.5mm	25.6	24.1	9.0	8.8	13.8	11.2	48.4	44.1
 GP 15mm SW 40mm GP 15mm	22.5	22.5	0.7	1.5	22.4	19.2	45.6	43.2

Tabelle 4.10 Vergleich der Schutz- bzw. Isolationszeiten sowie der Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion der Gesamtkonstruktion t_{ins} gemäss FE-Berechnungen und Berechnungsmodell

Für Gipsplatten Typ F sowie Gipsfaserplatten, die gemäss Kapitel 4.2.4 bei einer Temperatur von $T_{\text{Abfallen}} = 400^\circ\text{C}$ bzw. 600°C von der Konstruktion fallen, ist ebenfalls die Zeitdifferenz Δt_i gemäss Gleichung (4.21) und Gleichung (4.22) für Bekleidungen geschützt durch Gipsplatten Typ F bzw. Gipsfaserplatten zu erhöhen. Anhand einer Parameterstudie, die mit FE-Berechnungen durchgeführt wurde, konnte ein Faktor von 3 festgelegt, der mit der Zeitdifferenz Δt_i gemäss Gleichung (4.21) und Gleichung (4.22) zu multiplizieren ist. Diese Vereinfachung liefert eine gute Näherung für alle Bekleidungen im Vergleich mit den FE-Berechnungen. D.h., für Schichten auf der feuerabgewandten Seite von Hohlräumen ist zunächst der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp,i}}$ mit dem Faktors 1.6 zu multiplizieren, um die Schutzzeit zu bestimmen. Wird zusätzlich der Hohlraum durch eine Gipsplatte Typ F oder Gipsfaserplatte vor der direkten Brandeinwirkung geschützt, ist für die Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite des Hohlräume die Zeitdifferenz Δt_i gemäss Gleichung (4.21) und Gleichung (4.22) (vgl. Kapitel 4.4.2) mit dem Faktor 3 zu multiplizieren.

Es muss hier jedoch davon ausgegangen werden, dass dieser günstige Einfluss des Hohlräume auf das Abfallen der vor dem Hohlraum liegenden Gipsplatte Typ F bzw. Gipsfaserplatte (vgl. Bild 4.42 bei 400°C) geringer wird, wenn die Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Hohlräume eine Dämmung ist. Versuche mit denen diese Annahme überprüft werden kann, liegen nicht vor. Anhand von FE-Berechnungen konnte jedoch die Annahme bestätigt werden. Damit entfällt vereinfacht die Erhöhung der Zeitdifferenz Δt_i gemäss Gleichung (4.23) und Gleichung (4.24) für Dämmungen (vgl. Kapitel 4.4.2) durch den Faktor 3.

4.5 Fugen und Aussparungen

4.5.1 Allgemein

Im Fugenbereich von Bekleidungen weist die Bekleidung einen geringeren Feuerwiderstand auf als ausserhalb dieses Bereiches. Vor allem bei Bekleidungen auf der feuerabgewandten Seite des Holzbauteils kommt eine Sogwirkung durch die kühlere Luft auf der feuerabgewandten Seite hinzu, die durch den Überdruck im Brandraum begünstigt wird. Durch diese sogenannte Kaminwirkung wird nicht nur das Kriterium I (Wärmedämmung) und E (Raumabschluss) auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils schneller erreicht, sondern die Kaminwirkung vergrössert zusätzlich den Abbrand von brennbaren Bekleidungen in diesem Bereich. Wie bereits in Kapitel 4.2.3 erwähnt, werden Fugen und Aussparungen nicht in den numerischen Simulationen berücksichtigt, sondern werden anhand von Versuchen auf Grundlage von EN 1995-1-2: 2004 [24] beurteilt.

Zunächst wurde hier zwischen Fugen und Aussparungen unterschieden. Beim Berechnungsmodell gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] können Bekleidungen mit Fugen berücksichtigt werden, die eine Spaltbreite $\leq 2\text{mm}$ aufweisen (vgl. Bild 4.45). Diese Beschränkung der Spaltbreite wird für das vorliegende Berechnungsmodell übernommen. Tritt eine grössere Spaltbreite auf, wird die Fuge hier wie eine Aussparung beurteilt (vgl. Bild 4.46). Diese Annahme ist zwar konservativ, da jedoch keine Versuche mit Fugen und Spaltbreiten $> 2\text{mm}$ vorliegen, wurde auf die Angabe von günstigeren Werten verzichtet.

Von Aussparungen spricht man in der Regel bei Durchbrüchen durch Bekleidungen, um Steckdosen oder Lichtschalter zu installieren. Gemäss Lignum 2007 [62] sind diese Aussparungen mit einer Gipsmörtel-Ummantelung, einer Kasten-Ummantelung oder einer Ummantelung mit Mineralwolle (Schmelzpunkt $\geq 1000^\circ\text{C}$) auszuführen (vgl. Bild 4.47).

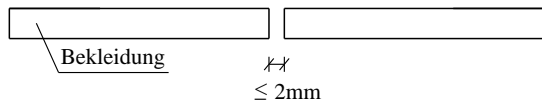


Bild 4.45 Fuge

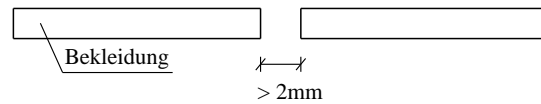


Bild 4.46 Aussparung

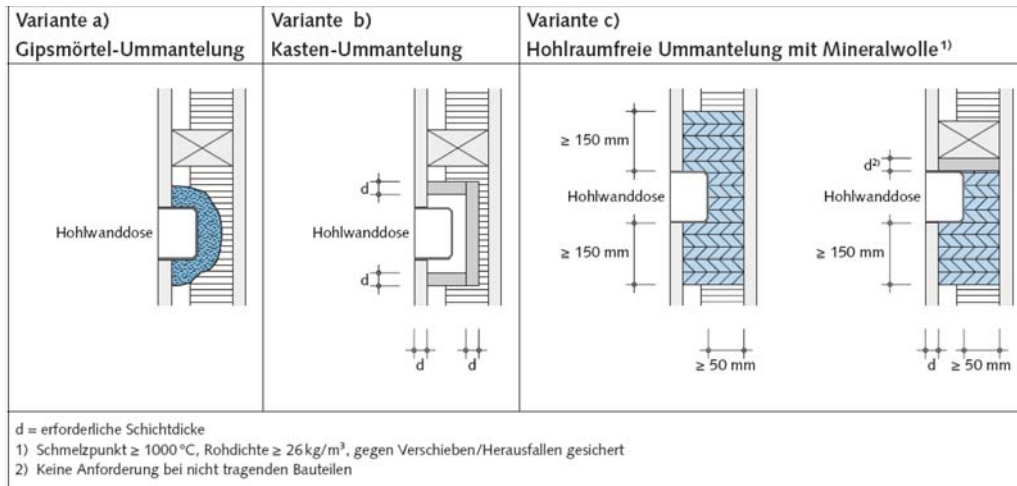


Bild 4.47 Mögliche Ausführungen von Hohlraumdosens gemäss Lignum 2007 [62]

Um die in Bild 4.47 dargestellten Ausführungen von Aussparungen in Bekleidungen in Verbindung mit dem Berechnungsmodell für raumabschliessende Holzbauteile gemäss Kapitel 4.2 zu verwenden, muss bei der Variante a das Gipsmörtelbett die Dicke der ausgesparten Bekleidung aufweisen und kann dann der Schutzzeit der Bekleidung (vgl. Kapitel 4.2) gleichgesetzt werden. Bei der Variante b ist die Kastenummantelung aus demselben oder aus einem brandschutztechnischen besseren Material mit derselben oder einer grösseren Plattendicke auszuführen. Die Bekleidung gemäss Variante c, in der sich die Aussparung (Hohlwanddose) befindet, kann gemäss dem Berechnungsmodell in Kapitel 4.2 nicht als brandschutztechnisch wirksame Bekleidung angesetzt werden ($t_{\text{prot},1} = 0\text{ min}$ bzw. $t_{\text{ins},i} = 0\text{ min}$). Weiterhin gilt für alle Varianten, dass für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion des Gesamtbauteils nur noch die verbleibende Dicke der Hohlraumdämmung anzusetzen ist. Für Bekleidungen mit Fugen mit einer Spaltbreite $> 2\text{ mm}$ kann wie bei der Variante c der Feuerwiderstand dieser Bekleidung nicht berücksichtigt werden und zusätzlich ist der hinter der Aussparung liegende Hohlraum mit Dämmung (Schmelzpunkt $> 1000^\circ\text{C}$) vollständig zu füllen.

Der Feuerwiderstand von Bekleidungen mit Fugen mit einer Spaltbreite $\leq 2\text{ mm}$ kann gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] berücksichtigt werden, wenn der Beitrag dieser Bekleidung mit einem Fugenbeiwert $k_{j,i}$ multipliziert wird. Für Fugen mit einer Spaltbreite $\leq 2\text{ mm}$ liegen einige Versuche vor. Da bei Fugen auf der feuerabgewandten Seite zusätzlich die Kaminwirkung hinzukommt, wurde die Untersuchung dieser Fugen unterteilt in Fugen auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils und den hinterlegten Fugen. Grundsätzlich wurde hier festgelegt, dass gemäss Lignum 2007 [62] Fugen um mindestens 60 mm zu versetzen sind.

4.5.2 Fugen auf der feuerabgewandten Seite

Für einlagige Holzwerkstoffplatten auf der feuerabgewandten Seite mit Fugen mit einer Spaltbreite $\leq 2\text{ mm}$ liegen die Versuche V12 (Massivholzplatte 54 mm , Doppel - Nut und Feder) und

V15 (OSB-Platte 12 mm, Nut und Kamm) aus Schleifer 2007 [74] vor. Da beide Versuchskörper nur aus einer Schicht bestanden, entspricht gemäss dem Berechnungsmodell in Kapitel 4.2 der Positionswert der jeweiligen Schicht dem Wert 1.0. Mit Gleichung (4.2) und dem Fugenbeiwerten gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] ergeben sich die folgenden berechneten Zeiten bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion der Platten und damit der Gesamtkonstruktion $t_{ins,Modell}$ im Vergleich mit den gemessenen Zeiten der Versuche $t_{ins,Versuch}$.



Versuch	Fugenausbildung	Fugenbeiwert gemäss [24]	$t_{ins,Versuch}$ [min]	$t_{ins,Modell}$ [min]
V12 [74]: MHP 54 mm	Doppel-Nut und Feder 	0.6	> 38	45.8
V15 [74]: OSB 12 mm	Nut und Kamm 	0.4	7	3.1

Tabelle 4.11 Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion

Der in Tabelle 4.11 dargestellte Versuch V12 musste vorzeitig abgebrochen werden, da gleichzeitig eine brandschutztechnisch schlechte Platte in diesem Versuch getestet wurde. Die Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite im Bereich der Fuge der Massivholzplatte waren jedoch noch unter 100°C (88°C). Daher wird hier angenommen, dass die berechnete Zeit $t_{ins,Modell}$ auf der sicheren Seite liegt. Somit werden für brennbare Bekleidungen auf der feuerzugewandten Seite die Fugenbeiwerte gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] bis auf den Fugentyp a der Tabelle E.6 [24], der eine offene Fuge darstellt, übernommen. Zusätzlich wird die Tabelle E.6 der EN 1995-1-2: 2004 [24] um den Fugentyp Doppel-Nut und Feder ergänzt (vgl. Tabelle 4.12). Holzwerkstoffplatten auf der feuerabgewandten Seite der Holzkonstruktion mit stumpf gestossenen Fugen sind auf dem Ständer zu stossen oder können nicht im vorliegenden Berechnungsmodell angesetzt werden. Die Angaben in Bezug auf die Fugenausbildung für brennbare Platten auf der feuerabgewandten Bauteilsseite gelten ebenfalls für Dämmungen.

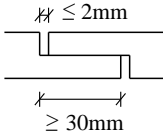
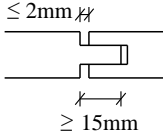
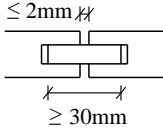
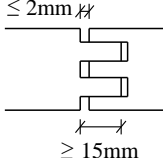
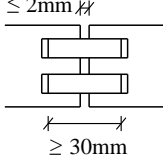
Fugentyp		 	 
Fugenbeiwert $k_{j,i}$	0.3	0.4	0.6

Tabelle 4.12 Fugenbeiwerte $k_{j,i}$ für Fugen in brennbaren Bekleidungen und Dämmungen auf der feuerabgewandten Seite

Für Fugen in Gipsplatten auf der feuerabgewandten Seite liegen nur Versuche von Herstellern vor. Bei fast allen diesen Versuchen waren jedoch die davorliegenden Platten auf der feuerzugewandten Seite noch vorhanden und somit konnte sich eine Kaminwirkung nicht einstellen. Daher unterscheiden sich die Temperaturen im Fugenbereich kaum von den Messungen ausserhalb dieses Bereiches. Der Fall, dass davorliegende Schichten nicht mehr vorhanden sind, kann nur bei Wänden auftreten, da bei Decken immer noch die Tragschicht vorhanden sein muss. In der Regel werden Stösse von Gipsplatten bei Wandaufbauten auf den Ständern ausgeführt. Bei Wandaufbauten mit kürzeren Gipsplatten als 3 m Wandhöhe tritt ein „fliegender“ Stoss zwischen den Ständern auf. Bei einem Wandversuch eines Herstellers mit beidseitig einlagigen 12.5 mm dicken Gipsfaserplatten mit verspachtelten fliegenden Fugen und einem Hohlraum, fiel die feuerzugewandte Platte 1 min vor Versuchsabbruch. Die Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite des gesamten Bauteils im Fugenbereich waren nur gering höher als ausserhalb des Fugenbereichs und lagen bei maximal ca. 170°C. D.h., die Konstruktion stand bereits kurz vor dem Verlust der raumabschliessenden Funktion. Die genaue Fugenbreite der fliegenden Stösse in diesem Versuch ist nicht bekannt. Da die Platten stumpf gestossen waren, wurde davon ausgegangen, dass die Fugenbreite nur gering war und der Spachtel in der Fuge eine Kaminwirkung verhindert hat. In den Versuchen Schleifer 2007 [74] konnte jedoch beobachtet werden, dass sich der Spachtel aufgrund der direkten Brandeinwirkung aus den Fugen gelöst hat, bevor der Feuerwiderstand der Gipsplatte erreicht war. Bei stumpf gestossenen Gipsplatten mit einer Fugenbreite von ≤ 2 mm ist es oft problematisch die Fuge vollständig auszuspachteln, da der Spachtel nicht weit genug in die Fuge eingebracht werden kann. Da die Verspachtelung nach Fertigstellung der Konstruktion durchgeführt wird, liegt jedoch der ausgespachtelte Bereich der Fuge in der Platte auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils immer auf der feuerabgewandten Plattenseite und fällt so nicht frühzeitig wie auf der feuerzugewandten Seite durch die direkte Brandeinwirkung heraus. Da bei allen Versuchen immer geringfügig höhere Temperaturen im Bereich der Fugen gemessen wurden als ausserhalb dieses Bereichs, wurde im Bezug auf das Berechnungsmodell in Kapitel 4.2 für Gipsplatten ein Fugenbeiwert $k_{j,i} = 0.8$ angesetzt. Die Fugen sind jedoch immer zu verspachteln. Da es verschiedene Kantenausbildungen bei Gipsplatten gibt, sind für die Verspachtelung die Angaben des Herstellers zu beachten. Nicht verspachtelte Fugen in der Gipsplatte auf der feuerabgewandten Seite der Holzkonstruktion werden im vorliegenden Berechnungsmodell nicht zugelassen.

