

Beurteilung der raumabschließenden Funktion brandbeanspruchter Holzbauteile mittels einer „Component Additive Method“

Michael Rauch

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Klaus Peter Sedlbauer

Prüfer*innen der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter
2. Prof. Dr. Andrea Frangi
3. Prof. Alar Just, PhD

Die Dissertation wurde am 22.12.2021 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 02.06.2022 angenommen.

„Probleme kann man niemals mit derselben Denkweise lösen,
durch die sie entstanden sind.“

Albert Einstein

Physiker (*1879 †1955)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner mehrjährigen Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter von Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter am Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion der Technischen Universität München.

Die grundlegende Motivation für diese Arbeit resultiert aus den bearbeiteten Forschungsvorhaben „Methodenentwicklung zur Beschreibung von Zielwerten zum Primärenergieaufwand und CO₂-Äquivalent von Baukonstruktionen zur Verknüpfung mit Grundstücksvergaben und Qualitätssicherung bis zur Entwurfsplanung“ (Hafner et al., 2016), des Forschungsprojektes „dataholz.eu“ (Rauch, Werther et al., 2019) sowie der Mitarbeit zur Überarbeitung der nationalen Norm zum Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen DIN 4102-4. Die Problematik aufwendiger herstellereinspezifischer Nachweissysteme sowie fehlender Rechenmethoden zur brandschutztechnischen Bewertung von Holzbauteilen wurde hier mehr als deutlich.

Ein großer Teil dieser Arbeit ist im Rahmen des Forschungsprojektes „F-REI 90 - Ein analytisches Berechnungsverfahren für Holzrahmen- und Holzmassivbauteile bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten“ entstanden, gefördert durch die Forschungsinitiative ZukunftBAU des Bundesministeriums für Bau-, Stadt-, und Raumforschung (BBSR). In diesem Zuge möchte ich mich bei allen Unterstützern des Projektes bedanken. Ohne die zur Verfügung gestellten Versuchsergebnisse sowie die Bereitstellung des Materials für die experimentellen Untersuchungen wäre die vorliegende Arbeit in dieser Form nicht umsetzbar gewesen.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter für die Betreuung dieser Arbeit, das stets entgegengebrachte Vertrauen, sowie die Möglichkeiten zum internationalen Austausch im Rahmen der COST- Action FP 1404 oder der Möglichkeit meines Erasmus- Aufenthaltes an der TalTech Universität in Tallinn. Hier möchte ich mich bei Prof. Alar Just, PhD für die interessanten und hilfreichen fachlichen Diskussionen bedanken. Für die sofortige Übernahme des Co- Referats bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr. Andrea Frangi von der Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich.

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

Als Kollegen und Mentor dieser Arbeit möchte ich besonders Herrn Dr.-Ing. Norman Werther für sein stets offenes Ohr sowie die hilfreichen Diskussionen danken. Ebenso gilt mein Dank allen Kolleginnen und Kollegen für das freundliche Arbeitsklima und den interdisziplinären Gedankenaustausch am Lehrstuhl. Danken möchte ich auch allen Studierenden durch Ihr Engagement bei der Erstellung von Bachelor- und Masterarbeiten.

Mein herzlichster Dank gilt meiner Frau Franziska für die moralische Unterstützung, das Vertrauen sowie die Geduld für die oft entbehrensreiche Zeit. Ohne ihr Verständnis und ihre Geduld wäre es nicht möglich gewesen, zum heutigen Stand der Arbeit zu kommen.

Landsberg 15.12.2021

für
F.R.,
H.R. und F.R

Kurzfassung

Im Zuge der Novellierung der Eurocodes gewinnen rechnerische Nachweisverfahren zur brand-schutztechnischen Bemessung von Holzbauteilen zunehmend an Bedeutung. Gleichzeitig führt das Streben nach ressourceneffizienten Bauweisen zur Anwendung brennbarer Baustoffe im mehrgeschossigen Holzbau zu höheren Anforderungen an den Feuerwiderstand. Herstellerneutrale Bemessungsmethoden führen zu einer größeren Flexibilität, erfordern jedoch ein vertieftes Wissen des Ingenieurs bei der Anwendung. Während rechnerische Nachweismethoden zur Tragfähigkeit bei Holztafel- sowie bei Holzmassivbauteilen bereits durch den Tragwerksplaner angewendet werden, sind im deutschen Raum rechnerische Methoden zur Berechnung des Raumabschlusses weitgehend unbekannt.

Diese Arbeit gibt einen kurzen Überblick über thermodynamische Grundlagen sowie deren Anwendung in rechnerischen sowie numerischen Modellen zur Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall. Basierend auf diesen Grundlagen werden bestehende Rechenmodelle vorgestellt und ein optimiertes, additives Modell zur Berechnung des Raumabschlusses vorgeschlagen, welches sich in das bestehende Modell der prEN 1995-1-2:2021-05 integrieren lässt. Das für neue Materialien offene Modell erfordert zur Ergänzung neuer Baustoffe eine numerische Simulation und die zugehörige Bestimmung thermischer Materialparameter unter Brandbeanspruchungen. Hierfür wird ein praktisch anwendbares Optimierungsmodell zur Kalibrierung von Materialparametern vorgestellt. Dieses ermöglicht dem praktisch oder wissenschaftlich tätigen Ingenieur, auf Basis der Fourier'schen Wärmeleitgleichung Materialparameter bestehender Schichten zu optimieren oder neue Schichten zu ergänzen.

Experimentelle Untersuchungen zum Vergleich unterschiedlicher Thermoelemente und zur Skalierbarkeit von Brandversuchen bilden die Grundlage zur Bewertung bestehender sowie neuer experimenteller Untersuchungen zur Bestimmung des Wärmedurchgangs. Durch eine Prüfung bis zum vollständigen Bauteilversagen bzw. Erreichen des Grenzkriteriums entsprechen DIN EN 13501-2:2016-06 wurden neue Erkenntnisse für Bauteilschichten mit langen Vorerwärmungszeiten und somit für lange Brandbeanspruchungen gewonnen.

Diese Ergebnisse fließen in das optimierte Berechnungsmodell ein. Hierfür werden ausgewählte Bauteilschichten gezielt analysiert und in das Berechnungsmodell integriert. Die Bestimmungsgleichungen für Holzwerkstoffplatten werden mit dem Abbrandmodell homogenisiert. Für Gipskartonfeuerschutzplatten konnten die Materialparameter optimiert und eine Bestimmungsgleichung vorgeschlagen werden. Um einen Nachweis für Deckenkonstruktionen von der Oberseite zu ermöglichen, wird das Berechnungsmodell um Nassestriche und Trittschalldämmstoffe erweitert. Eine Untersuchung der Positionsbeiwerte im Rechenverfahren zeigt, dass die Bestimmungsgleichungen bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 120 Minuten anwendbar sind. Zusätzlich wird die Anwendbarkeit des Rechenmodells für Einbauteile gezeigt.

Stichworte

Brandschutz, Brandversuche, Feuerwiderstand, Einheits-Temperaturzeitkurve, Abbrandverhalten, Raumabschluss, numerische Bauteilsimulation, antwortflächenbasierte Optimierung, Holzbauteile, Fußbodenaufbauten, Gipsplatten, Holzwerkstoffplatten, Einbauteile, Dämmstoffe, Estriche

Abstract

Assessment of the separating function of timber assemblies exposed to fire with a Component Additive Method

In consequence of the revision of the Eurocodes, verification methods based on calculation models of the fire resistance of timber elements are becoming increasingly important. At the same time, the aspiration of resource-efficient construction methods leads to the application of combustible materials in multi-storey timber buildings with increasing requirements of the fire resistance. Manufacturer-neutral design methods lead to greater flexibility but require the engineer to have in-depth knowledge when applying them. While computational verification methods for the load-bearing capacity of timber elements are already applied by the structural engineer, calculation models for the separating function are largely unknown in Germany.

This thesis gives an overview of thermodynamic principles and their application in computational and numerical models for the fire design of timber elements. Based on these fundamentals, existing computational models are presented and an optimized, additive model for the calculation of fire resistance is proposed, which can be integrated into the existing model of prEN 1995-1-2:2021-05. The model, which is open to new materials, requires a numerical simulation and determination of material parameters under fire loads to add new building materials. For this purpose, an optimization model for the calibration of material parameters is presented, which enables the practical or scientific engineer to optimize material parameters of existing layers or to add new layers.

Experimental investigations on the comparison of different thermocouples and the scalability of fire tests form the basis for the evaluation of existing and new experimental investigations. By testing until reaching the limit criterion according to DIN EN 13501-2:2016-06, new knowledge was gained for construction layers with long preheating times and thus for long fire loads.

These results are integrated into the optimized calculation model. For this purpose, selected construction layers were examined in more detail and integrated into the new calculation model. The governing equations for wood-based panels were homogenized with the charring model. For gypsum board, the material parameters were optimized and equations for the basic protection time are proposed. A verification model for ceiling constructions from the upper side is presented. An investigation of the position coefficients in the calculation method shows that the governing equations are applicable up to a fire resistance of 120 minutes. In addition, a solution to consider sockets in the separating function method is introduced. Finally, a concept to take into account the falling off of different insulation materials is proposed.

Keywords

Fire protection, fire tests, fire resistance, ISO- fire, charring rate, separating function, numerical simulation, response surface-based optimization, timber elements, floor assemblies, gypsum boards, wood-based panels, sockets, insulation materials, screeds

Inhaltsverzeichnis

Symbole und Abkürzungen	xiii
1 Einleitung.....	1
1.1 Holz als Baustoff	1
1.2 Ausgangslage in Deutschland.....	1
1.3 Problemstellung und Motivation	2
1.4 Zielsetzung und Vorgehen	3
1.5 Abgrenzung	4
2 Brandereignisse, Thermodynamische Grundlagen und bestehende Berechnungsmodelle.....	5
2.1 Grundlagen zu Brandereignissen und zum Baurecht in Deutschland.....	5
2.1.1 Brandentstehung und Brandverlauf in Holzgebäuden	5
2.1.2 Baurechtliche Grundlagen zum Brandschutz in Deutschland	7
2.1.3 Nachweismethoden von brandschutztechnischen Leistungseigenschaften	8
2.1.4 Bauteilklassifizierung in Deutschland und Europa	8
2.2 Thermodynamische Grundlagen.....	9
2.2.1 Allgemeines.....	9
2.2.2 System und Umgebung.....	9
2.2.3 Die drei Hauptsätze der Thermodynamik.....	9
2.2.4 Wärmeübertragungsmechanismen	11
2.2.5 Konduktion (Wärmeleitung).....	12
2.2.6 Wärmeströmung (Konvektion)	15
2.2.7 Wärmestrahlung.....	16
2.3 Übertragung der thermodynamischen Grundlagen auf Holzbauteile im Brandfall	19
2.3.1 Allgemeines.....	19

2.3.2	Bauteiloberflächen	19
2.3.3	Bauteilschichten ohne Hohlräume und Bekleidungen.....	24
2.3.4	Dämmstoffe und Hohlräume	25
2.4	Bestehende Nachweisverfahren für den Raumabschluss von Holzbauteilen.....	26
2.4.1	Allgemeines.....	26
2.4.2	Modell nach EN 1995-1-2	26
2.4.3	Das Verfahren nach Schleifer	27
2.4.4	Erweiterung nach Mäger und Just	29
2.4.5	Berechnungsmodell nach dem British Standard	29
2.4.6	Nachweisverfahren in Kanada und dem International Building Code	29
2.4.7	Nachweisverfahren in Australien / Neuseeland	30
2.4.8	Vergleich und Zusammenfassung.....	30
2.4.9	Ergebnis für diese Arbeit.....	31
3	Ein analytisches und numerisches Modell für den Raumabschluss.....	32
3.1	Methodisches Vorgehen	32
3.1.1	Vorgehensweise.....	32
3.1.2	Zehn Regeln zur Bewertung der Feuerwiderstandsdauer	32
3.2	Rechnerisches Modellkonzept	34
3.2.1	Allgemeines.....	34
3.2.2	Grundlagen zur Modellbildung für den Raumabschluss flächiger Bauteile	34
3.2.3	Explizite und implizite Einflussfaktoren	40
3.2.4	Baustoffeigenschaften und Systemeigenschaften	43
3.2.5	Experimentelle Werte zur Validierung	44
3.2.6	Das optimierte Modellkonzept dieser Arbeit:.....	45

3.2.7	Zusammenfassung und Diskussion des Berechnungsmodells	55
3.3	Modellkonzept der Thermisch-transiente Finite Elemente Analyse	55
3.3.1	Grundlagen zum FE- Modell	55
3.3.2	Grundlagen zur FE- Software:	56
3.3.3	Explizite und Implizite Einflussfaktoren	57
3.3.4	Das Modell dieser Arbeit	58
3.4	Optimierung von effektiven Materialparametern mittels der Finite-Elemente Analyse	59
3.4.1	Grundlagen	59
3.4.2	Bisher verwendete Optimierungssystematik	59
3.4.3	Das Optimierungsmodell dieser Arbeit.....	60
3.4.4	Anwendungsbeispiel Glaswolle.....	62
3.4.5	Optimierungsprozess	65
4	Experimentelle Untersuchungen	67
4.1	Allgemeine Grundlagen.....	67
4.2	Experimentelle Ergebnisse aus Literatur, Forschung und Praxis.....	67
4.2.1	Wissenschaftliche Quellen und Literatur	67
4.2.2	Konzeption, Analyse und Auswertung einer Versuchsdatenbank.....	67
4.3	Vergleich unterschiedlicher Thermoelemente zur Anwendung in mehrschichtigen	
Bauteilen		70
4.3.1	Problemstellung und Ziele.....	70
4.3.2	Versuchsaufbauten und Durchführung	71
4.3.3	Ergebnisse	74
4.3.4	Zusammenfassung und Diskussion	76
4.3.5	Empfehlung	78
4.4	Einfluss Probekörperabmessung und Bauteilausrichtung.....	78

4.4.1	Problemstellung und Ziele.....	78
4.4.2	Versuchsaufbauten und Durchführung	80
4.4.3	Ergebnisse	85
4.4.4	Diskussion und Empfehlung.....	88
4.5	Experimentelle Untersuchungen des brandschutztechnischen Einflusses von	89
	Einbauteilen	89
4.5.1	Problemstellung und Ziele.....	89
4.5.2	Versuchsaufbauten und Durchführung	90
4.5.3	Ergebnisse	91
4.5.4	Diskussion und Empfehlung.....	94
4.6	Einfluss langer Brandbeanspruchung	95
4.6.1	Problemstellung und Ziele.....	95
4.6.2	Ergebnisse der Versagenszeiten	95
5	Hochtemperaturverhalten ausgewählter Funktionsschichten von raumabschließenden	99
	Holzbauteilen	99
5.1	Grundlagen	99
5.2	Thermisches und rechnerisches Modell für Holz- und Holzwerkstoffe.....	99
5.2.1	Problemstellung von Bekleidungslagen aus Holz- und Holzwerkstoffen.....	99
5.2.2	Abgrenzung zwischen massiven Holzbauteile mit großen Dicken und	100
	Bekleidungslagen	100
5.2.3	Arten von Holzwerkstoffplatten	102
5.2.4	Einflussfaktoren auf die Schutz- bzw. Isolationszeit und Abbrandraten von Holz-..	103
	und Holzwerkstoffplatten in den Rechenmodellen	103
5.2.5	Numerisches Materialmodell aus der Literatur.....	106
5.2.6	Vergleich der Materialmodelle.....	110
5.2.7	Vergleich der analytischen Berechnungsmodelle für Holzwerkstoffplatten.....	113

5.2.8	Ein homogenes Berechnungsmodell für Holzwerkstoffplatten	115
5.2.9	Validierung und Vergleich mit bestehenden Modellen	117
5.2.10	Zusammenfassung und Diskussion	119
5.3	Thermisches Materialmodell von Bekleidungen aus Gipswerkstoffen	120
5.3.1	Problemstellung	120
5.3.2	Grundlagen und Material.....	120
5.3.3	Experimentelle und numerische Analyse	122
5.3.4	Validierung der Ergebnisse aus der experimentellen und numerischen Analyse	133
5.3.5	Zusammenfassung und Diskussion	137
5.4	Thermisches Materialmodell von Estrichen aus Gips- und Zementbasis.....	138
5.4.1	Problemstellung	138
5.4.2	Vorgehensweise.....	139
5.4.3	Grundlagen zum Material	139
5.4.4	Experimentelle Analyse.....	140
5.4.5	Numerisches FE- Modell.....	141
5.4.6	Ergebnisse und Validierung	142
5.4.7	Effektive Materialparameter als Eingangsgrößen in die numerische Simulation	143
5.4.8	Ein Berechnungsmodell zur Anwendung von Estrichen in der SFM.....	147
5.4.9	Konstruktive Randbedingungen	150
5.4.10	Trockenestriche auf Gipsbasis	150
5.4.11	Zusammenfassung und Diskussion	151
5.5	Erweiterung des thermisches Materialmodells von mineralischen Dämmstoffen	151
5.5.1	Problemstellung und Abgrenzung	151

5.5.2	Grundlagen zu Steinwolledämmstoffen im Berechnungsmodell.....	152
5.5.3	Experimentelle Analyse.....	153
5.5.4	Numerische Analyse von mineralischen Dämmstoffen aus Steinwolle.....	155
5.5.5	Ein optimiertes Rechenmodell für mineralische Dämmstoffe.....	157
5.5.6	Zusammenfassung und Diskussion	161
5.6	Brandbeanspruchungen bis 120 Minuten Feuerwiderstand.....	162
5.6.1	Grundlagen und Problemstellung.....	162
5.6.2	Einfluss langer Vorerwärmungszeiten.....	163
5.6.3	Ergebnisse und Validierung	165
5.6.4	Diskussion.....	166
5.7	Thermisches Modell zur Berücksichtigung von Einbauteilen	167
5.7.1	Problemstellung	167
5.7.2	Ein Berechnungskonzept für Einbauteile	168
5.7.3	Numerische Untersuchungen von Einbauteilen	170
5.7.4	Zusammenfassung und Diskussion	174
5.8	Ein Modell zur Berücksichtigung des Versagens von Dämmstoffen.....	175
5.8.1	Problemstellung	175
5.8.2	Grundlagen zum Versagen von Dämmstoffen	177
5.8.3	Experimentelle Versuchskonfiguration zur Bestimmung von Versagenszeiten	180
5.8.4	Ableitung der Versagenszeiten von Dämmstoffen	181
5.8.5	Zusammenfassung und Diskussion	184
6	Zusammenfassung der abgeleiteten rechnerischer Ansätze	185
6.1	Allgemeines zum Berechnungsmodell	185
6.2	Anwendungsbereich.....	185

Symbole und Abkürzungen

Große lateinische Buchstaben

A	Fläche	m^2
B	Breite	m
E	Raumabschluss (Feuerwiderstand)	min
E_{th}	Thermische Arbeit	J
H/h	Höhe	m
H	Enthalpie	J
I	Isolation (Feuerwiderstand)	min
L	Länge	m
Nu	Nußelt Zahl	-
P	Druck	Pa
Q	Wärmeenergie	J
R	Tragfähigkeit (Feuerwiderstand)	min
S	Entfernung der strahlenden Flächen zueinander	m
T	Temperatur	$^{\circ}C, K$
T_r	Strahlungstemperatur	$^{\circ}C$
U	innere Energie	J
V	Volumen	m^3
W	Arbeit	W
W	Innere Wärmequelle	$J/sm^3, W/m^3$

Kleine lateinische Buchstaben

a	Temperaturleitfähigkeit	m^2/s
b_m	Faktor zur Berücksichtigung dünner Platten	-
c	spezifische Wärmekapazität	J/kgK
c_p	isobare spezifische Wärmekapazität	J/kgK
d_{res}	mindestens notwendige Restholzdicke	mm
d	Schichtstärke	m
h_p	Plattendicke	mm
h	spezifische Enthalpie	kJ/kg
\dot{h}_{net}	netto Wärmestrom	W/m^2
$\dot{h}_{net,c}$	konvektiver Anteil Netto Wärmestrom	W/m^2
$\dot{h}_{net,r}$	Strahlungsanteil Netto Wärmestrom	W/m^2
k_h	Faktor zur Berücksichtigung dünner Platten	-

k_ρ	Faktor zur Berücksichtigung der Rohdichte	-
k_j	Fugenbeiwert	-
k_{pos}	Positionsbeiwert	-
$k_{pos,exp}$	Positionsbeiwert feuerzugewandt (exposed)	-
$k_{pos,unexp}$	Positionsbeiwert feuerabgewandt (unexposed)	-
k_2	Schutzbeiwert	-
k_{RA}	Schutzbeiwert Raumabschluss	-
m	Masse	kg
p	Druck	Pa
t	Plattendicke	mm
t	Zeit	s
t_{ch}	Zeitdauer bis zum Beginn des Abbrandes eines geschützten Bauteils	min
t_f	Versagenszeit einer Schicht	min
$t_{f,anch}$	Versagenszeit der Befestigungsmittel einer Schicht (anchorage)	min
$t_{ins,0}$	Grundisolationszeit	min
$t_{prot,0}$	Grundschutzzeit	min
$t_{ins,i}$	Isolationszeit der Schicht i	min
$t_{prot,i}$	Schutzzeit der Schicht i	min
$t_{prot,0,pr+1}$	Grundschutzzeit einer geschützten Schicht	min
$t_{prot,pr+1}$	Schutzzeit einer geschützten Schicht	min
u	Holzfeuchte	Masse-%
v_f	Versagensgeschwindigkeit von Dämmstoffen	mm/min
v_{rec}	Rückzugsgeschwindigkeit von Dämmstoffen	mm/min
x, y, z	Ortskoordinaten	m

Griechische Buchstaben

α	Wärmeübergangskoeffizient	W/m ² K
β	Abbrandrate	mm/min
β_0	Bemessungswert der eindimensionalen Abbrandrate bei Normbrandbeanspruchung	mm/min
β_n	Bemessungswert der ideellen Abbrandrate bei Normbrandbeanspruchung	mm/min
Δt_i	Korrekturzeit der Schicht i	min
Δt_n	Korrekturzeit der feuerabgewandten Schicht n	min
ε	Emissionsgrad	-
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/mK
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	W/m ² K ⁴
θ	Winkel der Flächen zueinander	rad

ρ	Rohdichte	kg/m ³
ρ_k	Charakteristische Rohdichte	kg/m ³
ρ_{20}	Rohdichte bei einer Temperatur T (hier von 20°C)	kg/m ³
θ	Temperatur	°C
ϑ	Temperatur	K
Φ	Konfigurationsfaktor	-
$\sum t_{prot}$	Summe der Schutzzeiten	min
$\sum t_{prot,i}$	Summe der Schutzzeiten bis zur Schicht i-1	min

Indices

<i>anch</i>	Verankerung der Verbindungsmittel
<i>ch</i>	Beginn des Abbrandes (charring)
<i>exp</i>	feuerzugewandt (exposed)
<i>f</i>	Versagen (failure)
<i>gesch</i>	Durch eine davorliegende Schicht geschützte Schicht
<i>ins</i>	Isolationszeit
<i>k</i>	konvektiv
<i>pr</i>	geschützt
<i>prot</i>	Schutzzeit
<i>r</i>	radiativ
<i>unexp</i>	feuerabgewandt (unexposed)

Abkürzungen

<i>AS</i>	Australian Standard
<i>ABM</i>	Arbeitsgemeinschaft der Brandschutzlaboratorien der Materialprüfanstalten
<i>ETK</i>	Einheits-Temperaturzeitkurve
<i>BSP</i>	Brettsperrholz
<i>Bkl</i>	Bekleidung
<i>CAM</i>	Component Additive Method
<i>CAF</i>	Calciumsulfatestrich
<i>CT</i>	Zementestrich
<i>D-A-CH</i>	Die Region Deutschland, Österreich und Schweiz
<i>DIBT</i>	Deutsches Instituts für Bautechnik
<i>DIN</i>	Deutsches Institut für Normung
<i>DoE</i>	Design of Experiments

<i>EN</i>	<i>Europäische Norm</i>
<i>prEN</i>	<i>Entwurf zu einer europäischen Norm</i>
<i>ETA</i>	<i>European Technical Approval; engl. für Europäische Technische Zulassung</i>
<i>FA</i>	<i>feuerabgewandt</i>
<i>FPS</i>	<i>Fire- Protection System / Brandschutzsystem</i>
<i>FZ</i>	<i>feuerzugewandt</i>
<i>GF</i>	<i>Gipsfaserplatten</i>
<i>GKB</i>	<i>Gipskartonbauplatten</i>
<i>GKF</i>	<i>Gipskartonfeuerschutzplatten</i>
<i>GW</i>	<i>Mineralwolle (Glaswolle)</i>
<i>HWP</i>	<i>Holzwerkstoffplatten</i>
<i>HTE</i>	<i>High Temperature Extruded Glass Wool / Glaswolle mit einem Schmelzpunkt ≥ 1000 °C</i>
<i>ID</i>	<i>Identifikator</i>
<i>KVH</i>	<i>Konstruktionsvollholz</i>
<i>LBO</i>	<i>Landesbauordnung</i>
<i>LHS</i>	<i>Latin Hypercube Sampling Designs</i>
<i>MBO</i>	<i>Musterbauordnung</i>
<i>MDF</i>	<i>Mitteldichte Faserplatte</i>
<i>MHP</i>	<i>Massivholzplatte</i>
<i>MVV-TB</i>	<i>Musterverwaltungsvorschrift für Technische Baubestimmungen</i>
<i>MW</i>	<i>Mittelwert</i>
<i>MW</i>	<i>Wärmedämmstoffe aus Mineralwolle</i>
<i>NZS</i>	<i>Standards New Zealand</i>
<i>OSB</i>	<i>oriented strand board; engl. für Grobspanplatte mit ausgerichteten Spänen (OSB-Platte)</i>
<i>PE-Folie</i>	<i>Polyethylen- Folie</i>
<i>PK</i>	<i>Prüfkörper</i>
<i>PL</i>	<i>Protection- Level</i>
<i>SFM</i>	<i>Separating Function Method / Methode zur Berechnung des Raumabschlusses</i>
<i>SP</i>	<i>Spanplatte</i>
<i>SW</i>	<i>Mineralwolle (Steinwolle)</i>
<i>TGA</i>	<i>Thermogravimetrische Analyse</i>
<i>VDI</i>	<i>Verein Deutscher Ingenieure</i>
<i>ZF</i>	<i>Einblasdämmung aus Zellulosefasern</i>

Operatoren

Δ	<i>Änderung</i>
∂	<i>partielles Differenzial</i>
∇	<i>Nabla-Operator</i>
Σ	<i>Summe</i>

1 Einleitung

1.1 Holz als Baustoff

Der nachwachsende Rohstoff Holz als Baumaterial kann bis in die Urzeit und das Altertum nachverfolgt werden. Sein Potential als natürlich verfügbarer und nachwachsender Baustoff wurde ständig weiterentwickelt. Bereits im 9. Jahrhundert wurde der To-je Tempel in Japan mit fünf Geschossen und einer Höhe von über 50 m errichtet, Kornspeicher in Holzbauweise erreichten bereits im 15. Jahrhundert eine Höhe von 21 m und sieben Geschossen (Kaufmann et al., 2017). Als mehrgeschossiger Fachwerkbau wurden Holzgebäude bereits in der Vergangenheit im urbanen Wohnungsbau eingesetzt. Durch die Brennbarkeit des Baustoffes und eine falsche Ausführung von Abschnittsbildenden Bauteilen, kann sich ein Brand über die brennbare Konstruktion ausbreiten und bei zu geringen Abständen zusätzlich auf andere Gebäude überspringen. Großbrandereignisse wie z.B. „The Great Fire of London“ mit einer Zerstörung von über 13.200 Häusern (Field, 2018) zeigen die Folgen im Falle eines Brandereignisses ohne die Beachtung von konstruktiven Regeln zur Vorbeugung der Brandausbreitung. In London wurden daraufhin Anforderungen seitens der Stadt (First Rebuilding Act – 1667) erlassen, die nur noch nichtbrennbare Materialien (Ziegel und Stein) zuließen und Regeln für Gebäudegrößen, Abstände und Wandstärken vorgaben (Field, 2018). Kriegereignisse und folgende Brände führten dazu, dass im 19. und 20. Jahrhundert alternative, nichtbrennbare Baustoffe wie Beton, Mauerwerk und Stahl den Gebäudesektor dominierten. Erst nach der Jahrtausendwende gewann der mehrgeschossige Holzbau im urbanen Raum wieder zunehmend an Bedeutung. Neue Konstruktionslösungen, wie moderne Holztafel- und Holzmassivbauweisen, sowie ein zunehmendes ökologisches Bewusstsein, bieten Lösungsmöglichkeiten, den nachwachsenden Rohstoff Holz einzusetzen und gleichzeitig brandschutztechnische Schutzziele einzuhalten (Kaufmann et al., 2017). Diese Grundlage eröffnet ein Forschungsfeld zur Entwicklung brandschutztechnischer Lösungsansätze für mehrgeschossige Holzgebäude zur Einhaltung der baurechtlich und gesellschaftlich geforderten Schutzziele.

1.2 Ausgangslage in Deutschland

Durch die Novellierung des Baurechts in Deutschland werden Holzgebäude bis zur Gebäudeklasse 5 und ohne eine Abweichung vom Baurecht in einer zunehmenden Anzahl an Bundesländern möglich (Rauch, Engel & Werther, 2019). Die für feuerbeständige und somit nichtbrennbare Bauteile geltende Anforderung des Feuerwiderstandes von 90 Minuten unter Beanspruchung der Einheits-Temperaturzeitkurve nach DIN 4102-2:1977-09 bzw. DIN EN 13501-2:2016-06 sind für Gebäude der Gebäudeklasse 5 weiterhin einzuhalten. Dies gilt für die Tragfähigkeit wie auch den Raumabschluss im Brandfall. Um dem neuen Anwendungsbereich gerecht zu werden, wird gegenwärtig die Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise (M-HFHolzR (2004)) sukzessive durch eine neue Richtlinie für Bauteile in Holzbauweise in Gebäudeklasse 4 und 5 abgelöst (M-HolzBauRL, 2021). Dies ermöglicht ein geregeltes Bauen mit Holz bis zur Gebäudeklasse 5. Informationen zum Inhalt der Richtlinie finden sich in Merk

(2020). In der aktuellen Fassung werden Holztafelbauelemente nur bis zur Gebäudeklasse 4 berücksichtigt. Seitens der Forschung wird angestrebt im nächsten Überarbeitungsschritt die Richtlinie dahingehend zu erweitern, dass auch Holztafelbauelement für die Gebäudeklasse 5 mit aufgenommen werden. Ergänzend können aus Abweichungen von den baurechtlichen Randbedingungen individuelle Anforderungen an den Feuerwiderstand resultieren. Für Gebäude der Gebäudeklasse 5 werden hier üblicherweise ebenfalls Feuerwiderstandsdauern von 90 Minuten gefordert (Hafner et al., 2016). Im Bauprozess muss dieser geforderte Feuerwiderstand für das Gebäude durch den hierfür verantwortlichen Errichter bzw. den Planer nachgewiesen werden. Für Wand und Deckenbauteilen ist der Nachweis von jeweils beiden Bauteilseiten erforderlich (MVV TB, 2020/2019/1).

1.3 Problemstellung und Motivation

In der Vergangenheit durchgeführte Untersuchungen zu rechnerischen Nachweismethoden im Rahmen der Entwicklung der EN 1995-1-2:2004-11 durch König und Walleij (2000) bzw. der Weiterentwicklung rechnerischer Verfahren für die raumabschließende Funktion nach Schleifer (2009) wurden aufgrund der damals existierenden baurechtlichen Anforderungen und Grenzen zur Anwendung von Holzbauteilen bis maximal 60 Minuten entwickelt und validiert. Ergänzende Untersuchungen im Rahmen der COST- Action FP 1404¹ wurden durch den Autor (Rauch et al., 2018) durchgeführt und bestätigen die Annahme von Schleifer (2009), dass die bestehende Methode und deren Weiterentwicklungen prinzipiell auf Bauteile mit längeren Feuerwiderstandsdauern übertragbar sind, dies allerdings zu sehr konservativen Ergebnissen für die Gesamtkonstruktion führt. Im Zuge der Revision der Eurocodes wurden die bestehenden Methoden durch Mäger et al. (2018) erweitert und sind die Grundlage für das aktuelle Berechnungsverfahren in der prEN 1995-1-2:2020-11. Das auf den Grundlagen von Schleifer (2009) basierende Verfahren wird hier bereits bis 120 Minuten Feuerwiderstand erweitert, liegt aber für hohe Feuerwiderstandsdauern weiterhin weit auf der konservativen Seite. Das additive Modell basiert auf Eingangsgrößen für die unterschiedlichen Schichten innerhalb einer Konstruktion, die aufaddiert werden, um den Gesamtfeuerwiderstand eines Bauteils zu ermitteln.

Ein Nachweis für Deckenkonstruktionen mit Estrichaufbauten war aufgrund der fehlenden Eingangswerte für das Rechenmodell nicht möglich und der positive Einfluss kann weder von der Unterseite noch von der Oberseite mitberücksichtigt werden. Um Fußbodenaufbauten vollständig abbilden zu können, sind zusätzlich Dämmstoffe mit geringen Dicken und hohen Rohdichten erforderlich, die bisher außerhalb des Validierungsbereiches der Rechenverfahren lagen. Für Holzwerkstoffplatten liegen umfangreiche Untersuchungen vor, die sich einerseits in die Untersuchung von Abbrandraten entsprechend dem Abbrandmodell nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 und andererseits in die Bestimmung von Grundschutzzeiten nach Schleifer (2009) aufteilen. Trotz des vergleichbaren,

¹ COST Action FP 1404 – Fire Safe Use of Bio- Based Building Products

temperaturbasierenden Versagenskriteriums führen die Rechenverfahren zu unterschiedlichen Ergebnissen. Während Fugen in den bisherigen Rechenmodellen als Einflussparameter mitberücksichtigt werden, wurden Einbauteile, wie beispielsweise Steckdosen, nicht integriert. Eine Berechnung des Feuerwiderstandes im Steckdosenbereich mittels der Rechenverfahren für den Raumabschluss führt zu großen Abweichungen zwischen Versuchs- und Rechenergebnissen.

Für die Untersuchung von Einzelschichten sowie die Implementierung von neuen Materialien werden in der prEN 1995-1-2:2020-11 Methoden angegeben, die auf Eingangswerten aus numerischen Simulationen basieren. Angaben für ein einheitliches Simulationsmodell zur Bestimmung von effektiven Materialparametern sowie daraus folgend von rechnerischen Bestimmungsgleichungen für Schutzzeiten liegen bisher nicht vor, sind aber für eine Implementierung neuer Materialien notwendig.

1.4 Zielsetzung und Vorgehen

Ziel dieser Arbeit ist die Weiterentwicklung analytischer Verfahren zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer für den Raumabschluss. Hierfür werden Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen und numerischen Simulationen für ausgewählte Einzelschichten wie Holzwerkstoffplatten, Gipsplatten, Estrichschichten sowie Dämmschichten mit hohen Rohdichten dargestellt und Bestimmungsgleichungen abgeleitet. Ein einheitliches Vorgehen mit Angabe der Randbedingungen für experimentelle Untersuchungen, numerische Simulationen, Optimierung von effektiven Materialparametern sowie der Ableitung von Bestimmungsgleichungen wird angestrebt. Somit können die ermittelten Ergebnisse reproduziert und auf weitere Forschungs- oder Anwendungsgebiete übertragen werden. Die erarbeiteten Ergebnisse sollen kompatibel zum zukünftigen Eurocode, hier basierend auf den Verfahren des vorliegenden Entwurfs (prEN 1995-1-2:2020-11), sein. Experimentelle Untersuchungen wurden in unterschiedlichen Größen durchgeführt um für die vorgestellten Versuche den Einfluss der Probekörpergröße mit angegeben zu können.