4.5.3 Fugen auf der feuerzugewandten Seite

Mit Ausnahme der Fugen auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils sowie Fugen in Schichten mit einem dahinterliegenden Hohlraum sind alle anderen Fugen mit weiteren Schichten hinterlegt, so dass keine Kaminwirkung eintreten kann. Für hinterlegte Bekleidungen mit Fugen liegen einige Versuche vor. In Bild 4.48 sind Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Holzwerkstoffen, die durch andere Holzwerkstoffe direkt hinterlegt waren, dargestellt (vgl. Schleifer 2007 V13, V14 und V15). Die Temperaturen wurden im und ausserhalb des Bereichs der Fugen gemessen. Anhand der Temperaturen kann gezeigt werden, dass teilweise die Temperaturen im Fugenbereich geringer waren als ausserhalb dieses Bereichs. Eine Ausnahme bildet die stumpf gestossene Fuge, die deutlich höhere Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite aufwies als die Fuge mit Nut und Kamm. Daher wird wie bereits in Kapitel 4.5.2 eine stumpf gestossene Fuge bei Holzwerkstoffen im Berechnungsmodell gemäss Kapitel 4.2 nicht zugelassen. Für alle anderen Fugenausbildungen gemäss Tabelle 4.12 kann der Fugenbeiwert $k_{j,i} = 1.0$ für direkt hinterlegte Holzwerkstoffe gesetzt werden.

Da Dämmungen in der Regel stumpf gestossen werden, jedoch mit einem Übermass einzubauen sind, wird hier davon ausgegangen, dass hier ein vorzeitiges Versagen in der Fuge nicht stattfindet und der Fugenbeiwert $k_{j,i} = 1.0$ kann für alle hinterlegten Dämmungen angesetzt werden.

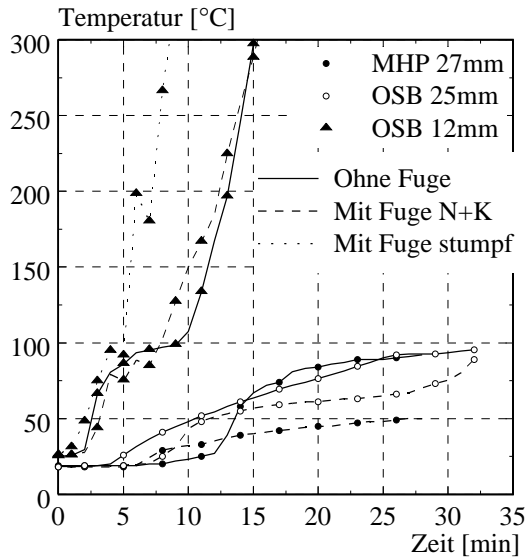


Bild 4.48 Temperaturverläufe im und ausserhalb des Bereichs von Fugen von hinterlegten Holzwerkstoffplatten

In Bild 4.49 sind die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite von Gipsplatten Typ A des Versuchs V11 aus Schleifer 2007 [74] dargestellt, die durch andere Gipsplatten direkt hinterlegt waren. Die Temperaturen wurden hinter den 10 und 15 mm dicken Platten sowie hinter den 2 mm breiten verspachtelten Fugen gemessen. Anhand der Temperaturverläufe sieht man, dass im Fugenbereich sogar geringere Temperaturen auftraten. Ebenso wurden auf der feuerabgewandten Seite von 12.5 mm dicken Gipsplatten Typ A des Versuchs V10 [74] geringere Temperaturen im Bereich der 2 mm breiten Fugen gemessen (vgl. Bild 4.50). Bei diesem Versuch wurde eine Fuge verspachtelt und die andere nicht.

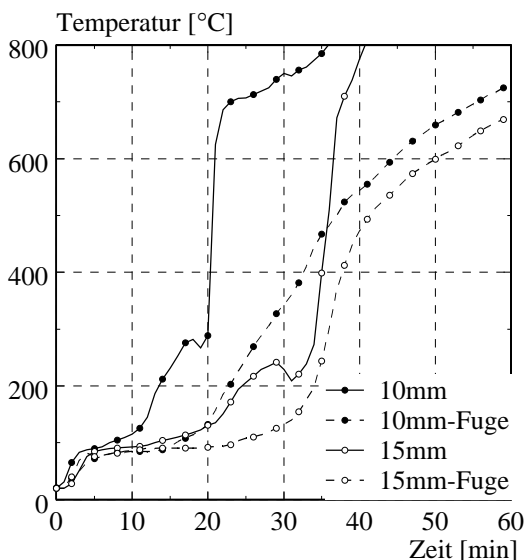


Bild 4.49 Temperaturverläufe im und ausserhalb des Bereichs von verspachtelten Fugen von hinterlegten Gipsplatten (10 und 15 mm) [74]

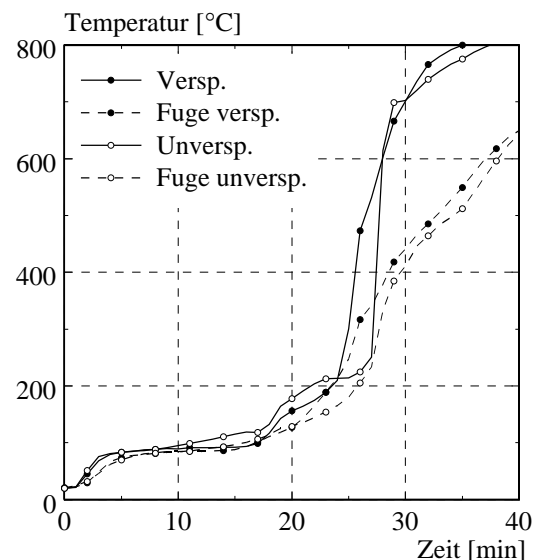


Bild 4.50 Temperaturverläufe im und ausserhalb des Bereichs von verspachtelten und unverspachtelten Fugen von hinterlegten Gipsplatten (12.5 mm) [74]

In Bild 4.50 sieht man, dass sich die hinterlegte verspachtelte Fuge ähnlich wie die hinterlegte unverspachtelte Fuge unter Brandeinwirkung verhält. Auch bei Gipsplatten hinterlegt mit Holzwerkstoffplatten (vgl. Versuch V17 Schleifer 2007 [74]) könnten keine höheren Temperaturen im Fugenbereich festgestellt werden. Daher entfällt ein Fugenbeiwert in Bezug auf das Berechnungsmodell gemäss Kapitel 4.2 für direkt hinterlegte Gips- und Gipsfaserplatten mit stumpf gestossenen Fugen ≤ 2 mm. Da jedoch der Nachweis gemäss des Berechnungsmodells von beiden Seiten geführt werden muss und damit die Platte auf der feuerzugewandte Seite auch die Platte auf der feuerabgewandten Seite sein kann, sind gemäss Kapitel 4.5.2 die Fugen in Gipsplatten immer gemäss Herstellerangaben zu verspachteln.

Für Holzwerkstoffplatten, Dämmungen sowie für Gipsplatten liegen keine Versuche vor, bei denen Fugen mit Hohlraumdämmung hinterlegt waren oder ein Hohlraum vorhanden war und gleichzeitig Temperaturen hinter den Fugen gemessen wurden. Es wird hier angenommen, dass eine Kaminwirkung bei Fugen, die direkt mit Hohlraumdämmung hinterlegt sind, nicht auftreten und bei Fugen mit einem Hohlraum dahinter sich nur in einem sehr geringen Masse einstellen kann. Daher wird hier vereinfacht angenommen, dass bis auf die Platten auf der feuerabgewandten Seite, der Fugenbeiwert für Holzwerkstoffplatten und Dämmungen mit den in Kapitel 4.5.2 genannten Fugenausbildungen sowie für stumpf gestossene verspachtelte Fugen bei Gipsplatten gleich 1.0 gesetzt werden kann.

4.6 Vergleich Berechnungsmodell - Versuche - Normen

Im vorliegenden Kapitel wird das in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmodell mit den zur Verfügung stehenden Grossversuchen sowie mit vorhandenen Berechnungsmodellen gemäss Normen verglichen. Die hier verwendeten Normen (europäischer Norm EN 1995-1-2: 2004 [24], britischer Code BS 5268: 1990 [8], kanadischer Code NBCC: 2005 [67]) wurden bereits in Kapitel 2.2 vorgestellt. Die Anzahl der Versuche, die für den Vergleich verwendet wurden, waren zum einen durch die hier verwendeten Materialien begrenzt. Zum anderen wurden nur Versuche gewählt, bei denen die Konstruktionen auf ihre raumabschliessende Funktion geprüft wurden. Vereinzelt konnte jedoch auch bei diesen Versuchen nicht der genaue Zeitpunkt bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion ermittelt werden, da gerade bei Versuchen, die von Firmen in Auftrag gegeben wurden, die Versuche beim Erreichen der gewünschten Zeit (EI30, EI60) vor dem Erreichen des Temperaturkriteriums $\Delta T = 140 / 180^\circ\text{C}$ abgebrochen wurden. Weiterhin wurde davon ausgegangen, dass bei Konstruktionen mit Stahlständern die Ständer keinen Einfluss auf den Raumabschluss haben, solange der Hohlraum vollständig mit Dämmung gefüllt ist. Bei Hohlraumkonstruktionen liegt eine höhere Strahlung im Hohlraum durch die Stahlständer im Vergleich mit Holzständern vor. Wie gross der Einfluss von Stahlständern ist, ist nicht bekannt, sodass diese Versuche nicht für einen Vergleich mit dem Berechnungsmodell herangezogen wurden.

In Tabelle 4.13 wird die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Wandkonstruktionen aus Grossversuchen (Wandhöhe ≥ 2.5 m) mit dem Zeiten gemäss des in dieser Arbeit entwickelte Berechnungsmodells sowie mit den Zeiten gemäss Normen verglichen.

4 Berechnungsmodell

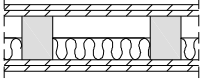
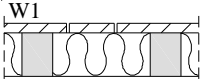
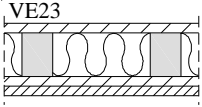
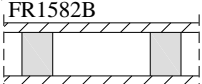
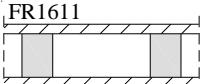
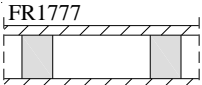

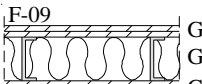
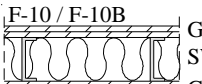
Versuch	Wandaufbau	t_{ins} [min]				
		Versuch	Modell	EN 1995-1-2: 2004 [24]	BS 5268: 1990 [8]	NBCC: 2005 [67]
Hersteller- versuch	 GPF 2x10mm SW40 40mm GPF 2x10mm	> 85.0	61.6	/	/	/
König 1995 [49]	 W1 GPA 12.5mm SW28 145mm	49.5	51.6	/	/	/
König 1997 [50]	 VE23 GPA 12.5mm SW28 145mm GPA 12.5mm GPF 15.4mm	103	75.9	/	60	/
Collier *) 2002 [11]	 FR1582B GPF 9.5mm HR 90mm GPF 9.5mm	41.1	40.8	25.0	/	/
	 FR1611 GPF 12.7mm HR 70mm GPF 12.7mm	66.3	53.9	31.7	30	40.0
	 FR1777 GPF 16.2mm HR 90mm GPF 16.2mm	97.2	69.7	39.1	/	/
Sultan 2002 [78]	 F-04 GP 2x12.7mm HR 90mm GP 2x12.7mm	65.0	56.2	63.7	60	/
	 F-09 GPX 2x12.7mm GW15 90mm GPX 12.7mm	65.0	52.1	/	/	40
	 F-10 / F-10B GPX 2x12.7mm SW30 90mm GPX 12.7mm	60.0 / 100.0 **)	62.8	/	60	50

Tabelle 4.13 Vergleich der Zeiten bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Wandkonstruktion Σt_{ins} gemäss Versuch, dem hier entwickelten Modell und Normen

*) Neuseeländische Gipsplatten (fibreglas fire reted plasterboards) sind hier als Gipsplatten Typ F eingestuft worden.

***) Einbau der Steinwolle: F-10 ohne Übermass; F-10B mit Übermass

Anhand Tabelle 4.13 kann gezeigt werden, dass das hier entwickelte Berechnungsmodell im Vergleich mit den Versuchen immer konservative Ergebnisse liefert bis auf den Versuch W1

gemäss König 1995 [49] mit einer Abweichung von 2 Minuten. Bei diesem Versuch war die Wandkonstruktion ungleichmässig belastet. Daher verformten sich die mittleren Ständer stärker als die Randständer, sodass sich die Gipsplatten in den Eckbereichen vom Ständer lösten, was die Abweichung erklärt. Teilweise gibt das Berechnungsmodell im Vergleich mit den Versuchsergebnissen sehr konservative Werte (vgl. z.B. König 1997 [50] und Sultan 2002 [78]). Der entscheidende Faktor für diese Abweichung ist das Abfallen der einzelnen Schichten, die oft in den Versuchen später abfallen als in Kapitel 4.2.4 angenommen wurde. Anhand des Vergleichs der Ergebnisse der Versuche F-10 (EI60) und F-10B (EI100) kann dieser Einfluss des Abfallens deutlich gezeigt werden. Die Versuche hatten den identischen Aufbau gemäss Tabelle 4.13, wobei im Versuch F-10 die Steinwolle lose in den Hohlraum gelegt wurde während die Steinwolle im Versuch F-10B mit Übermass eingebaut wurde. Der genaue Zeitpunkt des Herausfallens der Steinwolle im Versuch F-10 und F-10B ist nicht bekannt. Es kann jedoch davon ausgegangen werden, dass aufgrund des unterschiedlichen Einbaus der Steinwolle in den Versuchen, die Steinwolle im Versuch F-10 wesentlich früher gefallen ist und damit die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion im Vergleich mit dem Versuch F-10B um 40min reduziert wurde. Die Versuche, bei denen das Abfallen der einzelnen Schichten den Versuchsberichten entnommen werden konnte, wurden mit den gemessenen Zeitpunkten des Abfallens sowie mit den in Kapitel 4.2.4 für das vorliegende Berechnungsmodell angenommenen Kriterium anhand von FE-Berechnungen überprüft. Die damit ermittelte Zeitdifferenz für den Raumabschluss dieser Konstruktionen stimmte gut mit der Zeitdifferenz zwischen dem Berechnungsmodell und des Versuchsergebnissen in Tabelle 4.13 überein.

Ein Vergleich der Zeiten gemäss Modell und gemäss der Normen zeigt, dass zum einen wesentlich mehr Aufbauten mit dem hier entwickelte Berechnungsmodell beurteilt werden können als mit den Modellen gemäss der Normen. Zum anderen gibt das vorliegende Modell Werte, die besser mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen als die anderen Modelle.

Als Brandversuche mit Deckenaufbauten ($> 3.0\text{m}$) liegen ein Herstellerversuch sowie mehrere Versuche gemäss Sultan 1998 [77] vor. In den Versuchen gemäss Sultan 1998 [77] wurden jedoch als Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite vorwiegend Sperrholzplatten (SH) verwendet, die mit dem hier entwickelten Berechnungsmodell nicht beurteilt werden können. In Tabelle 4.14 kann jedoch anhand der Versuche NRC-01 und FF-01 gemäss Sultan 1998 [77] gezeigt werden, dass der Unterschied zwischen einer Sperrholzplatte und einer OSB-Platte auf der feuerabgewandten Seite für den Raumabschluss der Gesamtkonstruktion gering ist. Daher wurde für den Vergleich der Versuchsergebnisse mit dem Modell OSB-Platten statt Sperrholzplatten im Berechnungsmodell verwendet. Weiterhin wurde zur Berücksichtigung der Fuge in der Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite ein Fugenbeiwert von $k_{j,i} = 0.4$ gemäss Kapitel 4.5.2 angesetzt.

Wie bereits beim Vergleich der Versuchsergebnisse der Wandaufbauten in Tabelle 4.13 mit dem Berechnungsmodell, gibt das Modell auch für Deckenversuche teilweise sehr konservative Ergebnisse im Vergleich mit den gemessenen Werten (vgl. Tabelle 4.14). Es kann jedoch auch bei den Deckenversuchen anhand der Versuche FF-03 und FF-03A gezeigt werden, dass die Abweichungen in Zusammenhang mit dem späteren Abfallen der Platten im Versuch stehen. Da im Versuch FF-03 die feuerzugewandte Gipsplatte nicht wie im Versuch FF-03A auch im Bereich der Stösse befestigt war, fielen die Platten im Versuch FF-03 früher als im Versuch FF-03A. Die daraus resultierende Zeitdifferenz für den Raumabschluss der Gesamtkonstruktion betrug fast 30 Minuten.

4 Berechnungsmodell

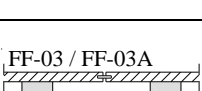
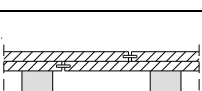
Versuch	Deckenaufbau	t_{ins} [min]				
		Versuch	Modell (*)	EN 1995-1-2: 2004 [24]	BS 5268: 1990 [8]	NBCC: 2005 [67]
Sultan 1998 [77]	 SH 15.9mm HR 235mm GPX 15.9mm	33	30.8	33.4	/	/
	 OSB 15.9mm HR 235mm GPX 15.9mm	35	30.8	35.1	/	/
	 SH 15.9mm HR 235mm GPX 12.7mm	30/45 **)	24.1	26.7	30	/
	 SH 15.9mm HR 145mm GW15 90mm GPX 12.7mm	36	26.9	/	/	/
	 SH 15.9mm HR 145mm SW30 90mm GPX 12.7mm	60	41.4	/	/	/
	 SH 15.9mm HR 235mm GPX 12.7mm GPX 12.7mm	51/80 ***)	40.8	/	30	/
	 SH 15.9mm HR 145mm GW15 90mm GPX 12.7mm GPX 12.7mm	67	42.0	/	/	/
	 SH 15.9mm HR 145mm SW30 90mm GPX 12.7mm GPX 12.7mm	72	52.7	/	60	/
Hersteller- versuch	 OSB 2x22mm HR 200mm SW25 60mm OSB 12mm GPA 12.5mm	49.5	54.1	/	/	/

Tabelle 4.14 Vergleich der Zeiten bis zum Verlust der raumabs. Funktion von Deckenkonstruktion t_{ins} gemäss Versuch, dem hier entwickelten Modell und Normen

*) Da Sperrholzplatten (SH) nicht mit dem vorliegenden Berechnungsmodell berücksichtigt werden können, wurde für den Vergleich eine OSB-Platte angesetzt.

***) Schraubenabstand von der Gipsplattenkante: FF-1A 10mm; FF-02A 38mm

****) Schraubenabstand von der Gipsplattenkante (feuerzug.): FF-3 200mm; FF-03A 38mm

Ein weiteres Beispiel ist der Herstellerversuch, bei dem die feuerzugewandte Gipsplatte aufgrund einer ungünstigen Befestigung (Spreizklammern) frühzeitig von der Konstruktion fiel und somit das Berechnungsmodell im Vergleich mit dem Versuchsergebnisse auf der unsicheren Seite liegt.

Die Deckenversuche wurden anhand von FE-Berechnungen unter Berücksichtigung des Abfalls der Platten gemäss Versuchsbericht überprüft. Dabei ergaben die FE-Berechnungen Zeiten bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion, die einige Minuten grösser als die gemessenen Werte waren. Der Grund dafür ist, dass im FE-Modell die Fugen in der feuerabgewandten Bekleidung nicht berücksichtigt wurden. Durch die Multiplikation eines Fugenbeitrags mit dem berechneten Beitrag der Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite der Konstruktion, lagen jedoch auch diese Berechnungen im Vergleich mit den gemessenen Werten auf der sicheren Seite. Anhand eines Vergleichs dieser Berechnungen mit FE-Berechnungen, bei denen das Abfallen der Platten gemäss Kapitel 4.2.4 berücksichtigt wurde, kann die Zeitdifferenz zwischen den Versuchsergebnissen und dem Berechnungsmodell in Tabelle 4.14 bestätigt werden.

Anhand der Vergleiche in Tabelle 4.13 und Tabelle 4.14 konnte gezeigt werden, dass das Abfallen der Schichten der entscheidende Faktor für den Raumabschluss von Holzkonstruktionen ist. Bereits durch kleine Anpassungen wie durch das Übermass von 3 cm und die damit verbundene bessere Klemmwirkung der Steinwolle (Ständerabstand = 600 mm) im Versuch F-10B gemäss Sultan 1998 [77], blieb die raumabschliessende Funktion dieser Konstruktion 40 min länger als im Versuch F-10 (kein Übermass) erhalten. In der Praxis wird in der Regel ein Übermass von ca. 1 cm angewendet und damit liegt die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion dieser Konstruktion in der Praxis zwischen 60 und 100 min. Dies stimmt mit dem Berechnungsmodell überein, das den Einbau von Dämmungen mit Übermass gemäss Hersteller voraussetzt und für diese Konstruktion eine Zeit von $t_{\text{ins}} = 62.8 \text{ min}$ angibt.

Ähnlich verhält es sich mit den Befestigungen von Bekleidungen. Aufgrund einer zusätzlichen Reihe von Befestigungsmitteln im Versuch FF-03A fällt die feuerzugewandte Gipsplatte später und die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion der Gesamtkonstruktion erhöht sich um ca. 30 min im Vergleich mit dem Versuch FF-03. Die Befestigung der Gipsplatte im Versuch FF-03 ist jedoch gemäss Hersteller zulässig und muss daher im Berechnungsmodell berücksichtigt werden.

Anhand der Vergleiche in Tabelle 4.13 und Tabelle 4.14 kann man sehen, dass das hier entwickelte Berechnungsmodell für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion von Holzkonstruktionen aufgrund der konservativen Annahme für das Abfallen von Schichten gemäss Kapitel 4.2.4 auch Konstruktionen mit brandschutztechnisch ungünstig befestigten Schichten abdeckt.

4.7 Modellunsicherheiten

Zur Anwendung des hier entwickelten Berechnungsmodells im Rahmen der Bemessungsnorm für den Holzbau, sind Überlegungen zur Genauigkeit des Modells anzustellen. Die Modellschärfe wird gemäss diesem Konzept anhand eines Teilsicherheitsbeiwertes berücksichtigt. In Kapitel 4.6 konnte bereits gezeigt werden, dass das Modell Sicherheiten aufweist. In Bild 4.51 ist der Vergleich zwischen berechneten Zeiten (Modell) und gemessenen Zeiten (Versuch) bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Bauteilen dargestellt.

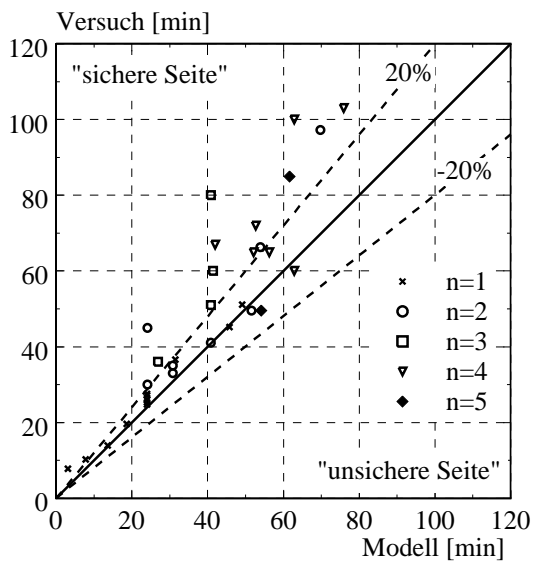


Bild 4.51 Vergleich zwischen berechneter Zeit (Modell) und gemessener Zeit (Versuch) bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Bauteilen mit n -Schichten; Toleranzbereich $\pm 20\%$

Die hierfür verwendeten Versuche wurden in Kapitel 4.6 dargestellt. Zusätzlich wurden für diesen Vergleich die einschichtigen Bauteile der Kleinversuche in Schleifer 2007 [74] herangezogen, bei denen ein Abfallen der Schicht nicht untersucht wurde. Wie bereits in Kapitel 4.6 beschrieben, hat das Abfallen einer Schicht einen grossen Einfluss auf den Raumabschluss des Bauteils. Bei Kleinversuchen, die wie in Schleifer 2007 [74] auf einem kleinen Horizontalofen (1.0 x 0.8 m) durchgeführt wurden, fallen die Schichten wesentlich später als bei Grossversuchen (≥ 2.5 m). Daher wurden die Kleinversuche mit mehrschichtigem Aufbau für den Vergleich mit dem Berechnungsmodell nicht berücksichtigt.

In Bild 4.51 werden die gemessenen Zeiten mit den berechneten Zeiten bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Holzbauteilen in Abhängigkeit der Anzahl der Schichten des Bauteils ($n = 1$ bis 5) verglichen. Zusätzlich wird ein Toleranzbereich von $\pm 20\%$ dargestellt. Anhand dieses Vergleichs sieht man, dass das Modell vorwiegend auf der sicheren Seite liegt. Weiterhin ist eine Tendenz zu erkennen, dass mit zunehmender Versuchsdauer die Sicherheit des Modells grösser wird. Die Versuchsdauer und damit die Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion des Bauteils steigt neben der Dicke der verwendeten Schichten auch mit der Anzahl der Schichten im Bauteil. Da in der Berechnung des Beitrags zum gesamten Feuerwiderstand der einzelnen Schichten Sicherheiten vorliegen, ist anzunehmen, dass sich die Sicherheiten bei mehrschichtigen Bauteilen aufsummieren. Aufgrund der geringen Anzahl und grossen Streuung der Versuche kann jedoch diese Annahme in Bild 4.51 nicht eindeutig gezeigt werden.