Im ersten Teil der Arbeit wird ein Überblick zur brandschutztechnischen Nachweissystematik vorgestellt. Eine kurze Darstellung der thermodynamischen Grundlagen ist in Abschnitt 2.1 enthalten und dient als Basis für die weiteren Untersuchungen des Simulationsmodelles und der analytischen Verfahren. Zur Modellbildung werden die physikalischen Grundlagen in Abschnitt 2.3 auf Holzbauteile im Brandfall übertragen. Daraus lassen sich das in Kapitel 3 dargestellte analytische Berechnungsmodell sowie das Simulationsmodell zur thermisch transienten Untersuchung ableiten. Ein neues Verfahren zur Sensitivitätsanalyse und Optimierung von Materialparametern im Brandfall, basierend auf der antwortflächenbasierten Optimierung, wird dargestellt. Die Basis zur Erweiterung der Rechenverfahren bilden Bauteilversuche. Eine Datenbank mit Bauteilversuchen, miterarbeitet durch den Autor im Rahmen mehrerer Forschungsprojekte wie „dataholz.eu“ (Rauch, Werther et al., 2019), „Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen“ (Winter et al., 2019) und „F-REI 90“ (Rauch, Suttner & Werther, 2019a), dient als Basis zur Auswertung und Validierung von Untersuchungsergebnissen und wird in dieser Arbeit durch zusätzliche experimentelle Versuche erweitert. Eine Darstellung der Systematik der Datenbank und der experimentellen Ergebnisse erfolgt in Kapitel 4. Eine Analyse und Erweiterung

des Rechenmodells für Holzwerkstoffplatten, Gipsplatten, Estrichaufbauten sowie mineralische Trittschalldämmstoffe aus Steinwolle ist in Kapitel 5 enthalten. Hier wird ergänzend eine Vorgehensweise zur Simulation und Berechnung von Einbauteilen sowie zur expliziten Berücksichtigung des Versagens von Dämmstoffen vorgestellt. Die gewonnenen Ergebnisse werden in Kapitel 6 in das optimierte Berechnungsmodell integriert und in Kapitel 7 zusammengefasst.

1.5 Abgrenzung

Diese Arbeit befasst sich ausschließlich mit der Bemessung von flächigen, brandabschnittsbildenden Bauteilen bzw. Trennwänden für den Raumabschluss. Im Gesamtkonzept müssen die zum Bauteil gehörenden Anschlüsse ebenfalls nachgewiesen werden. Eine zusammenfassende Darstellung und konstruktive Lösungsansätze über die Ausbildung von Bauteilanschlüssen kann den Untersuchungen von Suttner et al. (2020) entnommen werden.

Neben den Anforderungen der raumabschließenden Funktion, die in dieser Arbeit behandelt wird, muss im Rahmen der Nachweisführung die Einhaltung der Tragfähigkeit sichergestellt werden. Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Holzbauteilen im Brandfall wurden, basierend auf den Ergebnissen von Just (2010), in der „Fire Safety in Timber Buildings - Technical guideline for Europe“ (Östman et al., 2010) zusammengefasst und durch Tiso (2018) für Holztafelbauelemente weiterentwickelt. Holzmassivbauteile wurden durch (Schmid et al., 2018) untersucht. Die finalen Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in die prEN 1995-1-2:2020-11 mit eingeflossen. Die Modelle und Erweiterungen dieser Arbeit sind mit den genannten Berechnungsmodellen kompatibel und stellen eine Erweiterung dieser dar.

Normativ basieren die vorhandenen Berechnungsverfahren auf einer definierten Brandeinwirkung entsprechend Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach ISO 834-1:1999. Die Brandeinwirkung hat einen maßgeblichen Einfluss auf das Bauteilverhalten im Brandfall. Untersuchungen von Werther (2016) zeigen den Einfluss von unterschiedlichen Brandeinwirkungen, z.B. dem Naturbrandmodell auf das Abbrandverhalten von Massivholzbauteilen sowie auf die Materialparameter des Simulationsmodells. Die Basis für normative Bauteilprüfungen nach DIN EN 1363-1:2010-10 bzw. DIN 4102-2:1977-09 zur brandschutztechnischen Klassifikation von Holzbauteilen bildet die Einheits-Temperaturzeitkurve, die zur Vergleichbarkeit der Ergebnisse auch die Grundlage für diese Arbeit darstellt.

2 Brandereignisse, Thermodynamische Grundlagen und bestehende Berechnungsmodelle

2.1 Grundlagen zu Brandereignissen und zum Baurecht in Deutschland

2.1.1 Brandentstehung und Brandverlauf in Holzgebäuden

Wann und ob es in einem Gebäude zur Brandentstehung kommt, ist unabhängig von dessen Konstruktionsweise oder den verwendeten Baustoffen. Menschliches Fehlverhalten, defekte Anlagentechnik, oder äußere Einflüsse sind häufige Ursachen, die zur Entstehung eines Brandes in Gebäuden führen. In Abbildung 2-1 ist die Brandursachenstatistik des Instituts für Schadenverhütung und Schadenforschung (2020) dargestellt. Damit ein derartiges Ereignis (Zündquelle) überhaupt zur Entstehung eines Brandes führen kann, ist zusätzlich ein Brennstoff sowie Sauerstoff notwendig (vgl. Abbildung 2-3).

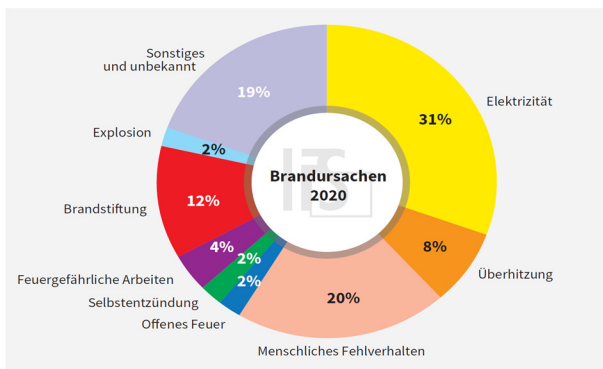


Abbildung 2-1: Brandursachenstatistik auf Basis des Instituts für Schadenverhütung und Schadenforschung (2020)

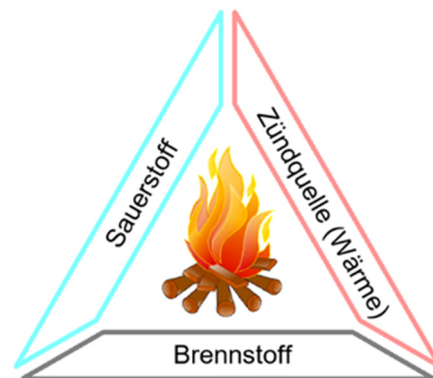


Abbildung 2-2: Branddreieck

Durch die im exothermen Prozess entstehende Wärme kann sich der Brand, verursacht durch die Initialzündung, im Beisein eines Brennstoffes und Sauerstoff weiter ausbreiten. Als weiteres Reaktionsprodukt entstehen Rauchgase, die im Brandfall durch deren toxische, sich trübende oder thermische Wirkung die größte Gefahr für den Menschen, bereits vor dem Vollbrand, darstellen. Eine detaillierte Darstellung hierzu kann Hosser (2013) entnommen werden. Nach DIN 14011:2010-06 wird ein Brand als „nicht bestimmungsmäßiges Brennen, das sich unkontrolliert ausbreiten kann“ definiert. Durch Begrenzung oder Entzug eines Reaktanden kann der Verbrennungsprozess kontrolliert oder gestoppt werden. Auch die Maßnahmen der Brandbekämpfung basieren auf diesen Prinzipien. Im kontrollierten Verbrennungsprozess, z.B. in einer Feuerstätte, gelten die gleichen Wirkungsprinzipien und helfen den Verbrennungsprozess gezielt zu steuern. Definiert die Menge, bzw. die Oberfläche des vorhandenen Brennstoffes das Brandgeschehen, handelt es sich um einen „brandlastgesteuerten“ Brand. Ist der zur Verfügung stehende Sauerstoff das brandbestimmende Produkt, wird von einem „ventilationsgesteuerten“ Brand gesprochen.

Ausgelöst durch ein Initialereignis kann sich abhängig von der im Raum vorhandenen Brandlast und den gegebenen Ventilationsbedingungen das Feuer entwickeln und ausbreiten. Abhängig von unterschiedlichen Randbedingungen kann eine Initialzündung zu einer unterschiedlichen Brandentwicklung führen. Nach Hosser (2013) beeinflussen folgende Faktoren den Brandverlauf:

- Art der Zündung
- Art und Verteilung der brennbaren Stoffe
- Charakteristische Stoffdaten zu Abbrandverhalten, Rauchpotentialen, Packdichte und Nutzung
- Brandlast
- Mögliche Brandfläche
- Geometrie des Brandraumes einschließlich Öffnungen
- Vorhandenen Ventilationsöffnungen und deren Öffnungswirkung unter Berücksichtigung der zeitlichen Abstufung
- Flashover-Bedingungen
- Wärmespezifische Parameter der Bauteile
- Verbrennungsprozess außerhalb des Raumes
- Freisetzbare Energie

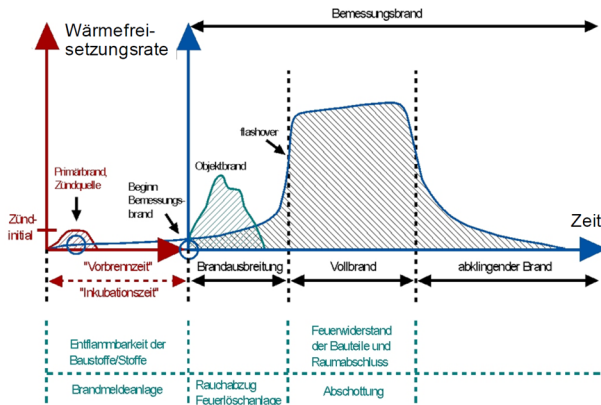


Abbildung 2-3: Brandentwicklungsphasen eines natürlichen Brandes in Anlehnung an Hosser (2013)

Die Vielzahl dieser Faktoren führt dazu, dass die Brandentwicklung für jedes Brandereignis unterschiedlich verläuft. Dabei sind Parameter wie die Art der Zündung oder die zum Zeitpunkt des Brandereignisses im Raum vorhandene Brandlast oft nicht bekannt. Ingenieurtechnische Ansätze wie das t^2 -Modell ermöglichen eine Abschätzung der Brandentwicklung und der zugehörigen Wärmefreisetzung. Um trotz der individuellen Entwicklung für jedes Brandereignis eine brandschutztechnische Beurteilung von Gebäuden zu ermöglichen, wurden normative Bemessungsbrände vorgegeben, die als Grundlage für die Bauteilbewertung herangezogen werden können. Die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Bauteilbemessung bezieht sich auf

die Vollbrandphase unter Berücksichtigung der Temperaturentwicklung nach ISO 834-1:1999, die im Wesentlichen der national gültigen Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN 4102-2:1977-09 entspricht. Erst ab dieser Phase wird von einer Beanspruchung des raumabschließenden Bauteils ausgegangen.

2.1.2 Baurechtliche Grundlagen zum Brandschutz in Deutschland

Die vorliegende Arbeit behandelt die raumabschließende Funktion von Holzelementen im Brandfall. Die grundlegenden Anforderungen an Bauteile und Baustoffe, wozu auch die raumabschließende Funktion zählt, werden in Deutschland durch die Landesbauordnung vom Gesetzgeber geregelt. Der Grundsatzparagraph 14 der Musterbauordnung (MBO, 2019/November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019) definiert die notwendigen Schutzziele in allgemeiner Form:

„Bauliche Anlagen sind so anzuordnen, zu errichten, zu ändern und instand zu halten, dass der Entstehung eines Brandes und der Ausbreitung von Feuer und Rauch (Brandausbreitung) vorgebeugt wird und bei einem Brand die Rettung von Menschen und Tieren sowie wirksame Löscharbeiten möglich sind.“ (MBO, 2019/November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019)

Hieraus lassen sich folgende wesentliche Schutzziele ableiten:

1. Der Entstehung eines Brandes vorzubeugen.
- 2. Der Ausbreitung von Feuer und Rauch vorzubeugen.**
3. Die Rettung von Menschen und Tieren zu ermöglichen.
4. Wirksame Löscharbeiten zu ermöglichen.

Vorbeugende und abwehrende Brandschutzmaßnahmen sind zur Gewährleistung dieser Schutzziele notwendig. Die Bauordnung stellt hierfür präskriptive Anforderungen an die einzelnen Bauteile und Baustoffe sowie an gebäudespezifische, geometrische Eigenschaften (vgl. MBO, vierter Abschnitt, Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen; Wände, Decken, Dächer). Als wesentliche Bauteilanforderung wird zwischen tragender sowie raumabschließender Funktion im Brandfall unterschieden und abhängig von Art, Größe und Nutzung des Gebäudes sind „ausreichend lange“ Schutzzeiten zur Einhaltung der grundlegenden Schutzziele erforderlich. Eine Konkretisierung dieser Anforderungen erfolgt in den Verwaltungsvorschriften der Länder, basierend auf der Musterverwaltungsvorschrift (MVV TB, 2020/2019/1). Daraus resultieren in Deutschland die Feuerwiderstandsdauern 30, 60 und 90 Minuten sowie die geforderten Leistungseigenschaften und zulässigen Nachweisverfahren. Zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit wird die M-HFHolzR (2004) sukzessive durch eine neu überarbeitete Richtlinie, angepasst an die geänderten Randbedingungen der Musterbauordnung (2019), abgelöst. Durch die Novellierung können Bauteile anstelle von hochfeuerhemmenden und feuerbeständigen Bauteilen mit brennbaren Baustoffen ausgeführt werden, wenn die zugehörigen Technischen Baubestimmungen eingehalten werden. Die grundlegende Technische Baubestimmung ist die *„Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile in Holzbauweise für Gebäude der Gebäudeklassen 4 und 5“* (2021), in der auch Holzbauteile für den Anwendungsbereich in Gebäuden der Gebäudeklasse 5 enthalten sind. In der vorliegenden Fassung sind hierfür nur Massivholzbauteile vorgesehen. Holztafelbauelemente anstelle feuerbeständiger Bauteile sind auch zukünftig nur über eine Abweichung von der Technischen Baubestimmung möglich. Die Versuchsergebnisse dieser Arbeit, die Holztafelbauelemente mit hohen

Feuerwiderstandsdauern enthalten, sollen dazu beitragen, diese Bauteile zukünftig besser zu beurteilen und den Anwendungsbereich auch für höhere Feuerwiderstandsdauern bis 90 Minuten zu öffnen.

2.1.3 Nachweismethoden von brandschutztechnischen Leistungseigenschaften

Resultierend aus den baurechtlichen Anforderungen werden über objektspezifische Brandschutznachweise die Einhaltung der Schutzziele für das Gebäude nachgewiesen. Daraus resultieren die Leistungsanforderungen an die Bauteile selbst. Bauteile können Bauprodukte oder Bauarten sein und dürfen entsprechend MBO (2019) nur verwendet bzw. angewendet werden, wenn die entsprechende Eignung nachgewiesen wird. Hier wird national zwischen Nachweisen auf Basis technischer Regeln (in dieser Arbeit als geregelte Nachweismethoden bezeichnet) oder Nachweise auf Basis von Verwendbarkeitsnachweisen (in dieser Arbeit als nicht geregelte Bauteile bezeichnet) unterschieden. Geregelte Nachweise sind beispielsweise rechnerische Nachweise der Eurocodes, die über die „Verwaltungsvorschriften technische Baubestimmungen“ der Länder eingeführt wurden. Sind keine geregelten Nachweismethoden verfügbar, können nicht geregelte Bauteile über allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen (abZ), allgemeine Bauartgenehmigungen (aBG), allgemeine bauaufsichtliche Prüfzeugnisse (abP) oder europäische technische Bewertungen (ETA) nachgewiesen werden. Objektspezifisch können Zustimmung im Einzelfall (ZiE) oder vorhabenbezogene Bauartgenehmigungen (vBG) als Nachweis herangezogen werden. Für welches Bauteil welcher Nachweis zulässig ist, kann den Verwaltungsvorschriften der Länder entnommen werden. Die Gültigkeit eines verwendeten Nachweises ist somit jeweils orts- und objektspezifisch zu prüfen.

2.1.4 Bauteilklassifizierung in Deutschland und Europa

Im Zuge der europäischen Harmonisierung der Normung ist das gemeinsame Ziel, nationale Nachweisverfahren zu vereinheitlichen und die vorhandenen Regelungen der einzelnen Mitgliedsstaaten in ein einheitliches europäisches System zu überführen. Diesem steht das in Deutschland vorhandene föderalistische System gegenüber. Die Regelungskompetenz brandschutztechnischer Belange liegt bei den Bundesländern (z.B. durch die Bayerische Bauordnung (BayBO, 2020/14. August 2007)). Folglich müssen landesspezifische Anforderungen über europäische Normen nachgewiesen werden. Die Diskrepanz hinsichtlich der Zielvorstellung einer einheitlichen europaweiten Regelung und der Tatsache, dass selbst national unterschiedliche Anforderungsniveaus existieren, stellt die Problematik der Harmonisierung weiter in den Vordergrund. Zwar gibt die Bauministerkonferenz als Empfehlung für alle Länder die Musterbauordnung (MBO, 2019/November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019) vor, dennoch bleibt die endgültige Regelung den Ländern überlassen. Eine einheitliche Umsetzung der MBO in die jeweils geltenden Landesbauordnungen (LBOs) ist bis jetzt noch nicht absehbar. Zusätzlich wird die Feuerwiderstandsklasse eines Bauteils auf europäischer Ebene, im Gegensatz zu den nationalen F-Klassen entsprechend DIN 4102-2:1977-09, in REI-Klassen nach DIN EN 13501-2:2016-06 unterteilt. Hier wird zwischen tragenden (R = Résistance) und raumabschließenden (E = Étanchéité und I = Isolation) Anforderungen unterschieden. Wobei hier zwischen der baurechtlichen Anforderung Raumabschluss, die E und I mit einschließt und der „technischen“ Anforderung (E = Raumabschluss) entsprechend DIN

EN 13501-2:2016-06, unterschieden werden muss. Eine Harmonisierung auf einheitliche europäische Klassen ist in Deutschland in naher Zukunft nicht geplant. Um europäische Klassen und Berechnungsergebnisse der Eurocodes anwenden zu können, ist zur „Übersetzung“ der unterschiedlichen Klassifizierungssysteme eine bauordnungsrechtliche Zuordnung erforderlich, die aktuell in den Verwaltungsvorschriften der Länder enthalten ist. Eine vollständige Zuordnung, z.B. die rechnerisch bestimmte Leistungseigenschaft des Raumabschlusses für Holzbauteile zu einer nationalen F-Klasse, bzw. einer bauordnungsrechtlich geforderten Klasse liegt bisher nicht vor. Eine Vereinheitlichung der europäischen Nachweissystematik auf den nationalen Raum würde im Zuge zunehmender Internationalisierung zu einer erheblichen Vereinfachung der Nachweissysteme führen. In dieser Arbeit wird der Raumabschluss rechnerisch ermittelt, so dass eine Einordnung in das europäische Klassifizierungssystem möglich ist.

2.2 Thermodynamische Grundlagen

2.2.1 Allgemeines

Brandereignisse sind komplexe thermodynamische Prozesse innerhalb eines Materials, Bauteils, Raumes oder Gebäudes. Als Grundlage für die thermische Simulation sowie analytische Modellbildung ist eine kurze ingenieurtechnische Einführung in die thermodynamischen Grundlagen erforderlich.

2.2.2 System und Umgebung

Als Teilgebiet der Wärmelehre beschreibt die Wärmeübertragung den Transport von Wärme innerhalb eines Systems oder zwischen unterschiedlichen Systemen. Somit startet eine thermodynamische Analyse mit der Definition der Systemgrenzen und somit der Abgrenzung des zu betrachtenden Systems. Bereiche außerhalb eines Systems werden als Umgebung bezeichnet. Werden zwei über eine diatherme Wand getrennte Systeme mit unterschiedlichem thermischen Zustand miteinander in Verbindung gebracht, tritt eine thermische Wechselwirkung (Ausgleichsprozess) ein (Baehr & Kabelac, 2009). Die thermische Zustandsgröße eines Systems ist dessen Temperatur, angegeben in Kelvin [K]. Diese allgemein formulierten Ausgleichsprozesse sind von maßgebender Bedeutung für die in dieser Arbeit diskutierten Wärmetransportmechanismen.

2.2.3 Die drei Hauptsätze der Thermodynamik

Die thermodynamischen Grundlagen werden über die drei Hauptsätze der Thermodynamik postuliert. Dadurch wird eine energetische Betrachtung der Wärmeübertragung möglich. Eine detaillierte Herleitung der Hauptsätze wird in der Literatur ausführlich beschrieben (Baehr & Kabelac, 2009; Heintze, 2016) und ist somit nicht Gegenstand dieser Arbeit. Nachfolgend wird lediglich ein kurzer Überblick über die drei Hauptsätze der Thermodynamik gegeben.

1. Hauptsatz der Thermodynamik

Durch den ersten Hauptsatz der Thermodynamik wird die Wärme als Energieform definiert, die in der Energiebilanz mitberücksichtigt werden muss. Ein System besitzt als Zustandsgröße eine bestimmte „innere“ Energie, die nur durch ein Hinzuführen oder Entnehmen von Wärme oder mechanischer Arbeit verändert werden kann.

$$\Delta U = Q + W \quad [J] \quad (Gl. 2-1)$$

ΔU	[-]	Änderung der inneren Energie
Q	[J]	Wärmeenergie
W	[J]	Arbeit

Durch den Zusammenhang zwischen innerer Energie, Arbeit und Wärme lässt sich das Prinzip der Energieerhaltung ableiten und folgern, dass energetisch kein *perpetuum mobile* möglich ist, Energie also immer von einer Form in eine andere übergeht und nicht „neu entsteht“, oder „verloren geht“ (Heintze, 2016; Werther, 2016).

2. Hauptsatz der Thermodynamik

Durch den zweiten Hauptsatz wird postuliert, dass Wärmeenergie von selbst nur von einem wärmeren Körper auf einen kälteren übergeht, niemals in der umgekehrten Richtung (Heintze, 2016). Dadurch wird der Richtungscharakter des Wärmetransports festgelegt.

3. Hauptsatz der Thermodynamik

Der dritte Hauptsatz geht auf den Physiker Nernst² zurück und besagt, dass der absolute Nullpunkt nie erreicht werden kann (Heintze, 2016).

Die in dieser Arbeit diskutierten Fragestellungen beziehen sich auf durch die Brandbeanspruchung eingeleitete Energie in Form von Wärme. Mechanische Einflüsse spielen in der Regel keine Rolle und werden nicht weiter betrachtet, wodurch die Energiebilanz vereinfacht dargestellt werden kann.

$$\Delta U = Q = E_{th} \quad [J] \quad (Gl. 2-2)$$

ΔU	[-]	Änderung der inneren Energie
Q	[J]	Wärmeenergie
E_{th}	[J]	Thermische Arbeit

² Walter Nernst (1864–1941), Professor für Physikalische Chemie in Göttingen und Berlin

2.2.4 Wärmeübertragungsmechanismen

In der Literatur wird in verschiedene Wärmeübertragungsmechanismen unterschieden. Die häufigste Aufteilung erfolgt hier in die drei bzw. vier Arten (falls die Konvektion aufgeteilt wird) der Wärmeübertragung:

- Wärmeleitung
- Freie Konvektion (Strömung verursacht durch Temperaturunterschiede)
- Erzwungene Konvektion (Strömung verursacht durch Druckunterschiede)
- Strahlung

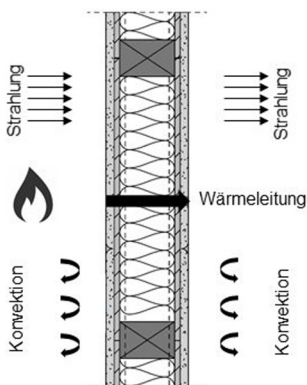


Abbildung 2-4: Wärmeübertragung am Beispiel eines Holzbauteiles

Nach Böckh und Wetzel (2011) wird in Anlehnung an Nußelt³ (1915) in zwei unterschiedliche Wärmeübertragungsmechanismen (Wärmeleitung und Strahlung) unterschieden, da die Konvektion nur unter Mitwirkung von Wärmeleitung stattfinden kann. Für diese Arbeit wird als grundlegende Übergangsbedingung auf die DIN EN 1991-1-2:2010-12 zurückgegriffen, so dass die Wärmeübertragungsmechanismen an den Bauteilgrenzen über Wärmestrahlung und Konvektion sowie innerhalb des Bauteils über Wärmeleitung beschrieben werden (vgl. Abbildung 2-4).

Ergänzend zu den dargestellten Übertragungsmechanismen kann abhängig vom Material bzw. Bauteilaufbau ein Massetransport (z.B. durch Feuchtetransportmechanismen) auftreten. Beispielsweise können Wassermoleküle ebenfalls zu einem Energietransport in einer Bauteilschicht oder im Gesamtbauteil mit beitragen.

Physikalisch betrachtet lassen sich diese Mechanismen theoretisch über die oben dargestellten Grundlagen beschreiben. Allerdings sind die genauen Randbedingungen des Massetransports sowie der Übertragungsbedingungen zwischen dem Transportmedium (z.B. dem Wassermolekül) und der Umgebung (z.B. der Holzkohleschicht) unbekannt, so dass gegenwärtig eine Beschreibung nur über einen impliziten Ansatz, somit einer Berücksichtigung über die Wärmübertragung einer Schicht (z.B. die Wärmeleitung), möglich ist.

³ Wilhelm Nußelt (1882-1957), Professor an der Technischen Hochschule Karlsruhe

2.2.5 Konduktion (Wärmeleitung)

Resultierend aus dem 2. Hauptsatz der Thermodynamik (vgl. Abs. 2.2.3) tritt durch einen Temperaturgradienten ein Wärmetransport auf. Innerhalb von Stoffen (fest, flüssig, oder gasförmig), erfolgt der Transport abhängig vom Medium über Atome, Moleküle, Elektronen oder Photonen (Böckh & Wetzel, 2011). Wird ein konstanter Wärmestrom aufrechterhalten, stellt sich im betrachteten Medium ein ortsabhängiges Temperaturgefälle ein. Die Temperatur an einem definierten Ort bleibt hier konstant. Typischerweise tritt im Brandfall kein konstanter, sondern ein zeitlich abhängiger Wärmestrom ein, der zu einer zeit- und ortsabhängigen Temperaturverteilung führt. In diesem Fall spricht man von instationärer Wärmeleitung. Die mathematische Beschreibung basiert auf der Fourier'schen⁴ Wärmeleitgleichung in Form der nachfolgend dargestellten dreidimensionalen partiellen Differentialgleichung.

$$c(\vartheta) \cdot \rho(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \left(\lambda_x \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \lambda_y \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + W \quad (\text{Gl. 2-3})$$

ϑ	$[K], [^{\circ}C]$	<i>Aktuelle Temperatur des betrachteten Ortes</i>
t	$[s]$	<i>Zeit</i>
$\lambda(\vartheta)$	$[W/mK]$	<i>Wärmeleitfähigkeit</i>
$c(\vartheta)$	$[J/kgK]$	<i>Spezifische Wärmespeicherkapazität</i>
$\rho(\vartheta)$	$[kg/m^3]$	<i>Rohdichte</i>
x, y, z	$[m]$	<i>Ortskoordinaten</i>
W	$[J/sm^3], [W/m^3]$	<i>Innere Wärmequelle</i>

Die in Gleichung (Gl. 2-3) angegebenen Parameter werden nachfolgend in Anlehnung an Groth und Müller (2009) definiert:

- **Rohdichte (ρ):** Die Rohdichte ist die Masse eines Stoffes bezogen auf sein Volumen (einschließlich Porenvolumen). Sie wird in der Einheit $[kg/m^3]$ angegeben.
- **Wärmeleitfähigkeit (λ):** Die Wärmeleitfähigkeit ist die Wärmemenge pro Zeiteinheit, die bei einer Temperaturdifferenz zweier gegenüberliegender Flächen von 1 K durch ein Einheitsvolumen fließt. Sie wird in der Einheit $[W/mK]$ angegeben.
- **Spezifische Wärmekapazität (c_p):** Die spezifische Wärmekapazität ist die Wärmemenge, die benötigt wird, um eine Masseneinheit eines Materials um eine Temperatureinheit zu erhöhen. Folglich wird die Einheit $[J/kgK]$ zugeordnet.

Die Besonderheit für die in dieser Arbeit betrachteten Probleme liegt in der Temperaturabhängigkeit der Parameter Rohdichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit, sowie der

⁴ Jean Baptise Joseph Fourier (1768 – 1830), französischer Mathematiker und Physiker

Richtungsabhängigkeit aufgrund der Orthotropie einiger Materialien (z.B. Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeiten des Holzes von der Faserrichtung).

Abhängig vom betrachteten Problem kann Gleichung 2-3 hinsichtlich der geometrischen Faktoren von drei auf zwei oder sogar eine Dimension reduziert werden. Durch die Betrachtung eines Wandquerschnitts vergleichbar zu Abbildung 2-4 kann der Wärmedurchgang einer über die Höhe einheitlichen Wandaufbaus auf zwei Dimensionen reduziert werden. Betrachtet man nur den Pfad der Wärmeleitung (schwarzer Pfeil in Abbildung 2-4) durch einen ausgewählten Querschnitt (z.B. die Dämmschicht), lässt sich die Gleichung unter der Annahme von adiabaten Randbedingungen auf eine Dimension reduzieren. Daraus resultierend vereinfacht sich die Gleichung 2-3 folgendermaßen:

$$c(\vartheta) \cdot \rho(\vartheta) \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda(\vartheta) \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} \right) + W \quad (\text{Gl. 2-4})$$

Konstruktionen mit Hohlräumen stellen eine Besonderheit dar. Da nicht von adiabaten Randbedingungen ausgegangen werden kann und der Einfluss der den Hohlraum umgebenden Bauteile mitberücksichtigt werden muss, ist mindestens eine zweidimensionale Betrachtung notwendig.

Auch für einfache Geometrien ist eine mathematische Lösung der Differenzialgleichung aufwendig (Hering, 2017). Aus diesem Grund wird die Gleichung im Rahmen dieser Untersuchung mittels der Finite-Elemente Methode und dem Softwarepaket *Ansys Workbench 2020 R3* untersucht. Als Eingangswerte für die Untersuchung sind die Wärmeleitfähigkeit (λ [W/mK]), die spezifische Wärmekapazität (c_p [$J/(kg/K)$]) sowie die Rohdichte (ρ [kg/m^3]) notwendig.

Alle Parameter sind temperaturabhängig und berücksichtigen implizit zusätzliche physikalische Effekte wie z.B. Stoffumwandlungsprozesse, Feuchtetransport oder Rissbildung, die im gewählten Modell nicht anderweitig abgebildet werden können. Es handelt sich somit um „effektive Materialparameter“ als Eingangsgrößen in die Fourier'sche Wärmeleitgleichung und somit in das Simulationsmodell. Die Eingangswerte sind somit aber auch modellabhängig (vgl. Kapitel 3).

In einer vereinfachten Betrachtung, unter der Annahme, dass die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität und die Rohdichte nicht temperaturabhängig sind und keine inneren Wärmequellen existieren, kann die Differentialgleichung folgendermaßen vereinfacht werden:

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} \right) \quad (\text{Gl. 2-5})$$

Dadurch kann die Gleichung umgeformt werden, um die Temperaturleitfähigkeit a [m^2/s] zu erhalten (vgl. (Gl. 2-6)).

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} \right) \text{ mit } a = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \quad (\text{Gl. 2-6})$$

a [m^2/s] Temperaturleitfähigkeit

Die Temperaturleitfähigkeit ist der einzige materialspezifische Faktor, der den zeitlichen Verlauf der Erwärmung oder Abkühlung definiert (Böckh & Wetzel, 2011). Durch den Zusammenhang zwischen den drei Eingangsgrößen, Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte, kann der Einfluss des jeweiligen Parameters auf die Wärmeentwicklung verschiedener Materialien zu Vergleichszwecken abgeschätzt werden.

Für konstante Materialparameter und Beanspruchung sind analytische Lösungen für instationäre Wärmeübertragungsmechanismen möglich. So kann z.B. die Erwärmung einer Holzplatte im Temperaturbereich konstanter Wärmeleitfähigkeit, spezifischer Wärmekapazität sowie Rohdichte analytisch berechnet werden. Hierfür können unter Zuhilfenahme der Biot- und Fourierzahl Lösungen für die Erwärmung oder die Zeit bis zum Erreichen bestimmter Temperaturen mithilfe bereits bestehender Lösungen ermittelt werden. Ein Beispiel hierfür kann Böckh und Wetzel (2011) entnommen werden. Da die Wärmeleitfähigkeit einen Einfluss auf die Biotzahl hat, ist keine indirekte Proportionalität zur spezifischen Wärmekapazität oder Rohdichte entsprechend der Gleichung für die Temperaturleitfähigkeit möglich.

Neben der Wärmeleitung durch das Material hindurch wird über Fourier'sche Wärmeleitgleichung der Prozess des Erwärmens oder Abkühlens durch eine Änderung der inneren Energie beschrieben. Die Änderung wird durch die Parameter Rohdichte und spezifische Wärmekapazität berücksichtigt. Die innere Energie oder Änderung der inneren Energie wird über die Enthalpie (H) beschrieben, die folgendermaßen definiert wird (Kuchling, 2004):

Enthalpie: „Unter Enthalpie versteht man die Summe aus innerer Energie und dem Produkt aus Druck und Volumen.“ Die Enthalpie wird in der Einheit [J] angegeben.

$$H = U + p \cdot V \quad (Gl. 2-7)$$

H	[J]	Enthalpie
U	[J]	Innere Energie
p	[Pa]	Druck
V	[m ³]	Volumen

Unter der Annahme eines gleichbleibenden Drucks und Volumen hängt laut erstem Hauptsatz der Thermodynamik die Enthalpie nur von der inneren Energie und folglich, da keine mechanische Arbeit geleistet wird, von der mit der Umgebung ausgetauschten Wärmeenergie ab.

Somit kann die Änderung der Enthalpie folgendermaßen beschrieben werden:

$$\Delta H = \Delta U = V \cdot \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p \cdot dT \quad (Gl. 2-8)$$

ΔH	[J]	Änderung der Enthalpie
U	[J]	Änderung der inneren Energie
c_p	[J/kg K]	Druck
ρ	[kg/m ³]	Rohdichte des Materials
T	[K]	Absolute Temperatur

Somit ist es nach Gl. 2-8 möglich, die Enthalpie aus der Rohdichte und der spezifischen Wärmekapazität zu berechnen. In der Literatur werden unterschiedliche Modelle verwendet, die sich über den gezeigten Ansatz ineinander überführen lassen.