Die in Bild 4.51 dargestellte Genauigkeit des Modells ergibt sich aus den verschiedenen Annahmen, die zur Ermittlung des Modells getroffen wurden. Der Einfluss dieser Annahmen auf die Genauigkeit des Modells ist jedoch unterschiedlich gross. Um die Einflüsse der Annahmen zu quantifizieren, wurden die gemessenen Zeiten bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion der Versuchsaufbauten mit den folgenden Modellen verglichen:

- FE-V: FE-Berechnung wurde mit den Angaben des Versuchs, wie z.B. der Zeitpunkt des Abfallens der Schichten, durchgeführt
- FE-M: FE-Berechnung wurde mit den gewählten Annahmen für das Berechnungsmodell, wie z.B. das Temperaturkriterium für das Abfallen der Schichten, durchgeführt
- M: Berechnungsmodell mit den in Kapitel 4.8 angegebenen Gleichungen

Für diese Modelle wurden die in Tabelle 4.15 angegebenen Annahmen gewählt.

Modell	Annahmen für
FE-V	Wärmeübertragung (Kapitel 3.2), Temperaturabhängige Materialeigenschaften (Kapitel 3.3), Fugen (Kapitel 4.5)
FE-M	Abfallen von Schichten (Kapitel 4.2.4); Referenzdicken und -rohndichten (Kapitel 4.3), Hohlraumtiefe (Kapitel 4.4.4)
M	Näherungen der Grundzeiten und Positionsbeiwerte (Kapitel 4.3 und Kapitel 4.4)

Tabelle 4.15 Gewählte Annahmen für die verschiedenen Modelle

Wird die Genauigkeit des Modells als Verhältnis V / M der gemessenen Zeiten der Versuche $t_{\text{ins,Versuch}}$ und der berechneten Zeiten $t_{\text{ins,Modell}}$ bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion des Bauteils beschrieben, kann ein Mittelwert über die Versuche gebildet werden. Falls das Modell auf der sicheren Seite liegt, ist dieser Wert grösser als 1 und setzt sich aus den Verhältnissen der berechneten Zeiten der jeweiligen Modelle zusammen. Bei dieser Aufteilung ist jedoch zu berücksichtigen, dass für einen Vergleich der gemessenen Zeiten die Annahmen in Bezug auf die Fugen (Kapitel 4.5) bereits im FE-V verwendet werden, da die Fugenbereiche nicht anhand der FE-Modelle abgebildet wurden. In Bild 4.52 sieht man anhand der Verhältnisse, dass das Modell auf der sicheren Seite liegt und der Einfluss der Annahmen für das FE-M Modell dafür massgebend ist. Gemäss Tabelle 4.15 wurden für das FE-M Modell mehrere Annahmen getroffen die getrennt untersucht wurden. Mit diesen Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass hier die konservative Annahme für das Abfallen der Schichten im hohen Masse zur Sicherheit des Berechnungsmodells führt.

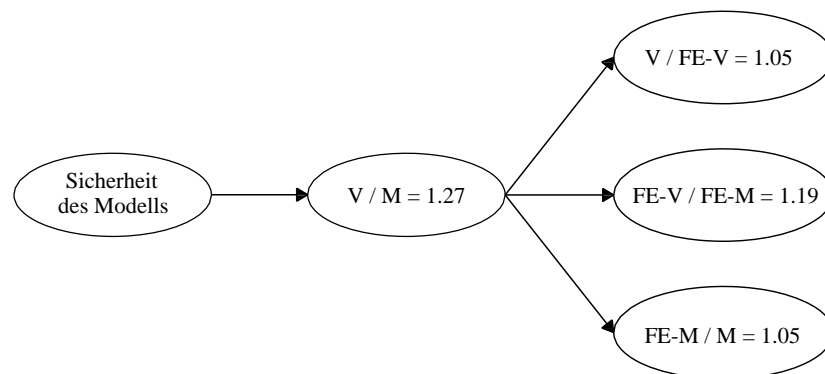


Bild 4.52 Berechnete Zeit (Modell) in Abhängigkeit der gemessenen Zeit (Versuch) bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion von Bauteilen

Um die in Bild 4.52 dargestellte Sicherheit des Modells zu quantifizieren, ist eine statistische Auswertung auf der Grundlage der vorliegenden Versuche durchzuführen. Dafür steht ein Datensatz bestehend aus den bereits oben erwähnten 33 Versuchen zur Verfügung. In Bild 4.53 ist die Anzahl dieser Versuche in Abhängigkeit des Verhältnisses $t_{\text{ins,Versuch}} / t_{\text{ins,Modell}}$ dargestellt.

Die Funktion, die diese Verteilung der Daten in Bild 4.53 beschreibt, ist die Verteilungsdichte $f(x)$. Die Fläche unter dieser Verteilungsdichte kann durch ihre Stammfunktion der sogenannte Verteilungsfunktion $F(X)$ beschrieben werden, die die Wahrscheinlichkeit in Abhängigkeit

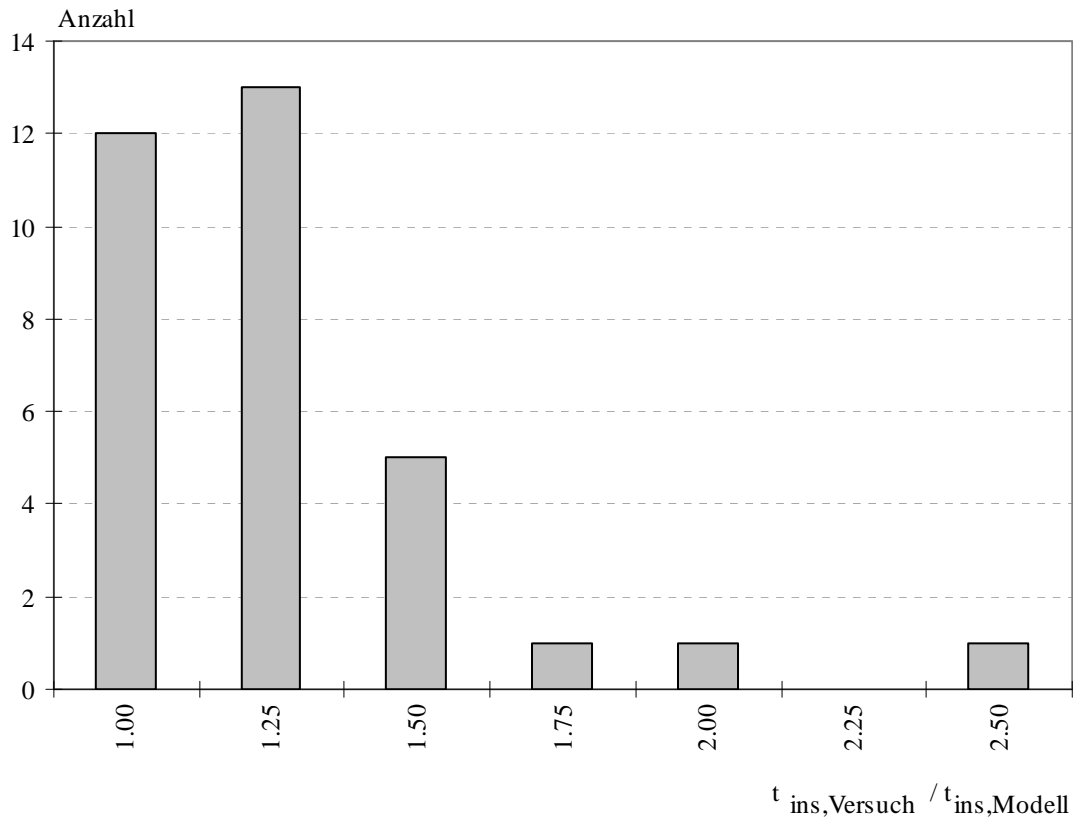


Bild 4.53 Anzahl der vorhandenen Versuche in Abhängigkeit des Verhältnisses $t_{ins,Versuch} / t_{ins,Modell}$

vom Verhältniss $t_{ins,Versuch} / t_{ins,Modell}$ angibt. Zur Ermittlung dieser Verteilungsfunktion ist für jede der verwendeten Annahmen bzw. im Berechnungsmodell getroffenen Vereinfachungen jeweils eine Verteilungsfunktion zu bestimmen. Diese unterschiedlichen Verteilungsfunktionen erfordern umfangreiche statistische Auswertungen, die im Rahmen von späteren Arbeiten untersucht werden können.

4.8 Übersicht des Berechnungsmodells

Zur Übersicht des entwickelten Berechnungsmodells werden hier die einzelnen Komponenten des Modells zusammengestellt, die in den vorangegangenen Kapiteln hergeleitet wurden. Das Berechnungsmodell dient zum rechnerischen Nachweis der raumabschliessenden Funktion EI von massiven und mehrschichtigen Holzbauteilen. Dabei werden die Anforderungen bezüglich der Dichtigkeit (Kriterium E) als erfüllt angenommen, wenn die Anforderungen bezüglich der Wärmedämmungen (Kriterium I) erfüllt sind. Die Wärmedämmungen und damit die raumabschliessende Funktion eines Holzbauteils ist erfüllt, wenn:

$$t_{ins} \geq t_{req} \text{ [min]}$$

und die folgenden konstruktiven Anforderungen erfüllt sind:

- Bekleidungen sind gemäss Herstellerangaben zu befestigen
- Dämmungen sind mit einem Übermass gemäss Herstellerangaben in Hohlräume einzubauen

Die Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des Holzbauteils t_{ins} ist gemäss dem Kriterium I die Zeit bis zum Erreichen des Temperaturkriteriums $\Delta T_{MW} / \Delta T_{Max} = 140 / 180^\circ\text{C}$ auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils. Diese Zeit kann als Summe der Beiträge der verwendeten einzelnen Schichten des Bauteils berechnet werden, mit (vgl. Gleichung (4.1)):

$$t_{ins} = \sum t_{prot, i-1} + t_{ins, i} \text{ [min]}$$

Dabei entspricht die Isolationszeit $t_{ins, i}$ dem Beitrag der letzten Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils. Wird die letzte Schicht direkt durch Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten geschützt, wird die Schicht durch das spätere Fallen der Gipsplatten von der Konstruktion länger vor der direkten Brandeinwirkung geschützt. Unter Berücksichtigung dieses günstigen Einflusses von Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten durch Δt_i und unter Berücksichtigung des Fugenbeiwertes $k_{j, i}$ kann die Isolationszeit wie folgt mit Gleichung (4.2) berechnet werden:

$$t_{ins, i} = (t_{ins, 0, i} \cdot k_{pos, exp, i} + \Delta t_i) \cdot k_{j, i} \text{ [min]} \quad (4.32)$$

Diese letzte Schicht wird durch die davorliegenden Schichten geschützt. Die Summe der Schutzzeiten ergibt sich aus den Schutzzeiten $t_{prot, i}$ der einzelnen davorliegenden Schichten. Unter Berücksichtigung des günstigen Einflusses von Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten durch Δt_i und unter Berücksichtigung des Fugenbeiwertes $k_{j, i}$ kann die Schutzzeit einer Schicht wie folgt mit Gleichung (4.3) berechnet werden:

$$t_{prot, i} = (t_{prot, 0, i} \cdot k_{pos, exp, i} \cdot k_{pos, unexp, i} + \Delta t_i) \cdot k_{j, i} \text{ [min]} \quad (4.33)$$

Symbole:

t_{ins}	Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des Holzbauteils [min]
t_{req}	geforderte Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des Holzbauteils [min]
$\sum t_{prot, i-1}$	Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten [min]
$t_{prot, i}$	Schutzzeit der untersuchten Schicht i [min]
$t_{ins, i}$	Isolationszeit der untersuchten Schicht i [min]
$t_{0, i}$	Grundzeit der untersuchten Schicht i [min]
$t_{prot, 0, i}$	Grundschutzzeit der untersuchten Schicht i gemäss Tabelle 4.16 [min]
$t_{ins, 0, i}$	Grundisolationszeit der untersuchten Schicht i gemäss Tabelle 4.16 [min]
Δt_i	Zeitdifferenz für die untersuchte Schicht i gemäss Tabelle 4.19 [min]
$k_{pos, exp, i}$	Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i gemäss Tabelle 4.17 resultierend aus den davorliegenden Schichten
$k_{pos, unexp, i}$	Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i gemäss Tabelle 4.18 resultierend aus der dahinterliegenden Schicht
$k_{j, i}$	Fugenbeiwert für die untersuchte Schicht i gemäss Tabelle 4.21
h_i	Dicke der untersuchten Schicht i [mm]
ρ_i	Rohdichte der untersuchten Schicht i [kg/m^3]

4 Berechnungsmodell

Die für die Ermittlung der Isolations- und Schutzzeit benötigten Grundzeiten sowie Beiwerte, können den folgenden Tabellen entnommen werden. Für Konstruktionen mit Hohlräumen ≥ 40 mm ist Tabelle 4.20 anzuwenden. Kleinere Hohlräume dürfen nicht berücksichtigt werden und werden als nicht vorhanden betrachtet.

Für Schichten, die direkt durch Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten vor der Brandeinwirkung geschützt werden, ist Δt_i der Tabelle 4.19 zu entnehmen. Für alle anderen Schichten ist $\Delta t_i = 0$.