2.2.6 Wärmeströmung (Konvektion)

Allgemein handelt es sich bei der Konvektion um den Transport von Wärmeenergie durch die Strömung eines Mediums. Diese wird in die „Freie Konvektion“ (Strömung verursacht durch Temperaturunterschiede) und die „Erzwungene Konvektion“ (Strömung verursacht durch Druckunterschiede) unterteilt. Konvektion findet folglich nur dann statt, wenn sich eine Strömung im Medium einstellen kann. Eine ausführliche Beschreibung der detaillierten physikalischen Vorgänge kann der Literatur, z.B. Werther (2016) oder Böckh und Wetzel (2011), entnommen werden. Neben der Wärmeströmung des Mediums selbst ist bei gegebenen Temperaturunterschieden der Wärmeübergang an den Grenzen der strömenden Schichten zur ruhenden Schicht für die in dieser Arbeit untersuchten Probleme von Bedeutung. In dieser Grenzschicht, die ein physikalisches Hilfsmittel zur Beschreibung des Wärmeübergangs darstellt, wird durch Wärmeleitung zwischen dem strömenden und dem ruhenden Medium Energie durch Wärmeleitung übertragen. Aus diesem Grund kann Konvektion zwischen Fluid und Festkörper auch nur in Verbindung mit Wärmeleitung stattfinden. In einer vereinfachten Betrachtung einer konstanten Temperatur im Medium (nur erzwungene Konvektion) kann die übertragene Wärmemenge Q [J] in Abhängigkeit des Temperaturunterschiedes, der Größe der Übergangsfläche, der Dauer des Wärmeübergangs sowie des Wärmeübergangskoeffizienten angegeben werden.

$$Q = \alpha \cdot A \cdot t \cdot \Delta T = \alpha \cdot A \cdot t \cdot (\vartheta_F - \vartheta_W) \quad (\text{Gl. 2-9})$$

Q	[J]	Wärmemenge, die übertragen wird
α	[W/m ² K]	Wärmeübergangskoeffizient
A	m ²	Größe der Übergangsfläche
t	s	Dauer der Wärmeübertragung
ΔT	K	Temperaturdifferenz zwischen der Oberfläche des strömenden und des festen Mediums

ϑ_F [K] Temperatur des strömenden Mediums

ϑ_W [K] Temperatur des festen Körpers (z.B. der Wand)

Der Wärmeübergangskoeffizient gibt somit die Wärmemenge an, die pro m^2 und pro s bei einer Temperaturdifferenz von 1 K übertragen wird.

Für den konvektiven Wärmeübergang sind folgende Gleichungen notwendig, um eine Energiebilanz aufstellen zu können (Böckh & Wetzel, 2011):

- Erhaltung der Masse – Massebilanz – Kontinuitätsgleichung
- Erhaltung des Impulses – Impulsbilanz – Bewegungsgleichung
- Erhaltung der Energie – Energiebilanz - Energiegleichung

Der Wärmeübergangskoeffizient kann für das jeweilige Problem aus der zugehörigen Nußeltzahl als dimensionsloser Wärmeübergangskoeffizient bestimmt werden.

$$N_u = \frac{\alpha \cdot L}{\lambda} \quad (\text{Gl. 2-10})$$

N_u [-] Nußeltzahl

α [W/(m²K)] Wärmeübergangskoeffizient

L [m] Länge der Wärmeübertragung

λ [W/mK] Wärmeleitfähigkeit des strömenden Mediums

Unterschiedliche Nußeltzahlen können der Literatur, z.B. VDI (2013) entnommen werden.

2.2.7 Wärmestrahlung

Eine weitere Form der Wärmeübertragung ist die Wärmestrahlung. Jeder Körper mit einer Temperatur über dem absoluten Nullpunkt sendet Wärmestrahlung in Form elektromagnetischen Wellen aus. Hierfür ist kein Trägermedium notwendig, sodass die Übertragung auch im Vakuum erfolgen kann. Da Körper mit einer Temperatur von $T \leq 0$ K nach dem 3. Hauptsatz der Thermodynamik nicht existieren, emittiert somit jeder Körper Wärmestrahlung. Die auf einen Körper treffende Strahlung wird reflektiert, absorbiert oder transmittiert. Nach dem Gesetz von Kirchhoff⁵ gilt für alle Körper,

⁵ Gustav Robert Kirchhoff (1824 – 1887), deutscher Physiker

dass abhängig von der Temperatur und der Wellenlänge der Emissionsgrad gleich dem Absorptionsgrad ist (Kuchling, 2004).

$$\varepsilon(\lambda, T) = \alpha(\lambda, T) \quad (\text{Gl. 2-11})$$

ε	$[-]$	<i>Emissionsgrad der strahlenden Fläche</i>
α	$[-]$	<i>Absorptionsgrad der strahlenden Fläche</i>
λ	$[m]$	<i>Wellenlänge der Strahlung</i>
T	$[K]$	<i>Temperatur des Strahlers</i>

Ein Körper, der sämtliche auftreffende Strahlung absorbiert ($\alpha = 1$), wird als schwarzer Körper bezeichnet. In Realität sind alle vorhandenen Körper sogenannte graue Körper, also besitzen einen Absorptionsgrad zwischen null und eins.

Die Leistung der emittierten Strahlung ist proportional zu dessen Strahlungsfläche und der vierten Potenz der Temperatur in K. Zusammen mit dem Proportionalitätsfaktor der Stefan-Boltzmann-Konstante lässt sich das Stefan⁶- Boltzmannsche⁷ Gesetz ableiten.

$$P = \sigma \cdot \varepsilon \cdot A \cdot T^4 \quad (\text{Gl. 2-12})$$

P	$[W]$	<i>Strahlungsleistung</i>
σ	$[W/(m^2K^4)]$	<i>Stefan-Boltzmann-Konstante</i> $\sigma = 5,670400 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 \cdot K^4}$
ε	$[-]$	<i>Emissionsgrad der Strahlenden Fläche</i>
A	$[m^2]$	<i>Strahlende Oberfläche</i>
T	$[K]$	<i>Temperatur des Strahlers</i>

Welcher emittierte Strahlungsanteil die empfangende Oberfläche erreicht, hängt von der Größe des Strahlers, dem Abstand sowie der Orientierung der Oberflächen zueinander ab. Hierfür gibt die

⁶ Josef Stefan (1835 – 1893), slowenisch-österreichischer Mathematiker und Physiker

⁷ Ludwig Eduard Boltzmann (1844 – 1906), österreichischer Physiker und Philosoph

DIN EN 1991-1-2:2010-12 in Anhang G einen Konfigurationsfaktor zur Ermittlung der auftreffenden Strahlung an.

$$dF_{d_1-d_2} = \frac{\cos \theta_1 \cdot \cos \theta_2}{\pi \cdot S_{1-2}^2} dA_2 \quad (Gl. 2-13)$$

$dF_{d_1-d_2}$ [-] Konfigurationsfaktor am infinitesimalen Element

$\theta_{1,2}$ [rad] Winkel der Flächen zueinander

S_{1-2} [m] Entfernung der Flächen zueinander

A_2 [m²] Strahlende Oberfläche

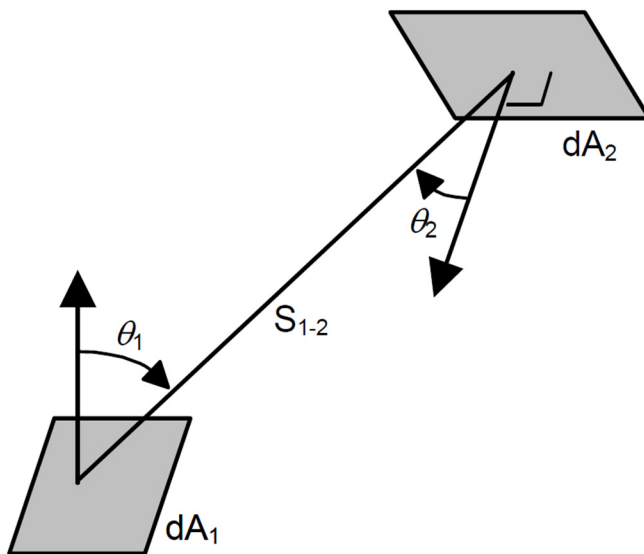


Abbildung 2-5: Strahlungsaustausch zwischen zwei infinitesimalen Oberflächen (DIN EN 1991-1-2:2010-12)

Abhängig vom der betrachteten Situation sind in der DIN EN 1991-1-2:2010-12 Konfigurationsfaktoren für bestimmte geometrische Situationen in Anhang G enthalten.

2.3 Übertragung der thermodynamischen Grundlagen auf Holzbauteile im Brandfall

2.3.1 Allgemeines

Die in Abs. 2.2 erläuterten Grundlagen können entsprechend Abbildung 2-6 auf die thermische Analyse von Holzbauteilen übertragen werden. Hierfür ergeben sich material- bzw. konstruktionsspezifische Randbedingungen, die in physikalisch beurteilbare und mit vertretbarem Aufwand berechenbare Modelle zur thermischen Analyse überführt werden. Die untersuchten Systemgrenzen des thermischen Modells werden mit den äußeren Schichten des Bauteils gleichgesetzt und nur das System „Bauteil“ betrachtet. Die Einwirkung auf das Bauteil erfolgt über die entsprechende Temperaturbeanspruchungen und wird von der Wärmequelle über die Bauteiloberflächen in Form von Strahlung und Konvektion auf der feuerzugewandten Seite eingeleitet. Auf der feuerabgewandten Seite erfolgt der Austausch ebenfalls über Konvektion und Strahlung. Die umgebende Luft als das an das Bauteil angrenzende thermische System wird für alle Systeme als vergleichbar mit einer Temperatur von 20 °C angenommen.

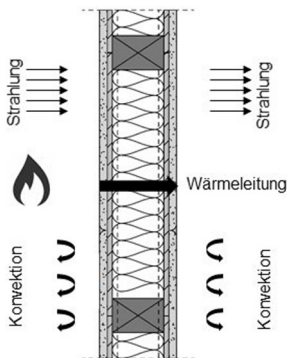


Abbildung 2-6: Wärmeübertragung bei Holzbauteilen

2.3.2 Bauteiloberflächen

Der konvektive Wärmeübergang zwischen dem Medium Luft und der Bauteiloberfläche hängt entsprechend Abs. 2.2.6 von den Übergangsbedingungen zwischen dem Medium Luft und der feuerzugewandten Bekleidung ab. Nach Steinert (1996) lässt sich der physikalische Aufwärmvorgang über die Mechanismen Strahlung (Emissivität) und Konvektion (Wärmeübergangskoeffizient) beschreiben. Durch die komplexen Zusammenhänge im Brandverlauf wird die Konvektion von den im Brandraum vorherrschenden Strömungsverhältnissen (Geschwindigkeit und Turbulenz) und den Gastemperaturen beeinflusst. Die Erwärmung durch Strahlung hängt von den am Strahlungsaustausch beteiligten Körpern sowie den gegenseitigen Geometrieverhältnissen ab. Somit können Abminderungen durch Absorption bzw. Streuung oder Erhöhungen durch Emission oder Streuungen sowie Einflussfaktoren wie die Rauchgaszusammensetzung nur annähernd abgeschätzt werden. Untersuchungen für Holzbauteile können für massive Holzquerschnitte nach Werther (2016) bzw. für Holztafelbauelemente Schleifer (2009) entnommen werden. Entsprechend DIN EN 1991-1-2:2019-12 kann der Netto-Wärmestrom unter Berücksichtigung der Wärmeübertragung durch Konvektion und Strahlung ermittelt werden.

$$\dot{h}_{net} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad [W/m^2] \quad (Gl. 2-14)$$

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (\theta_g - \theta_m) \quad [W/m^2] \quad (Gl. 2-15)$$

$$\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \varepsilon_m \cdot \varepsilon_f \cdot \sigma \cdot [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad [W/m^2] \quad (Gl. 2-16)$$

\dot{h}_{net}	$[W/m^2]$	<i>Netto Wärmestrom</i>
$\dot{h}_{net,c}$	$[W/m^2]$	<i>Konvektiver Anteil - netto Wärmestrom</i>
$\dot{h}_{net,r}$	$[W/m^2]$	<i>Strahlungs- Anteil - netto Wärmestrom</i>
α_c	$[W/m^2K]$	<i>Wärmeübertragungskoeffizient für Konvektion</i>
Φ	$[-]$	<i>Konfigurationsfaktor</i>
ε_m	$[-]$	<i>Emissivität an der Bauteiloberfläche</i>
ε_f	$[-]$	<i>Emissivität des Feuers (nach DIN EN 1991-1-2: $\varepsilon_f = 1$)</i>
σ	$[W/m^2K^4]$	<i>Stefan-Boltzmann-Konstante = $5,67 \cdot 10^{-8}$</i>
θ_g	$[^\circ C]$	<i>Gastemperatur der Umgebung des beanspruchten Bauteils</i>
θ_r	$[^\circ C]$	<i>Strahlungstemperatur des Brandes</i>
θ_m	$[^\circ C]$	<i>Strahlungstemperatur der Bauteiloberfläche</i>

Nach DIN EN 1991-1-2:2010-12 sollte der Konfigurationsfaktor, falls keine weiteren Abschattungseffekte auftreten, die zu kleineren Konfigurationsfaktoren führen, mit $\Phi = 1$ angenommen werden. Nach Schleifer kann diese Annahme näherungsweise auch für Strahlungswerte innerhalb von Hohlräumen angesetzt werden, obwohl die dort vorhandenen Flächen zwischen Holzständer und Bekleidungen im 90° Winkel zueinanderstehen. Die Emissivität der Flamme kann nach DIN EN 1991-1-2:2010-12 mit $\varepsilon_f = 1,0$ und die der Baustoffe mit $\varepsilon_m = 0,8$ angenommen werden, wodurch sich eine resultierende Emissivität von $\varepsilon = 0,8$ ergibt. Die in dieser Arbeit angesetzten Emissivitäten sowie ein Vergleich mit Werten aus der Literatur werden in Tabelle 2-1 dargestellt.

Tabelle 2-1: Emissivitäten von Gipsbekleidungen, Holz- und Holzwerkstoffen sowie Dämmstoffen und Zementestrichen / Beton unter ETK- Beanspruchung

Quelle	Werte für die Emissivität von Bauteiloberflächen unter ETK-Beanspruchung ϵ [-]			
	Gips- bekleidungen	Holz- und Holz- werkstoffe	Dämmstoffe	Estriche / Beton
Cooper (1997)	FZ: 0,8 - 0,9	-	-	-
König und Walleij (1999)	-	0,56	-	-
Sultan (1996)	FZ: 0,8	-	-	-
Schleifer (2009)	FZ: 0,8	0,8	0,8	-
DIN EN 1991-1-2:2010-12	FZ: 0,8 / FA:0,8 FZ: 0,8 / FA: - *	FZ: 0,8 / FA:0,8 FZ: 0,8 / FA: - *	FZ: 0,8 / FA:0,8 FZ: 0,8 / FA: - *	FZ: 0,8 FA:0,8 FZ: 0,8 FA: - *
DIN EN 1995-1-2:2010-12	FZ: 0,8 / FA:0,8	FZ: 0,8 / FA:0,8	FZ: 0,8 / FA:0,8	
DIN EN 1992-1-2:2010-12	-	-	-	FZ: 0,7 / FA:0,7
Diese Arbeit	0,8	0,8	0,8	0,7

FZ = feuerzugewandt, FA = feuerabgewandt

* bei der Verwendung von $\alpha_{unexp} = 9 \text{ [W/m}^2\text{K]}$ wird angenommen, dass der Wärmeübergang über die Strahlung mit über den Wärmeübergangskoeffizienten abgedeckt wird

Basierend auf den Untersuchungen von Schleifer (2009) und Werther (2016) werden unterschiedliche Emissivitäten und deren Auswirkung auf die Temperaturentwicklung feuerabgewandt miteinander verglichen. Als Eingangswerte für die Simulation werden in dieser Arbeit die Materialkennwerte für Massivholzplatten entsprechend Schleifer (2009) bzw. der *Fire Safety of Timber Buildings Guideline* (Östman et al., 2010) übernommen. Übereinstimmend mit den vorhandenen Untersuchungen wurde für geringe Bauteildicken (vgl. Abbildung 2-7) nur ein geringer Einfluss der Emissivität auf der feuerzugewandten Seite von 0,6 bis 0,9 auf die feuerabgewandte Temperatur festgestellt. Mit dem normativen Wert von 0,8 können hinreichend genaue Ergebnisse für Holz- und Gipswerkstoffe erzielt werden. Auf der feuerabgewandten Seite wird ebenso eine Emissivität von 0,8 angesetzt. Der geringe Einfluss zwischen Emissivitäten von 0,6 und 0,9 wurde in Schleifer (2009) in Kombination mit unterschiedlichen Wärmübergängen ($\alpha_{unexp} = 4 \text{ [W/m}^2\text{K]}$) - $\alpha_{unexp} = 10 \text{ [W/m}^2\text{K]}$) bestätigt.

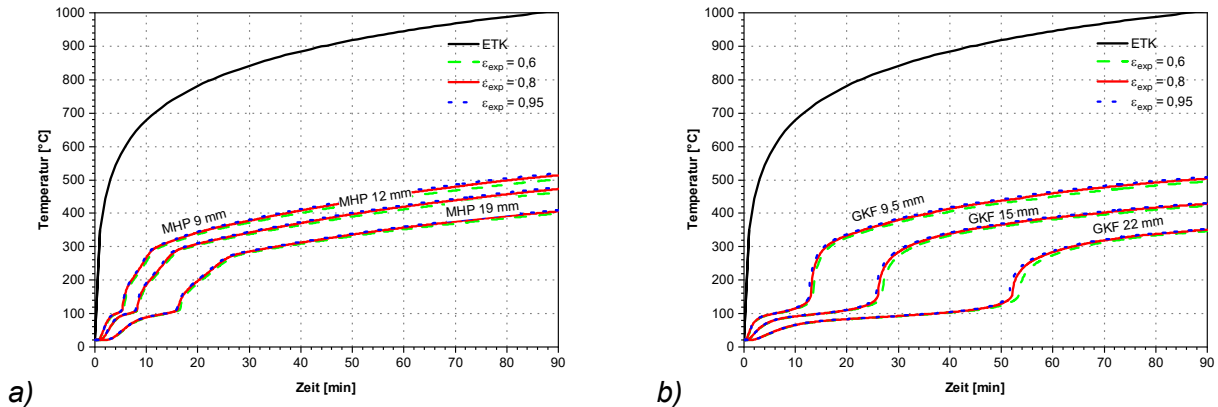


Abbildung 2-7: Einfluss unterschiedlicher Emissivitäten (ϵ_{exp}) auf der feuerzugewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperatur unter ETK- Beanspruchung

a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{exp} = 25 [W/m^2K]$, $\alpha_{unexp} = 4 [W/m^2K]$, $\epsilon_{unexp} = 0,8$

b) Einfluss auf Gipsplatten (GKF) mit $\alpha_{exp} = 25 [W/m^2K]$, $\alpha_{unexp} = 4 [W/m^2K]$, $\epsilon_{unexp} = 0,8$

Im Gegensatz zu den untersuchten Emissivitäten mit verschiedenen Wärmeübergangskoeffizienten bietet die DIN EN 1991-1-2:2010-12 abweichend zur DIN EN 1995-1-2:2010-12 die Möglichkeit, auf der feuerabgewandten Seite den Strahlungsanteil in einem erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten zu berücksichtigen. Hier treten im Vergleich zu den bestehenden Untersuchungen erhebliche Differenzen auf (vgl. Abbildung 2-8).

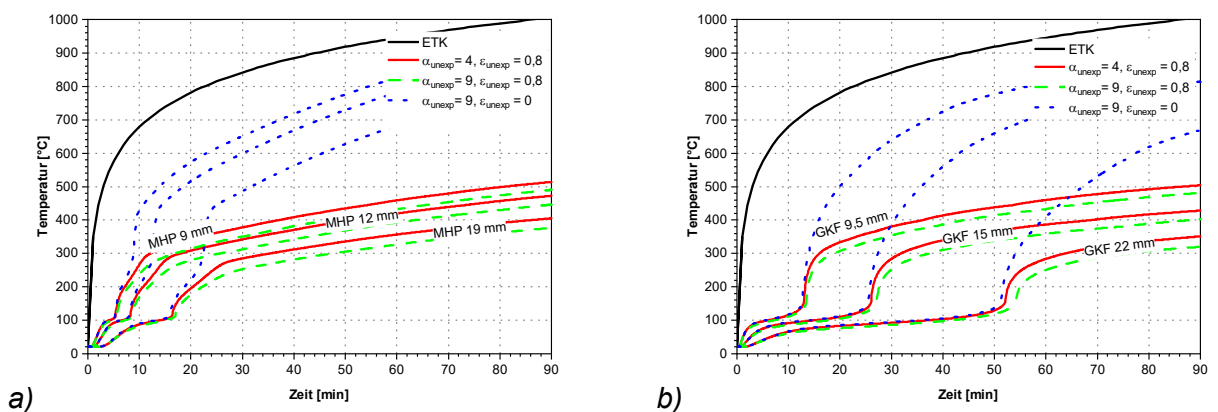


Abbildung 2-8: Einfluss unterschiedlicher Emissivitäten (ϵ_{unexp}) und Wärmeübergangswerte (α_{unexp}) auf der feuerabgewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperaturentwicklung unter ETK- Beanspruchung

a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{exp} = 25 [W/m^2K]$, $\epsilon_{exp} = 0,8$

b) Einfluss auf GKF-Platten (GKF) mit $\alpha_{exp} = 25 [W/m^2K]$, $\epsilon_{exp} = 0,8$

Da auf der feuerabgewandten Seite normalerweise das Kriterium der Wärmedämmung ($\Delta T = 140\text{ K}$) untersucht wird, führen der Ansatz über einen Wärmeübergangskoeffizienten und einen extra Strahlungsanteil auf der feuerabgewandten Seite sowie die Berücksichtigung der Strahlung im Wärmeübergangskoeffizienten zu vergleichbaren Ergebnissen. Sollten höhere Temperaturen ($\geq 200\text{ °C}$) ausgewertet werden, ist eine Validierung der Emissivitäten anhand experimenteller Ergebnisse erforderlich.

Entsprechend zur Emissivität wurde der Einfluss der Wärmeübergangskoeffizienten für unterschiedliche Dicken von HWP und GKF-Platten als Bekleidungsschicht untersucht. Übereinstimmend mit Werther (2016) und Schleifer (2009) konnte der geringe Einfluss auf der feuerzugewandten Seite unter ETK- Beanspruchung bestätigt werden (vgl. Abbildung 2-9).

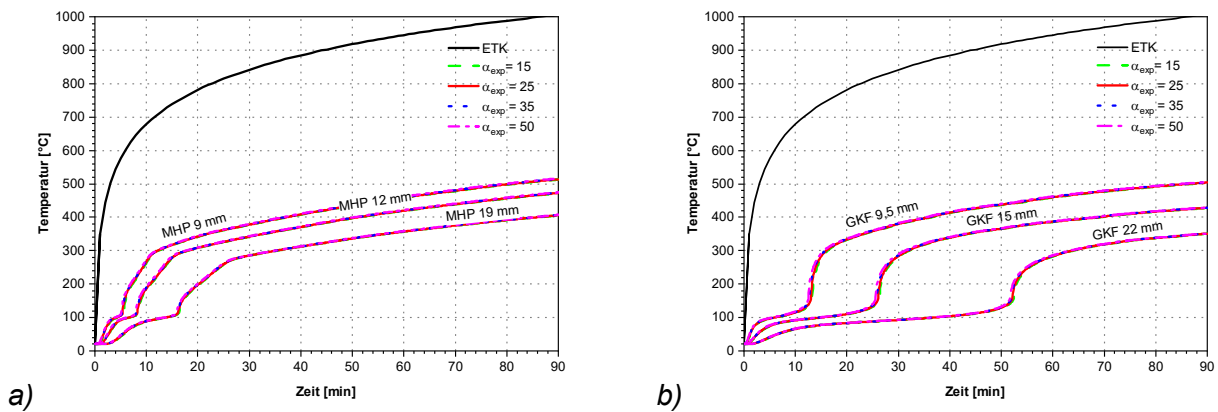


Abbildung 2-9: Einfluss unterschiedlicher Wärmeübergangswerte auf der feuerzugewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperaturentwicklung unter ETK- Beanspruchung:
 a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{unexp} = 4\text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{exp} = \epsilon_{unexp} = 0,8$
 b) Einfluss auf GKF-Platten (GKF) mit $\alpha_{unexp} = 4\text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{exp} = \epsilon_{unexp} = 0,8$

Eine Übersicht über die Wärmeübergangskoeffizienten verschiedener Autoren (Cooper, 1997; König & Walleij, 1999; Schleifer, 2009; Sultan, 1996) sowie die normativen Werte sind in Tabelle 2-2 dargestellt. Eine Validierung der verwendeten Randbedingungen für die Isolationszeiten von Bauteilschichten wurde bereits durch Schleifer (2009) durchgeführt. Zur Bestimmung der Isolationszeiten (Temperaturkriterium $\leq 200\text{ °C}$) wurden in dieser Arbeit die normativen Werte (vgl. Tabelle 2-2) übernommen. Für höhere Temperaturkriterien weichen die Simulationsergebnisse wesentlich von der Realität ab. Ein Durchbrand durch Holz-, oder Holzwerkstoffplatten, sowie durch Gipsplatten lässt sich im Modell an der Systemgrenze der feuerabgewandten Seite nicht abbilden.

Tabelle 2-2: Wärmeübergangskoeffizienten von Gipsbekleidungen, Holz- und Holzwerkstoffen sowie Dämmstoffen und Zementestrichen / Beton unter ETK-Beanspruchung

Autor	Werte für den Wärmeübergang von Bauteiloberflächen unter ETK-Beanspruchung α [W/m ² K]			
	Gipsbekleidungen	Holz- und Holzwerkstoffe	Dämmstoffe	Putze
Cooper (1997)	FZ: 25	-	-	-
König und Walleij (1999)	-	FZ: 25	-	-
Sultan (1996)	$0,95 \cdot (\vartheta_f - \vartheta_g)^{0,33}$	-	-	-
Schleifer (Schleifer, 2009)	FZ: 25 / FA: 4			-
DIN EN 1991-1-2 (DIN EN 1991-1-2:2010-12)	FZ: 25 / FA: 4 / FZ: 25 / FA: 9*			-
DIN EN 1995-1-2 (DIN EN 1995-1-2:2010-12)	Entsprechend DIN EN 1991-1-2			
Diese Arbeit	FZ: 25 / FA: 4			
<i>FZ = feuerzugewandt, FA = feuerabgewandt</i> <i>* bei der Verwendung von $\alpha_{unexp} = 9$ [W/m²K] wird angenommen, dass der Wärmeübergang durch die Strahlung über den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten abgedeckt wird</i>				

Durch die angrenzende Luft, welche die Systemgrenze darstellt und deren Temperatur sich im Modell somit nicht erhöht, entsteht eine Grenzschicht, die im Falle des Durchbrandes zwischen Ofentemperatur (≥ 900 °C bei 60 Minuten Brandbeanspruchung) und Luft (20 °C) in der ein extrem hoher Temperaturgradient vorliegt. Die angrenzende Luft kühlt im Modell diese Grenzschicht stark ab, so dass nur ein geringer Temperaturanstieg stattfinden kann. Anstelle im Falle eines Durchbrandes anzusteigen, flacht die Kurve im Simulationsmodell bei ca. 200 °C (vgl. *Abbildung 2-7* bis *Abbildung 2-9*) auf der feuerabgewandte Seite stark ab. Eine Berücksichtigung des Durchbrandes auf der feuerabgewandten Seite mit konstanten Wärmeübergangsparametern kann simulationstechnisch nur durch eine Abhängigkeit von der Isolationszeit beschrieben werden. Da der zeitliche Unterschied zwischen dem Erreichen des Isolationskriteriums (140 K) und dem Durchbrand (280 K bei 20 °C Raumtemperatur) für Holzwerkstoffplatten sehr gering ist (vgl. Abs. 5.2), kann hier vereinfachend der Durchbrand mit dem Erreichen der 200 °C Isotherme gleichgesetzt werden.

2.3.3 Bauteilschichten ohne Hohlräume und Bekleidungen

Innerhalb des Bauteils finden unterschiedliche Arten der Wärmeübertragung, abhängig von den entsprechenden Baustoffen in den Bauteilen statt. Eine Aufteilung kann in geschlossene Bauteilschichten und Bekleidungsmaterialien von Dämmschichten und Hohlräumen getroffen werden. Unter ers-tere fallen folgende, im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Baustoffe:

- Bekleidungsmaterialien aus Gips- bzw. Holzwerkstoffen
- Massive Holzquerschnitte im Bauteil
- Massivholzbauteile wie z.B. Brettsperrholzelemente

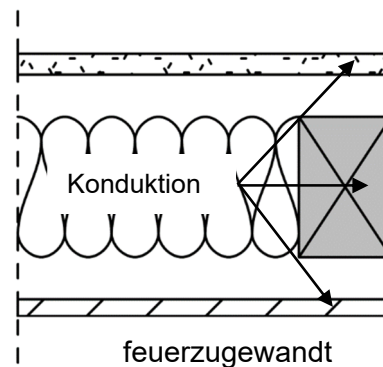


Abbildung 2-10: Wärmeübertragung in Bauteilschichten ohne Hohlräume

Für Schichten in Abbildung 2-10 findet nach der Energieeinleitung der Wärme über Strahlung bzw. Konvektion in die Bauteiloberfläche (vgl. Abs. 2.3.2) ausschließlich Konduktion in den einzelnen Schichten sowie zwischen den Schichten statt. (vgl. Abs. 2.2.6). Eine genauere Betrachtung erfolgt materialspezifisch in Kapitel 5.

2.3.4 Dämmstoffe und Hohlräume

In Anlehnung an Abschnitt 2.2.4 findet aufgrund der eingeschlossenen Luft in Hohlräumen, bzw. der geringen Rohdichte innerhalb von Dämmstoffen auf makroskopischer Ebene (im gesamten Hohlraum) bzw. auf mikroskopischer Ebene (innerhalb einzelner, fluidgefüllter Hohlräume von Dämmstoffen) innerhalb von Hohlräumen Konduktion, Konvektion und Strahlung statt.

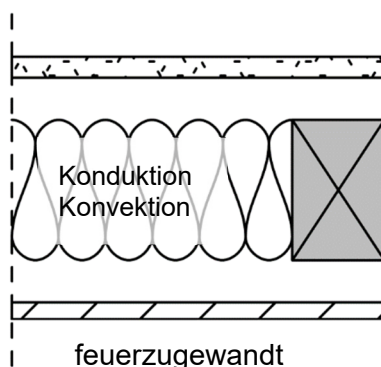


Abbildung 2-11: Wärmeübertragung - Dämmstoffe

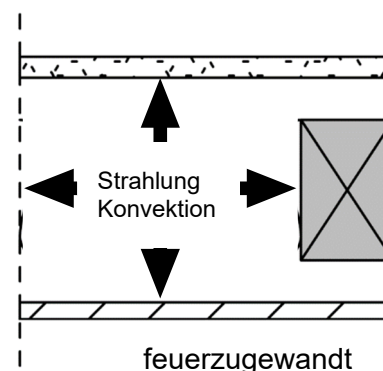


Abbildung 2-12: Wärmeübertragung - Hohlräume

Welcher Übertragungsmechanismus zu welchem Anteil stattfindet, hängt im Falle der Dämmstoffe von deren Struktur ab. Eine physikalisch vollständige Aufteilung in die einzelnen Übertragungsmechanismen ist aufgrund der inhomogenen Struktur auf Basis einer allgemeinen Produktbeschreibung

nicht möglich. Dämmstoffe werden im Modell somit entsprechend Abs. 2.3.3 als geschlossene Bauteilschicht betrachtet, in der nur Konduktion berücksichtigt wird. Die Konvektion wird durch eine Modifikation der Materialparameter mitberücksichtigt. Für Hohlräume wird das Modell von Schleifer (2009) basierend auf den Annahmen von Sultan et al. (1998) sowie Collier und Buchanan (2002) übernommen. Im Hohlraum wird ausschließlich Strahlung übertragen und die Konvektion vernachlässigt. Dies bestätigt auch die experimentellen Ergebnisse nach Harmathy (1965) und hat zur Folge, dass die Dicke des Hohlraumes, eine untergeordnete Rolle für die Wärmeübertragung spielt. Die Annahmen gelten nur, wenn der Hohlraum nach außen abgeschlossen ist.

2.4 Bestehende Nachweisverfahren für den Raumabschluss von Holzbauteilen

2.4.1 Allgemeines

Im folgenden Abschnitt wird ein kurzer Überblick über die bestehenden Beurteilungsmodelle für den Raumabschluss im internationalen Vergleich dargestellt. Hierfür gibt es neben den rechnerischen Modellen auch tabellarische Verfahren, die sich in zwei Arten gliedern, entweder werden spezifische Konstruktionen, wie beispielsweise nach DIN 4102-4:2016-05 direkt klassifiziert, oder tabellierte Beiträge zum Feuerwiderstand von Einzelschichten können zum Gesamtfeuerwiderstand des Bauteils aufaddiert werden. Diese Methodik wird beispielsweise im *National Building Code of Canada* (2015) angewandt. Im folgenden Vergleich werden nur die rechnerischen, bzw. additiven Verfahren dargestellt. Auf eine Aufzählung der tabellierten Konstruktionen, basierend auf Brandversuchen, wird verzichtet.

2.4.2 Modell nach EN 1995-1-2

Das ursprüngliche Verfahren zur Berechnung der raumabschließenden Funktion von Holzbauteilen des Entwurfs zur EN 1995-1-2 (prEN 1995-1-2:1994-05) basierte auf dem Wärmedurchgang der 300 °C Isotherme - die dem Beginn des Abbrandes entspricht - durch das Bauteil. Der Zeitraum bis 300 °C auf der Rückseite einer Lage erreicht werden, wurde als Schutzzeit (t_{pr}) der Bauteilschicht definiert und ermöglichte daraus eine Berechnung des Raumabschlusses der Konstruktion durch Addition der einzelnen Schutzzeiten. Um ein Sicherheitsniveau festzulegen und das geringere Kriterium des Raumabschlusses von 140 K (160 °C) - im Vergleich zur 300 °C Isotherme - auf der feuerabgewandten Seite zu berücksichtigen, wurde ein pauschaler Faktor von 15 *min* definiert, um den die Zeit bis zum Erreichen der 300 °C Isotherme reduziert wurde. Im Bereich von Fugen, in denen das Kriterium von 180 K (200 °C) Temperaturerhöhung maßgebend wird, wurden 5 *min* als Differenz angesetzt. Ein Schwachpunkt dieser additiven Methode bestand darin, dass der Einfluss von davor- bzw. dahinterliegenden Bauteilschichten nicht mitberücksichtigt wurde (König & Rydholm, 2003). Im Gegensatz zu den nachfolgenden Versionen war hier bereits ein Wärmedurchgangspfad für eine Brandbeanspruchung von der Oberseite einer Decke angegeben. Die Versagenszeit der Konstruktion durfte hierfür um 20 % erhöht werden. Das im Entwurf vorhandene Verfahren wurde nicht in die finale Version mit aufgenommen. Basierend auf den schwedischen

Untersuchungen von Norén (1994) wurde das später in EN 1995-1-2:2004-11 in Anhang E aufgenommene Verfahren für den Raumabschluss entwickelt. Durch Positionskoeffizienten konnte nun der Einfluss davor- und dahinterliegender Schichten auf die Schutzzeit einer Lage mitberücksichtigt werden. Für zweilagige Konstruktionen wurde dieser Positionsbeiwert tabelliert und beinhaltet den Einfluss der davor- und dahinterliegenden Schicht für den jeweiligen spezifischen Konstruktionsaufbau. Dieses Rechenverfahren ist dadurch flexibler als tabellierte Konstruktionsaufbauten und genauer als das ursprüngliche Verfahren im Entwurfsdokument, ermöglicht aber keine Variation abweichend von den vorgegebenen Schichtenfolgen und dazugehörigen tabellierten Positionsbeiwerten. Zusätzlich wurde im Gegensatz zum Verfahren der prEN 1995-1-2:1994-05 für jede Schicht eine Temperaturerhöhung von 140 K (160 °C) als Grenzkriterium angesetzt und diese Schutzzeiten aufaddiert. Da im rechnerischen Verfahren nur das Kriterium der Isolation (I) nachgewiesen wird, gilt das Kriterium des Raumabschlusses (E) als erfüllt, wenn I eingehalten wird. Dieses Rechenverfahren wurde anhand von Konstruktionen bis zu einem Feuerwiderstand von 60 Minuten validiert und somit auf eine Anwendung von bis zu 60 Minuten begrenzt. Der negative Einfluss von Fugen wurde über Fugenbeiwerte berücksichtigt.