Material	Grundisolationszeit $t_{ins,0,i}$ [min]	Grundschutzzeit $t_{prot,0,i}$ [min]
Gipsplatten	$24 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,4}$	$30 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,2}$
Massivholzplatten	$19 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$	$30 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1}$
Spanplatten	$22 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$	$33 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1}$
OSB-Platten	$16 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$	$23 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1}$
Steinwolle	$(0,01 \cdot \rho_i^{0,224} - 0,02) \cdot h_i^2$	$0,75 \cdot \log(\rho_i) - \frac{\rho_i}{400}$ $0,3 \cdot h_i$
Glaswolle	für $h_i < 40$ mm: 0 für $h_i \geq 40$ mm: $(0,001 \cdot \rho_i + 0,035) \cdot h_i + 8,5 \leq 30$	für $h_i < 40$ mm: 0 für $h_i \geq 40$ mm: $(0,0007 \cdot \rho_i + 0,046) \cdot h_i + 13 \leq 30$

Tabelle 4.16 Grundzeiten (vgl. Gleichung (4.6) bis Gleichung (4.17), Kapitel 4.3)

Material	$k_{\text{pos,exp},i}$ für $t_{\text{ins},i}$	$k_{\text{pos,exp},i}$ für $t_{\text{prot},i}$
Bekleidungen	$1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{0,i}}{2}$ $0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{0,i}}{2}$	
Steinwolle	$1 - 0,8 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{\text{ins},0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{\text{ins},0,i}}{4}$ $(0,001 \cdot \rho_i + 0,27) \cdot \left(\frac{t_{\text{ins},0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}} \right)^{(0,75 - 0,002 \cdot \rho_i)} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{\text{ins},0,i}}{4}$	$1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{\text{prot},0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{\text{prot},0,i}}{2}$ $0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{prot},0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{\text{prot},0,i}}{2}$
Glaswolle	$1 - 0,8 \cdot \frac{\sum t_{\text{prot},i-1}}{t_{0,i}} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} < \frac{t_{0,i}}{4}$ $(0,001 \cdot \rho_i + 0,27) \cdot \left(\frac{t_{0,i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}} \right)^{(0,75 - 0,002 \cdot \rho_i)} \quad \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \geq \frac{t_{0,i}}{4}$	

Tabelle 4.17 Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp},i}$ (vgl. Gleichung (4.19) und Gleichung (4.20), Kapitel 4.4.2)

Material	$k_{\text{pos,unexp},i}$ mit einer dahinterliegenden Bekleidung	$k_{\text{pos,unexp},i}$ mit einem dahinterliegenden Dämmstoff
Gipsplatten	1.0	$0,5 \cdot h_i^{0,15}$
Massivholzplatten		$0,35 \cdot h_i^{0,21}$
Spanplatten		$0,41 \cdot h_i^{0,18}$
OSB-Platten		$0,5 \cdot h_i^{0,15}$
Steinwolle		$0,18 \cdot h_i^{0,001 \cdot \rho_i + 0,08}$
Glaswolle		$0,01 \cdot h_i - \frac{h_i^2}{30000} + \rho_i^{0,09} - 1,3$

Tabelle 4.18 Positionsbeiwert $k_{\text{pos,unexp},i}$ (vgl. Gleichung (4.26) und Gleichung (4.31), Kapitel 4.4.3)

Material	Δt_i für Deckenkonstruktion [min]	Δt_i für Wandkonstruktion [min]
Bekleidungen	$0,06 \cdot t_{\text{prot},i-1} + 1,1 \cdot t_{0,i} - 5$ für $t_{0,i} < 8$ min	$0,03 \cdot t_{\text{prot},i-1} + 0,9 \cdot t_{0,i} - 2,3$ für $t_{0,i} < 12$ min
	$0,1 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,035 \cdot t_{0,i} + 1,2$ für $t_{0,i} \geq 8$ min	$0,22 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,1 \cdot t_{0,i} + 4,7$ für $t_{0,i} \geq 12$ min
Dämmmaterial	$0,1 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,035 \cdot t_{0,i}$	$0,1 \cdot t_{\text{prot},i-1} + t_{0,i} - 1$ für $t_{0,i} < 6$ min
		$0,22 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,1 \cdot t_{0,i} + 3,5$ für $t_{0,i} \geq 6$ min

Tabelle 4.19 Zeitdifferenz Δt_i mit der die Isolations- bzw. Schutzzeiten von Bekleidungen und Dämmungen erhöht werden, die direkt durch Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten geschützt werden (vgl. Gleichung (4.21) bis Gleichung (4.24), Kapitel 4.4.2, sonst $\Delta t_i = 0$ min)

Material	Schicht auf der feuerzugewandten Seite des Hohlraums	Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Hohlraums	
Bekleidungen	$k_{\text{pos,unexp},i}$ gemäss Tabelle 4.18, Spalte 3	$1.6 \times k_{\text{pos,exp},i}$ gemäss Tabelle 4.17	$3 \times \Delta t_i$ gemäss Tabelle 4.19
Dämmmaterial	$k_{\text{pos,unexp},i} = 1.0$		Δt_i gemäss Tabelle 4.19

Tabelle 4.20 Holzkonstruktion mit Hohlraumtiefe $\geq 40\text{mm}$ (vgl. Kapitel 4.4.4)

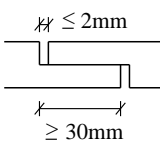
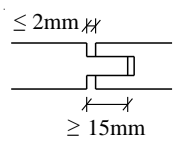
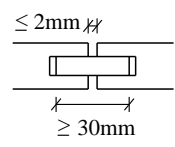
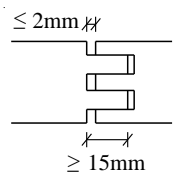
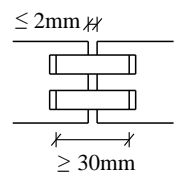
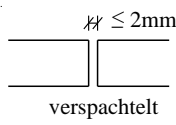
Material	Fugentyp	$k_{j,i}$ für $t_{\text{ins},i}$	$k_{j,i}$ für $t_{\text{prot},i}$
Holzwerkstoffe, Dämmmaterial		0.3	1.0
	 	0.4	1.0
	 	0.6	1.0
Gipsplatten	 sowie Fugentypen gemäss Herstellerangaben (verspachtelt)	0.8	1.0
alle	- Fugentypen abweichend von den oben dargestellten Typen - Aussparungen	0	0

Tabelle 4.21 Fugenbeiwert $k_{j,i}$ (vgl. Kapitel 4.5.2; für Schichten ohne Fuge oder Schichten, die direkt auf dem tragenden Holzquerschnitt gestossen sind $k_{j,i} = 1.0$)

Am Ende der Arbeit befinden sich zwei Beispiele für die Anwendung des hier entwickelten Berechnungsmodells für die raumabschliessende Funktion von massiven und mehrschichtigen Holzkonstruktionen.

4.9 Modellanwendung für weitere Materialien

Das hier entwickelte Berechnungsmodell ist auf die in Kapitel 3 untersuchten Materialien begrenzt. Mit der Auswertung von weiteren Versuchs- und FE-Daten oder mit konservativen Annahmen kann jedoch der Anwendungsbereich des Modells auf andere Materialien erweitert werden.

Mehrschichtige Massivholzplatten wie Dreischicht- oder Brettsperrholzplatten bestehen zwar aus Holz, können jedoch aufgrund ihres Schichtaufbaus nicht den einschichtigen Massivholzplatten gleichgesetzt werden. In Bezug auf das Brandverhalten besteht der Unterschied zwischen mehr- und einschichtigen Platten darin, dass sich die einzelnen Schichten der Mehrschichtplatte aufgrund des thermischen Leimversagens vom verbleibenden Querschnitt der Platte lösen, sobald sie durchgebrannt sind. Damit wird der Restquerschnitt nicht wie bei der Massivholzplatte durch die verbleibende Holzkohle geschützt und die Abbrandgeschwindigkeit des Restquerschnitts steigt. Die Berechnung des Feuerwiderstands von Mehrschichtplatten mit dem Berechnungsmodell ist jedoch möglich, indem jede Schicht als eigenständige Platte betrachtet wird.

Ebenfalls können andere Dämmmaterialien als Stein- oder Glaswolle zum Feuerwiderstand beitragen. Wie gross dieser Beitrag ist, wurde jedoch in dieser Arbeit nicht bestimmt. Daher ist hier ein konservativer Ansatz zu wählen. Falls die Grundzeiten anderer Dämmmaterialien nicht berechnet werden können, ist ihr rechnerischer Beitrag zum gesamten Feuerwiderstand gleich Null zu setzen. Hingegen ist der ungünstige Einfluss von Dämmungen auf die davorliegende Schicht zu berücksichtigen. Daraus folgt jedoch, dass ein Aufbau mit zusätzlichem Dämmung rechnerisch eine geringere Zeit bis zum Verlust der raumabschliessenden Funktion ergibt als ohne. D.h. dass eine zusätzliche Dämmungen sich rechnerisch sogar ungünstig auf den Raumabschluss des Bauteils auswirkt. Dieses Ergebnis resultierend aus den konservativen Annahmen scheint zwar widersprüchlich, konnte jedoch in dem Versuch V4 aus Schleifer 2007 [74] beobachtet werden. In diesem Versuch wurden zwei hintereinander liegende Gipsfaserplatten (V4-P1), Gipsfaserplatten mit einem Hohlraum (V4-P2) und Gipsfaserplatten mit Holzfaserplatten als Hohlraumdämmungen (V4-P4) verglichen. Die Aufbauten mit zwei hintereinander liegenden Gipsfaserplatten und Gipsfaserplatten mit einem Hohlraum ergaben ähnliche Zeiten für den Raumabschluss von ca. 80 min. Hingegen erreichte der Aufbau mit Holzfaserplatten als Hohlraumdämmung nur ca. 70 min. Diese geringere Zeit resultiert daraus, dass die feuerzugewandte Gipsfaserplatte aufgrund der dahinterliegenden Dämmung sich schneller erwärmte und dadurch früher von der Konstruktion fiel. Dabei konnte der zeitlich günstige Beitrag der Holzfaserplatte den ungünstigen Einfluss des frühen Abfallens der Platte nicht kompensieren. Andere Hohlraumdämmungen können zwar einen wesentlichen Beitrag zum Feuerwiderstand liefern, sofern jedoch keine Daten für zusätzliche Dämmungen vorliegen wird der oben erläuterte konservative Ansatz empfohlen.

5 Zusammenfassung und Ausblick

5.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Beim Einsatz von Holzbauteilen in mehrgeschossigen Bauten ist die Brandsicherheit ein entscheidendes Kriterium. Neben der Tragfähigkeit der Holzkonstruktion sind insbesondere bei mehrgeschossigen Bauwerken Brandabschnitte gefordert, die eine Brandausbreitung auf das gesamte Gebäude verhindern. Brandabschnitte werden durch raumabschliessende Decken und Wände gebildet, die bei Holzbauten mit massiven oder zusammengesetzten Konstruktionen ausgeführt werden. In der vorliegenden Arbeit wurde ein Berechnungsmodell zum Nachweis der raumabschliessenden Funktion (EI) von massiven und zusammengesetzten Holzbauteilen entwickelt. Das Modell bietet den rechnerischen Nachweis von Holzkonstruktionen, welche aus einer beliebigen Kombination der in Abschnitt 4.1 angegebenen Materialien aufgebaut sein können.

Anhand des Berechnungsmodells wird rechnerisch das Kriterium der Wärmedämmung (I) nachgewiesen und in Analogie zur EN 1995-1-2: 2004 [24] angenommen, dass damit ebenfalls das Kriterium der Dichtigkeit (E) erfüllt ist. Das Modell dieser Arbeit verwendet die „additive Methode“. D.h., zur Ermittlung des Feuerwiderstands des Gesamtbauteils werden die Beiträge der jeweiligen Schichten addiert. Im Gegensatz zu vorhandenen Nachweisverfahren wurden diese Beiträge im vorliegenden Modell nicht direkt aus Versuchen, sondern anhand von physikalischen Modellen und von FE-Berechnungen mit dem Finiten Element Programm ANSYS 11.0 hergeleitet. Dabei wurden die FE-Modelle an Versuchen kalibriert. Als Grundlage für die FE-Modelle wurden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften der jeweiligen Werkstoffe basierend auf der Literatur zusammengestellt und an die vorliegenden Versuche angepasst. Mit diesen FE-Modellen konnte systematisch die Eingabedaten für das Berechnungsmodell ermittelt werden.

Der Beitrag der jeweiligen Schicht hängt massgebend von der Dicke und dem Brandverhalten der verschiedenen Materialien ab. Zusätzlich hat die Position der untersuchten Schicht innerhalb des Bauteils einen Einfluss. Da die Temperaturen gemäss Einheits-Temperaturkurve (ETK) mit der Zeit steigen, wirken bei mehrschichtigen Konstruktionen (zusammengesetzte sowie bekleidete massive Holzbauteile) nach dem Abfallen der schützenden Schicht höheren Temperaturen auf die folgenden Schichten. Damit ist der Beitrag dieser Schichten zum Feuerwiderstand des gesamten Bauteils geringer, als wenn sie von Beginn des Brandes an direkt dem Feuer ausgesetzt sind. Zusätzlich ist zu diesem Zeitpunkt die zuvor geschützte Schicht bereits vorerwärmt. Es konnte jedoch festgestellt werden, dass diese Vorerwärmung nur eine geringe Reduktion des Beitrags der Schicht hat, der jedoch im Berechnungsmodell berücksichtigt wird. Hingegen hat der Zeitpunkt des Abfallens der schützenden Schichten einen grossen Einfluss, der durch Temperaturkriterien bestimmt und im Modell berücksichtigt wird. Um den Einfluss der Position der Schicht innerhalb des Bauteils bei der Ermittlung des Beitrages zum gesamten Feuerwiderstand zu berücksichtigen, wird im Berechnungsmodell ein Positionsbeiwert für Bekleidungen sowie für Dämmungen eingeführt. Wie in EN 1995-1-2: 2004 [24] werden Fugen durch einen Fugenfaktor berücksichtigt. Somit ist es möglich, die berechneten Beiträge der jeweiligen Schicht direkt mit Versuchsergebnissen zu vergleichen.

Aus dem unterschiedlichen Brandverhalten der verschiedenen Materialien und dem Einfluss der Position innerhalb des Bauteils ergibt sich für jeden Aufbau eine andere Zeit bis zum Ver-

lust der raumabschliessenden Funktion. Aufgrund der grossen Kombinationsmöglichkeit der Schichten ist die Anzahl der möglichen Aufbauten sehr gross. Im Berechnungsmodell werden die zu verwendenden Beiwerte durch Gleichungen angegeben und damit wird eine grosse Anzahl von Aufbauten abgedeckt. Der Anwendungsbereich wird damit gegenüber bisheriger Berechnungsmethoden wesentlich erweitert (EN 1995-1-2: 2004 [24], NBCC: 2005 [67], BS 5268: 1990 [8]) und gründet auf physikalischen und nicht empirisch hergeleiteten Faktoren.

5.2 Ausblick

Mit dem in dieser Arbeit entwickelten Berechnungsmodell kann die raumabschliessende Funktion einer grossen Anzahl von Holzbauteilen mit verschiedenen Bekleidungen und Dämmungen nachgewiesen werden. Diese Arbeit liefert für die wichtigsten Materialien die erforderlichen Eingabedaten. Andere Materialien wie z.B. die Sperrholzplatte als Bekleidung sind nicht erfasst, da keine Brandversuche zur Herleitung der temperaturabhängigen Materialwerte von Sperrholz vorliegen. Bekleidungen aus Sperrholz oder anderen Materialien können jedoch in das Modell integriert werden. Hierfür ist die Grundschutzzeit bzw. Grundisolationszeit (vgl. Abschnitt 4.3) anhand von FE-Berechnungen und von Versuchen zu ermitteln. Für die FE-Berechnungen sind die temperaturabhängigen Materialeigenschaften zunächst zu bestimmen. Die Grundisolationszeit, die Grundschutzzeit und die Positionsbeiwerte sind entsprechend Kapitel 4 zu bestimmen.

Auch eine Erweiterung auf die raumabschliessende Funktion von Metallständerwänden mit dem Berechnungsmodell kann erarbeitet werden. Insbesondere sollte der Einfluss von Hohlräumen untersucht werden, da sich die Strahlung von Stahlständern im Hohlraum von der Strahlung der Holzständern unterscheidet. Zudem muss im Bereich des Stahlständers der Wärmedurchgang überprüft werden.

Das vorliegende Berechnungsmodell basiert auf der Einheits-Temperaturkurve (ETK) gemäss EN 1991-1-2: 2003 [21] als Brandeinwirkung. Da das Brandverhalten von Plattenelementen unter anderen Brandbeanspruchungen wie z.B. Naturbrandbeanspruchung von dem Brandverhalten unter Normbrandbeanspruchung deutlich abweicht, ist das Berechnungsmodell für den klassischen Feuerwiderstandsnachweis anwendbar, bei dem die Einheits-Temperaturkurve vorausgesetzt wird. Die amerikanische Standard Temperatur-Zeit Kurve ASTM E119: 1992 [3] ist der ETK so ähnlich, dass eine Anwendung möglich ist.

Aufgrund der durchgeführten Untersuchungen werden Fugen in Schichten, die mit anderen Schichten hinterlegt sind, im Berechnungsmodell vernachlässigt. Nur Fugen in der letzten Schicht auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils werden berücksichtigt und ihr Einfluss vereinfacht mit einem Fugenbeiwert berechnet. Der Einfluss der Fugen auf den Beitrag der Schicht zum Raumabschluss des Bauteils hängt vom Material der Bekleidung sowie von der Fugenausbildung ab. Für eine Beurteilung der Fugen liegen jedoch nicht genügend Versuchsergebnisse vor. Daher wurden für das Berechnungsmodell die Fugenbeiwerte der EN 1995-1-2: 2004 [24] zum grössten Teil übernommen. Da die Fugen auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils einen relativ grossen Einfluss haben und die Beiwerte gemäss EN 1995-1-2: 2004 [24] konservative Ergebnisse liefern, kann durch eine genauere Untersuchung der Fugen das Modell weiter verbessert werden.

Weiterhin konnte festgestellt werden, dass das Abfallen der Bekleidungen sowie das Herausfallen der Hohlraumdämmungen einen grossen Einfluss auf den Raumabschluss der Konstruktion hat. Die hier getroffenen konservativen Annahmen für den Zeitpunkt des Abfallens der

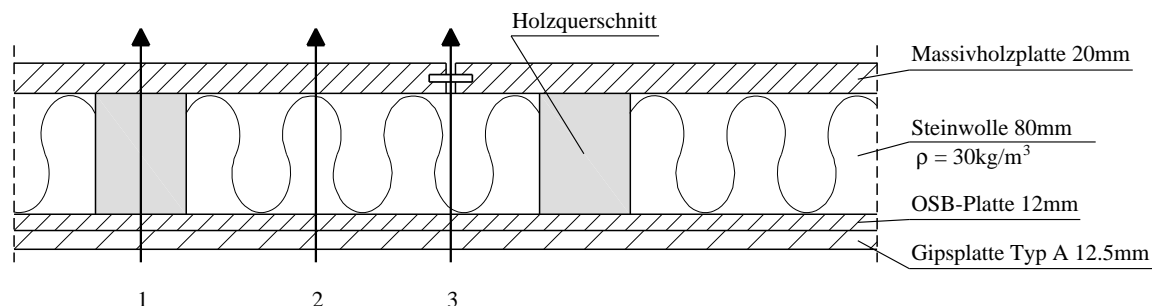
einzelnen Schichten basieren auf Temperaturen. Einen massgebenden Einfluss auf den Zeitpunkt des Abfallens hat jedoch die Befestigung. Durch die Festlegung von brandschutztechnisch günstigeren Ausführungen der Befestigung, die anhand von Versuchen überprüft werden, kann das Modell ebenfalls verbessert werden.

Das Berechnungsmodell liefert eine Schutzzeit von Brandschutzbekleidungen und damit den Entzündungszeitpunkt von dahinterliegenden Holzkonstruktionen sowie den Einfluss der Bekleidung auf das Brandverhalten der dahinterliegenden Holzbauteile. Damit bietet dieses Modell auch die Grundlage für den Tragwiderstandsnachweis bekleideter Holzkonstruktionen im Brandfall.

Für die Anwendung des Berechnungsmodells im Rahmen eines semi-probabilistischen Sicherheitskonzepts mit Teilsicherheitsbeiwerten entsprechend den Eurocodes, sollen die Teilsicherheitsbeiwerte unter Berücksichtigung der Schutzziele, den Konsequenzen des Versagens sowie den technischen, baulichen und organisatorischen Massnahmen festgelegt werden.

Beispiele

Beispiel 1: Nachweis der raumabschliessenden Funktion einer EI30 Decke



Es soll der Feuerwiderstand der oben dargestellten Decke für das Kriterium EI30 unter ISO-Normbrandeinwirkung mit dem Berechnungsmodell dieser Arbeit nachgewiesen werden. Aufgrund des massiven Holzquerschnittes im Bereich 1 ist der dieser im Vergleich mit dem Wärmedurchgang in den Bereichen 2 und 3 nicht massgebend. Die Fuge in der Massivholzplatte auf der feuerabgewandten Seite des Bauteils im Bereich 3 hat einen ungünstigen Einfluss auf den Raumabschluss des Bauteils. Da im Bereich 2 keine Fugen vorhanden sind, ist für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion des Gesamtbauteils der **Wärmedurchgang 3** massgebend.

Grundzeiten

Zunächst sind die Grundzeiten der einzelnen Schichten zu bestimmen.

Gipsplatte Typ A 12.5mm:

$$t_{\text{prot}, 0, \text{GPA}} = 30 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,2} = 30 \cdot \left(\frac{12,5}{15}\right)^{1,2} = 24,1 \text{ min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.7)}$$

OSB-Platte 12mm:

$$t_{\text{prot}, 0, \text{OSB}} = 23 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} = 23 \cdot \left(\frac{12}{20}\right)^{1,1} = 13,1 \text{ min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.13)}$$

Steinwolle 80mm:

$$t_{\text{prot}, 0, \text{SW}} = 0,3 \cdot h_i^{0,75 \cdot \log(\rho_i) - \frac{\rho_i}{400}} = 0,3 \cdot 80^{0,75 \cdot \log(30) - \frac{30}{400}} = 27,7 \text{ min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.15)}$$

Beispiele

Massivholzplatte 20mm:

$$t_{\text{ins},0,\text{MHP}} = 19 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4} = 19 \cdot \left(\frac{20}{20}\right)^{1,4} = 19,0\text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.8)}$$

Schutz- und Isolationszeiten

Mit den Grundzeiten und Beiwerten können die Schutzzeiten und die Isolationszeit der letzten Schicht (Massivholzplatte) auf der feuerabgewandten Seite bestimmt werden mit:

$$t_{\text{ins},i} = (t_{\text{ins},0,i} \cdot k_{\text{pos,exp},i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad [\text{min}] \quad \text{vgl. Gleichung (4.32)}$$

$$t_{\text{prot},i} = (t_{\text{prot},0,i} \cdot k_{\text{pos,exp},i} \cdot k_{\text{pos,unexp},i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad [\text{min}] \quad \text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Da keine Gipsplatten Typ F oder Gipsfaserplatten in der Konstruktion vorhanden sind, ist die Zeitdifferenz $\Delta t_i = 0\text{min}$ für alle Schichten.

Schutzzeit der Gipsplatte Typ A 12.5 mm:

$$k_{\text{pos,exp,GP}} = 1.0 \quad (\text{keine Schicht vor der Gipsplatte}) \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$k_{\text{pos,unexp,GP}} = 1.0 \quad (\text{keine Dämmung hinter der Gipsplatte}) \quad \text{vgl. Tabelle 4.18}$$

$$k_{j,GP} = 1.0 \quad (\text{keine Fuge}) \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{prot,GPA}} = (24,1 \cdot 1,0 \cdot 1,0 + 0) \cdot 1,0 = 24,1\text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Schutzzeit der OSB-Platte 12mm:

$$\sum t_{\text{prot},i-1} > \frac{t_{\text{prot},i}}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp},i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{prot},i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$\Rightarrow 24,1 > \frac{13,1}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp,OSB}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{13,1}{24,1}} = 0,37$$

$$k_{\text{pos,unexp,OSB}} = 0,5 \cdot h_i^{0,15} = 0,5 \cdot 12^{0,15} = 0,73 \quad \text{vgl. Tabelle 4.18}$$

$$k_{j,OSB} = 1.0 \quad (\text{keine Fuge}) \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{prot,OSB}} = (13,1 \cdot 0,37 \cdot 0,73 + 0) \cdot 1,0 = 3,5\text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Schutzzeit der Steinwolle 80mm:

$$\sum t_{\text{prot},i-1} > \frac{t_{\text{prot},i}}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp},i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{prot},i}}{\sum t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$24,1 + 3,5 = 27,6 > \frac{27,7}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp,SW}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{27,7}{27,6}} = 0,5$$

$$k_{\text{pos,unexp,SW}} = 1.0 \quad \text{vgl. Tabelle 4.18}$$

$$k_{j,SW} = 1.0 \quad (\text{keine Fuge}) \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{prot,SW}} = (27,7 \cdot 0,5 \cdot 1,0 + 0) \cdot 1,0 = 13,9\text{min}$$

$$\text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Isolationszeit der Massivholzplatte 20mm:

$$\sum t_{\text{prot}, i-1} > \frac{t_{\text{ins}, i}}{2} \rightarrow k_{\text{pos, exp}, i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{ins}, i}}{\sum t_{\text{prot}, i-1}}} \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$24,1 + 3,5 + 13,9 = 41,5 > \frac{19,0}{2} \rightarrow k_{\text{pos, exp}, \text{MHP}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{19,0}{41,5}} = 0,34$$

$$k_{j, \text{MHP}} = 0,4 \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{ins}, \text{MHP}} = (19,0 \cdot 0,34 \cdot 1,0 + 0) \cdot 0,4 = 2,6 \text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.32)}$$

Isolationszeit der Konstruktion

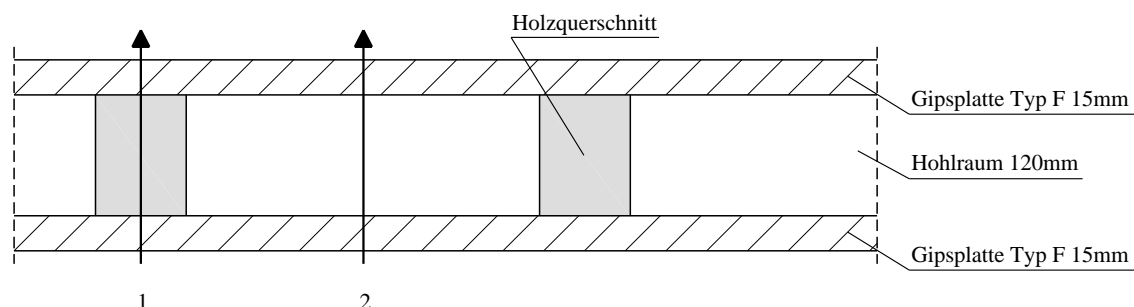
$$t_{\text{ins}} = \sum t_{\text{prot}, i-1} + t_{\text{ins}, i} = 41,5 + 2,6 = 44,1 \text{min} > 30 \text{min} = t_{\text{req}}$$

vgl. Gleichung (4.1)

=> **EI30**

Damit ist nachgewiesen, dass die oben dargestellte Deckenkonstruktion einen Feuerwiderstand von EI30 aufweist.

Beispiel 2: Nachweis der raumabschliessenden Funktion einer EI60 Wand



Wie bei Beispiel 1 ist aufgrund des massiven Holzquerschnittes der Wärmedurchgang 1 im Vergleich mit dem Wärmedurchgang im Bereich 2 nicht massgebend. Fugen sind nicht vorhanden und damit ist der oben dargestellte **Wärmedurchgang 2** massgebend für den Nachweis der raumabschliessenden Funktion der Wandkonstruktion.

Grundzeiten

Zunächst sind die Grundzeiten der einzelnen Schichten zu bestimmen.