2.4.3 Das Verfahren nach Schleifer

Eine Weiterentwicklung im europäischen Raum basiert auf den Untersuchungen von Schleifer (2009). Diese Methodik wurde in der Schweiz über die Lignum Dokumentation (Frangi et al., 2019) und in Österreich über die ÖNORM B 1995-1-2:2011-09 sowie in Frankreich als baurechtlich zulässiger Nachweis eingeführt. Vergleichbar zum bestehenden additiven Verfahren der prEN 1995-1-2:1994-05 wurde hier ein höheres Temperaturkriterium im Vergleich zur Isolationszeit innerhalb der Konstruktion angesetzt. In Anlehnung an das Kapselkriterium entsprechend DIN EN 13501-2:2016-06 wurde ein Kriterium von 250 K Temperaturerhöhung (270 °C) als Grenzkriterium angenommen, bei dem eine Schicht versagt und somit die Brandbeanspruchung direkt auf die nächste Schicht einwirkt (vgl. Abbildung 2-13).

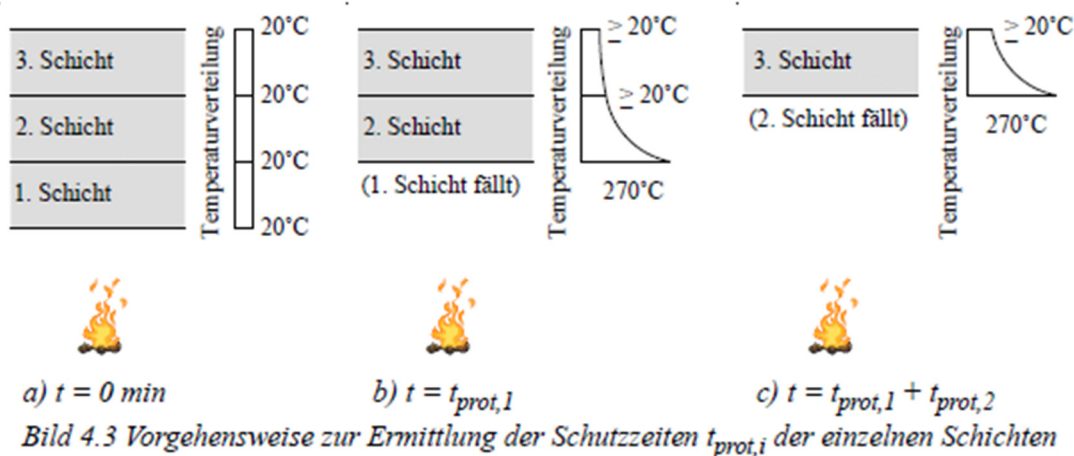


Abbildung 2-13: Modellbeschreibung Bild 4.3 nach Schleifer (2009)

Bekleidungen wie beispielsweise Gipskartonfeuerschutzplatten oder Gipsfaserplatten, die länger an der Konstruktion verbleiben und die nachfolgenden Schichten somit auch nach Erreichen des Grenzkriteriums von 270 °C schützen, werden über einen erhöhenden Faktor (Δt) berücksichtigt. Die erhöhte Schutzzeit ergibt sich durch eine temperaturabhängige Abfallzeit der Schicht, basierend auf experimentellen Untersuchungen, von 600 °C für Wände und 400 °C für Decken. Um das vom Modell abweichende Kriterium von 140 K Temperaturerhöhung auf der feuerabgewandten Seite zu erfüllen, wird für die letzte Schicht eine von der Schutzzeit abweichende Isolationszeit, basierend auf dem 140 K (160 °C) Grenzkriterium berechnet (vgl. Abbildung 2-2)

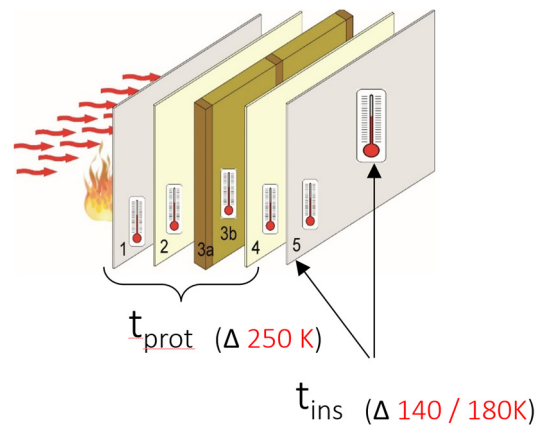


Abbildung 2-14: Systematische Bauteildarstellung als Grundlage für das additive Berechnungsverfahren entsprechend der Lignum Dokumentation in der Schweiz, basierend auf dem Verfahren nach Schleifer (2009).

Basierend auf numerischen Untersuchungen wurde für jede Schicht, abhängig von der Materialität davor- und dahinterliegender Schichten ein Positionsbeiwert ermittelt. Neben der Materialität der davorliegenden Lage wird auch die Vorerwärmung mitberücksichtigt, wodurch eine hohe Flexibilität im Modell vorhanden ist. Zusätzlich lassen sich durch die Entkopplung der Einzelschichten vom Gesamtmodell neue Baustoffschichten integrieren (Mäger, 2016). Die Bestimmungsgleichungen, Positionsbeiwerte sowie das Berechnungsmodell basieren auf einer Validierung bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten. Somit wurde das ursprüngliche Modell nach Schleifer auf eine Anwendbarkeit von 60 Minuten begrenzt. Da mit zunehmender Lagenanzahl die Sicherheit zunimmt (Schleifer, 2009) wurde die Methode in der Überarbeitung der Lignum Dokumentation 2019 (Frangi et al., 2019) auf eine Anwendbarkeit bis 90 Minuten erweitert. Vergleichsuntersuchungen auf Basis einer Datenbank mit Brandversuchen im Rahmen der COST- Action FP 1404, durchgeführt durch den Autor dieser Arbeit, bestätigen diese Extrapolation (Rauch et al., 2018).

2.4.4 Erweiterung nach Mäger und Just

Das unter Punkt 2.4.3 vorgestellte Verfahren nach Schleifer berücksichtigt den Beitrag von brandschutztechnisch wirksamen Bekleidungen, wie z.B. Schichten auf Basis von Gipswerkstoffen, die nach dem Erreichen von 270 °C noch an der Konstruktion verbleiben, durch den temperaturabhängigen Erhöhungsfaktor Δt . Der positive Einfluss hält an, bis die davorliegende Bekleidung versagt bzw. von der Konstruktion abfällt und die dahinterliegende Schicht direkt beansprucht wird (Zeitpunkt t_f). In Schleifer, 2009 wurde dieser Faktor auf Basis numerischer Untersuchungen, abhängig eines Temperaturkriteriums (vgl. Abs. 2.4.3) im Modell implementiert. In einer umfangreichen Studie, basierend auf einer Datenbank mit Großversuchen nach Just (2010) (vgl. hierzu auch Abs. 3.2) konnte kein einheitliches, temperaturabhängiges Abfallkriterium für Gipsplatten gezeigt werden. Somit wurde durch Mäger et al. (2018) eine Erweiterung vorgeschlagen, die im Wesentlichen auf dem Grundmodell nach Schleifer basiert, aber das Versagen der feuerzugewandten Bekleidung und daraus folgend die Erhöhung der Schutzzeit nicht über eine numerisch abgeleitete Gleichung, sondern über einen expliziten, zeitabhängigen Eingangswert für das Versagen der Bekleidung mit erfasst. Dadurch können individuelle Versagenszeitpunkte des Bekleidungs-systems in das Berechnungsverfahren integriert werden, falls entsprechende Kennwerte vorliegen. Die Erhöhung der Schutzzeit des Bekleidungs-systems wird nicht wie im Modell nach Schleifer nur auf die nachfolgende Schicht angerechnet, sondern auf alle nachfolgenden Bauteillagen addiert. Dieses Berechnungsmodell wurde in die prEN 1995-1-2:2020-11 mit aufgenommen.

2.4.5 Berechnungsmodell nach dem British Standard

EN 1995-1-2 kann auch in Großbritannien für die Heißbemessung von Holzbauteilen eingesetzt werden. Anhang E zur Berechnung des Raumabschlusses ist im nationalen Anhang wie auch in der Schweiz oder Österreich ausgenommen. Stattdessen wird auf den „British Standard“ BS 5268-4: 1990 verwiesen, der ein Verfahren zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer auf Basis tabellarischer Daten enthält. Umfangreiche Tabellen bieten Nachweise für R, E und I, wobei der Beitrag der Einzelschichten als prozentualer Wert angegeben wird. Beispielsweise werden in Tabelle 3 zweilagig bekleidete Innenwände mit einem Feuerwiderstand von 60 Minuten angegeben. Der Nachweis für R, E und I gilt als erfüllt, wenn die Summe der prozentualen Werte für Bekleidung, Tragkonstruktion und Gefachdämmung 100% erreicht oder überschreitet. Mit der Bekleidung wird auch die dazugehörige Dämmung definiert. Die Vielzahl an Variationsmöglichkeiten bietet ein großes Spektrum an nachzuweisenden Konstruktionen, allerdings ist kein Rückschluss auf den tatsächlichen Einfluss einer Schicht auf den Feuerwiderstand mehr möglich. Die Tabellen decken eine maximale Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten ab.

2.4.6 Nachweisverfahren in Kanada und dem International Building Code

Der „National Building Code of Canada“ (Canadian Commission on Building and Fire, 2015) enthält ebenfalls eine additive Methode zur Bestimmung des Feuerwiderstandes von Holzbauteilen. Es wird nicht zwischen Tragfähigkeit und Raumabschluss unterschieden, sondern der Nachweis für beide Leistungseigenschaften gemeinsam erbracht. Tabellierte Daten, ermittelt aus Brandversuchen,

geben Schutzzeiten für Bekleidungen und Kombinationen dieser an. Zusammen mit der Konstruktion und Dämmung kann der Gesamtfeuerwiderstand einer Konstruktion für Feuerwiderstandsdauern von 20 bis 90 Minuten addiert werden. Diese Methode wurde schon vor dem europäischen Verfahren als „Component additive Methode“ (CAM) bezeichnet und geht auf die Entwicklung von Harmathy bis in die frühen 1960er Jahre zurück (American Wood Council, 2014). Die durch Schleifer (vgl. Abs. 2.4.3) entwickelte CAM, basiert auf dem Verfahren der EN 1995-1-2:2004-11 und umfangreichen numerischen Untersuchungen und hängt nicht direkt mit der CAM aus Kanada zusammen, auch wenn hier die gleiche Namensgebung verwendet wird. In den Tabellen des kanadischen Verfahrens sind die Schutzzeiten der feuerzugewandten und feuerabgewandten Bekleidung mit enthalten, somit ist nur eine begrenzte Flexibilität gegeben. Hinzu kommt, dass in Deutschland übliche Konstruktionsaufbauten, die sich aus Gipsbekleidungen und Holzwerkstoffplatten als Aussteifungsebene zusammensetzen nicht mit enthalten sind. Die „Component Additive Method“ wurde auch in den International Building Code übernommen und wird ebenfalls in Amerika eingesetzt.

2.4.7 Nachweisverfahren in Australien / Neuseeland

Beide Länder beziehen sich hinsichtlich der Beurteilung des Raumabschlusses auf den Code AS / NZS 1720.4 (Standards Australia, 2019). Der Raumabschluss sowie die Wärmedämmung können für Holztafelbauelemente nicht berechnet, sondern sollten anhand von Brandversuchen ermittelt werden. Für massive Holzbauteile kann der Raumabschluss über einen definierten minimalen Restquerschnitt nachgewiesen werden. Die minimale, idelle Restquerschnittsbreite muss für Holzbauteile 23 mm betragen (Standards Australia, 2019) und wurde anhand von empirischen Daten, ohne Einfluss von Fugen, ermittelt.

2.4.8 Vergleich und Zusammenfassung

Bei den hier dargestellten Verfahren zu Ermittlung des Raumabschlusses handelt es sich (ausgenommen des Verfahrens in Australien) um additive Verfahren. Hierbei können die Modelle in zwei verschiedene Systeme unterteilt werden. Im British Standard sowie in Kanada und den USA bilden Tabellen mit empirisch ermittelten Schutzzeiten von Schichten, sowie Schichtenkombinationen die Summanden zur Berechnung der Gesamtschutzzeit. Durch die festgelegten Kombinationen hängt die Variabilität dieser Verfahren maßgeblich vom Umfang der zur Verfügung gestellten Tabellen ab. Das zweite Modellkonzept basiert auf empirisch und numerisch ermittelten Schutzzeiten von Einzelschichten und Beiwerten zur Korrektur von Einflussfaktoren wie Schichtenfolge, Abfallverhalten oder Fugen. Dies führt zu einer höheren Flexibilität bei gleichzeitig geringerem experimentellem Aufwand. Zusätzlich kann die Wirkungsweise einzelner Schichten aus diesen Rechenverfahren abgeleitet werden. In einer durch den Autor betreuten studentischen Arbeit (Keulers, 2020) wurden unterschiedliche internationale Bemessungsverfahren anhand von Beispielkonstruktionen miteinander verglichen.

Nachfolgend wird der Feuerwiderstand für den Raumabschluss unter der Annahme, dass der Wärmedurchgang im Bereich der Dämmebene maßgebend ist, nach den oben dargestellten Berechnungsmethoden verglichen. Die Konstruktion besteht aus einer zweilagigen Bekleidung mit

Gipsplatten Typ F (2 x 12,5 mm) und einer vollgedämmten Konstruktionsebene mit einer Mineralwolle, Schmelzpunkt $\geq 1000^{\circ}\text{C}$ und einer Rohdichte $\geq 50 \text{ kg/m}^2$ (Steinwolle d = 90 mm). Um einen Vergleich zu ermöglichen, wurden kleinere Anpassungen wie Standardformate, die bei Gipsplatten im Raum Deutschland, Österreich und Schweiz (DACH- RAUM) in der Regel 12,5 mm statt 12,7 mm betragen vernachlässigt. Ebenso wurden die Verfahren auch über den Anwendungsbereich hinaus bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten angewendet.

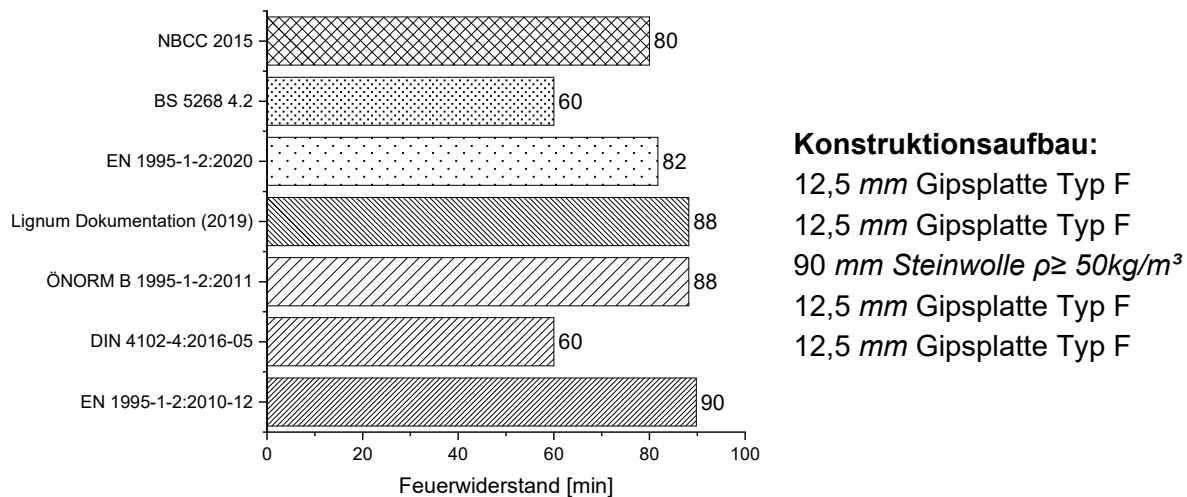


Abbildung 2-15: Vergleich der Beurteilungsverfahren für den Raumabschluss unterschiedlicher Bemessungsverfahren.

Abbildung 2-15 zeigt, dass die rechnerischen Verfahren sich alle in einer vergleichbaren Größenordnung bewegen. Tabellierte Konstruktionen liegen entsprechend den zugeordneten Klassifikationsstufen, wie z.B. F 30-B, F60-B, F90-B entsprechend DIN 4102-4:2016-05, im gleichen Klassifikationsbereich. Die höhere Variabilität rechnerischer Verfahren erfordert einen etwas höheren Aufwand sowie ein vertieftes Wissen bei der praktischen Anwendung. Durch den Einsatz von computergestützten Berechnungstools lassen sich diese komplexeren Berechnungsverfahren gut automatisieren, was eine Vereinfachung im Vergleich zu tabellarischen Verfahren darstellt.

2.4.9 Ergebnis für diese Arbeit

Aufgrund der hohen Flexibilität und der gewünschten Kompatibilität mit dem Modell der prEN 1995-1-2:2020-11 wird für diese Arbeit ein rechnerischer Ansatz auf Basis des Verfahrens nach Schleifer (2009) mit den Erweiterungen durch Mäger und Just (Mäger et al., 2018) gewählt. Das bestehende rechnerische Verfahren wird hinsichtlich der Einflussfaktoren für lange Brandbeanspruchungsdauern untersucht und durch einen Optimierungsansatz sowie die Ergänzung zusätzlicher Bauteilschichten erweitert.

3 Ein analytisches und numerisches Modell für den Raumabschluss

3.1 Methodisches Vorgehen

3.1.1 Vorgehensweise

Als Grundlage für das Modellkonzept dient der additive Ansatz nach Schleifer (2009) mit der Erweiterung von Mäger et al. (2018) sowie der prEN 1995-1-2:2020-11. Ziel des neuen Modellkonzeptes ist es, das bestehende analytisches Modell zur Berechnung des Raumabschlusses hinsichtlich der Flexibilität und des Anwendungsspektrums zu erweitern, sowie die Ergebnisse für lange Brandbeanspruchungen zu optimieren. Zusätzlich wird ein zum Berechnungsmodell passendes Simulationsmodell sowie ein Optimierungsmodell für effektive Materialparameter vorgestellt.

Methodik für das neue Modellkonzept:

- Durch die additive Methode ist eine Betrachtungsweise der Einzelschichten eines Bauteils die Grundlage für das Gesamtmodell. Ergebnisse hierfür werden aus bestehenden und neuen experimentellen Untersuchungen sowie numerischen Simulationen gewonnen.
- Zur Modellbildung wird eine Abgrenzung getroffen, welche Eigenschaften einer Schicht implizit in die Materialparameter mit einfließen und welche explizit als äußere Faktoren berücksichtigt werden.
- Darauf aufbauend wird das Simulationsmodell erstellt und hinsichtlich expliziter und impliziter Faktoren an das Berechnungsmodell angepasst.
- Zur Bestimmung der Eingangswerte für das Simulationsmodell wird ein neues Optimierungsmodell vorgestellt.
- Die Ergebnisse werden anhand experimenteller Versuchsdaten validiert.

3.1.2 Zehn Regeln zur Bewertung der Feuerwiderstandsdauer

Eine allgemeine Zusammenstellung empirisch ermittelter Grundsätze in der Literatur wurden bereits 1965 durch Harmathy in den „*THE TEN RULES OF FIRE ENDURANCE RATING*“ zusammengefasst (Harmathy, 1965) und in dieser Arbeit sinngemäß übersetzt:

- Regel 1:
Die „thermische“ Feuerwiderstandsdauer einer Konstruktion, die aus mehreren parallelen Schichten besteht, ist immer größer als die Summe der „thermischen“ Feuerwiderstandsdauern dieser Schichten, falls diese einzeln und separat beansprucht werden.
- Regel 2:
Die Feuerwiderstandsdauer einer Konstruktion wird durch das Hinzufügen von

- zusätzlichen Schichten nicht geringer. (ausgenommen sind dünne Schichten aus Metall)
- Regel 3:
Die Feuerwiderstandsfähigkeit von Konstruktionen, die durchgehende Luftspalten oder Hohlräume enthalten, ist größer als die Feuerwiderstandsfähigkeit ähnlicher Konstruktionen mit gleichem Aufbau, jedoch ohne durchgehende Hohlräume.
 - Regel 4:
Je weiter ein Luftspalt oder ein Hohlraum von der beanspruchten Seite entfernt ist, desto größer ist der positive Beitrag zum Feuerwiderstand der Konstruktion.
 - Regel 5:
Der Feuerwiderstand einer Konstruktion kann **nicht** durch eine Vergrößerung eines nach außen vollständig abgeschlossenen Luftspaltes / Hohlraumes erhöht werden. Dies gilt ab einer Mindestdicke von ca. 1,3 cm (0,5 Inches).
 - Regel 6:
Schichten aus Materialien mit geringer Wärmeleitfähigkeit sollten auf der Seite der Konstruktion eingesetzt werden, auf der ein Ausbruch des Feuers am wahrscheinlichsten ist. Diese Regel gilt nicht für Materialien, die durch physikalische oder chemische Veränderungsprozesse Energie absorbieren oder abgeben.
 - Regel 7:
Der Feuerwiderstand von asymmetrischen Konstruktionen hängt von der Richtung des Wärmestromes ab.
 - Regel 8:
Feuchtigkeit, wenn sie nicht zu explosionsartigen Abplatzungen führt, erhöht die Feuerwiderstandsfähigkeit.
 - Regel 9:
Lastabtragende Elemente wie Balken, Träger und Unterzüge erreichen im Vergleich zu einzeln geprüften Elementen höhere Feuerwiderstandsdauern, wenn sie als Teile von Fußboden-, Dach- oder Deckenbauteilen geprüft werden. Die Elemente werden hier ein- oder mehrseitig geschützt, zusätzlich werden Beanspruchungen umgelagert.
 - Regel 10:
Die lastabtragenden Elemente (Balken, Träger, Unterzüge usw.) einer Fußboden-, Dach- oder Deckenkonstruktion können durch andere lastabtragende Elemente ersetzt werden, die bei einer separaten, einzelnen Prüfung eine Feuerwiderstandsfähigkeit aufweisen, die nicht geringer ist als die der Konstruktion selbst.

Die zehn genannten Regeln bilden die Grundlage zur Bewertung von Einflussfaktoren auf die „Component Additive Methode“ in Kanada ab und sind nicht nur auf Holzbauteile begrenzt. Auf Basis dieser Regeln ist eine qualitative Abschätzung von Einflussfaktoren bzw. der positiven oder negativen Wirkung der Einzelbauteilschichten auf den Feuerwiderstand der Gesamtkonstruktion möglich. Eine Übersicht der 10 Regeln inkl. zeichnerischer Darstellung und einem Optimierungsvorschlag für Regele 1 ist in Anhang A5 dargestellt.

3.2 Rechnerisches Modellkonzept

3.2.1 Allgemeines

In dieser Arbeit wird ein Rechenmodell für flächige Bauteile weiterentwickelt. Einflussfaktoren in den Anschlussbereichen zweier Bauteile lassen sich aufgrund der unterschiedlichen Ausführungsvarianten und vielen Einflussfaktoren gegenwärtig noch nicht abschließend rechnerisch abbilden.

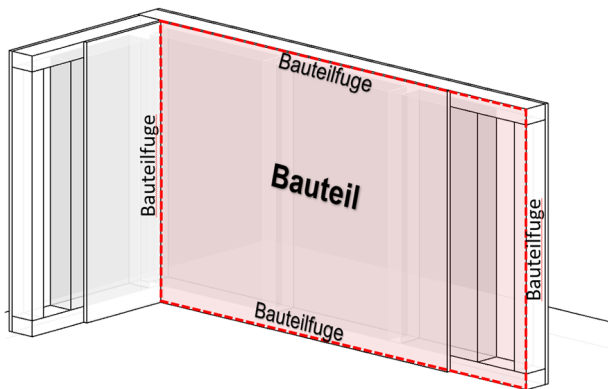


Abbildung 3-1: Abgrenzung Bauteilfugen - Bauteil

Forschungsvorhaben wie „*datholz.eu*“ (Rauch, Werther et al., 2019), bieten konstruktive Lösungsansätze, die in der späteren Planung berücksichtigt werden können. Eine Zusammenfassung konstruktiver Lösungsansätze findet sich in „*Stand der Technik zur Qualität von Bauteil- und Elementfugen in Holzbaukonstruktionen im Hinblick auf den Durchtritt von Feuer und Rauch*“ (Suttner et al., 2020). Fugen in den Bauteilschichten (z.B. zwischen einzelnen Platten) werden im Modell auf Basis der Werte der prEN 1995-1-2:2020-11 berücksichtigt.

3.2.2 Grundlagen zur Modellbildung für den Raumabschluss flächiger Bauteile

Um das Bauteilverhalten im Brandfall abbilden zu können, wird ein Modell zur Beschreibung des Bauteilverhaltens auf Basis der Temperaturentwicklung auf der Rückseite der einzelnen Bauteilschichten entsprechend den Angaben der prEN 1995-1-2:2020-11 gewählt. Innerhalb von Bauteilschichten vorhandene Inhomogenitäten werden somit über die Bauteildicke gemittelt und nicht gesondert betrachtet.

Die physikalischen Grundlagen des Modellansatzes basieren auf den thermodynamischen Grundlagen entsprechend Kapitel 2 und der zugehörigen Anpassung auf die Holzbauteile. Chemische Umwandlungsprozesse, sowie Feuchtetransportmechanismen werden materialspezifisch in den thermodynamischen Materialeigenschaften und somit im rechnerischen Modell in den Bestimmungsgleichungen mitberücksichtigt. Nur so ist eine rechnerische Lösung ausschließlich auf Basis der Fourier'schen Wärmeleitgleichung möglich. Die Untersuchungen von König und Walleij (2000) und Schleifer (2009) zeigen, dass mittels dieses Verfahrens eine gute Übereinstimmung zwischen Simulationsmodell und experimentellen Untersuchungen erreicht werden. Die Ergebnisse der numerischen Analysen und experimenteller Untersuchungen bilden die Grundlage für spätere Berechnungsmodelle. Durch die komplexen physikalischen und chemischen Zusammenhänge, die gegenwärtig auch in der numerischen Simulation nur mittels effektiver Materialkennwerte abgebildet

werden können, werden für die spätere Modellbildung Bestimmungsgleichungen abgeleitet, deren Einflussgrößen auf einfachen Kennwerten wie Materialität, Bauteildicke oder Rohdichte beruhen.

Der Vorteil eines additiven Modelles liegt in der Flexibilität hinsichtlich unterschiedlicher Dicken bzw. Kombinationen von Bauteilschichten. Durch die Anlehnung an das Modell von Schleifer (2009) ist es zudem möglich, alle darauf aufbauenden Untersuchungen sowie Ergänzungen in den vergangenen Jahren hinsichtlich neuer Materialien zu integrieren. Als Beurteilungsgrundlage wird der flächige Bauteildurchgang betrachtet und die Konstruktion in schützende sowie isolierende Schichten unterteilt. Für das Kriterium Isolation wird entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 bzw. DIN EN 1995-1-2:2010-12 das Erreichen der flächigen Temperatur von ΔT_{MW} von 140 K gewählt. Die Fugen werden über Fugenbeiwerte basierend auf prEN 1995-1-2:2020-11 berücksichtigt. Da in den rechnerischen Modellen der Wärmedurchgang (Isolation) durch ein Bauteil bzw. eine Bauteilschicht bewertet wird, gilt der Grundsatz für die gegenwärtigen Rechenmodelle und dem Modell dieser Arbeit, dass zusammen mit dem I-Kriteriums auch das E-Kriterium erfüllt wird. Die Validierung der Schutzzeiten erfolgt anhand der geringeren Versagenszeit zwischen E und I im Versuch.

In der FE-Simulation und im Berechnungsmodell wird somit für die Isolationszeit (t_{ins}) eine Grenztemperatur von 160 °C angesetzt. Für die Schutzzeit (t_{prot}) einer Schicht wird eine Temperatur von ΔT_{MW} von 250 K und somit eine Temperatur von 270 °C bzw. bei Holz- und Holzwerkstoffen die Abbrandgrenze (300 °C) gewählt.

Die Grundschutzzeit entspricht analog dem Modell nach Schleifer (2009) der Zeit bis zum Erreichen eines Temperaturanstieges ΔT_{MW} von 250 K zwischen der betrachteten Schicht und einer Trägerplatte. Wird die Grenztemperatur erreicht, wird die Schicht im Simulationsmodell und Berechnungsmodell entfernt und die betrachtete Schicht als direkt beflammt angenommen.

Tabelle 3-1 zeigt eine Zuordnung der für diese Arbeit angenommenen Versagenskriterien zu den unterschiedlichen Materialschichten und deren Berücksichtigung im Berechnungsmodell.

Tabelle 3-1: Versagensarten von Konstruktionsteilen bzw. Bauteilschichten

Material / Schicht	Funktion	Versagensarten	Versagenskriterium	Temperaturkriterium (t_{prot} / t_{ins})	Berücksichtigung im Simulationsmodell	Berücksichtigung im Berechnungsmodell
Vollholz (linear / flächig)	Tragkonstruktion	Ab- / Durchbrand	temperaturabhängiger Abbrand	300 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Beschreibung über Abbrandraten
Massivholz geklebt (linear / flächig)	Tragkonstruktion	Ab- / Durchbrand Versagen der Klebefuge (Abfallen)	temperaturabhängiger Abbrand	300 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf und Berücksichtigung der Klebefuge (Abfallen)	Beschreibung über Abbrandraten und Berücksichtigung der Klebefuge (Abfallen)
Massivholz mechanisch verbunden	Tragkonstruktion	Ab- / Durchbrand	temperaturabhängiger Abbrand	300 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Beschreibung über Abbrandraten
Holz- bzw. Holzwerkstoffplatten	Bekleidungsmaterial	Ab- / Durchbrand	temperaturabhängiger Abbrand	300 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Beschreibung über Abbrandraten
Gipswerkstoffe	Bekleidungsmaterial	Durchwärmung	Erreichen einer Grenztemperatur	270 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Bestimmungsgleichung der Grundschutzzeit
		Rissbildung und Abfallen	zeitabhängiges Abfallkriterium	-	zeitabhängiges Entfernen der Schicht im Simulationsmodell*	Dicken-, Material- und Befestigungsabhängige Abfallzeit

Material / Schicht	Funktion	Versagensarten	Versagenskriterium	Temperaturkriterium (t_{prot} / t_{ins})	Berücksichtigung im Simulationsmodell	Berücksichtigung im Berechnungsmodell
Dämmstoffe	als Bekleidung	Ab- / Durchbrand Durchwärmung	erreichen einer Grenztemperatur	270 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Bestimmungsgleichung der Grundschutzzeit
		Abfallen	zeitabhängiges Abfallkriterium	-	zeitabhängiges Entfernen der Schicht im Simulationsmodell *	Dicken-, Material- und Befestigungsabhängige Abfallzeit
	Hohlraumdämmung	Ab- / Durchbrand Durchwärmung	erreichen einer Grenztemperatur	270 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Bestimmungsgleichung der Grundschutzzeit
		Schmelzen	erreichen einer Grenztemperatur	270 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Bestimmungsgleichung der Grundschutzzeit
		Herausfallen	dickenabhängiges Abfallkriterium	-	zeitabhängiges Entfernen der Schicht im Simulationsmodell	Dicken-, Material- und Befestigungsabhängige Abfallzeit
		Rückzug / Hinterströmen	dickenabhängige Hinterströmung	270 °C / 160 °C	Wärmedurchgang über Isothermenverlauf	Geschwindigkeit des Dämmstoffrückzuges

* Im Simulationsmodell ist durch eine materialspezifische, zeitabhängige Temperaturentwicklung eine Umrechnung zwischen zeit- und temperaturabhängigem Versagen möglich

Durch Schleifer (2009) wurde für Bekleidungen aus Gips- und Holzwerkstoffen sowie Dämmstoffen aus Stein- bzw. Glaswolle eine Grundschutzzeit bzw. Grundisolationszeit ($t_{pro,0}$ bzw. $t_{ins,0}$) angegeben. Ein verfrühtes Versagen, z.B. durch ein Schmelzen der Glaswolle, wurde implizit im Modell berücksichtigt. Ein Herausfallen direkt vom Brand beanspruchter Dämmstoffe war in Schleifer (2009) noch nicht enthalten und wurde in der prEN 1995-1-2:2020-11 über Grenzkriterien der Schutzzeit, abhängig vom Protection- Level einer Schicht nach Mäger et al. (2019) bzw. Tiso (2018) mit implementiert. Nachfolgend ist beispielhaft die Begrenzung für Schutzzeit von Dämmstoffen nach Protection Level 1 (z.B. Steinwolle) nach Gl. 7.69 entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 dargestellt. Die Schutzzeit der Steinwollendämmung wird abhängig vom Versagen der davorliegenden Bekleidung begrenzt. Eine genauere Betrachtung der Versagenszeiten von Dämmstoffen erfolgt in Abs. 5.8 dieser Arbeit.

$$PL1 \quad \sum_{k=1}^i t_{prot,k} \leq \begin{cases} t_{f,pr} + \frac{h_i}{0,11 \cdot t_{f,pr} + 1,3} & \text{für } \sum t_{prot,i-1} \leq t_{f,pr} \\ \sum t_{prot,i-1} + \frac{h_i}{0,11 \cdot \sum t_{prot,i-1} + 1,3} & \text{für } \sum t_{prot,i-1} > t_{f,pr} \end{cases} \quad (Gl. 3-1)$$

mit:

$$\sum_{k=1}^i t_{prot,k} \quad \text{Summe der Schutzzeit der Dämmung inklusive der davorliegenden Schichten in min}$$

$$\sum t_{prot,i-1} \quad \text{Summe der Schutzzeit der vor der Dämmung liegenden Schichten in min}$$

$$h_i \quad \text{Dicke der Dämmung in mm}$$

$$t_{f,pr} \quad \text{Die Versagenszeit der Bekleidungs-lage vor der Dämmschicht}$$

Um die Vorerwärmung bzw. den Einfluss davor- und dahinterliegender Schichten zu berücksichtigen, werden entsprechende Positionsbeiwerte verwendet. Der Einfluss von Fugen wird über extra Fugenbeiwerte in das Modell implementiert. Da Gipsplatten im Brandfall auch nach dem Erreichen von 270°C auf der Rückseite noch an der Konstruktion verbleiben (bei entsprechender Befestigung nach den in Deutschland gültigen Herstellerbedingungen) werden die dahinterliegenden Schichten vor direkter Brandeinwirkung geschützt. Dieser Einfluss wird über einen Zuschlag Δt berücksichtigt.

Somit ergeben sich folgende Gleichungen:

$$t_{ins} = \sum t_{prot,i-1} + t_{ins,i} \quad (Gl. 3-2)$$

$$t_{prot,i} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t) \cdot k_{j,i} \quad (Gl. 3-3)$$

mit:

t_{ins}	[min]	Isolationszeit
$t_{prot,0}$	[min]	Grundschutzzeit
$t_{prot,i}$	[min]	Schutzzeit der Schicht i
$k_{pos,exp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerzugewandt
$k_{pos,unexp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerabgewandt
Δt	[min]	Faktor zur Berücksichtigung der Schutzwirkung über die Grundschutzzeit hinaus
k_j	[-]	Fugenbeiwert

In Abbildung 3-2 und Abbildung 3-3 sind die Zeiten t_{prot} und t_{ins} der einzelnen Bauteilschichten, anhand eines Brandversuches nach DIN 4102-8:2003-10 zur Beschreibung des Wärmedurchganges dargestellt.

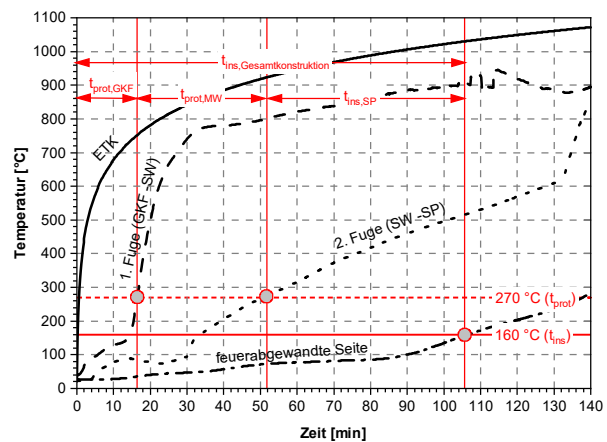
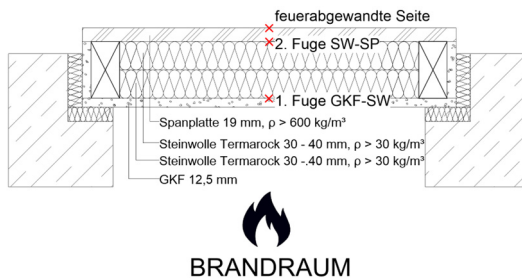


Abbildung 3-2: Brandprüfung – Temperaturdurchgang nach DIN 4102-8:2003-10
 Beanspruchung: Einheits-Temperaturzeitkurve
 Fuge: Übergang zwischen Bauteilschichten
 SW: Steinwolle / SP: Spanplatte

Abbildung 3-3: Systematik nach Schleifer, Schutz- und Isolationszeiten, dargestellt anhand des Temperaturdurchganges entsprechend des Brandversuchs nach Abbildung 3-2

Basierend auf den Untersuchungen von Mäger und Just (Mäger et al., 2018) wurde aufgrund des sehr konservativen Ansatzes von Δt und den Ergebnissen von Just (2010), dass die Abfallzeit nicht direkt an ein Temperaturkriterium gekoppelt werden kann (vgl. Abbildung 3-4), eine alternative Berechnung von Δt auf Basis eines von der Dicke und der Lagenanzahl abhängigen Zeitkriteriums vorgeschlagen. Bestehende Untersuchungen bestätigen den konservativen Ansatz von Δt ,

besonders im Hinblick mehrlagiger Bekleidungen aus Gipskartonfeuerschutz bzw. Gipsfaserplatten (Rauch, Suttner & Werther, 2019b).

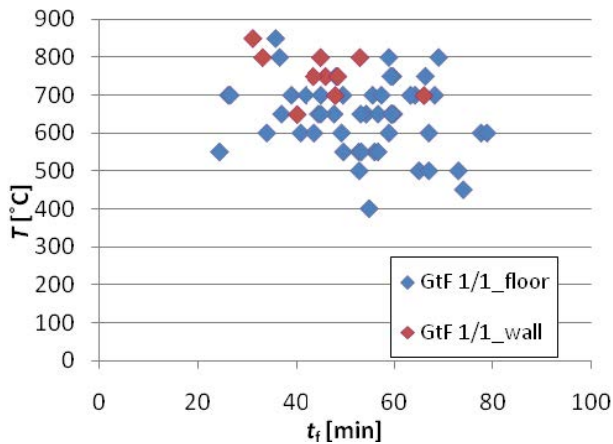


Abbildung 3-4: Korrelation zwischen Abfallzeiten und Temperatur nach Just (2010)

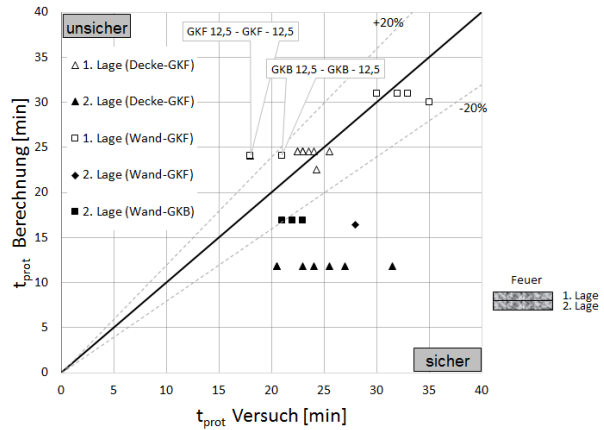


Abbildung 3-5: Untersuchungen mehrlagiger Bekleidungen nach Rauch, Suttner und Werther (2019b)

Während die Werte für Δt nach Schleifer (2009) auf einer von der Vorerwärmung abhängigen Gleichung basierten und für alle Schichten nach GKF bzw. GF-Platten angesetzt wurden, gilt der Δt -wert nach Mäger et al. (2018) nur für das feuerzugewandte Bekleidungssystem. Die Berechnung erfolgt abhängig vom experimentell ermittelten Schutzfaktor k_2 , der bereits in der DIN EN 1995-1-2:2010-12 zur Reduktion der Abbrandrate für geschützte Holzquerschnitte herangezogen wurde.

$$t_{prot,max,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2} \quad (Gl. 3-4)$$

$$t_{ins,max,n} = \frac{t_{ins,0,n}}{k_2} \quad (Gl. 3-5)$$

$t_{prot,0,i}$	[min]	Grundschutzzeit der Schicht i
$t_{ins,0,n}$	[min]	Grundisulationszeit der feuerabgewandten Schicht
k_2	[-]	Schutzfaktor des Brandschutzsystems

Während die Grundschutzzeit ($t_{prot,0}$) sowie die Grundisulationszeit ($t_{ins,0}$) dicken- und materialabhängig sind, sind die Positionsbeiwerte nur abhängig vom davor- bzw. dahinterliegenden Material sowie den Schutzzeiten der davorliegenden Schichten, bzw. der betrachteten Schicht.

3.2.3 Explizite und implizite Einflussfaktoren

Bezogen auf die Modellbildung der unterschiedlichen Bauteilschichten werden somit alle innerhalb einer Bauteilschicht stattfindenden physikalischen und chemischen Prozesse implizit im Modell über die Fourier'sche Wärmeleitgleichung abgebildet. Dies hat zur Folge, dass es sich bei den

temperaturabhängigen Materialparametern Rohdichte (ρ), spezifische Wärmekapazität (c_p) sowie der Wärmeleitfähigkeit (λ) um effektive Materialparameter handelt, die nur für die kalibrierte Anwendung eingesetzt werden dürfen. In Tabelle 3-2 werden die maßgebenden Einflussgrößen sowie das entsprechende Kriterium zur Berücksichtigung im Modell dargestellt. Innerhalb einer Bauteilschicht wird nur ein Wärmetransport infolge von Wärmeleitung (Konduktion) betrachtet.

Tabelle 3-2: Implizite und explizite Parameter in der Simulation bzw. im Berechnungsmodell

Parameter	Implizit	Explizit	Berücksichtigung innerhalb dieser Arbeit
Beanspruchung	X		Modell und Versuche basieren auf der ETK
Materialität der betrachteten Schicht		X	Materialabhängige Bestimmungsgleichungen
Feuchtetransportvorgänge	X		Spezifische Wärmekapazität / Wärmeleitfähigkeit
Chemische Umwandlungsprozesse – Thermische Zersetzung	X		Spezifische Wärmekapazität / Wärmeleitfähigkeit und Rohdichte
konvektive Prozesse innerhalb eines Materials (z.B. Dämmstoffe mit geringer Rohdichte)	X		Wärmeleitfähigkeit
Inhomogenitäten im Material einer Schicht (z.B. Holzwerkstoffplatten)	X		Inhomogenitäten werden über die Schichtdicke gemittelt
Thermisch bedingte Schrumpfungsprozesse	X	X	Rückzugsgeschwindigkeit am Holzständer (nur in der Breite explizit, nicht der Dicke)
Dicke der untersuchten Bauteilschicht		X	Dickenabhängige Schutz-, Isolations- und Abfallzeiten
Position in der Konstruktion		X	Positionsbeiwerte abhängig von Vorerwärmung und angrenzenden Schichten
Ausrichtung (Wand / Decke)		X	Empirisch ermittelte Abfallzeit
Befestigung und Einbausituation Abmessungen (Plattengrößen)	X	X	Die Bestimmungsgleichungen für t_{prot} sind abhängig von der Einbausituation der vorliegenden Kalibrierversuche. Abweichende Ausführungen, die zu geringeren Schutzzeiten führen, können über die Versagenszeiten der Schicht explizit mitberücksichtigt werden.
Rissbildung	X	X	implizit über die Wärmeleitfähigkeit bzw. explizit über das Abfallen bei „großen“ Rissen bzw. Teilen
Fugen		X	Empirisch ermittelte Reduktionsfaktoren

Implizit berücksichtigte Einflussfaktoren können nur durch eine Anpassung des Modells verändert werden. Beispielsweise würde eine Naturbrandbeanspruchung zu abweichenden effektiven Materialparametern und folglich anderen Bestimmungsgleichungen und Positionsbeiwerten führen. Somit gelten folgende Randbedingungen, resultierend aus den oben dargestellten Einflussgrößen:

- **Das Modell inklusive aller Bestimmungsgleichungen ist nur für eine ETK- Beanspruchung gültig.**
Einwirkungen, die nachweislich zu günstigeren Temperaturverläufen und Zeitpunkten für die Grundschutz- und Isolationszeit führen, können auf der sicheren Seite liegend ohne eine Modellanpassung miterfasst werden.
- **Inhomogenitäten innerhalb eines Materials müssen über die effektiven Materialkennwerte und die Bestimmungsgleichungen abgedeckt sein.**
Die Materialkennwerte und Bestimmungsgleichungen gelten für die angegebenen, normativ beschriebenen Baustoffe und enthalten nur die Inhomogenitäten der für die Validierung herangezogenen Produkte.
- **Ausrichtung, flächige Abmessung, Befestigungsart, Abstände und Rissbildung, die sich negative gegenüber der Konfiguration der Validierungsversuche auswirken, müssen explizit über eine Reduktion der Schutzzeiten / Versagenszeit der Schicht berücksichtigt werden.**
Eine von den Validierungsversuchen abweichende Einbausituation, z.B. größere Gefachbreiten, oder ein Einbau an der Decke anstelle der Wand, die zu einem verfrühten Versagen der Schicht und somit zu einem schnelleren Erreichen der Schutzzeiten führt, kann durch eine Reduktion der Versagenszeit (t_f) berücksichtigt werden (vgl. Kapitel 4).
Konstruktionen, die aufgrund abweichender Materialien oder Einbausituationen zu anderen Werten für die Einzelschutzzeiten führen, können nur durch abweichende effektive Materialkennwerte und Bestimmungsgleichungen miterfasst werden.
Die bestehenden effektiven Materialkennwerte und daraus resultierenden Bestimmungsgleichungen gelten für die Randbedingungen, anhand derer validiert wurde. Eine Verbesserung ist nur über neue Bestimmungsgleichungen möglich.

Im Modell nach Schleifer (2009) ist das Abfallverhalten von Gipsplatten Typ F bzw. von Gipsfaserplatten abhängig von deren Schutzzeit implizit über den Δt - Wert berücksichtigt. Unterschiedliche Abfallzeiten von Schichten können nicht direkt in das Modell einfließen. Somit muss die enthaltenen Gleichung auf der konservativen Seite alle GKF- und GF- Platten abdecken. Im Modell nach Mäger et al. (2018) wurde das Abfallverhalten explizit durch die Abfallzeit des Fire- Protection- Systems beschrieben. Da hier zwischen den unterschiedlichen Dicken sowie den Gipsplattentypen unterschieden wird, ist eine Differenzierung und somit ein Optimierungspotential im Vergleich zu Schleifer (2009) gegeben.

Zur Beurteilung von effektiven Materialkennwerten für die Simulation sowie den Bestimmungsgleichungen im Berechnungsmodell ist es erforderlich, die implizit und explizit enthaltenen Parameter zu analysieren, um die Werte für rechnerische Beurteilungen heranzuziehen. Ein verfrühtes Herausfallen von Zelluloseeinblasdämmstoffen wurde durch Winter et al. (2019) über einen Beiwert (k_{fall}) in der Grundschutzzeit berücksichtigt. Die Bestimmungsgleichung der Grundschutzzeit enthält somit bereits implizit das Herausfallen des Dämmstoffes. Eine Berücksichtigung von positiven Einflussfaktoren, z.B. Fixierungsmaßnahmen, ist nur durch eine neue Bestimmungsgleichung möglich.

3.2.4 Baustoffeigenschaften und Systemeigenschaften

Im Rahmen der Modellbildung soll hier ein kurzer Exkurs zur Unterscheidung von Baustoff- und Systemeigenschaften erfolgen. Der Feuerwiderstand einer Konstruktion ist immer eine Systemeigenschaft, deren Leistungsfähigkeit entweder über Bauteilversuche (Prüfung des gesamten Systems) oder über rechnerische Methoden ermittelt werden kann. Analog zur Tragfähigkeit müssen Eingangsgrößen für rechnerische Methoden eine Beschreibung der betrachteten Eigenschaften des Gesamtsystems ermöglichen, unabhängig davon, ob es sich um ein Bauteil oder Gesamtgebäude handelt. Die Qualität der Eingangswerte sowie die Angabe aller wesentlichen Einflussparameter des Baustoffes ist hierfür erforderlich, um ausgehend von den Baustoffeigenschaften mittels rechnerischer Methoden eine Prognose für das Gesamtsystem treffen zu können. Es werden folgende Definitionen verwendet:

Baustoff (DIN EN 13501-1:2019-05):

„Material, das aus einem einzigen Stoff oder aus einem fein verteilten Gemisch besteht, z. B. Metall, Stein, Holz, Beton, Mineralwolle mit gleichmäßig verteiltem Bindemittel, Polymere“

System (Nitsche, 1952):

„Ein System ist ein aus mehreren Teilen bestehendes geordnetes Ganzes.“

Bausystem (Rosenthal et al., 2013):

„In einem Bausystem wird die Summe aller Elemente sowie deren Kombination planmäßig festgelegt.“

Element (Rosenthal et al., 2013):

„Elemente können innerhalb eines Bausystems mittels systemspezifischer Regeln zu einem Bauwerk zusammengesetzt werden.“

Bauteil (DIN EN 1990:2010-12) :

„physisch unterscheidbarer Teil des Tragwerks, z. B. eine Stütze, ein Träger, eine Deckenplatte, ein Gründungspfahl“

In zahlreichen Forschungsvorhaben oder Bauteilkatalogen, wie z.B. in dataholz.eu (Rauch, Werther et al., 2019), wurden gemäß vorab gegebener Definition Element- bzw. Bauteileigenschaften angegeben. Häufig wird hier der Begriff Systemeigenschaften verwendet. In dieser Arbeit werden Wand- bzw. Deckenbauteile untersucht. Ein Bauteil kann entsprechend Musterbauordnung (MBO, 2019/November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019) ein Bauprodukt bzw. eine Bauart sein. Die baurechtliche Definition ist unabhängig von der konstruktiven Definition des Bauteils.

Um die Leistungseigenschaften wie Brandschutz oder die Tragfähigkeit eines Bauteils beurteilen zu können, muss an einer Stelle die Leistung definiert werden. Hierbei handelt es sich um eine Gratwanderung, je kleiner das definierte Teil des Bauwerks, desto flexibler können diese Teile,

unabhängig davon, ob es sich um Baustoffe, Bauelemente oder Bauteile handelt, kombiniert werden. Beispielsweise könnte die Tragfähigkeit für das gesamte Gebäude, falls es sich bei diesem um ein Bauprodukt handelt, im Verwendbarkeitsnachweis geregelt sein. Dadurch entfällt für den Planer, der dieses Bauprodukt verwendet, der Nachweis der Leistungseigenschaft, er muss lediglich die baurechtliche Anwendbarkeit prüfen. Allerdings dürfen keine Modifikationen innerhalb des Bauproduktes vorgenommen werden und der Nachweis muss alle baurechtlich geforderten Leistungseigenschaften bereitstellen. Falls das nicht gegeben ist, müssen die Anforderungen durch den Planer nachgewiesen werden.

Für rechnerische Nachweise des Brandschutzes werden Bauteile lagenweise, auf Basis vorgegebener Produkteigenschaften der Einzellagen, nachgewiesen. Holzquerschnitte, Bekleidungswerkstoffe und Dämmstoffe müssen die zur Beschreibung der brandschutztechnischen Eigenschaft der Einzellage notwendigen Eingangsparameter erfüllen. In der Regel kann die Beschreibung der Eigenschaften der Einzelschichten größtenteils auf Basis europäisch harmonisierter Produktnormen erfolgen. Nur wenn die verwendeten Produkte alle geforderten Eigenschaften erfüllen, kann die nachgewiesene Bauteileigenschaft später gewährleistet werden.

Die Prioritätenliste des DIBt⁸ (Deutsches Institut für Bautechnik, 2021) zeigt deutlich, dass nach europäischen harmonisierten Produktnormen nicht alle notwendigen Leistungseigenschaften deklariert werden können, wodurch eine Nachweislücke entsteht. Bis diese Lücke geschlossen wird, obliegt es dem Planer bzw. Nachweisersteller, die Qualität des Bauproduktes wie z.B. der Gipsplatte im Hinblick auf die für ihn relevante Leistungseigenschaft zu prüfen und mit dem Hersteller abzustimmen. In der Regel geben die Hersteller inzwischen die für den Nachweis notwendigen Leistungseigenschaften als Hilfsmittel für den Planer an, auch wenn die Produktnorm deren Angabe nicht vorsieht (z.B. die Rohdichte von mineralischen Dämmstoffen als Eingangswerte für die Grundschutzzeit).

Werden Materialkennwerte in dieser Arbeit angegeben, kann es sich um über Produktnormen geregelte Eigenschaften oder um ergänzende Eigenschaften handeln. Thermische Materialkennwerte, die im Rahmen dieser Arbeit ermittelt werden, basieren auf Bauteilversuchen, deren Produkte in den Prüfberichten angegeben sind und üblichen Produkten in Europa entsprechen.

3.2.5 Experimentelle Werte zur Validierung

Bei der ingenieurtechnischen Beurteilung des Lastfalles Brand handelt es sich um eine außergewöhnliche Einwirkungskombination. Für den Raumabschluss wird auf der Einwirkungsseite die Brandbeanspruchung als Einheitstemperaturzeitkurve (entspricht einem globalen Sicherheitskonzept) angesetzt. Brandversuchsergebnisse zu einem spezifischen Aufbau liegen aufgrund des hohen Aufwands einer Prüfung nur in geringer Anzahl vor. Somit ist eine statistische Auswertung der

⁸ DIBt, Deutsches Institut für Bautechnik

Validierungsparameter nur bedingt möglich. Aus diesem Grund wird für diese Arbeit von folgenden Randbedingungen als Eingangswerte in das Modell ausgegangen:

Tabelle 3-3: Grundlagen zum Sicherheitskonzept von Eingangswerten

Eingangswert	20 % Fraktilwert	Mittelwerte (MW)
Schutzzeiten		X
Versagenszeiten / Abfallzeiten	X	
Zielkurven zur Kalibrierung von Materialkennwerten		X

Die Schutzzeiten werden aus den Temperaturverläufen, basierend auf empirisch ermittelten Werten anhand von Versuchsergebnissen oder Simulationen abgeleitet. Da die Temperaturverläufe zur Validierung von Simulationsergebnissen auf Mittelwerten basieren, werden für die Schutzzeiten Mittelwerte angegeben. Für die Abfallzeiten resultieren die Ergebnisse aus der Datenbank nach Kraudok (2015). Sie schlägt einen 5 % Fraktilwert zur Auswertung vor. Aufgrund der unwirtschaftlichen Ergebnisse infolge der großen Streuung der Abfallzeiten wird entsprechend prEN 1995-1-2 ein 20 % Fraktilwert gewählt. Dieser wird, falls genug Daten vorhanden sind, ebenfalls in dieser Arbeit angesetzt. Anderenfalls wird auf den Mittelwert zurückgegriffen. Welche Annahme getroffen wurde, wird im entsprechenden Abschnitt angegeben.

3.2.6 Das optimierte Modellkonzept dieser Arbeit:

Unabhängig von der Art der Bauteilbeurteilung, ob rechnerisch, mittels Versuch oder Simulation, soll eine Analogie zum Grundprinzip der elementaren Äquivalenz⁹ aus der Mathematik hergestellt werden. Per Definition muss jede Annahme, die für das Berechnungsmodell gilt, ebenso für den Versuch oder die Simulation gelten oder getroffen werden. Eine im Versuch angenommene Randbedingung gilt gleichermaßen für das Rechenmodell oder die Simulation, auch wenn diese nicht direkt ablesbar ist und über die effektiven Materialparameter mit einfließt. Das Modell, welches auf einer anhand von Versuchen kalibrierten Simulation basiert, muss demzufolge die gleichen Randbedingungen wie die Simulation bzw. die Versuche erfüllen. Somit gelten alle in dieser Arbeit angegebenen Kennwerte nur für dieses Modell. Es wird empfohlen, bei der Verwendung von angegebenen Materialkennwerten aus der Literatur immer das entsprechende Basismodell anzugeben, das zur Ableitung der Kennwerte geführt hat.

⁹ Definition entsprechend Ebbinghaus et al. (2018), Einführung in die mathematische Logik

Folgende Grundsätze gelten für das nachfolgend dargestellte Modell:

- a) Die errechnete Feuerwiderstandsdauer für den Raumabschluss ist ein konservativer Ansatz zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer, die ein identisches Bauteil bei einer Brandprüfung entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 unter einer Einheitstemperaturbeanspruchung für den Raumabschluss erreichen wird.
- b) Die angegebenen Materialkennwerte bzw. Gleichungen gelten nur für die unter a) beschriebenen Randbedingungen und Einwirkungen und müssen für abweichende, beispielsweise auf dem Naturbrandmodell basierende Einwirkungen, angepasst werden.
- c) Temperaturen, resultierend aus einer Temperaturerhöhung, basieren, falls nicht anderweitig angegeben, auf einer Ausgangstemperatur von 20 °C.
- d) Das maximale Grenzkriterium für die Schutzzeit von Holz- und Holzwerkstoffen (t_{prot}) wird entsprechend dem Beginn des Abbrandes nach DIN EN 13381-7:2019-06 auf 300 °C festgelegt. Die Grundschutzzeit im Modell stellt die Schutzzeit für Holzbauteile bis zum Beginn des Abbrandes dar. Alle Gleichungen für das bisherige Grenzkriterium von 270 °C in Anlehnung an das Kapselkriterium entsprechend DIN EN 13501-2:2016-06 behalten ihre Gültigkeit und liefern konservativere Ergebnisse.
- e) Für jede Schicht innerhalb des Bauteils wird analog den bestehenden Modellen nach Schleifer (2009) oder der prEN 1995-1-2:2020-11 eine Grundschutzzeit (t_{prot}) bis zum Erreichen von 250 K Temperaturerhöhung (270 °C), bzw. im neuen Modellansatz für Bekleidungen 300 °C (unabhängig von der Ausgangstemperatur), angegeben. Für Schichten auf der feuerabgewandten Seite ist eine Isolationszeit (t_{ins}) für das Erreichen von 140 K Temperaturerhöhung bzw. 160 °C maßgebend.
- f) Neben der Grundschutzzeit muss für jede Schicht die Versagenszeit (z.B. ein Herausfallen) mitberücksichtigt werden. Falls die Zeit bis zum Versagen geringer ist als die angegebene Grundschutzzeit bzw. Grundisolationszeit. Es ist möglich, die Versagenszeit implizit in der Grundschutzzeit mitzubersichtigen und somit die Grundschutzzeit zu reduzieren.
- g) Die Grundschutzzeiten, Positionsbeiwerte und Fugenbeiwerte werden, falls nicht in Kapitel 5 dieser Arbeit modifiziert, entsprechend (prEN 1995-1-2:2020-11) übernommen.
- h) Die Schutzwirkung von Bauteilschichten, die auch nach dem Erreichen der Schutzzeit (270 °C) in der Konstruktion verbleiben, wird positiv auf die jeweils nachfolgende Schicht angerechnet.

Somit ergeben sich drei unterschiedliche Szenarien, die in den nachfolgenden Abbildungen beschrieben werden. In Abbildung 3-6 ist ein Versagen der Schicht zum Zeitpunkt $t_f = t_{prot}$ dargestellt. Sobald eine Lage die 300 °C Isotherme überschreitet, wird die Schicht im Modell entfernt (Beispielsweise eine Gipsplatte Typ A oder eine Holzwerkstoffplatte).

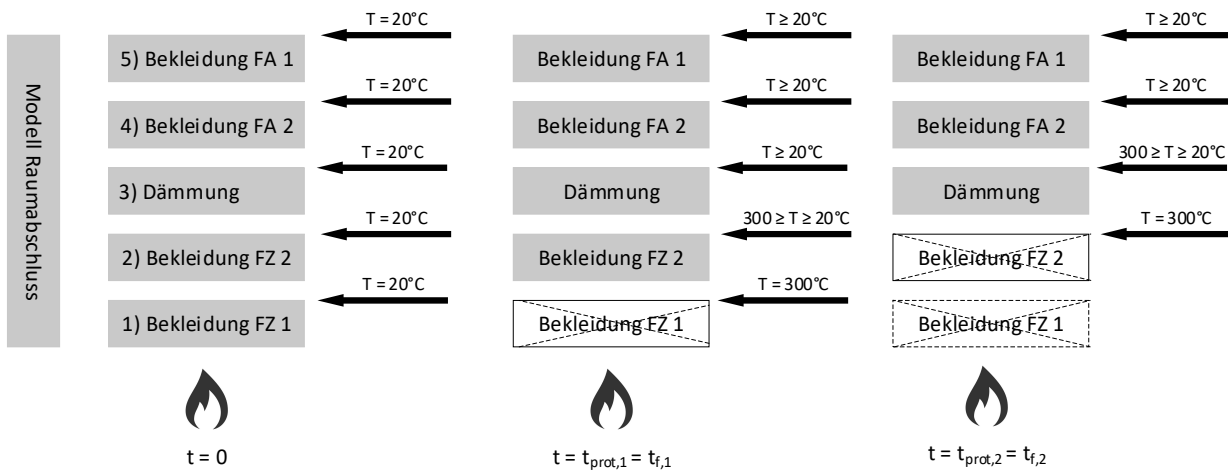


Abbildung 3-6: Modell für den Raumabschluss, $t_{prot} = t_f \rightarrow$ Typ A

Abbildung 3-7 zeigt ein Versagen der ersten Schicht zum Zeitpunkt $t_f \leq t_{prot}$. Sobald t_f erreicht ist, wird die Schicht entfernt, obwohl die Grenztemperatur von 300 °C noch nicht erreicht ist. Schicht zwei versagt zum Zeitpunkt $t_f = t_{prot}$, somit gleichzeitig mit dem Erreichen der 300 °C Isotherme und wird dann im Modell entfernt.

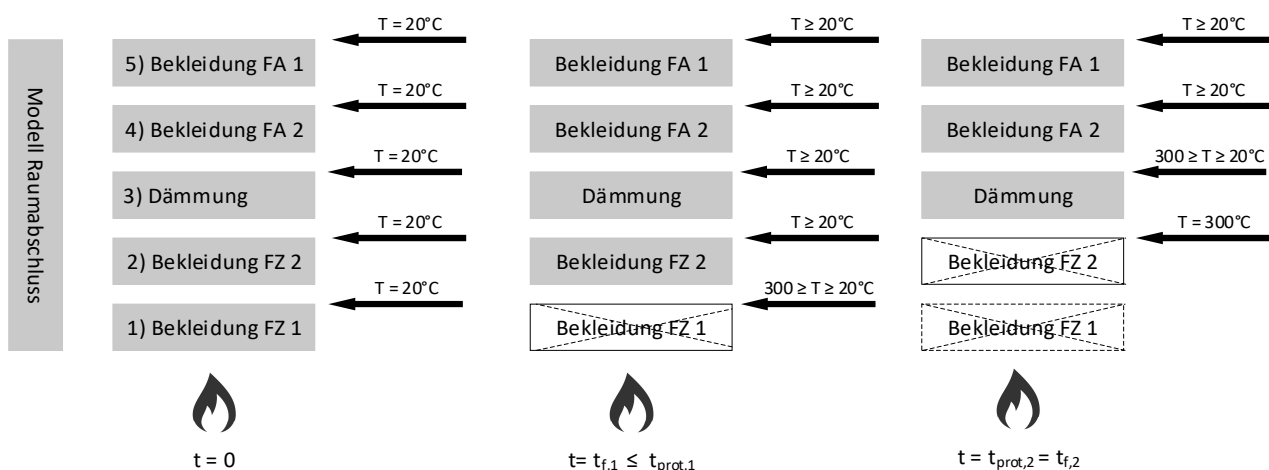


Abbildung 3-7: Modell für den Raumabschluss $t_{f,1} \leq t_{prot,1}$ und $t_{prot,2} = t_{f,2} \rightarrow$ Typ B

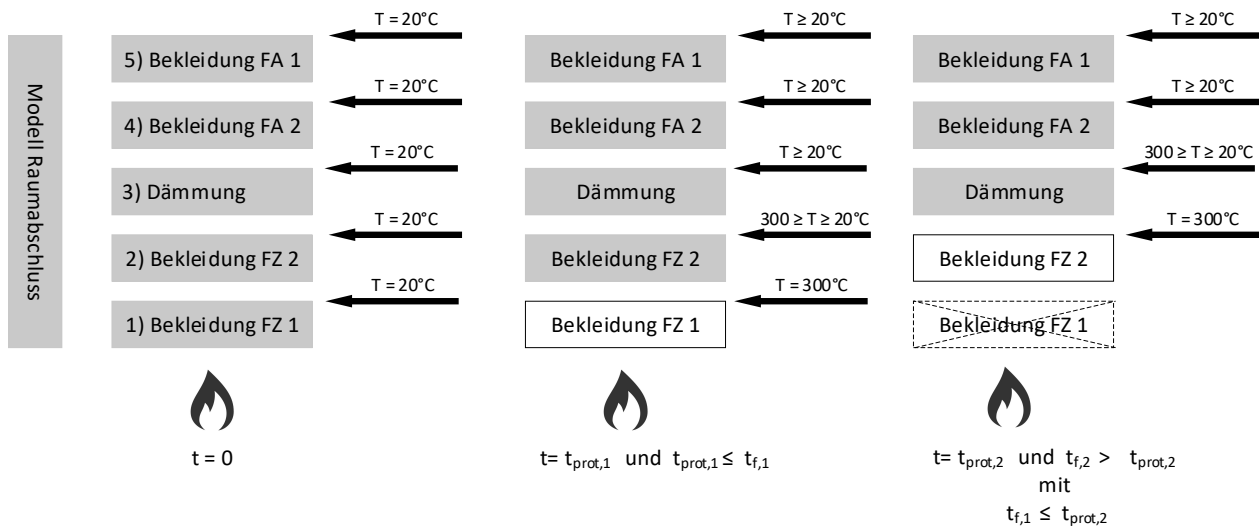


Abbildung 3-8: Modell für den Raumabschluss $t_{f,1} \geq t_{prot,1}$ und $t_{f,2} > t_{prot,2} \rightarrow$ Typ C

Im Typ C (Abbildung 3-8) wird der positive Einfluss der länger an der Konstruktion verbleibenden ersten Schicht analog zum Ansatz nach Mäger et al. (2018) berücksichtigt, wodurch hier die Schutzzeit $t_{prot,2}$ über der des Typ A (Abbildung 3-6) liegt. Dieser positive Einfluss wird über den Δt -Wert beschrieben.

Das Modell dieser Arbeit soll für lange Feuerwiderstandsdauern angewendet werden. Der Einfluss von fixierten Dämmstoffen, die im Gefach verbleiben, sowie von mehrlagigen Gipsbekleidungen auf der feuerabgewandten Seite wird in den aktuellen Modellen nicht oder nur teilweise berücksichtigt. Der Ansatz nach Mäger et al. (2018), berücksichtigt den positiven Einfluss eines „Fire Protection System (FPS)“, welches auch nach dem Erreichen der Schutzzeit dahinterliegende Bauteilschichten schützt, über den Δt -Wert aus dem „FPS“. Dieser wird für alle nachfolgenden Schichten bis zum Versagen des „FPS“ angesetzt. Die Versagenszeit fließt hier als expliziter Parameter, resultierend aus empirischen Versuchsergebnissen, ein. Da der Δt -Wert auf Basis des k_2 -Wertes (z.B. aus Versuchen über die EN 13381-7) ermittelt wird, gilt dieser nur für die feuerzugewandte Bekleidung. Der Einfluss der Vorerwärmung wird somit ebenso wie der Einfluss dahinterliegender Schichten nicht mitberücksichtigt.

Im Modell nach Schleifer (2009) basiert der Δt -Wert auf dem Ergebnis numerischer Simulationen und dem daraus folgenden positiven Einfluss der über die Schutzzeit hinaus an der Konstruktion verbleibenden Gipsplatten. Im Gegensatz zu Mäger et al. (2018) wird der Δt -Faktor auch für Schichten innerhalb der Konstruktion bzw. auf der feuerabgewandten Seite berücksichtigt. Durch den Ansatz über eine numerische Simulation wird hier der Einfluss der Vorerwärmung ebenfalls erfasst. Das Versagen von Gipsbekleidungen fließt implizit, abhängig eines Temperaturkriteriums von 600 °C für Wände bzw. 400 °C für Decken, mit ein (Schleifer, 2009). Ein temperaturabhängiges Abfallkriterium wurde entsprechend Abbildung 3-4 widerlegt (vgl. Just, 2010) und somit der Ansatz nach (Mäger et al., 2018) eingeführt. Der verwendete k_2 -Faktor basiert auf den durch König und Rydholm (2003) experimentell ermittelten Schutzbeiwerten für Gipsplatten und Steinwollämmstoffen zur Reduktion der Abbrandrate (vgl. Abbildung 3-9) und beinhaltet somit gleichzeitig die Vorerwärmung der hinter der schützenden Schicht liegenden Platte.

Dieser k_2 - Faktor wurde geringfügig modifiziert in den Eurocode EN 1995-1-2:2004-11 aufgenommen und in einer etwas modifizierten Gleichung (nur in anderer Schreibweise) in die prEN 1995-1-2:2020-11 übernommen.