Gipsplatte Typ F 15mm:

$$t_{\text{prot}, 0, \text{GPF}} = 30 \cdot \left(\frac{15}{15}\right)^{1,2} = 30,0 \text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.7)}$$

$$t_{\text{ins}, 0, \text{GPF}} = 24 \cdot \left(\frac{15}{15}\right)^{1,4} = 24,0 \text{min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.6)}$$

Schutz- und Isolationszeiten

Mit den Grundzeiten und Beiwerten können die Schutzzeit der feuerzugewandten Gipsplatte Typ F und die Isolationszeit der Gipsplatte Typ F auf der feuerabgewandten Bauteilseite bestimmt werden mit:

$$t_{\text{ins},i} = (t_{\text{ins},0,i} \cdot k_{\text{pos,exp},i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad \text{vgl. Gleichung (4.32)}$$

$$t_{\text{prot},i} = (t_{\text{prot},0,i} \cdot k_{\text{pos,exp},i} \cdot k_{\text{pos,unexp},i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad \text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Schutzzeit der Gipsplatte Typ F 15 mm auf der feuerzugewandten Bauteilseite:

$$k_{\text{pos,exp,GPF}} = 1.0 \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$\Delta t_{\text{GPF}} = 0 \text{ min} \quad \text{vgl. Tabelle 4.19}$$

$$k_{\text{pos,unexp},\text{GPF}} = 0,5 \cdot h_i^{0,15} = 0,5 \cdot 15^{0,15} = 0,75 \quad \text{vgl. Tabelle 4.18}$$

$$k_{\text{pos,unexp},\text{GPF}} = 0,75 \quad \text{vgl. Tabelle 4.20}$$

$$k_{j,\text{GPF}} = 1.0 \text{ (keine Fuge)} \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{prot,GPF}} = (30,0 \cdot 1,0 \cdot 0,75 + 0) \cdot 1,0 = 22,5 \text{ min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.33)}$$

Isolationszeit der Gipsplatte Typ F 15 mm auf der feuerabgewandten Bauteilseite:

$$\sum t_{\text{prot},i-1} > \frac{t_{\text{ins},i}}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp},i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{\text{ins},i}}{\sum_i t_{\text{prot},i-1}}} \quad \text{vgl. Tabelle 4.17}$$

$$\Rightarrow 22,5 > \frac{24,0}{2} \rightarrow k_{\text{pos,exp},i} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{24,0}{22,5}} = 0,52$$

$$k_{\text{pos,exp},\text{GPF}} = 1,6 \cdot k_{\text{pos,exp},i} = 1,6 \cdot 0,52 = 0,83 \quad \text{vgl. Tabelle 4.20}$$

$$t_{\text{ins},0,\text{GPF}} \geq 12,0 \rightarrow \Delta t_i = 0,22 \cdot t_{\text{prot},i-1} - 0,1 \cdot t_{\text{ins},0,\text{GPF}} + 4,7 \quad \text{vgl. Tabelle 4.19}$$

$$24,0 > 12,0 \rightarrow \Delta t_i = 0,22 \cdot 22,5 - 0,1 \cdot 24,0 + 4,7 = 7,3 \text{ min}$$

$$\Delta t_{\text{GPF}} = 3,0 \cdot \Delta t_i = 3,0 \cdot 7,3 = 21,9 \text{ min} \quad \text{vgl. Tabelle 4.20}$$

$$k_{j,\text{GPF}} = 1.0 \text{ (keine Fuge)} \quad \text{vgl. Tabelle 4.21}$$

$$t_{\text{ins,GPF}} = (24,0 \cdot 0,83 \cdot 1,0 + 21,9) \cdot 1,0 = 41,8 \text{ min} \quad \text{vgl. Gleichung (4.32)}$$

Isolationszeit der Konstruktion

$$t_{\text{ins}} = \sum t_{\text{prot},i-1} + t_{\text{ins},i} = 22,5 + 41,8 = 64,3 \text{ min} > 60 \text{ min} = t_{\text{req}} \quad \text{vgl. Gleichung (4.1)}$$

=> EI60

Damit ist nachgewiesen, dass die oben dargestellte Wandkonstruktion einen Feuerwiderstand von EI60 aufweist.

Bezeichnungen

Symbole

Lateinische Buchstaben	Deutsch	Englisch
c	spezifische Wärmekapazität	specific heat capacity
$c_{\text{Holz},20^{\circ}\text{C}}$	spezifische Wärmekapazität von Holz bei 20 °C	specific heat capacity of wood at 20°C
$c_{\text{Holzkohle}}$	spezifische Wärmekapazität von Holzkohle	specific heat capacity of char
d_{char}	Abbrandtiefe	charring depth
h_i	Schichtdicke der untersuchten Schicht i	thickness of considered layer i
H	Enthalpie	enthalpy
$\dot{h}_{\text{net},c}$	Netto-Wärmestrom aus Konvektion	net convective heat flux component
$\dot{h}_{\text{net, Strahlung}}$	Netto-Wärmestrom durch Strahlung	net radiation heat flux component
$k_{j,i}$	Fugenbeiwert für die untersuchte Schicht i	joint coefficient for considered layer i
$k_{\text{pos,exp},i}$	Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i resultierend aus den davorliegenden Schichten	position coefficient for considered layer i resulting by frontlayers
$k_{\text{pos,unexp},i}$	Positionsbeiwert für die untersuchte Schicht i resultierend aus der dahinterliegenden Schicht	position coefficient for considered layer i resulting by layer behind
q_{lat}	latente Wärme	latent heat
q_{pyr}	Wärmeenergie der Pyrolyse	heat energy of pyrolysis
t	Zeit	time
t_{ins}	Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des Bauteils	time to failure of the seperating function of assembly
$t_{\text{ins},i}$	Isolationszeit der untersuchten Schicht i	insulation time of considered layer i
$t_{\text{ins},0,i}$	Grundisolationszeit der untersuchten Schicht i	basic insulation time of considered layer i
$t_{0,i}$	Grundzeit der untersuchten Schicht i	basic time of considered layer i

Bezeichnungen

Lateinische Buchstaben	Deutsch	Englisch
$t_{\text{prot},i}$	Schutzzeit der untersuchten Schicht i	protection time of considered layer i
$t_{\text{prot},0,i}$	Grundschutzzeit der untersuchten Schicht i	basic protection time of considered layer i
$\sum t_{\text{prot},i-1}$	Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten	sum of protection times of front-layers
t_{req}	geforderte Zeit bis zum Versagen der raumabschliessenden Funktion des Bauteils	required time to failure of the separating function of assembly
T	Temperatur	temperature
ΔT_{Max}	maximaler Temperaturanstieg	maximum temperature rise
ΔT_{MW}	mittlerer Temperaturanstieg	average temperature rise
T_{Abfallen}	Temperatur auf der feuerabgewandten Seite der Schicht zum Zeitpunkt des Abfallens der Schicht	temperature on the fire unexposed side of the layer at the time of falling off
T_{g}	Gastemperatur in der Umgebung des Bauteils	gas temperature in the vicinity of the fire exposed member
T_{m}	Temperatur der Bauteiloberfläche	surface temperature of the member
T_{r}	wirksame Strahlungstemperatur des Brandes	effective radiation temperature of the environment

Griechische Buchstaben	Deutsch	Englisch
α	Wärmeübergangskoeffizient	coefficient of heat transfer by convection
α_{ex}	Wärmeübergangskoeffizient auf der feuerzugewandte Seite	coefficient of heat transfer by convection on the fire exposed side
α_{unex}	Wärmeübergangskoeffizient auf der feuerabgewandte Seite	coefficient of heat transfer by convection on the fire unexposed side
β	Abbrandgeschwindigkeit	charring rate
ε	Emissionskoeffizient	emissivity
ε_f	Emissivität des Feuers	emissivity of the fire
ε_m	Emissivität der Bauteiloberfläche	surface emissivity of the member
Φ	Konfigurationsfaktor	configuration factor
λ	Wärmeleitfähigkeit	heat conductivity
λ_v	volumetrisches Schwindmass	volumetric shrinkage
ρ_i	Rohdichte der untersuchten Schicht i	density of considered layer i
ρ_0	Darrohichte	oven dry density
ρ_{20}	Rohdichte bei 20 °C	density at 20 °C
σ	Stephan-Boltzmann-Konstante	Stephan Boltzmann constant
ω	Holzfeuchte	moisture content

Abkürzungen

Abkürzungen	Deutsch	Englisch
BS	Britische Norm	British Standard
E	Unversehrtheit	integrity
EI	raumabschliessende Funktion	seperating function
EN	Europäische Norm, CEN Brussels	European Standard, CEN Brussels
ENV	Europäische Vornorm, CEN Brussels	European Prestandard, CEN Brussels
ETK	Einheits-Temperaturkurve	Standard temperature-time curve
FE	Finite Elemente	
FEM	Finite Element Modell	
GF	Gipsfaserplatte	gypsum fibreboard
GP	Gipsplatte	gypsum plasterboard
GPA	Gipsplatte Typ A	gypsum plasterboard of type A
GPF	Gipsplatte Typ F	gypsum plasterboard of type F
GW	Glaswolle	glass fibre
HR	Hohlraum	cavity
I	Isolation	insulation
MHP	Massivholzplatte	wood paneling
NBCC	Kanadische Norm	National Building Code of Canada
OSB	OSB-Platten	oriented strand board
R	mechanische Beanspruchbarkeit	mechanical resistance
SP	Spanplatte	particle board
SH	Sperrholz	plywood
SW	Steinwolle	rock fibre

Literatur

- [1] Ang 2004 C.N. Ang, Y. C. Wang: *The effect of water movement on specific heat of gypsum plasterboards in heat transfer analysis under natural fire exposed*, Construction and Building Materials 18, 505-515, 2004.
- [2] ANSYS 2001 ANSYS Handbuch: *FEM für Praktiker - Band 3: Temperaturfelder*, 4. Auflage, Expert Verlag, Renningen, Deutschland, 2001
- [3] ASTM E119: 1992 ASTM E119: *Annual book of ASTM standards - Standard test methods for fire tests of building construction and materials*, ASTM, Vol. 04.07, Philadelphia, USA, 1992
- [4] Autorenkollektiv 1978Autorenkollektiv: *Der Baustoff Gips - Stoffliche Grundlagen, Herstellung und Anwendung von Gipsbauelementen*, Institut für Baustoffe der Bauakademie der DDR, Verlag für Bauwesen, Berlin 1978
- [5] Axenenko 1996 O. Axenenko, G. Thorpe: *The modelling of dehydration and stress analysis of gypsum plasterboards exposed to fire*, Computational Materials Science 6, 281-294, 1996.
- [6] Bénichou 2001 N. Bénichou, M. A. Sultan, C. MacCallum, J. Hum: *Thermal properties of wood, gypsum and insulation at elevated temperatures*, National Research Council Canada, Institute for Research in Construction, Internal Report IR-710, Ottawa, Oktober 2001
- [7] Beruto 2003 D. T. Beruto, R. Vecchitiattini, M. Giordani: *Solid products and rate-limiting step in the thermal half decomposition of natural dolomite in a CO₂ (g) atmosphere*, Thermochemica Acta 405, 183-194, 2003.
- [8] BS 5268: 1990 British Standard BS 5268-4: *Structural use of timber - Section 4.2. Recommendations for calculating fire resistance of timber stud walls and joisted floor constructions*, BSI, 1990.
- [9] Chai 1993 L.Chai, A. Navrotsky: *Thermochemistry of carbonate-pyroxene equilibria*, Contributions to Mineralogy and Petrology 114, 139-147, 1993.
- [10] Clancy 2001 P. Clancy: *Advances in modelling heat transfer through wood framed walls in fire*, Fire and Materials, Vol. 25, 241-254, 2001.
- [11] Collier 2002 P. C. R. Collier, A. H. Buchanan: *Fire resistance of lightweight timber framed walls*, Fire Technology, 38, 125-145, 2002.

- [12] Collier 2004 P. C. R. Collier: *Study Report No. 127, FIREBARRIER - Technical Reference Guide*, Branz, 2004.
- [13] Cooper 1997 Y. Cooper: *The thermal response of gypsum-panel/steel stud wall systems exposed to fire - Environments - a simulation for use in zone-type fire models*, NISTIR 6027, Building and Fire Research Laboratory, June 1997.
- [14] CRC 2004 D. R. Lide: *CRC - Handbook of Chemistry and Physics*, 85th Edition, CRC Press, Cleveland, 2004.
- [15] Criado 1991 J. M. Criado, A. Ortega: *Kinetic study of thermal decomposition of dolomite by controlled transformation rate thermal analysis (RCR-TA) and TG*, Journal of Thermal Analysis, Vol. 37, 2369-2375, 1991.
- [16] EN 300: 1997 EN 300: *Platten aus langen, schlanken ausgerichteten Spänen (OSB) - Definition, Klassierung und Anforderungen*, CEN Brüssel, März 1997.
- [17] EN 309: 1992 EN 309: *Spanplatten - Definition und Klassierung*, CEN Brüssel, Juli 1992.
- [18] EN 338: 2003 EN 338: *Bauholz für tragende Zwecke - Festigkeitswerte*, CEN Brüssel, April 2003.
- [19] EN 520: 2004 EN 520: *Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren*, CEN Brüssel, November 2004.
- [20] EN 1363-1: 1999 EN 1363-1: *Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen*, CEN Brüssel, August 1999.
- [21] EN 1991-1-2: 2003 Eurocode 1: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2 Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke*, Entwurf, CEN Brüssel, September 2003.
- [22] ENV 1991-2-2: 1997 Eurocode 1: *Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 2-2 Einwirkungen auf Tragwerke - Einwirkungen im Brandfall*, Entwurf, CEN Brüssel, Mai 1997.
- [23] ENV 1993-1-2: 1997 Eurocode 3: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2 Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall*, Vornorm, CEN Brüssel, Mai 1997.
- [24] EN 1995-1-2: 2004 Eurocode 5: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauten - Teil 1-2 Allgemeine Regeln - Bemessung für den Brandfall*, CEN Brüssel, November 2004.
- [25] EN 13501-2: 2003 EN 13501-2: *Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahmen von Lüftungsanlagen*, CEN Brüssel, Dezember 2003.