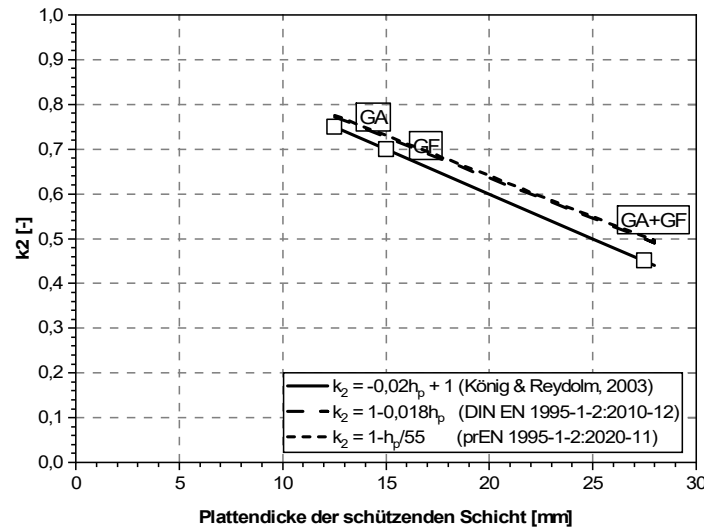


Abbildung 3-9: Durch König und Rydholm (2003) mittels Brandversuchen ermittelter k_2 - Faktor für Gipskartonfeuerschutzplatte (GF) und Gipskartonplatten Typ A (GA) sowie einer zweilagigen Bekleidung (GA + GF) die normativen Gleichungen für den Schutzfaktor der Abbrandrate / Durchwärmung von durch Gipsplatten geschützten Schichten

Die in der prEN 1995-1-2:2020-11 (GL. 3-6) enthaltene Gleichung weist im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen etwas höher Werte und eine flachere Neigung auf und liefert somit im Vergleich zu den Versuchen konservativere Ergebnisse.

$$k_2 = 1 - \frac{h_p}{55} \quad (Gl. 3-6)$$

$$\begin{aligned} k_2 &= 0,6 && \text{für } h_{ins} \geq 45 \text{ mm} \\ k_2 &= 1,0 && \text{für } h_{ins} = 20 \text{ mm} \end{aligned} \quad (Gl. 3-7)$$

mit: k_2 [-] Schutzbeiwert
 h_p [mm] Plattendicke der Gipsplatten
 h_{ins} [mm] Dicke der Dämmschicht

Neben der Schutzwirkung von Gipsplatten wurde durch König und Rydholm (2003) der positive Einfluss von Steinwollgedämmschichten auf die Abbrandrate untersucht. Der ermittelte k_2 -Faktor entsprechend Gleichung 3-7 ist ebenfalls in der prEN 1995-1-2:2020-11 mitberücksichtigt. Beide Werte bilden die Grundlage für das neue $t_{prot,max,i}$ nach Mäger et al. (2018).

$$t_{prot,max,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2} \quad (Gl. 3-8)$$

mit: $t_{prot,max,i}$ [min] Maximale Schutzzeit einer geschützten Bauteilschicht i
 $t_{prot,0,i}$ [min] Grundschutzzeit der Bauteilschicht i

Aus der Differenz der maximalen Schutzzeit und der Schutzzeit der Schicht ergibt sich der maximale Wert für Δt , der zur Schutzzeit der ungeschützten Schicht addiert wird. Eine detaillierte Darstellung des Verfahrens kann Mäger et al. (2018) entnommen werden.

Das Modell dieser Arbeit führt die Modellansätze zur Berücksichtigung der über die Schutzzeit hinausgehenden Schutzwirkung nach Schleifer (2009), unter Berücksichtigung der Vorerwärmung, und Mäger et al. (2018) zusammen. Hierfür wird neben der Grundschutzzeit $t_{prot,0}$ eine ideale Grundschutzzeit $t_{prot,0,pr+1}$ für geschützte Bauteilschichten berechnet. Diese ideale Grundschutzzeit ist die äquivalente Zeitdauer, die eine geschützte Schicht haben müsste, wenn diese direkt dem Feuer ausgesetzt wäre. Da in den Prüfverfahren nach DIN EN 13381-7:2019-06 die Temperatur auf der Rückseite der geschützten Schicht ermittelt wird und dadurch die Abbrandrate bzw. Durchwärmung einer direkt dem Feuer zugewandten Schicht über den Schutzbeiwert (k_2) angepasst wird, beinhaltet dieser Beiwerte zum einen die Schutzwirkung des FPS und zum anderen den Einfluss der Vorerwärmung. Durch die Umrechnung in ein $t_{prot,0,pr+1}$ ist es möglich, den Einfluss der Vorerwärmung zu extrahieren (vgl. Abbildung 3-10). Die neue Grundschutzzeit für eine geschützte Bauteilschicht berücksichtigt auf der feuerabgewandten Seite genau wie die Grundschutzzeit für eine ungeschützte, direkt dem Feuer zugewandte Schicht, das Versagenskriterium von 270 °C bzw. 300 °C für Holz- und Holzwerkstoffe. Die Positionsbeiwerte sind abhängig von der Schutzzeit der betrachteten Schicht sowie der Summe der Schutzzeiten davorliegender Schichten. Durch den neuen Modellansatz, können die Positionsbeiwerte entsprechend dem bisherigen Modell nach Schleifer (2009) bzw. prEN 1995-1-2:2020-11 für diese äquivalente Schutzzeit verwendet werden. Das Modell ist somit kompatibel zum bisherigen Modellansatz der additiven Methode und berücksichtigt explizit den Einfluss der Schutzwirkung der davorliegenden Schicht über den k_2 - Faktor entsprechend Mäger et al. (2018).

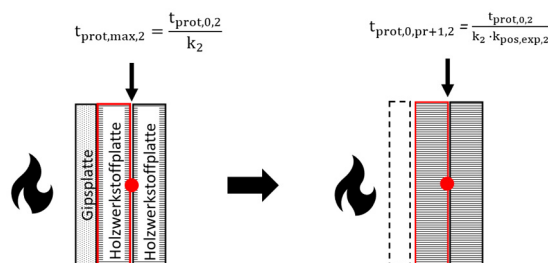


Abbildung 3-10: Schematische Darstellung des Berechnungsmodells für $t_{prot,0,pr+1}$ einer bis zum vollständigen Durchbrand geschützte Holzwerkstoffplatte

Da sich der k_2 - Faktor auf eine geschützte Schicht bezieht, die mit Holz- oder Holzwerkstoffen hinterlegt ist, wird der Positionsbeiwert auf der feuerabgewandten Seite entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 mit $k_{pos,unexp} = 1$ gewählt. Somit kann $t_{prot,0,pr+1}$ bestimmt werden.

$$t_{prot,max,2} = t_{prot,0,pr+1,2} \cdot k_{pos,exp,pr+1,2} = \frac{t_{prot,0,2}}{k_2} \quad (Gl. 3-9)$$

$$k_{pos,exp,pr+1,i} = f(\sum t_{prot,i-1}, t_{prot,0,pr+1}) \quad (Gl. 3-10)$$

mit:	$t_{prot,2}$	[min]	Grundschutzzeit der Schicht 2
	k_2	[-]	Schutzbeiwert
	$t_{prot,max,2}$	[min]	maximale Schutzzeit der geschützten Schicht 2
	$t_{prot,0,pr+1,2}$	[min]	maximale (idelle) Grundschutzzeit der geschützten Schicht 2
	$k_{pos,exp,pr+1,i}$	[-]	Positionsbeiwert der geschützten Schicht i
	$\sum t_{prot,i-1}$	[min]	Summe Schutzzeiten bis zur Schicht i-1

Der Positionsbeiwert $k_{pos,exp,pr+1}$ ist von der Grundschutzzeit der geschützten Schicht sowie der Vorerwärmung abhängig und basiert auf den Erkenntnissen nach Schleifer (2009). Als schützende Schichten werden in dieser Arbeit Gipskartonfeuerschutzplatten (GKF) und Gipsfaserplatten (GF) sowie mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle (SW) (PL 1) betrachtet, für die k_2 - Faktoren sowie Schutzzeiten und Positionsbeiwerte vorliegen. Eine Erweiterung auf ergänzende Bauteilschichten und Baustoffe ist jederzeit möglich.

$$t_{prot,0,pr+1,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2 \cdot k_{pos,exp,pr+1,i}} = \begin{cases} t_{prot,max,2} + 0,6 \cdot t_{prot,i-1} \\ \sqrt[3]{\frac{t_{prot,max,2}^2}{0,25} \cdot t_{prot,i-1}} \end{cases} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \\ \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \end{cases} \quad (Gl. 3-11)$$

mit:	$t_{prot,0,pr+1,i}$	[min]	maximale Grundschutzzeit der geschützten Schicht i
	$t_{prot,0,i}$	[min]	Grundschutzzeit der Schicht i
	k_2	[-]	Schutzbeiwert
	$k_{pos,exp,pr+1,i}$	[-]	Positionsbeiwert der geschützten Schicht i nach Schleifer (2009)
	$t_{prot,max,2}$	[min]	maximale Schutzzeit der geschützten Schicht Nr. 2
	$t_{prot,i-1}$	[min]	Schutzzeit der Schicht i-1
	$\sum t_{prot,i-1}$	[min]	Summe Schutzzeiten bis zur Schicht i-1 (hier nur die Schutzzeit der schützenden Schicht)

für GKF, GF, und MW (PL1) gilt nach prEN 1995-1-2:2020-11:

$$k_{pos,exp,pr+1,i} = \begin{cases} 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,pr+1,i}} \\ 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{\sum t_{prot,i-1}}} \end{cases} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \\ \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \end{cases} \quad (Gl. 3-12)$$

Somit kann die maximale Schutzzeit einer geschützten Schicht an einer beliebigen Stelle innerhalb der Konstruktion vergleichbar zur Grundschutzzeit bestimmt werden.

$$t_{prot,i} = t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp} \cdot k_{pos,unexp} \quad (Gl. 3-13)$$

$$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i} \quad (Gl. 3-14)$$

mit:	$t_{prot,0,i}$	[min]	Grundschutzzeit der Schicht i
	$t_{prot,0,pr+1,i}$	[min]	maximale Grundschutzzeit der geschützten Schicht i
	$t_{prot,pr+1,i}$	[min]	Schutzzeit der vollständig geschützten Schicht i
	$k_{pos,exp,i}$	[-]	feuerzugewandter Positionsbeiwert der Schicht i
	$k_{pos,unexp,i}$	[-]	feuerabgewandter Positionsbeiwert der Schicht i
	$k_{pos,exp,pr+1,i}$	[-]	feuerzugewandter Positionsbeiwert der geschützten Schicht i
	$k_{pos,unexp,pr+1,i}$	[-]	feuerabgewandter Positionsbeiwert der geschützten Schicht i

Für Werte zwischen $t_{prot,i}$ und $t_{prot,pr+1,i}$ kann linear interpoliert werden, falls die schützende Schicht vor dem Erreichen der maximalen Schutzzeit versagt.

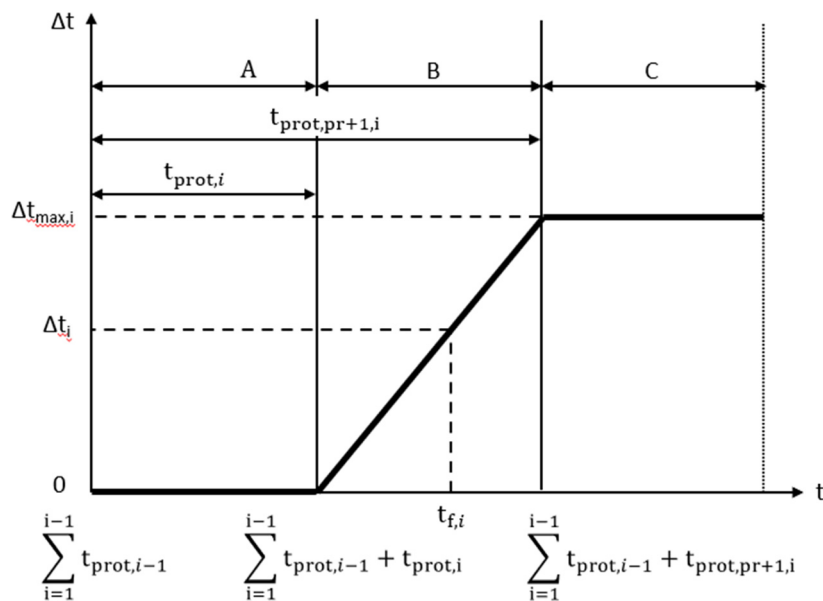


Abbildung 3-11: Korrekturzeiten für geschützte Bauteilschichten in Anlehnung an prEN 1995-1-2:2020-11, gilt ebenso für das neue Modell

Somit kann die Schutzzeit für die unterschiedlichen Bereiche entsprechend Abbildung 3-11 folgendermaßen zusammengefasst werden:

$$\text{Bereich A:} \quad \sum t_{prot,i-1} = t_{f,i-1} \quad (Gl. 3-15)$$

$$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,i} \quad (Gl. 3-16)$$

Bereich B:
$$\sum t_{prot,i-1} + t_{prot,i} \leq t_{f,i-1} < \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,pr+1,i} \quad (Gl. 3-17)$$

$$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i} \quad (Gl. 3-18)$$

$$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,i} + \frac{(t_{f,i-1} - \sum t_{prot,i-1})}{t_{prot,pr+1,i}} \cdot (t_{prot,pr+1,i} - t_{prot,i}) \quad (Gl. 3-19)$$

Bereich C:
$$t_{f,i-1} \geq \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,pr+1,i} \quad (Gl. 3-20)$$


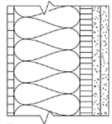
$$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i} \quad (Gl. 3-21)$$


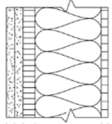
$$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,pr+1,i} \quad (Gl. 3-22)$$

- mit:
- $t_{prot,0,i}$ [min] Grundschutzzeit der Bauteilschicht *i*
 - $t_{prot,0,pr+1}$ [min] Grundschutzzeit einer geschützten Bauteilschicht Schicht *i*
 - $t_{prot,pr+1,i}$ [min] Schutzzeit einer geschützten Bauteilschicht *i*
 - $k_{pos,exp,pr+1,i}$ [-] feuerzugewandter Positionsbeiwert der geschützten Schicht *i*
 - $k_{pos,unexp,pr+1,i}$ [-] feuerabgewandter Positionsbeiwert der geschützten Schicht *i*
 - $t_{prot,i}$ [min] Schutzzeit der Schicht *i* ohne Δt
 - $t_{prot,i,\Delta t}$ [min] Schutzzeit der Schicht *i* inkl. Δt
 - $t_{prot,pr+1,i}$ [min] Maximale Schutzzeit einer geschützten Bauteilschicht
 - $\sum t_{prot,i-1}$ [min] Summe der Schutzzeiten bis zur Schicht *i-1*
 - $t_{f,i}$ [min] Versagenszeit der Schicht *i*

Die Berücksichtigung des Δt - Wertes in der ideellen Grundschutzzeit führt zu identischen Ergebnissen wie die Methode nach Mäger et al. (2018), wenn das FPS auf der feuerzugewandten Seite liegt und mit einer Holzwerkstoffplatte hinterlegt ist. Zusätzlich lässt sich dieser Ansatz auch auf Bauteilschichten innerhalb der Konstruktion oder auch auf die feuerabgewandte Seite übertragen, falls schützende Schichten, z.B. mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle im Bauteil vorhanden sind.

Tabelle 3-4: Validierung des Verfahrens anhand durchgeführter Brandversuche (nur Raumabschluss) und Vergleich mit alternativen Berechnungsmodellen (Eine beispielhafte Berechnung ist im Anhang (Abs. A 1) dargestellt)

Konstruktion		t_{ins} Versuch	t_{ins} Schleifer (2009)	t_{ins} Mäger et al. (2018)	t_{ins} diese Arbeit
 	WAND feuerzugewandt MDF: 15 mm SW: 120mm/30 kg/m ³ Spanplatte: 22 mm GF-Platte: 15 mm GF-Platte: 15 mm feuerabgewandt	108 min * (abgebrochen, Temperatur hinter der Dämmung 270 °C bei nach ca. 85 min***)	85 min	82 min	96 min 124,6 min**

Konstruktion		t_{ins} Versuch	t_{ins} Schleifer (2009)	t_{ins} Mäger et al. (2018)	t_{ins} diese Arbeit
 	WAND <i>feuerzugewandt</i> GF-Platte: 15 mm GF-Platte: 15 mm Spanplatte: 22 mm SW: 120mm/30 kg/m ³ MDF: 15 mm <i>feuerabgewandt</i>	-	89 min	105 min 115 min (ohne Berücksichtigung des PL) $t_{r,GF} = 92$ min	105 min 114 min ** (mit im Gefach verbleibender Dämmung) $t_{r,GF} = 92$ min
	WAND <i>feuerzugewandt</i> GPF: 12,5 mm GPA: 12,5 mm SW: 145 mm/28 kg/m ³ GPA: 12,5 mm <i>feuerabgewandt</i>	103 min (König et al., 1997) VE 23	71 min	73 min $t_{r,GPF} = 45$ min	76 min 83 min ** $t_{r,GPF} = 45$ min

* Versuch Nr. R1-V5-GV-SW nach Abs. 4.4 des Autors im Rahmen des Projektes F-REI 90 (Rauch, Suttner & Werther, 2019a)
 ** Mit Berücksichtigung der im Gefach verbleibenden Dämmung (entsprechend Versuch)
 *** Ein Vergleich mit einem äquivalenten Versuch mit Zelluloseeinblasdämmung zeigt, dass die feuerabgewandte Spanplatte mit zwei Lagen Gipsfaserbekleidung ca. 70 min Isolationszeit erreicht. Somit ist eine wesentlich höhere Schutzzeit, als 132 min zu erwarten.

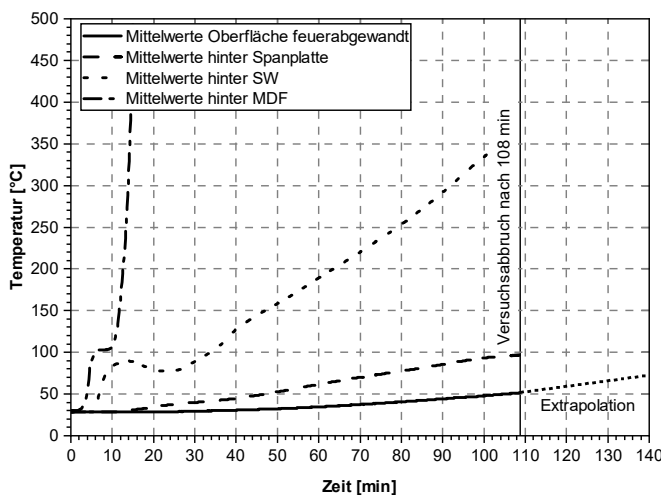


Abbildung 3-12: Temperaturverlauf hinter Spanplatte (SP) bzw. auf der feuerabgewandten Seite der Versuche R1-V5-GV-SW entsprechend Abs. 4.4 dieser Arbeit

Tabelle 3-4 zeigt einen Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen und den unterschiedlichen Rechenmodellen. Das optimierte Modell dieser Arbeit liegt näher an den Versuchsergebnissen, bleibt aber auf der konservativen Seite. Der Versuch Nr. 1 (R1-V5-GV-SW) wurde nach 108 min abgebrochen. Die maximale Temperatur der Oberflächenthermoelemente zum Zeitpunkt des Abbruchs lag bei ca. 50 °C und hinter der Spanplatte bei ca. 100 °C (vgl. Abbildung 3-12). Das errechnete Ergebnis für den Versagenszeitpunkt der Spanplatte liegt bei 107,7 min. Zu diesem liegt die Temperatur im Versuch noch bei 100 °C. Somit liegt das neue Rechenmodell dieser Arbeit trotz der wesentlich höheren Isolationszeit auf der sicheren Seite im Vergleich zum betrachteten Versuch.

Die erwartete Versagenszeit (t_{ins}) des Versuchs würde somit über der berechneten Zeit von 125 min liegen (vgl. Extrapolation Abbildung 3-12).

3.2.7 Zusammenfassung und Diskussion des Berechnungsmodells

Das optimierte Berechnungsmodell dieser Arbeit basiert auf den beiden vorhandenen Modellen nach Schleifer (2009) und Mäger et al. (2018). Das optimierte Modell dieser Arbeit integriert den Ansatz des neuen Δt - Wertes in das additive Verfahren nach Schleifer. Somit können zukünftig erhöhte Schutzzeiten durch Fixierungsmaßnahmen von mineralischen Dämmstoffen sowie die verbesserte Schutzwirkung von Gipsplatten auf der feuerabgewandten Seite mitberücksichtigt werden. Beides sind Einflussgrößen, die für Konstruktionen mit hohen Feuerwiderstandsdauern relevant werden. Besonders bei Konstruktionen, für die ein Abfallen der feuerabgewandten Bekleidung ausgeschlossen ist, haben die feuerabgewandten Schichten einen maßgeblichen Einfluss auf den Raumabschluss (z.B. Bekleidungen auf der Deckenoberseite). Durch die explizite Angabe einer Abfallzeit für jede Schicht ist es möglich, nicht nur die erhöhte Schutzwirkung, sondern auch ein verfrühtes Abfallen von Lagen innerhalb der Konstruktion, wie z.B. bei Einblasdämmstoffen zu berücksichtigen. Das Rechenverfahren lässt sich automatisieren und der Rechenaufwand ist mit den bestehenden Verfahren (Mäger et al.; Schleifer) vergleichbar. Abfallzeiten innerhalb der Konstruktion, z.B. von Dämmstoffen sind häufig nur schwer abschätzbar und bisher liegen hierfür keine normativen Kennwerte vor. Somit ist eine Anwendung gegenwärtig nur dann möglich, wenn entweder ein Abfallen der Schicht ausgeschlossen werden kann (z.B. auf der Oberseite von Deckenkonstruktionen) oder experimentelle Ergebnisse vorliegen (vgl. Abs. 5.8 dieser Arbeit). Das Modell bietet die Möglichkeit, zukünftig derartige Kennwerte zu implementieren.

3.3 Modellkonzept der Thermisch-transiente Finite Elemente Analyse

3.3.1 Grundlagen zum FE- Modell

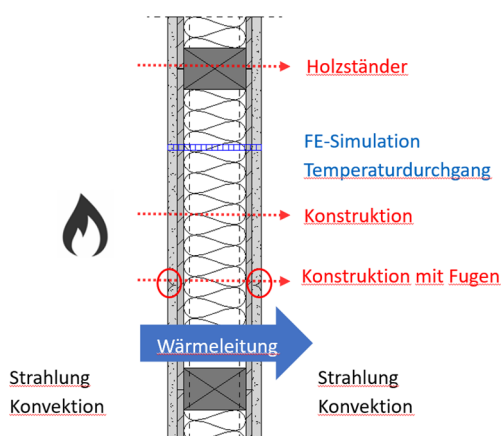


Abbildung 3-13: FE-Modell durch ein Bauteil (Strahlung, Konvektion an der Bauteiloberfläche, Wärmeleitung im Bauteil)

Zur erweiterten Analyse der raumabschließenden Funktion wurde eine thermisch-transiente Finite Elemente Analyse durchgeführt. Zur Reduktion des Rechenaufwandes wurden die materialspezifischen Untersuchungen unter Ausnutzung der Symmetrien auf ein eindimensionales Simulationsmodell reduziert. Lediglich Aufbauten mit Hohlräumen oder Einbauteilen wurden als 2-D-Modell oder als 3-D-Modell abgebildet. Die Modellsystematik kann unabhängig von der Art der Einwirkung (ETK oder Naturbrandbeanspruchungen) zur thermischen Analyse herangezogen werden. Dies gilt allerdings nicht für die eingesetzten effektiven Materialparameter, die von der entsprechenden Einwirkung abhängig sind. Bei Brandszenarien und experimentellen Bauteiluntersuchungen (vgl. Kapitel 2 dieser

Arbeit) handelt es sich um zeitabhängige Einwirkungen (z.B. ETK nach DIN 4102-2:1977-09) und folglich auch um eine zeitabhängige Temperaturentwicklungen im Bauteil. Somit liegt ein instationäres Problem vor und im Vergleich zu stationären Untersuchungen ist eine aufwendigere transiente Analyse (nichtlinear) erforderlich. Die instationäre thermische Analyse basiert innerhalb des Bauteils auf der Fourier-Gleichung (vgl. Abschnitt 2.2) und benötigt als Eingangsparameter die temperaturabhängigen, effektiven Materialparameter Rohdichte (ρ), spezifische Wärmeleitfähigkeit (λ) und spezifische Wärmekapazität (c_p) - in dieser Arbeit als ρ - c_p - λ - Modell bezeichnet. Die Randbedingungen werden über den Wärmeübergangskoeffizient sowie den Emissionskoeffizienten berücksichtigt (vgl. Abs. 2.3.2). Statt dem ρ - c_p - λ - Modell kann das Enthalpiemodell verwendet werden (vgl. Kapitel 2.2 oder Werther (2016)). Durch die Integration über die spezifische Wärmekapazität sowie die Rohdichte weist dieses Modell eine geringere Sensitivität gegenüber der Variation von Zeitschritten auf. Durch lokalen Extrema der spezifischen Wärmekapazität (z.B. der Peak bei 100 °C zur Berücksichtigung des Verdampfens von Wasser) in der spezifischen Wärmekapazität besteht die Gefahr, dass bei zu großen Zeitschritten im ρ - c_p - λ - Modell dieser Bereich übersprungen wird (Joas, 2016). In gezielten Untersuchungen der Materialparameter wurden spezifische Wärmekapazität sowie Rohdichte getrennt untersucht oder gemessen. Somit wird in dieser Arbeit das ρ - c_p - λ - Modell verwendet und die Zeitschritte entsprechend angepasst (Werther et al., 2012). Physikalisch müssen beide Ansätze bei entsprechender Wahl der Zeitschritte und Elementgrößen identische Ergebnisse liefern. Für Massivholzbauteile wurden beide Modelle miteinander verglichen und die Übereinstimmung gezeigt (Joas, 2016).

3.3.2 Grundlagen zur FE- Software:

Die thermischen Simulationen wurden mit dem Softwarepaket ANSYS Workbench (2020) durchgeführt. Für den linearen Wärmedurchgang im 1-D-Modell wird für den Strahlungsaustausch mit der Umgebung das zugehörige SURF 151 Element, im flächigen 2-D Modell, das SURF 152 Element als Randelement verwendet. Diese Elemente berücksichtigen den Strahlungsaustausch mit der Umgebung, abhängig von der Emissivität des Materials. Als Freiheitsgrad der Elemente wird die Temperatur resultierend aus dem Strahlungsanteil berechnet. Zur Berechnung des Wärmedurchgangs wird das Flächenelement PLANE 77, ebenfalls mit dem Freiheitsgrad Temperatur an jedem Knoten, verwendet. Als Randbedingung fließt hier der konvektive Anteil mit ein. Der Strahlungsanteil wird durch das SURF 151 Elemente übergeben. Die Temperaturverteilung innerhalb des Bauteils wird über die Fourier'sche Wärmeleitgleichung berechnet. Das Versagen von Bauteilschichten wird dadurch berücksichtigt, dass entsprechende Elemente abhängig von einem Temperatur- bzw. Zeitkriterium entfernt werden. Da programmtechnisch durch entfernte Schichten kein Strahlungsaustausch mit der Umgebung mehr stattfinden kann, wird die Einwirkung aus Strahlung und Konvektion durch eine direkt aufgebrachte Temperatur entsprechend Gleichung 3-23 nach Joas (2016) approximiert und direkt auf die nachfolgenden Elemente aufgebracht.

$$T = 166,11 \cdot \ln(t) - 424,63$$

(Gl. 3-23)

mit: T [°C] als Randbedingung aufgebrauchte Temperatur
 t [s] Zeit

Ein Beispiel für eine 2-D- Betrachtung sowie die Reduktion auf einen linearen Temperaturdurchgang ist in Abbildung 3-14 dargestellt.

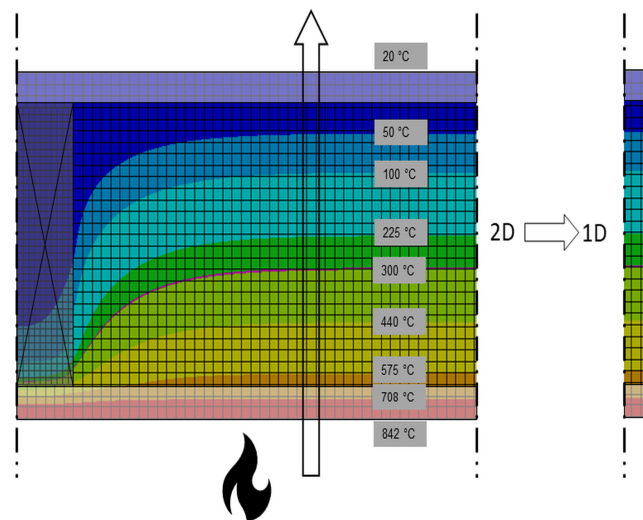


Abbildung 3-14: Exemplarischer Temperaturverlauf durch ein Bauteil zum Zeitpunkt $t = 30$ min mit GKF- Bekleidung feuerabgewandt und feuerzugewandt sowie einer Gefachdämmung aus Steinwolle. (Der Temperaturverlauf wurde exemplarisch ohne ein Abfallen von Schichten dargestellt.)

3.3.3 Explizite und Implizite Einflussfaktoren

Wie auch im Berechnungsmodell (vgl. Abschnitt 3.2.3) wird im Simulationsmodell zwischen expliziten und impliziten Einflussparametern unterschieden. Die Fourier'sche Wärmeleitgleichung begrenzt sich auf die Eingangsparmeter Rohdichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit. Das Abfallverhalten sowie die Schichtenfolge und Abmessungen können variiert werden und fließen somit explizit, unabhängig von den Materialparametern, in das Simulationsmodell ein. Abhängig vom verwendeten Material besteht teilweise ein Zusammenhang, z.B. bei biogenen Dämmstoffen, zwischen Schichtdicke und Materialparametern (Winter et al., 2019). Für diesen Sonderfall ist die Schichtdicke nicht nur explizit, sondern auch implizit im Modell berücksichtigt. Durch den Einfluss der Brandbeanspruchung auf die im FE-Modell verwendeten effektiven Materialparameter handelt es sich bei der Temperatureinwirkung, in dieser Arbeit die Einheits-Temperaturzeitkurve, ebenfalls um eine implizit im FE- Modell berücksichtigte Kenngröße. Eine Adaption des Modells auf andere Einwirkungen ist möglich, erfordert aber eine erneute Kalibrierung der eingehenden Materialparameter.

3.3.4 Das Modell dieser Arbeit

Für diese Arbeit wird das thermische Modell entsprechend Abbildung 3-14 verwendet. Abhängig von der Untersuchung wird soweit möglich das 1-D- Modell verwendet, um den Rechenaufwand zu minimieren. Für Untersuchungen am Holzständer, wird das 2-D- Modell herangezogen, für Einbauteile das 2-D bzw. ein 3-D Modell. Die Werte für die Wärmeübergangskoeffizienten sowie die Emissivitäten werden entsprechend Abschnitt 2.3.2 angewendet. Explizite Einflussfaktoren, wie das Versagen (Abfallen) von Bauteilschichten, ist im Simulationsmodell temperatur- sowie zeitabhängig möglich, da für eine experimentell ermittelte Versagenszeit im Simulationsmodell immer eine zugehörige Versagenstemperatur für die spezifische Schicht berechnet werden kann. Ebenso kann die thermische Analyse direkt mit einer mechanischen Analyse gekoppelt werden. Hierzu wurde eine gesonderte Untersuchung in einer durch den Autor betreuten Master's Thesis durchgeführt (Albrecht, 2020). In der vorliegenden Arbeit liegt der Fokus auf der thermischen Analyse zur Untersuchung des Wärmedurchgangs. Zur Validierung des FE- Modells wurden zusätzlich durch eine Variation der Zeitschritte und Netzweiten die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer Spanplatte mit einer Dicke von 19 mm verglichen (simuliert wurde ein 2 mm breiter Bauteilstreifen). Der Referenzversuch wurde unter Verwendung des ρ - c_p - λ – Modells mit einem Zeitschritt von maximal 5 s sowie einer Netzweite von 1 mm anhand von Versuchsergebnissen validiert.

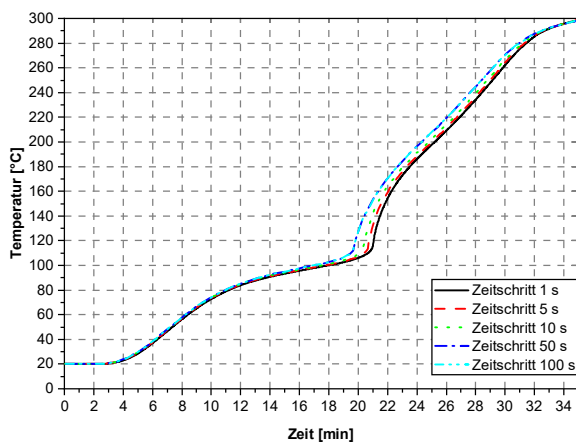


Abbildung 3-15: Vergleich der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 19 mm Spanplatte mit unterschiedlichen maximalen Zeitschritten

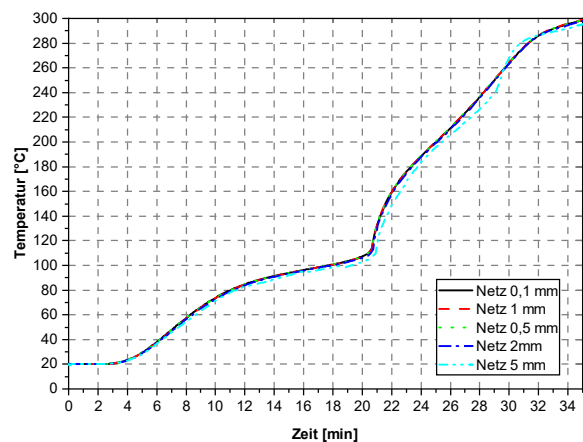


Abbildung 3-16: Vergleich der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 19 mm Spanplatte mit unterschiedlichen Netzweiten

Für den Vergleich wurden lediglich die maximalen Zeitschritte verglichen, da programmintern die Zeitschritte reduziert werden, falls keine konvergente Lösung bei einem zu großen Zeitschritt erreicht wird. Abbildung 3-15 zeigt, dass mit zunehmenden Zeitschrittgröße die Temperaturen etwas über dem Referenzwert liegt. Die maximal Zeitschrittgröße von 100 s wird nie erreicht, da hier keine konvergente Lösung errechnet werden konnte. Somit entspricht das Ergebnis exakt der Berechnung einer Zeitschrittgröße von 50 s. Die Ergebnisse für Zeitschritte von 5 s, 10 s sowie 1 s variieren nur

minimal. Ein Vergleich der Netzweiten zeigt, dass ein Netz von 5 mm Netzweite zu den größten Abweichungen führt, aber dennoch gute Ergebnisse erreicht. Die Temperaturverläufe für alle anderen Netzweiten liegen direkt übereinander.

Resultierend aus diesen Untersuchungen werden für diese Arbeit folgende Randbedingungen für die Simulation gewählt, um alle üblichen Schichtdicken abzubilden:

Maximale Zeitschrittgröße: 5 s

Netzweite: 1 mm

3.4 Optimierung von effektiven Materialparametern mittels der Finite-Elemente Analyse

3.4.1 Grundlagen

Neue Bauteilschichten und Materialien, wie beispielsweise Zementestriche (vgl. Abs. 5.4) oder Veränderungen in den Materialmodellen (z.B. Holzwerkstoffplatten entsprechend Abs. 5.2) erfordern neue thermische Materialmodelle für die Simulation sowie daraus entwickelte neue Bestimmungsgleichungen für die Grundschutzzeiten. Da es sich bei den Eingangswerten für die Simulation um effektive Materialkennwerte handelt (vgl. Abs. 3.3) ist eine Kalibrierung der Materialparameter anhand von Brandversuchsergebnissen notwendig. Startparameter für den Kalibrierungsprozess resultieren aus experimentellen Ergebnissen für die Wärmeleitfähigkeit (durch Hot-Disk-Messungen) oder basierend auf Werten einer Thermogravimetrischer Analyse (TGA) für die spezifische Wärmekapazität. Alternativ können existierende Materialmodelle für vergleichbare Baustoffe oder Ergebnisse aus bereits durchgeführten Untersuchungen angepasst werden. Thermische Materialparameter resultieren bereits aus den Untersuchungen vieler Autoren, abhängig vom jeweils untersuchten Material. Eine Zusammenstellung von Ergebnissen findet sich in König und Walleij (2000) bzw. in Schleifer (2009). Eine detaillierte Beschreibung einer automatisierten Kalibrierung von Materialparametern für Gipsplatten kann Mäger (2016) entnommen werden. Eingangsparemeter für biogene Dämmstoffe wurden im Forschungsprojekt „Standardisierung der brandschutztechnischen Eigenschaften von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen“ (Winter et al., 2019) bestimmt. Für alle Vorgehensweisen werden experimentell ermittelte Zielkurven des Temperaturverlaufes mit dem Simulationsergebnis verglichen.

3.4.2 Bisher verwendete Optimierungssystematik

Zur Bestimmung und Optimierung von effektiven Materialparametern sind folgende Vorgehensweisen möglich:

- „Try and Error – Prinzip“ (händisch):
Durch eine „händische“ Variation der einzelnen Parameter werden die Eingangsgrößen der Simulation angepasst, bis das Simulationsergebnis dem Versuchsergebnis entspricht (Mändl, 2019).

- „Try and Error“- Prinzip (automatisiert):
Durch eine „automatisierte“ Variation der einzelnen Parameter nacheinander werden die Eingangsgrößen der Simulation angepasst, bis das Simulationsergebnis dem Versuchsergebnis entspricht (Mäger, 2016; Winter et al., 2019)
- Ein neues Verfahren zur Kalibrierung und Sensitivitätsanalyse von Brandschutzbekleidungen auf Basis eines Bayes'schen Ansatzes (Wagner et al., 2020).

Während das „Try and Error – Prinzip“ die einfachste Variante darstellt, ist der „manuelle“ Aufwand der Kalibrierung am größten. Jeder Optimierungsschritt muss „händisch“ durchgeführt werden, was zu einem sehr zeitaufwendigen Prozess führt. Der Vorteil dieser Methode liegt darin, dass eine gezielte, ingenieurtechnische Steuerung der Parameter nach jedem Rechenschritt möglich ist.

Das „automatisierte Try and Error – Prinzip“ ermöglicht eine automatisierte Anpassung der Materialkennwerte nacheinander durch einen computerbasierten Algorithmus. Ein Beispiel hierfür ist in Mäger (2016) beschrieben. Hier wurde das Finite-Elemente-Programm SAFIR mit der Software Matlab gekoppelt und ein entsprechender Lösungsalgorithmus entwickelt. Durch den Vergleich zwischen Simulationsergebnis und experimentell ermittelter Zielkurve wird die Differenz berechnet und eine Anpassung der Materialparameter innerhalb eines vorgegebenen Intervalls vorgenommen. Abhängig davon, ob sich die Differenz zwischen Zielkurve und Simulationsergebnis erhöht oder verringert, werden die Parameter variiert. Dadurch kann eine sehr genaue Anpassung der Simulationsergebnisse an die Versuchsergebnisse erreicht werden. Da die Optimierung der Parameter der Reihe nach erfolgt (ausgehend von der niedrigsten Temperatur), ist eine Sensitivitätsanalyse nicht möglich. Der Vorteil diese Methode liegt darin, dass eine zielgerichtete Optimierung stattfindet. Es werden keine Parameter berechnet, falls die Differenz zwischen Soll- und Ist-Kurve mit zunehmender Veränderung des Parameters größer wird und somit zu einem schlechteren Ergebnis führt.

Ein neuer Ansatz basiert auf einem Forschungsergebnis von Wagner et al. (2020) in der Schweiz. Hier wurde ein probabilistischer Ansatz auf Basis der bayes'schen Kalibrierung entwickelt, der eine Sensitivitätsanalyse und statistische Auswertung der Einflussgrößen auf Basis eines „Surrogate Modells¹⁰“ ermöglicht. Da die Methodik neu entwickelt wurde, liegen hier noch keine Erfahrungswerte hinsichtlich der Übertragbarkeit auf weitere Baustoffe bzw. der praktischen Anwendung dieser Methode vor.

Für diese Arbeit wird eine weitere Methode auf Basis einer antwortflächenbasierten Optimierung, abweichend von den bereits vorgestellten Optimierungsvarianten, dargestellt.

3.4.3 Das Optimierungsmodell dieser Arbeit

Ziel des Modellansatzes dieser Arbeit ist die Möglichkeit einer Sensitivitätsanalyse der effektiven Materialparameter mit einer automatisierten Optimierung zu koppeln und dabei die gezielte

¹⁰ „Surrogate Model“ – ein Metamodell zur Beschreibung der Zusammenhänge zwischen Eingangsparameter und Zielgröße (eigene Definition im Rahmen dieser Arbeit)

Steuerung einzelner Parameter aufrechtzuerhalten. Durch eine direkte Kopplung zwischen dem FE-Modell in Ansys Workbench 2020 R.2 mit einem Optimierungsmodell in OptiSLang 2020 wurde in dieser Arbeit ein neuer Optimierungsansatz zur Bestimmung von effektiven Materialparametern gewählt. Diese Systematik wird beispielsweise in der simulationsbasierten Produktoptimierung bzw. im „virtuellen Prototyping“ eingesetzt (Schwarz, 2020).



Abbildung 3-17: Das Optimierungsmodell dieser Arbeit

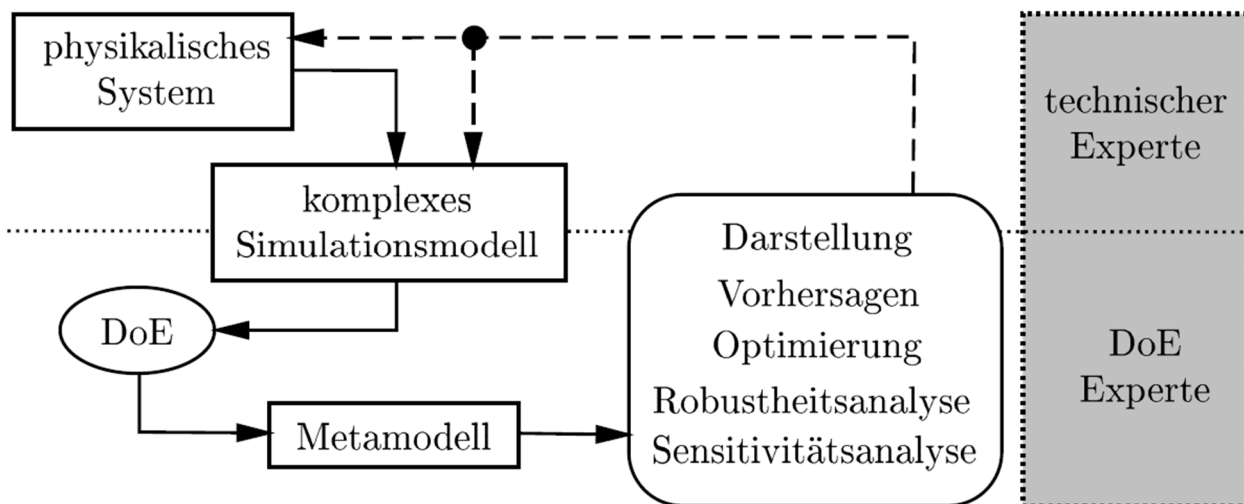


Abbildung 3-18: Systematik des Optimierungsmodells für Materialparameter (Siebertz et al., 2010) (DoE: Design of Experiments)

Entsprechend Abbildung 3-18 wird das physikalische System des Wärmedurchgangs (vgl. hierzu Abschnitt 2.2) in ein Simulationsmodell überführt (vgl. Abschnitt 3.3). Über ein vorgegebenes Parameterspektrum sowie Anzahl an „Samples“ wird mittels des „Latin Hypercube Sampling Designs“ (LHS) (McKay et al., 1979) eine möglichst gleichmäßige Verteilung an Designpunkten über die Antwortfläche erzeugt. Da der LHS keine gleichmäßige Verteilung garantiert, muss die Verteilung der Designpunkte über die Antwortfläche überprüft werden. Dennoch ist die Varianz des globalen Mittelwerts eines guten LHS geringer als in einem zufälligen Monte-Carlo-Feld mit gleicher Testpunktzahl (Siebertz et al., 2010). Auf Basis des Antwortspektrums wird ein Metamodell über Antwortflächen gebildet. Zusätzlich liefert das berechnete Antwortspektrum Informationen zu Einflussfaktoren der Einzelparameter sowie Korrelationen. Durch das Metamodell, in dieser Arbeit die Antwortfläche, können Einflüsse und Sensitivitäten sowie Prognosewerte genauer untersucht werden. Somit können abhängig vom untersuchten Problem die relevanten Einflussfaktoren identifiziert, die Optimierungsaufgabe individuell angepasst und der Rechenaufwand erheblich reduziert werden. Abbildung 3-4 zeigt die Übertragung der Systematik entsprechend Abbildung 3-3 auf die thermische Analyse.

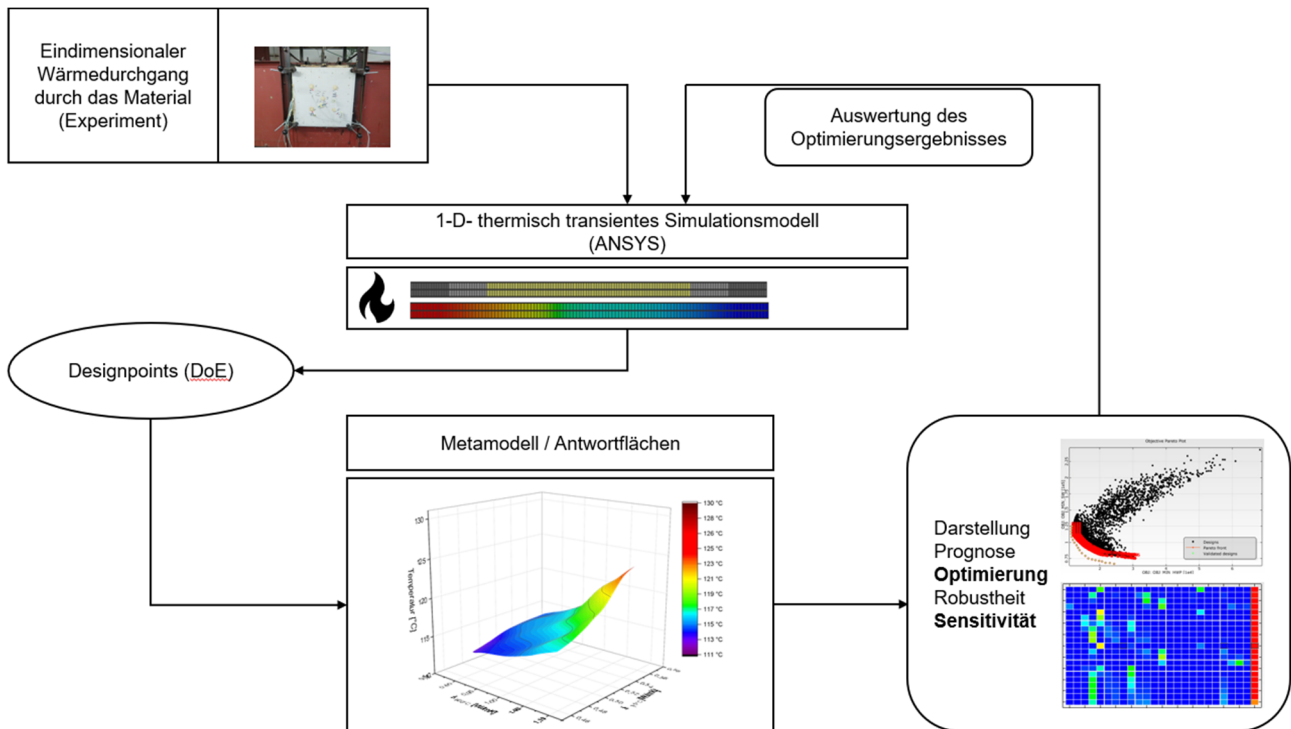


Abbildung 3-19: Übertragung der Systematik aus Siebertz et al. (2010) auf das Problem der Optimierung der Materialparameter für die thermische Simulation

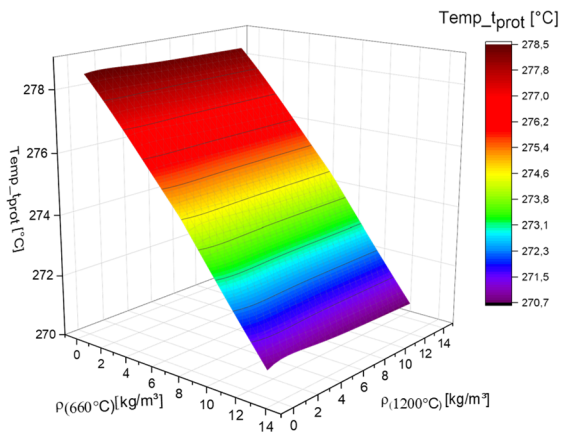
3.4.4 Anwendungsbeispiel Glaswolle

Nachfolgend wird die Anwendbarkeit der Sensitivitätsanalyse und der Antwortfläche anhand eines Beispiels (vgl. Abbildung 3-20-b) zur Untersuchung der Materialparameter von Glaswollendämmstoffen dargestellt. Durch eine Parametrisierung der Eingangswerte wurde ein Metamodell, nur abhängig von der Rohdichte bei einer Temperatur von 660 °C sowie von 1200 °C erstellt. Die Zieltemperatur $t_{\text{prot}} = 270$ °C soll entsprechend der Berechnung mit den effektiven Materialparametern nach Schleifer (2009) auf der feuerabgewandten Seite der 100 mm dicken Glaswolle nach 1200 s erreicht werden. Zwischen einer Bandbreite von 10 % und 100 % des Ausgangswertes wurde die Rohdichte variiert und 20 Samples über das Programm ANSYS nach dem Typ Latin Hypercube Sampling gebildet. Grundlagen hierzu finden sich in (Siebertz et al., 2010). Die aus einem Parametersatz abgeleiteten Antwortflächen ermöglichen eine zielgerichtete Optimierung und Sensitivitätsanalyse beliebiger Eingangsparameter im Simulationsmodell. Neben der Grundlage zur effizienten Optimierung kann die Antwortfläche auch zur ingenieurtechnischen Beurteilung der Eingangsparameter herangezogen werden. Abbildung 3-20-a zeigt am einfachen Beispiel den Einfluss der Rohdichte von Glaswolle auf die Temperaturentwicklung zum Zeitpunkt $t_{\text{prot}} = 1200$ s auf Basis der errechneten Antwortfläche. Bei Temperaturen von 1200 °C ist Mineralwolle mit einer Rohdichte von $\rho = 14$ kg/m³ bereits geschmolzen, so dass eine sehr geringe Rohdichte ingenieurtechnisch sinnvoll wäre. Die Auswirkung kann anhand der Sensitivitätsanalyse und der Antwortfläche abgeschätzt werden.

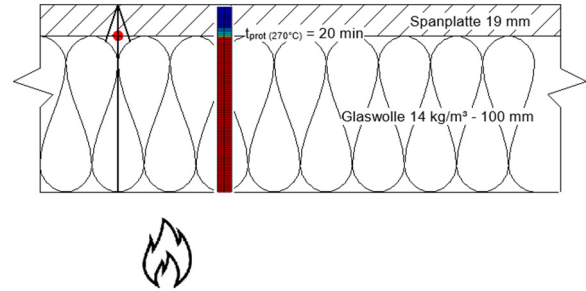
Tabelle 3-5: Temperaturabhängige Materialparameter für Mineralwolle $\rho \leq 14 \text{ kg/m}^3$ (Glaswolle) nach Schleifer (2009) und einem angepassten Rohdichtefaktor

T [°C]	λ [W/mK]	c [J/kgK]	ρ [kg/m ³]	Faktor ρ $\rho/\rho_{20} [\%]$ bezogen auf $\rho_{(20^\circ\text{C})} = 14 \text{ kg/m}^3$	angepasster Faktor ρ $\rho/\rho_{20} [\%]$ bezogen auf $\rho_{(20^\circ\text{C})} = 14 \text{ kg/m}^3$
20	0,035	1200	14,00	1	1
100	0,068	1340	13,76	0,983	0,983
200	0,110	1380	13,45	0,961	0,961
300	0,15	1383	13,16	0,94	0,94
400	0,19	1384	13,16	0,94	0,94
510	0,24	1386	13,16	0,94	0,94
660	0,30	1389	13,16	0,94	0,94
665	-	-	-	-	0,001
1200	100,00	1400	13,16	0,94	0,001

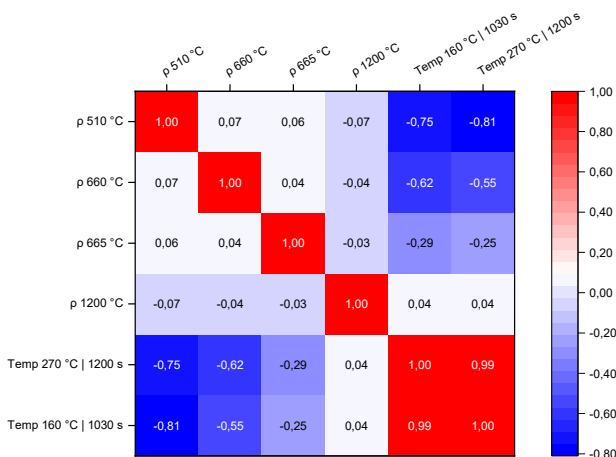
Abbildung 3-20-a zeigt den Einfluss einer Rohdichtemodifikation von $0,13 \text{ kg/m}^3$ bis $13,16 \text{ kg/m}^3$ auf die Grundschutzzeit. Eine Modifikation der effektiven Rohdichte für $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ (ρ_{1200}) von $13,16 \text{ kg/m}^3$ auf eine sehr geringe Rohdichte – eine Rohdichte gleich Null würde zu numerischen Konvergenzproblemen in der Simulation führen - hat keinen wesentlichen Einfluss auf die Grundschutzzeit t_{prot} . Entsprechend der Antwortfläche bleibt die Temperatur zum Zeitpunkt t_{prot} bei variablem ρ_{1200} (zwischen 10 % und 100 % des Ausgangswertes) nahezu konstant. Eine Modifikation von ρ_{600} führt bei gleicher Variation zu einer Erhöhung der Temperatur um ca. 8 K mit abnehmender Rohdichte und hat somit einen größeren Einfluss im Vergleich zu ρ_{1200} , wirkt sich aber ebenfalls nur geringfügig auf die Schutzzeit aus. Die anhand von Versuchen kalibrierten effektiven Materialkennwerte nach Schleifer (2009) können somit physikalisch sinnvoll modifiziert und die Rohdichte bei $1200 \text{ }^\circ\text{C}$ reduziert werden. Durch den geringen Einfluss von ρ_{660} wurde die Modifikation bis zu einer Temperatur von $665 \text{ }^\circ\text{C}$ erweitert und die Rohdichte ebenfalls reduziert. Somit wird die geschmolzene Glaswolle durch die geringe Rohdichte ab $660 \text{ }^\circ\text{C}$ berücksichtigt. Nach Takeda (2003) wird die Rohdichte ebenfalls ab ca. $650 \text{ }^\circ\text{C}$ zu Null gesetzt.



a) Antwortfläche für p_{660} und p_{1200}



b) Aufbau des Simulationsmodells



c) Korrelationsmatrix für p_{510} , p_{660} , p_{665} und p_{1200}

1: positive Korrelation
-1: negative Korrelation
0: keine Korrelation

Abbildung 3-20: Beispielhafte Darstellung der Antwortfläche für Glaswolle unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rohdichten in hohen Temperaturbereichen zwischen 510 °C bzw. 1200 °C.

Um den Einfluss von mehr als zwei Parametern hinsichtlich des Einflusses auf die Schutzzeit zu untersuchen kann anstelle der Antwortfläche auf die zugehörige Korrelationsmatrix (vgl. Abbildung 3-20 c) zurückgegriffen werden. Die Antwortfläche aus Abbildung 3-5 zeigt, dass von den beiden untersuchten Parametern p_{660} und p_{1200} , nur p_{660} geringfügig mit der Schutzzeit t_{prot} korreliert. Eine abnehmende Rohdichte für 660 °C führt zu einer Zunahme der Temperatur zum Zeitpunkt, somit zu einer negativen Korrelation. Die Korrelationsmatrix zeigt den abnehmenden Einfluss der temperaturabhängigen Rohdichte von Glaswolle mit zunehmender Temperatur (helle Farben in der

Korrelationsmatrix). Je näher der Wert bei 1 liegt, desto stärker ist die Korrelation der Parameter untereinander. Gleiche Parameter besitzen eine Korrelation von 1 (siehe hierzu die Diagonale der Matrix).

3.4.5 Optimierungsprozess

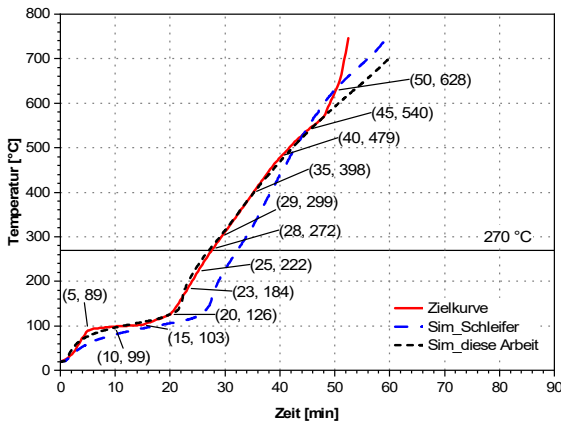


Abbildung 3-21: Optimierungsergebnis am Beispiel von Gipsplatten Typ F – Dicke 15 mm mit den zugehörigen Stützstellen (Zeit [min], Temperatur [°C])

Neben dem für Glaswolle gezeigten Anwendungsbeispiel zur ingenieurtechnischen Abschätzung ohne Optimierung, können, falls entsprechende Zielwerte vorliegen, die Parameter auf Basis der Antwortfläche oder direkt optimiert werden. Unabhängig von der Art der Optimierung sollten, um den Rechenaufwand zu minimieren, Parameter mit einer geringen Sensitivität ausgenommen werden. Um die Optimierung durchführen zu können, wird eine Zielkurve definiert. Die Differenz zwischen Simulationsergebnis und Zielkurve stellt die zu optimierende Funktion $f_{\text{Objective}}(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n)$ dar. Eine beispielhafte Zielkurve mit den Stützstellen sowie das Optimierungsergebnis (Sim_diese Arbeit) und ein Vergleich zu den Ausgangswerten (Sim_Schleifer) ist in Abbildung 3-21 dargestellt.

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) \rightarrow \min$$

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = \sum_{i=1}^n w_i \cdot (t_{\text{Ziel},i} - t_{\text{Sim},i})^2 \rightarrow \min$$

(Gl. 3-24)

mit:	x_i	[-]	Differenz zwischen Zielkurve und Simulation
	w_i	[-]	Wichtungsfaktoren für Zielwerte mit hoher Relevanz
	$t_{\text{Ziel},i}$	[°C]	Zieltemperatur
	$t_{\text{Sim},i}$	[°C]	Mittels Simulation errechnete Temperatur

Im dargestellten Beispiel wird nur eine Funktion optimiert. Somit handelt es sich somit um eine „single-objective optimization“ (Dynardo GmbH, 2020) mit mehreren Parametern x_1 bis x_n . Hierfür wird abhängig von der Qualität der Antwortfläche eine Optimierungsmethode gewählt. Die Software OptiSLang identifiziert automatisch eine passende Methode der programmintern hinterlegten Optimierungsalgorithmen. Für „single objective optimizations“ stehen hierfür „gradientenbasierte Methoden“ (direkt am Modell), „antwortflächenbasierte Methoden“ (auf Basis der Antwortfläche) oder „genetische Optimierungsmethoden“ zur Verfügung. Eine genauere Beschreibung der Methoden soll hier nicht dargestellt werden und kann beispielsweise Siebertz et al. (2010) entnommen werden. Neben den Methoden zur Optimierung einer Zielfunktion entsprechend dem oben gezeigten

Beispiel, ist es möglich mehrere Zielfunktionen zu optimieren. Ein Beispiel hierfür ist die gleichzeitige Optimierung von mehreren Materialparametern von Gipsplatten mit unterschiedlichen Hinterlegungsmaterialien. Somit sind mehrere Zielgrößen (Zielfunktionen abhängig von den Materialparametern) vorhanden, die voneinander abhängig sind. Durch die unterschiedlichen Zielgrößen ergeben sich mehrere Pareto optimale Ergebnisse. Ein „*Pareto-Optimales Ergebnis*“ liegt vor, wenn keine der Zielgrößen verbessert werden kann, ohne dass dadurch eine andere Zielgröße verschlechtert wird. Falls eine Wichtung der Zielgrößen möglich ist, können die einzelnen Zielgrößen zu einer globalen Zielgröße zusammengefasst werden. Deren Optimum stellt einen Punkt auf der Pareto Grenze dar. Beispielhaft wird die Systematik sowie das Ergebnis der Optimierung mit *OptiSLang* für GKF-Platten mit unterschiedlichen Hinterlegungsmaterialien, wie in Abbildung 3-7 und Abbildung 3-8 dargestellt. Auf der x-Achse ist die Zielfunktion das Minimum zwischen Versuch und Simulation einer GKF-Platte, hinterlegt mit einer Holzwerkstoffplatte dargestellt (OBJ_MIN_HWP). Die y-Achse stellt das Ergebnis der Optimierung einer GKF-Platte, hinterlegt mit einer mineralischen Dämmung (SW), dar (OBJ_MIN_SW).

Die hier anhand von Materialparametern dargestellte Systematik lässt sich vom Anwendungsbereich der Materialparameter auf weitere Anwendungsbereiche übertragen. Final erarbeitete Rechenmethoden können unabhängig von einer FE- Simulation auf Basis dieser Methodik hinsichtlich der Sensitivitäten einzelner Materialparameter untersucht und somit gezielt optimiert werden.

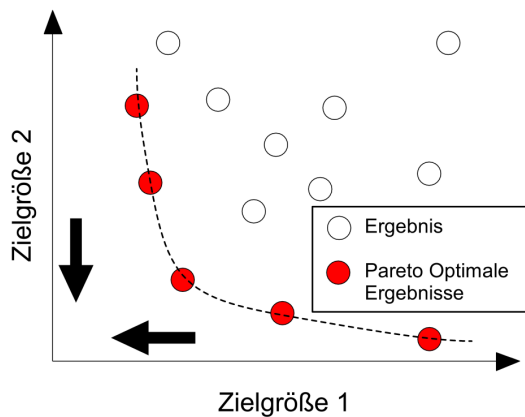


Abbildung 3-22: Systematik Pareto Grenze in Anlehnung an(Siebertz et al., 2010)

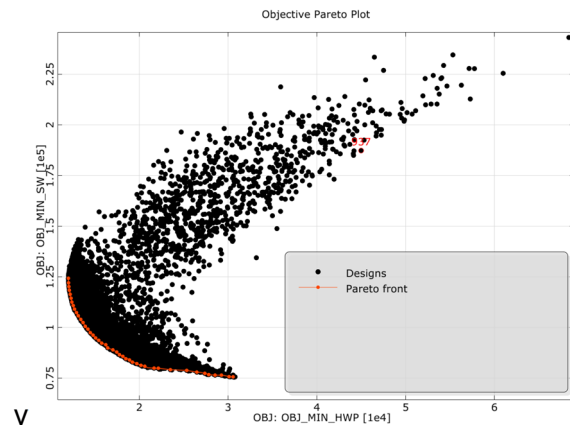


Abbildung 3-23: Pareto Grenze im Anwendungsbeispiel für GFK-Platten mit unterschiedlichen Hinterlegungsmaterialien (eigene Simulation)

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Allgemeine Grundlagen

Die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit gliedern sich in Ergebnisse aus bestehender Literatur und Forschung, einen Beitrag von Versuchsergebnissen seitens der Praxis (durch Hersteller) sowie zusätzliche, neu durchgeführte Brandversuche.

Die nachfolgenden experimentellen Untersuchungen zum Einfluss von Thermoelementen sowie zur Ofengröße und Prüfkörperorientierung dienen zur Einschätzung bestehender, im Rahmen dieser Arbeit durchgeführter und zukünftiger Versuchsergebnisse hinsichtlich deren Anwendbarkeit zur Beurteilung des Wärmedurchgangs von Bauteilen. Ergänzende Versuche hinsichtlich des Einflusses von Elektrodosen auf den Wärmedurchgang erweitern die praktische Anwendbarkeit der Rechenverfahren. Durch lange Prüfzeiten, wenn möglich bis zum Versagen des Raumabschlusses, wird der Einfluss von Bauteilschichten auf der feuerabgewandten Seite genauer betrachtet. Materialspezifische experimentelle Untersuchungen, z.B. zu Holzwerkstoffplatten, Estrichaufbauten oder Dämmschichten werden direkt in Verbindung mit den thermischen Materialmodellen in Kapitel 5 dargestellt. Alle experimentellen Untersuchungen wurden entsprechend oder in Anlehnung an DIN 4102-4:2016-05 bzw. DIN EN 1363-1:2010-10 durchgeführt, um eine Vergleichbarkeit zu praktischen Brandversuchen, die Grundlage für Verwendbarkeitsnachweise sind, zu gewährleisten.

4.2 Experimentelle Ergebnisse aus Literatur, Forschung und Praxis

4.2.1 Wissenschaftliche Quellen und Literatur

Einen wesentlichen Beitrag zu den Untersuchungen zu Holzwerkstoffplatten und Gipsplatten liefern die Versuche von Tsantaridis und Östman (1998), König et al. (1997), König und Rydholm (2003), König und Walleij (1999), Just et al. (2012) sowie Just (2010). Die von Just (2010) und Kraudok (2015) erarbeiteten Daten liegen als Validierungsgrundlage in Form einer Datenbank vor. Die Ergebnisse der Bauteilprüfungen zur Entwicklung des Modells nach Schleifer (2009) wurden in Schleifer et al. (2007) veröffentlicht. Ergänzend kann auf Ergebnisse des Lehrstuhls für Holzbau und Baukonstruktion der TUM aus den Forschungsvorhaben Regeldetailkatalog für den mehrgeschossigen Holzbau (Gräfe et al., 2015), biogene Dämmstoffe (Winter et al., 2019), dataholz.eu (Rauch, Werther et al., 2019) sowie F-REI 90 (Rauch, Suttner & Werther) zurückgegriffen werden. Die Veröffentlichung der Ergebnisse des Forschungsprojektes F-REI 90 befindet sich in Vorbereitung.

4.2.2 Konzeption, Analyse und Auswertung einer Versuchsdatenbank

Neben den Grundlagen aus wissenschaftlichen Quellen wurde im Laufe der Forschungsprojekte „Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungseigenschaften von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen“, „dataholz.eu“, sowie „F-REI 90“ eine Datenbank erstellt, um eine statistische Auswertung von Brandversuchen zu ermöglichen. Die Datenbank wurde durch diese Arbeit

erweitert und die Struktur auf europäischer Ebene, zusammen mit der parallel entwickelten Datenbank an der TalTech¹¹ in Estland abgestimmt, um eine Vergleichbarkeit der unterschiedlich ermittelten Ergebnisse zu ermöglichen. Daten können somit einheitlich aufgenommen, dokumentiert, anonymisiert und später ausgewertet werden. Der hohe Vertraulichkeitsfaktor von Prüfberichten führt dazu, dass Prüfergebnisse in der Regel nicht vollständig veröffentlicht werden. Auch veröffentlichte Forschungsergebnisse werden gegenwärtig nicht einheitlich und zentral erfasst. Ein Austausch im Rahmen wissenschaftlicher Untersuchungen findet häufig nicht statt. Ziel dieser Datenbank ist es, vertrauliche und öffentlich verfügbare Informationen in getrennten, referenzierten Datenbanken mit einer identischen Struktur zu erfassen und nur relevante, freigegebene und anonymisierte Daten auszuwerten. In einer durch den Autor betreuten Masterarbeit (Mueller, 2017) wurde eine relationale Datenbank in Microsoft Access entwickelt, die eine Sammlung und gezielte Auswertung von Brandversuchen ermöglicht. In der relationalen Datenbank wurden 23 Tabellen (Relationen) über eine Hauptdatenbank, in der jeder Prüfbericht als Tupel erfasst wird, miteinander verknüpft. Alle Tabellen befinden sich in der dritten Normalform. Als Primärschlüssel für die Verknüpfung wurde jedem Prüfbericht eine eindeutige ID zugeordnet. Abbildung 4-1 zeigt die Struktur und Zuordnungen der Datenbank. In der „Tabelle Prüfbericht“ werden alle wesentlichen Informationen, wie z.B. Nummer, Institut, Auftraggeber, Halter, Brandbeanspruchung, Abmessungen und Aufbau dargestellt. Die Struktur enthält fünf feuerzugewandte und vier feuerabgewandte Schichten sowie die Dämmschicht und Tragstruktur. Ebenso werden konstruktionsspezifische Eigenschaften wie Belastung, Versagenszeit oder Abbruch der Brandprüfung erfasst. Jede Schicht wurde hinsichtlich ihrer Funktion („SchichtArt“) wie z.B. Bekleidung, Dämmung, Installationsebene, Putz, etc. und ihrer Bezeichnung („Bezeichnung“) wie z.B. OSB- Platte, Spanplatte, Gipsfaserplatte, etc. kategorisiert. Somit können produktspezifischen Eigenschaften wie Hersteller, Produktnorm und Beschreibung einer Bauteilschicht erfasst und mit einer Konstruktionsschicht verknüpft werden. Im Rahmen der Zuordnung zur Konstruktionsschicht (vgl. beispielhaft hierzu „tbl7Dämmung“) werden jeder Schicht nochmals die spezifischen Eigenschaften wie Dicke und exakte Rohdichte zugeordnet. Zusätzlich werden die beobachtete Versagenszeit sowie die Zeit bis zum Beginn der Verkohlung (300 °C) miterfasst. Über eine formularbasierte Eingabemaske können die notwendigen Daten eingegeben und über individuelle Abfragemöglichkeiten flexibel ausgewertet werden. Eine detaillierte Darstellung der umgesetzten Struktur in eine Access- Datenbank kann Mueller (2017) entnommen werden. Während die Daten in dieser Arbeit zur Auswertung von Schutz- bzw. Versagenszeiten von raumabschließenden Bauteilen genutzt wurden, bietet die Systematik ein größeres Forschungspotential. Durch die Verknüpfung der Daten können bei ausreichender Anzahl an erfassten Prüfberichten, Gesamtkonstruktionen oder Einzelschichten individuell und automatisiert analysiert und statistisch ausgewertet werden. Dies ermöglicht neue Ansätze z.B. im Rahmen des „Machine Learning“. Die bestehende Datenbank wurde mit Prüfberichten, die gezielt für die durch den Autor bearbeiteten Forschungsvorhaben vorlagen, gefüllt. Die Systematik entsprechend Abbildung 4-1 bietet die Grundlage, um eine vergleichbare Datenbank mit Ergebnissen aus Forschungsvorhaben, die keiner Vertraulichkeit

¹¹ Die Technische Universität Tallinn in Estland

unterliegen, zu erstellen und diese gezielt auszuwerten. Hierfür kann die Struktur in eine Online-Datenbank überführt werden.