- [26] EN 13162: 2001 EN 13162: *Wärmedämmstoffe für Gebäude - Werkmässig hergestellte Produkte aus Mineralwolle (MW) - Spezifikation*, CEN Brüssel, Oktober 2001.
- [27] EN 15283-2: 2008 EN 15283-2: *Faserverstärkte Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren - Teil 2: Gipsfaserplatten*, CEN Brüssel, Februar 2008.
- [28] Fazeli 1991 A. R. Fazeli, J. A. K. Tareen: *Thermal decomposition of rhombohedral double carbonates of dolomite type*, Journal of Thermal Analysis, Vol. 37, 2605-2611, 1991.
- [29] Feng 2003 M. Feng, Y. C. Wang, J. M. Davies: *Thermal performance of cold-formed thin-walled steel panel systems in fire*, Fire Safety Journal 38, 365-394, 2003.
- [30] Fontana 1999 M. Fontana, A. Frangi, C. Fetz: *Brandversuche an Holzmodulwänden*, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 238, Birkhäuser Verlag Basel, Zürich, Schweiz, März 1999
- [31] Fornather 2001 J. Fornather, K. Bergmeister: *Versuchsbericht: Kleinbrandversuchsreihe 1 - Teil 2 (KBV 1/2)*, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Wien, Österreich, Februar 2001
- [32] Frangi 1999 A. Frangi, M. Fontana: *Zum Brandverhalten von Holzdecken aus Hohlkastenelementen*, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 244, Birkhäuser Verlag Basel, Zürich, Schweiz, Juni 1999
- [33] Frangi 2001 A. Frangi: *Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken*, Dissertation, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 269, Birkhäuser Verlag Basel, Zürich, Schweiz, September 2001
- [34] Frangi 2004 A. Frangi, M. Fontana: *Untersuchungen zum Brandverhalten von Holzdecken aus Hohlkastenelementen*, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 283, vdf Hochschulverlag AG, Zürich, Schweiz, April 2004
- [35] Frangi 2007 A. Frangi, V. Schleifer: *ISOVER*, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, Zürich, Schweiz, September 2007
- [36] Franssen 1999 J.-M. Franssen: *Thermal properties of gypsum board walls submitted to the fire - Literature survey*, Universite de Liege - Institut du Genie Civil, June 1999.
- [37] Fredlund 1988 B. Fredlund: *A model for heat and mass transfer in timber structures during fire*, Lund University, Lund, 1988.

- [38] Fuller 1992 J. J. Fuller, R. J. Leichti, R. H. White: *Temperature distribution in nailed gypsum-stud joint exposed to fire*, Fire and Materials, Vol. 16, 95-99, 1992.
- [39] Gammon 1987 B. W. Gammon: *Reliability analysis of wood-frame assemblies exposed to fire*, Ph.D. Dissertation, University of California, Berkeley, U.M.I. Dissertation Services, USA, 1987.
- [40] Gerlich 1996 J. T. Gerlich, P. C. R. Collier, A. H. Buchanan: *Design of light steel-framed walls for fire resistance*, Fire and Materials, Vol. 20, 79-96, 1996.
- [41] Ghazi Wakili 2007 K. Ghazi Wakili, E. Hugi, L. Wullschleger, Th. KFrank: *Gypsum board in fire - Modeling and experimental validation*, Journal of Fire Sciences, Vol. 25, 267-282, May 2007.
- [42] Gips-Datenbuch 2003 Bundesverband der Gipsindustrie E.V.: *Gips-Datenbuch*, Darmstadt, 2003
- [43] Harmathy 1983 T. Z. Harmathy: *Properties of building materials at elevated temperatures*, Division of Building Research, National Research Council of Canada, Paper No. 1080, Ottawa, NRCC 20956, 1983 [Veröffentlichung lag nicht vor].
- [44] Harmathy 1988 T. Z. Harmathy: *Properties of building materials*, The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, Society of Fire Protection Engineers / National Fire Protection Association, 2nd Edition, Section 1, Chapter 6, Boston, United States
- [45] Henning 1997 O. Henning, D. Knöfel: *Baustoffchemie: Eine Einführung für Bauingenieure und Architekten*, 5. Auflage, Verlag für Bauwesen, Berlin, 1997
- [46] Janssen 1994 M. Janssen: *Thermal-physical properties for wood pyrolysis models*, Pacific Timber Engineering Conference Gold Coast, Australian, 1994
- [47] Knudson 1975 R.M. Knudson and A. Schniewind: *Performance of structural wood members exposed to fire*, Forest Products Journal, Volume 25, No. 2, 1975.
- [48] Kollmann 1951 F. Kollmann: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Erster Band: Anatomie und Pathologie, Chemie, Physik, Elastizität und Festigkeit, Springer-Verlag, München, 1951
- [49] König 1995 J. König: *Fire resistance of timber joists and load bearing wall frames*, Trätec, Rapport I 99412071, Stockholm, 1995.
- [50] König 1997 J. König, J. Norén: *Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires - Part 1: Fire tests*, Trätec, Rapport I 9702015, Stockholm, February 1997.

- [51] König 1999 J. König, L. Walleij: *One-dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and post-protection situation*, Trätekt, Rapport I 9908029, Stockholm, August 1999.
- [52] König 2000-1 J. König, L. Walleij: *Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires - Part 2: A design model for standard fire exposure*, Trätekt, Rapport I 0001001, Stockholm, June 2000
- [53] König 2000-2 J. König, B. Källsner: *Thermal and mechanical properties of timber and some other materials used in light timber frame construction*, International Council for Research and Innovation in Building and Construction (CIB), Working Commission W18 - Timber Structures, CIB-W18/33-16-3, Delft, Netherlands, August 2000.
- [54] König 2000-3 J. König, T. Oksanen, K. Towler: *A review of component additive methods used for the determination of fire resistance of separating light timber frame construction*, International Council for Research and Innovation in Building and Construction (CIB), Working Commission W18 - Timber Structures, CIB-W18/33-16-2, Delft, Netherlands, August 2000.
- [55] König 2003 J. König, D. Rydholm: *Small-scale fire tests of heavy timber components*, Trätekt, Rapport P 0310036, Stockholm, June 2003.
- [56] König 2006 J. König: *Fire exposed simply supported wooden I-joists in floor assemblies*, SP Swedish National Testing and Research Institute, SP Report 2006: 44, Stockholm, 2006.
- [57] Kordina 1995 K. Kordina, C. Meyer-Ottens: *Holz Brandschutz Handbuch*, 2. Auflage, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V., München, Ernst & Sohn Verlag, 1995
- [58] Kodur 1996 V.K.R. Kodur, M. A. Sultan, E. M. A. Denham: *Temperature measurement in full-scale wood stud shear walls*, Internal Report No. 729, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, Canada, October 1996.
- [59] Kodur 2003 V.K.R. Kodur, M. A. Sultan, J. C. Latour, P. Leroux, R. C. Monette: *Experimental studies on the fire resistance of load-bearing steel stud walls*, Internal Report No. 833, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, Canada, 2003.
- [60] Lache 1992-1 M. Lache: *Untersuchung zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschicht-holzträger*, Dissertation, Institut für Holzforschung, Universität München, München, Deutschland, 1992

- [61] Lache 1992-2 M. Lache, P. Topf, G. Wegner: *Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffe*, AIF-Forschungsvorhaben-Nr. 7796 und 8744, Institut für Holzforschung, Universität München, München, Deutschland, Dezember 1992
- [62] Lignum 2007 Lignum: *Lignum-Dokumentation Brandschutz 4.1 Bauteile - Decken, Wände und Bekleidungen mit Feuerwiderstand*, Lignum - Holzwirtschaft Schweiz, Zürich, Oktober 2007
- [63] Lindner 1992 H. Lindner, G. Koksich, G. Simon: *Physik für Ingenieure*, 13. verbesserte Auflage, Fachbuchverlag Leipzig -Köln, 1992
- [64] Lingens 2003 A. Lingens: *Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau*, Dissertation, Studienfakultät für Forstwissenschaften und Ressourcenmanagement der Technischen Universität München, Juli 2003
- [65] Ludwig 1978 U. Ludwig, N. Y. Khan: *Beitrag zur quantitativen Phasenanalyse von Mischgipsen des Systems $CaSO_4 - H_2O$* , Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Westdeutscher Verlag, 1978
- [66] Mehaffey 1994 J. R. Mehaffey, P. Cuerrier, G. Carisse: *A model for predicting heat transfer through gypsum-boards/wools-stud walls exposed to fire*, Fire and Materials, Vol. 18, 297-305, 1994.
- [67] NBCC: 2005 National Building Code of Canada 2005 - Volume 2, Canadian Commission on Building and Fire Codes, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, Canada, 2005
- [68] Norén 1994 J. Norén: *Addition Methode - Calculation of fire resistance for separating wood frame walls*, Trätekt, Rapport I 9312070, Stockholm, Juni 1994.
- [69] Peter 2003 M. Peter: *Numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens*, Dissertation, Technische Universität Berlin, Fraunhofer IRB Verlag Stuttgart, Berlin, 2003.
- [70] Povel 2002 D. Povel: *Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall*, Dissertation, Technische Universität Berlin, Fraunhofer IRB Verlag Stuttgart, Berlin, 2002.
- [71] REA-Gips 2003 BKV: *Produktinformation - REA-Gips*, Bundesverband Kraftwerksnebenprodukte e. V.; Oktober 2003.

- [72] Sagelsdorff 1995 R. Sagelsdorff, K. Ghazi Wakili, R. Müller, R. Rudolphi, T. Frank, H. Rickert, O. Dammbach, R. Blessing: *Kurzzeit-Prüfverfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität von nichtmetallischen Baustoffen bei Temperaturen von -20°C bis 90°C*, Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt Dübendorf (EMPA) und Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin (BAM), Mai 1995.
- [73] Schleifer 2005 V. Schleifer, A. Frangi, M. Fontana: *Fire behaviour of light timber frame wall assemblies*, IASBE Symposium, Lisbon, Portugal, September 2005.
- [74] Schleifer 2007 V. Schleifer, A. Frangi, M. Fontana: *Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Plattenelementen*, Institut für Baustatik und Konstruktion (IBK), ETH Zürich, IBK Bericht Nr. 302, vdf Hochschulverlag AG, Mai 2007.
- [75] Schneider 1996 J. Schneider, H. P. Schlatter: *Sicherheit und Zuverlässigkeit im Bauwesen - Grundwissen für Ingenieure*, 2. überarbeitete Auflage 1996, vdf Hochschulverlag AG an der ETH Zürich und B. G. Teubner Stuttgart, 1996.
- [76] Sultan 1996 M. A. Sultan: *A model for predicting heat transfer through noninsulated unloaded steel-stud gypsum board wall assemblies exposed to fire*, Fire Technology, Volume 32, Number 3, August 1996.
- [77] Sultan 1998 M. A. Sultan, Y. P. Séguin, P. Leroux: *Results of fire resistance tests on full-scale floor assemblies*, Internal Report No. 764, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, Canada, Mai 1998.
- [78] Sultan 2002 M. A. Sultan, G. D. Lougheed: *Results of fire resistance tests on full-scale gypsum board wall assemblies*, IR-833, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, August 2002.
- [79] Sultan 2008-1 M. A. Sultan: *Fire resistance of wood joist floor assemblies*, Fire Technology, Volume 44, Number 4, January 2008.
- [80] Sultan 2008-2 M. A. Sultan: *Fall-off of gypsum plasterboard in fire*, Proceedings of the Fifth International Conference, Structures in Fire (SIF), Singapore, May 2008.
- [81] Takeda 1997 H. Takeda: *Model to predict the effect of insulation on the fire resistance of wood-stud walls*, 2nd International Conference of Fire Research and Engineering, Gaithersburg, USA, , 87-97, 1997 [Veröffentlichung lag nicht vor].

Literatur

- [82] Takeda 1998 H. Takeda, J. R. Mehaffey: *WALL2D: A model for predicting heat transfer through wood-stud walls exposed to fire*, Fire and Materials, Vol. 22, 133-140, 1998.
- [83] Takeda 2003 H. Takeda: *A model to predict fire resistance of non-load bearing wood-stud walls*, Fire and Materials, Vol. 27, 19-39, 2003.
- [84] Thomas 1997 G. C. Thomas: *Fire resistance of light timber framed walls and floors*, Fire Engineering Research Report 97/7, University of Canterbury, New Zealand, 1997 [Veröffentlichung lag nicht vor].
- [85] Thomas 2002 G. C. Thomas: *Thermal properties of gypsum plasterboards at high temperatures*, Fire and Materials, Vol. 26, 37-45, 2002.
- [86] Tsantaridis 1999 L. D. Tsantaridis, B. A.-L. Östman and J. König: *Short communication: Fire protection of wood by different gypsum plasterboards*, Fire and Materials, Vol. 23, 45-48, 1999.
- [87] VKF: 1994 VKF: *Wegleitung für Feuerpolizeivorschriften - Baustoffe und Bauteile - Teil B: Prüfbestimmungen*, VKF (Vereinigung Kantonalen Feuerversicherung), Bern, 1994.
- [88] VKF: 2003 VKF: *Brandschutznorm*, VKF (Vereinigung Kantonalen Feuerversicherung), Bern, März 2003.

Lebenslauf

Vanessa Schleifer

geboren am 9. August 1973
in Hamburg, Deutschland

1980 - 1984	Grundschule Tostedt
1984 - 1986	Orientierungsstufe Tostedt
1986 - 1993	Gymnasium Tostedt
1993	Allgemeine Hochschulreife
1993 - 2000	Studium des Bauingenieurwesens an der Technischen Hochschule Karlsruhe
1995 - 1999	Wissenschaftliche Hilfsassistentin am Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau (TH Karlsruhe)
2000	Diplomarbeit am Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau (TH Karlsruhe) im Rahmen eines Auslandspraktikums bei der Firma ADAPT Software System (San Francisco)
2000	Diplom-Ingenieur der Technischen Hochschule Karlsruhe
2000 - 2002	Mitarbeiterin im Ingenieurbüro Burgbacher + Hawlitzky, Konstruktiver Ingenieurbau, Schalungs- und Gerüsttechnik, Karlsruhe
2002 - 2009	Wissenschaftliche Mitarbeiterin von Prof. Dr. Mario Fontana am Institut für Baustatik und Konstruktion, Fachbereich für Stahl-, Holz- und Verbundbau der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich