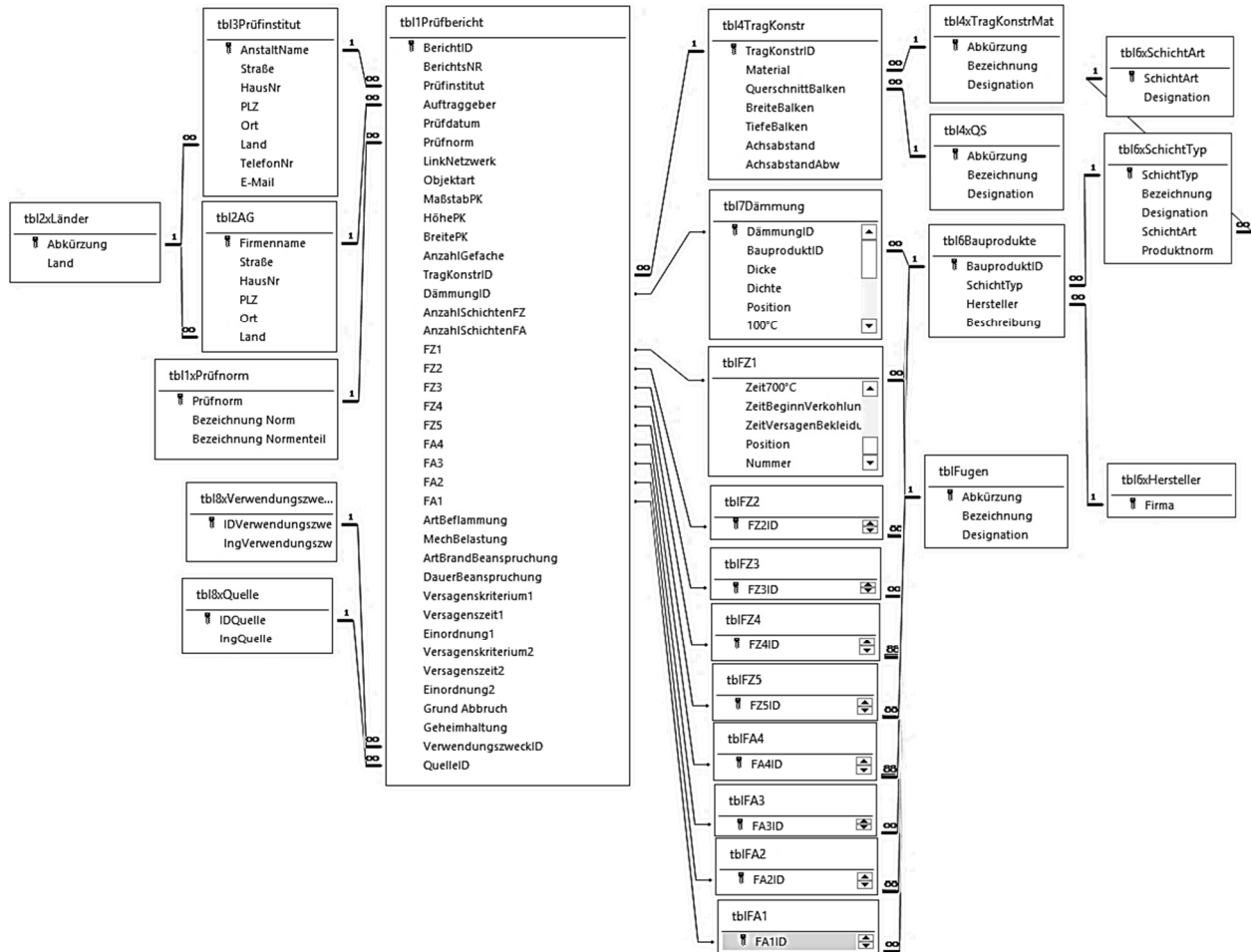


Abbildung 4-1: Systematik einer relationalen Datenbank mit Brandprüfberichten, schematische Darstellung in Anlehnung an Mueller (2017)

Bei der Erfassung der Daten hat sich herausgestellt, dass die normativen Vorgaben an die zu erfassenden Messdaten zur Klassifikation des Bauteils, für eine gezielte Betrachtungsweise von Einzelschichten nicht ausreichen. Eine gezielte Auswertung und Beurteilung von durchgeführten Prüfungen wird erheblich erleichtert, wenn darüberhinausgehend Temperaturen gemessen werden. Hierfür werden folgende Messstellen empfohlen:

- Temperaturmessstellen sollten hinter jeder Bauteilschicht, an mindestens zwei, besser drei repräsentativen Stellen, an denen ein identischer Temperaturverlauf zu erwarten ist, angebracht werden. Somit kann ein Temperaturprofil über den Querschnitt, mit dem Verlauf hinter jeder Schicht, erstellt werden.
- Thermoelemente sollten auch zwischen Bekleidungslagen von mehrlagigen Bekleidungssystemen, vor allem zwischen mehrlagigen Gipsbekleidungen, angeordnet werden. Dadurch können der Einfluss zusätzlicher Lagen sowie gegenseitige Einflüsse ausgewertet werden.

- Messstellen seitlich an tragenden Elementen über die Querschnittstiefe zwischen Holz- und Dämmstoff tragen dazu bei, ein Temperaturprofil über die Dicke des Tragelements hinweg zu erstellen. Somit kann die Schutzwirkung von Dämmstoffen am Tragelement ausgewertet und der Dämmstoff, vergleichbar zu den Untersuchungen von Tiso (2018), sowie das Versagen des Dämmstoffes entsprechend Abs. 5.8 beurteilt werden.
- Die Versagens- / Abfallzeiten der einzelnen Schichten sollten dokumentiert werden.

Die in der Versuchsdatenbank enthaltenen Prüfberichte dienen zur Validierung der in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen von Einzelschichten sowie den Rechenmethoden. Die in Forschungsvorhaben anonymisierten Ergebnisse werden ebenfalls nur anonymisiert angegeben.

4.3 Vergleich unterschiedlicher Thermoelemente zur Anwendung in mehrschichtigen Bauteilen

4.3.1 Problemstellung und Ziele

In dieser Arbeit wurden Ergebnisse aus bestehenden Untersuchungen für eine ausreichende Datenlage zur Beurteilung von Temperaturverteilungen in mehrschichtigen Konstruktionen ausgewertet. Ergänzend wurden eigene Untersuchungen geplant. Für normativ notwendige Messwerte in Brandprüfungen gibt die DIN EN 1363-1:2010-10 sowie DIN 4102-2:1977-09 Messmethoden zur Bestimmung von Temperaturen im Brandraum sowie auf der brandabgewandten Seite vor. Ergänzend können Temperaturen im Probekörper bestimmt werden. Die Messmethoden in Forschungsvorhaben sind nicht an normative Grundlagen gebunden und können bedingt durch einfachere Herstellung von den normativen Randbedingungen abweichen. Hinzu kommt, dass die Messung der Ofentemperatur zur Steuerung der Brandbeanspruchung sich im europäischen Prüfverfahren (Plattenthermoelement) und im nationalen Prüfverfahren (Mantelthermoelement) unterscheiden.

Diese Arbeit enthält ergänzende experimentelle Untersuchungen, vergleichbar zu den Analysen für Massivholzelemente nach Fahrni et al. (2018). Die Erkenntnisse bilden die Grundlage zur Auswertung von durchgeführten sowie zur Planung neuer Brandversuche. Zusätzlich soll die Validierung der Temperaturmessung mit verschiedenen Thermoelementen Unstimmigkeiten mit Forschungs- und Prüfinstitutionen bezüglich der zu verwendenden Thermoelemente vorbeugen. Alle in der Untersuchung verwendeten Thermoelemente sind Berührungsthermoelemente und basieren auf dem thermoelektrischen Effekt¹² (Verein Deutscher Ingenieure, 2014), wobei die Messstellen aus Nickel-Chrom / Nickel-Aluminium Draht (Typ K) nach DIN EN 60584-1:2017-07 bestehen.

¹² Die Entdeckung geht auf Seebeck im Jahre 1821 zurück

4.3.2 Versuchsaufbauten und Durchführung

Die Prüfung erfolgte im Kleinbrandofen der Gesellschaft für Materialforschung und Prüfungsanstalt für das Bauwesen Leipzig mbH (MFPA) nach DIN 4102-8:2003-10 mit einer thermischen Beanspruchung nach DIN EN 1361-1:2012-10. Es wurden vier (V1 bis V4) ähnlich aufgebaute Probekörper als Holztafelbauelemente mit den Abmessungen Breite x Höhe x Tiefe = 525 mm x 525 mm x 112 mm hergestellt. Der Hohlraum wurde in V1 und V2 mit einer 2 x 40 mm dicken Hohlraumdämmung aus Steinwolle ($\rho = 30 \text{ kg/m}^3$) gedämmt. In V3 und V4 wurde ein Hohlraum belassen. Der Rahmen der Konstruktion wurde aus KVH (C 24) mit einer Rohdichte von 440 kg/m^3 und einer Feuchte von 10,4 % gefertigt. Die feuerzugewandte Bekleidung bestand aus einer 12,5 mm dicken GKF-Platte der Fa. Rigips ($\rho = 851 \text{ kg/m}^3$), die feuerabgewandte Bekleidung bestand aus einer 19 mm dicken Spanplatte ($\rho = 633 \text{ kg/m}^3$).

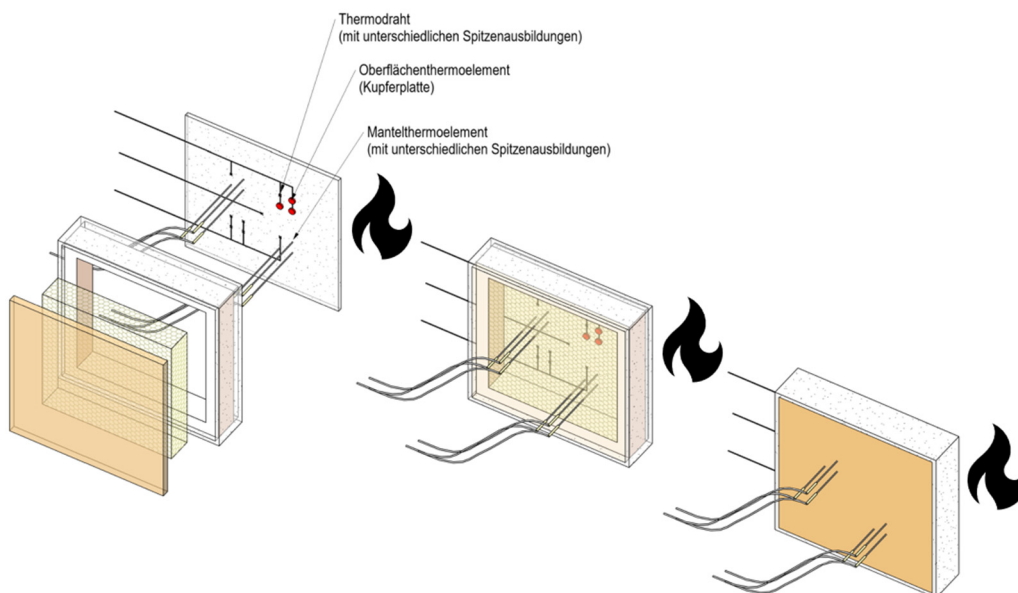


Abbildung 4-2: Systematischer Prüfaufbau Messmethoden (Ebene hinter GKF)

Die unterschiedlichen verwendeten Thermolemente sind in Tabelle 4-2 dargestellt. Diese wurden in vier Messfeldern mit jeweils vier unterschiedlichen Typen von Thermolementen angeordnet (vgl. Abbildung 4-2 bzw. Abbildung 4-15).

Tabelle 4-1: Versuchsaufbauten zum Vergleich von Thermoelementen

Versuch Nr.	Aufbau (von der feuerzugewandten Seite aus)	Lage der Messstellen
V1	GKF 12,5 mm Steinwolle 2 x 40 mm, 30 kg/m ³ Spanplatte 22 mm	hinter GKF
V2	GKF 12,5 mm Steinwolle 2 x 40 mm, 30 kg/m ³ Spanplatte 22 mm	mittig in der Dämmung
V3	GKF 12,5 mm Hohlraum 80 mm Spanplatte 22 mm	hinter GKF
V4	GKF 12,5 mm Hohlraum 80 mm Spanplatte 22 mm	mittig im Hohlraum

Da in Holztafelbauelementen vor allem Temperaturen auf flächigen Bauteilen bzw. Bauteilschichten, wie z.B. Bekleidungslagen, gemessen werden, wurden Thermodrähte auf Kupferscheibe und Thermodrähte mit verschweißter Spitze verglichen (beides Thermoelemente nach DIN EN 1363-1:2012-10). Vorliegende Versuche aus Forschungsvorhaben wurden häufig mit verdrillten, anstelle von verschweißten Spitzen durchgeführt. Diese wurden mit unterschiedlicher Länge der Verdrillung (3 mm und 20 mm) ebenso mit den normativen Thermoelementen verglichen. Zusätzlich wurden Mantelthermoelemente mit unterschiedlichen Spitzenausbildungen (mit isolierter Spitze, offener Spitze und mit dem Mantel verschweißter Spitze) in den Vergleich miteinbezogen. Neben dem Element an sich wurde auch die Art der Befestigung variiert. Alle Thermoelemente wurden mit Klammern (Tackernadeln) im isolierten Bereich fixiert. Zusätzlich wurde jeweils ein Element mit Klebeband am Messpunkt auf der Oberfläche befestigt. Für Oberflächenthermoelemente wurde zusätzlich ein Abdeckfilz, aufgeklebt mit Conlit Fix Klebstoff, verglichen. Da aufgrund der Einbausituation die Mantelthermoelemente nicht entlang des Isothermenverlaufes eingebaut werden konnten, wurden diese von der feuerabgewandten Seite aus eingebaut, bis die Spitze an der gewünschten Position im Bauteil lag.

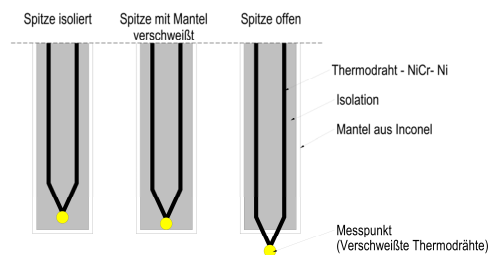


Abbildung 4-3: Typen von Mantelthermoelementen (Systemskizze)

Tabelle 4-2: Varianten der Thermoelemente

	Bild	Abbildung	Bezeichnung	Beschreibung
Mantelthermo- element		Abbildung 4-4: Mantelthermoelement – Spitze gegenüber Mantel isoliert (I) bzw. Spitze mit Mantel verschweißt (V), 3 mm (äußerlich kein Unterschied erkennbar)	M1	150 mm - Ø 3 mm - I
		Abbildung 4-5: Mantelthermoelement Spitze offen (O), 3 mm	M2	150 mm - Ø 3 mm - V
		Abbildung 4-6: Mantelthermoelement – Spitze gegenüber Mantel isoliert bzw. Spitze mit Mantel verschweißt, 1,5 mm (äußerlich kein Unterschied erkennbar)	M3	150 mm - Ø 3 mm - O
		Abbildung 4-7: Mantelthermoelement Spitze offen (O), 1,5 mm	M4	150 mm - Ø 1,5mm - I
			M5	150 mm - Ø 1,5 mm - V
			M6	150 mm - Ø 1,5 mm - O
Thermo- draht		Abbildung 4-8: Thermodraht Typ K, verschweißt, Spitze abgeklebt	D1 Referenz	Typ K - Ø 0,5 mm - V - 3 mm - K
		Abbildung 4-9: Thermodraht Typ K, verschweißt	D2	Typ K - Ø 0,5 mm - V - 3 mm
		Abbildung 4-10: Thermodraht Typ K, Spitze verdrillt 3 mm Länge, Darstellung ohne Abklebung	D3	Typ K - Ø 0,5 mm -VD- 3 mm - K
		Abbildung 4-11: Thermodraht Typ K, Spitze verdrillt, 20 mm Länge, Darstellung ohne Abklebung	D4	Typ K - Ø 0,5 mm - VD- 20 mm - K
Oberflächenthermo- element		Abbildung 4-12: Oberflächenthermoelement	OB1	Typ K - Ø 0,5 mm - KU
		Abbildung 4-13: Oberflächenthermoelement abgeklebt	OB2	Typ K - Ø 0,5 mm - KU - K
		Abbildung 4-14: Oberflächenthermoelement mit Abdeckfilz	OB3	Typ K - Ø 0,5 mm - KU - A

K: Mit Klammer befestigt und Luftdichtigkeitsklebeband abgedeckt
 A: Mit Klammer befestigt und Filz abgedeckt
 KU: Mit Kupferscheibe verschweißt | V: Verschweißt | VD: Verdrillt | I: Gegenüber Mantel isoliert

In jedem Messquadranten (A-D) wurde zusätzlich zu den betrachteten Thermoelementen ein Thermodraht mit verschweißter Spitze als Referenzmesswert angebracht. In Abbildung 4-15 ist der Quadrant mit A-D gekennzeichnet.

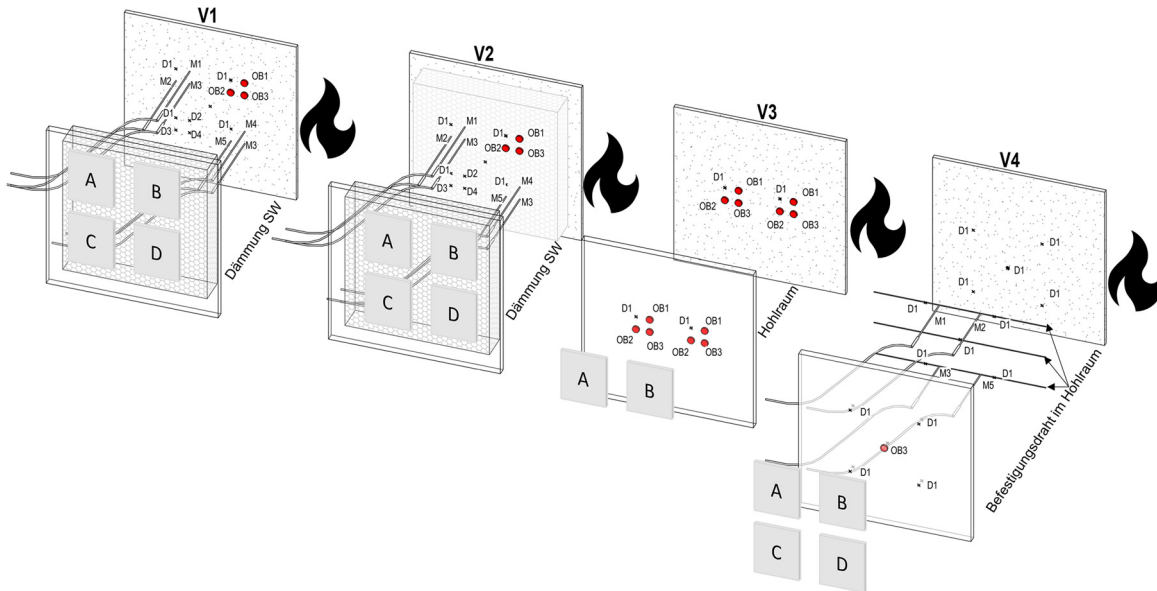


Abbildung 4-15: Anordnung der Thermoelemente V1 bis V4 mit den entsprechenden Messquadranten A-D

Neben dem Vergleich der unterschiedlichen Thermoelemente im Bauteil selbst, wurden die Ofentemperaturen mit einem Mantel- und Plattenthermoelement gemessen.

4.3.3 Ergebnisse

Die Messergebnisse sind in Abbildung 4-16 a bis d auszugsweise dargestellt. Der Vergleich der Messergebnisse auf der feuerabgewandten Seite der GKF-Platte in V1 und V2 (vgl. Abbildung 4-16-a, hinterlegt mit Steinwolle) zeigt keinen gravierenden Unterschied zwischen den Thermodrähten und den Oberflächenthermoelementen mit Kupferscheibe. Lediglich die Mantelthermoelemente liefern etwas geringere Temperaturen als das Referenzthermoelement, wobei hier anzumerken ist, dass die Einbaurichtung im 90 ° Winkel zur Isotherme verläuft. Ein Vergleich der Mantelthermoelemente mit unterschiedlichen Durchmessern (3 mm und 1,5 mm) liefert keine messbaren Unterschiede und ist deswegen nicht differenziert dargestellt. Zwischen den beiden Dämmschichten (vgl. Abbildung 4-16-a, V2) ist die Differenz zwischen Referenzthermodraht und Mantelthermoelement im Messbereich bis ca. 300 °C vernachlässigbar gering, für Temperaturen oberhalb dieser Grenze steigt die Abweichung an und die Temperaturen der Mantelthermoelemente und liegt unterhalb der des Referenzthermodrahtes.

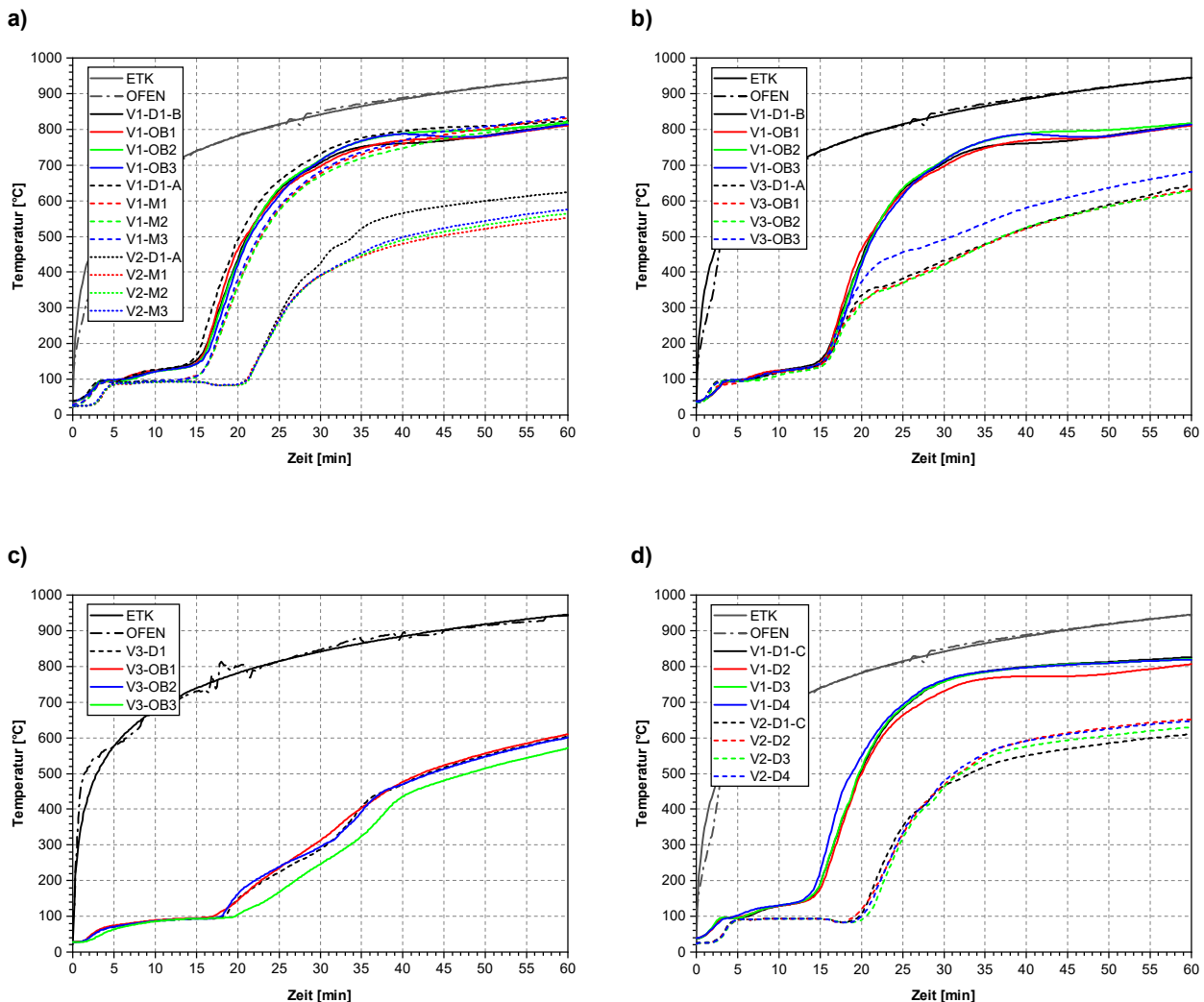


Abbildung 4-16: Versuchsergebnis – Einfluss unterschiedlicher Messmethoden auf die Temperaturmessung

- a) Vergleich zwischen Thermodraht (D1)- Oberflächen (OB) - und Mantelthermoelement (M) auf der Rückseite der feuerzugewandten GKF, Hohlraum mit SW gedämmt (V1) sowie in der Mitte der Dämmung (V2)
- b) Vergleich zwischen Thermodraht (D1) und Oberflächenthermoelement (OB) auf der Rückseite der feuerzugewandten GKF von V1 (gedämmt) sowie V3 (Hohlraum ungedämmt)
- c) Vergleich der Oberflächenthermoelemente auf der feuerzugewandten Seite der feuerabgewandten Bekleidung von V3 (Hohlraum)
- d) Vergleich unterschiedlicher Spitzenausbildung und Fixierung von Thermodrähten von V1 und V2

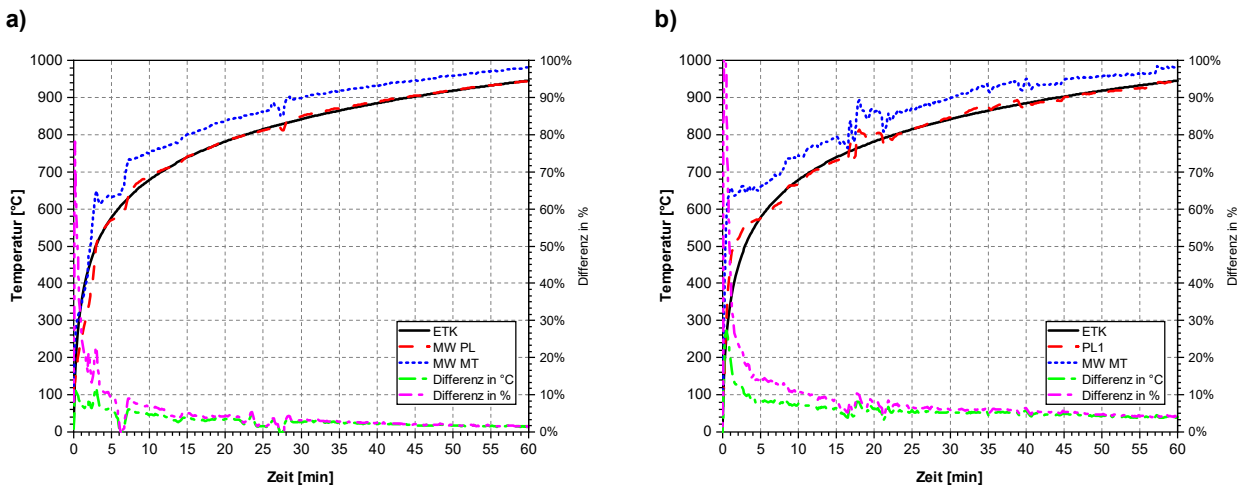


Abbildung 4-17: Versuchsergebnis – Einfluss der Messmethoden zur Bestimmung der Ofentemperatur

- a) Vergleich Mittelwert (MW) der Plattenthermoelemente (PL) mit dem MW der Mantelthermoelemente (MT) im ersten Versuch (Probekörper V1 und V2)
b) Vergleich Mittelwert (MW) der Plattenthermoelemente (PL) mit dem MW der Mantelthermoelemente (MT) im zweiten Versuch (Probekörper V3 und V4)

Abbildung 4-16 b zeigt im Vergleich der unterschiedlichen Oberflächenthermoelemente, dass in V1 kein Unterschied zwischen den Messerwerten der unterschiedlichen Thermoelemente besteht. In V3, zur Messung der Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite, der feuerzugewandten Bekleidung mit Hohlraum, ist der Einfluss des Abdeckfilzes zu erkennen. Dieses wirkt vergleichbar zur Dämmung und führt zu einem schnelleren Anstieg der Temperatur des Thermoelements (vgl. Abbildung 4-16 b: V3-OB3). Das Abdeckfilz am Oberflächenthermoelement auf der feuerzugewandten Bekleidung auf der feuerabgewandten Seite (vgl. Abbildung 4-16 c: V3-OB3) wirkt hingegen abschirmend und führt zu niedrigeren Temperaturen im Vergleich zum Referenzthermoelement. Unterschiedliche Spitzenausbildungen von Thermodrähren, dargestellt in Abbildung 4-16 d, haben keinen Einfluss auf das Messergebnis. In Abbildung 4-17 ist ein Vergleich zwischen den Ofentemperaturen, gemessen mit einem Mantelthermoelement und einem Plattenthermoelement dargestellt. Die Ofensteuerung erfolgt mit dem Plattenthermoelement, weshalb hier eine gute Übereinstimmung mit der ETK gegeben ist. Mit dem Mantelthermoelement (hier ein seitens der Prüfstelle eingebautes Mantelthermoelement mit einer mit dem Mantel verschweißten Spitze) gemessene Temperaturen liegen ca. 5 % über den mit dem Plattenthermoelement gemessenen Temperaturen.

4.3.4 Zusammenfassung und Diskussion

Die Untersuchung bestätigt die These, dass die Spitzenausbildung bei Thermodrähren für den Einsatz in realen Brandversuchen von Holztafelbauelementen eine untergeordnete Rolle spielt. Mit

allen Spitzenausbildungen wurden vergleichbare Temperaturen gemessen. Miteinander verdrillte Spitzen stellen den Kontakt zwischen den Drähten, genau wie verschweißte Spitzen sicher, erfordern jedoch eine hohe Sorgfalt bei der Herstellung, damit sich die Spitzenverbindung beim Einbau und der Montage des Probekörpers nicht löst. Für flächige Elemente wie Holzwerkstoffplatten oder Gipswerkstoffplatten, für die eine Messung der Oberflächentemperaturen relevant ist, konnte gezeigt werden, dass neben Oberflächenthermoelementen auch Thermodrähte ausreichend genaue Messergebnisse liefern. Eine Befestigung mittels Tackernadeln, kurz hinter der Spitze, lieferte hier ausreichend gute Ergebnisse. Das Klebeband stellt eine zusätzliche Lagesicherung der Messspitze im niedrigen Temperaturbereich dar, liefert aber keine abweichenden Messergebnisse. Bei den Mantelthermoelementen untereinander konnte keine Abweichung mit unterschiedlicher Spitzenausbildung oder unterschiedlichen Durchmessern gemessen werden. Alle Mantelthermoelemente liefern für die Oberflächentemperaturen im Probekörper geringere Werte als Thermodrähte oder Oberflächenthermoelemente. Innerhalb von Dämmstoffen stimmen die Werte bis zu einer Temperatur von 300 °C gut überein. Für Messungen in der Mitte von Dämmstoffen und auch von Hohlräumen konnten mit Mantelthermoelementen somit trotz dem senkrecht zu den Isothermen verlaufenden Einbau gute Ergebnisse erreicht werden. Unterschiede hingegen kommen durch den Einsatz von Abdeckfilzen auf Silikatfaserbasis, entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10, zustande. Feuerabgewandt wird das Thermoelement durch das Abdeckfilz gegen den Raum abgeschirmt und misst, entsprechend der normativen Vorgabe, höhere Temperaturen als ohne Abschirmung. Innerhalb von Bauteilen führt dieser Effekt bei Abdeckfilzen über dem Thermoelement auf der feuerzugewandten Seite zu geringeren, auf der feuerabgewandten Seite zu höheren Temperaturen.

Entsprechend Abbildung 4-17 ist ein deutlicher Unterschied im Diagramm zwischen einer Temperaturmessung mittels Mantelthermoelement nach DIN 4102-2:1977-09 und Plattenthermoelement nach DIN EN 1363-1:2010-10 erkennbar. Die mit einem Mantelthermoelement gemessenen Temperaturen liegen über denen des Plattenthermoelementes, mit dem der Ofen gesteuert wird. Hierzu liegen bereits umfangreiche Untersuchungsergebnisse für Wände und Decken von Sultan (2006) vor, die dieses Verhalten bestätigen. Ebenfalls wurden in Engel et al. (2020) im Rahmen des Forschungsvorhabens „TIMpuls“ Abbrandraten von unterschiedlichen Hölzern unter variierenden Einwirkungen untersucht. Der Vergleich bestätigt ebenfalls diese Untersuchung und zeigt, dass eine Steuerung der Ofentemperatur über das Plattenthermoelement zu höheren Brandbeanspruchungen und somit auch zu höheren Abbrandraten im Vergleich zu einem Mantelthermoelement führt. Die Ursache hierfür liegt an der größeren Fläche sowie der isolierenden Schicht des Plattenthermoelementes zum Probekörper hin. Die größere Fläche im Vergleich zum Mantelthermoelement führt zu einer höheren Sensitivität hinsichtlich der Erwärmung durch Strahlung und einer geringeren Empfindlichkeit hinsichtlich des konvektiven Anteils. Dadurch wird die Einwirkung auf den Probekörper, der ebenfalls eine große Fläche im Vergleich zum Thermoelement aufweist, besser abgebildet. Die isolierende Schicht verringert zusätzlich den Strahlungsanteil der thermischen Einwirkung ausgehenden vom Probekörper auf das Thermoelement (Wickstroem, 1994).

4.3.5 Empfehlung

Temperaturmessungen innerhalb eines Bauteils können gemäß dieser Untersuchung mit Thermodrähten Typ K nach DIN EN 1363-1:2010-10 durchgeführt werden, unabhängig von der Art der Spitzenausbildung. Ebenso kann auf Oberflächen innerhalb des Bauteils mit oder ohne Kupferscheibe gemessen werden. Es muss lediglich sichergestellt werden, dass ein Kontakt zwischen der Spitze des Thermoelements und der zu messenden Oberfläche besteht und das Thermoelement parallel zur Isotherme eingebaut wird. Mantelthermoelemente, eingebaut senkrecht zur Isotherme, führen zu geringeren Oberflächentemperaturen als die verglichenen Thermodrähte und sind somit für diesen Einsatzbereich nicht geeignet. Für Hohlräume und Dämmstoffe konnte eine Übereinstimmung bis zu einer Temperatur von ca. 300 °C gezeigt werden. Speziell innerhalb von Dämmstoffschichten oder Hohlräumen erleichtern Mantelthermoelemente die Messungen.

Somit lassen sich zusammenfassend folgende Ergebnisse ableiten, die auch als Grundlage für die weiteren Prüfungen im Rahmen dieser Arbeit dienen:

- Temperaturen innerhalb eines Bauteils werden mit Thermodrähten Typ K mit unterschiedlichen Spitzenausbildungen mit oder ohne Kupferscheibe gemessen. Eine kontaktschlüssige Verbindung mit der Oberfläche ist herzustellen.
- Mantelthermoelemente (senkrecht zur Isotherme eingebaut) werden nur innerhalb von Dämmstoffen oder Hohlräumen, aber nicht für Bauteiloberflächen und für Temperaturbereiche über 300 °C verwendet.
- Eine zusätzliche Fixierung mittels eines Klebebands hat keinen Einfluss auf das Messergebnis.
- Oberflächentemperaturen auf Bauteilschichten innerhalb von Hohlräumen werden immer ohne Abdeckfilz, auf der feuerabgewandten Seite des Probekörpers mit Abdeckplatte entsprechend den normativen Vorgaben, gemessen.
- Bauteilprüfungen werden über Plattenthermoelemente gesteuert, um eine einheitliche Einwirkung zu gewährleisten.

4.4 Einfluss Probekörperabmessung und Bauteilausrichtung

4.4.1 Problemstellung und Ziele

In Abschnitt 4.3 wurden unterschiedliche Thermoelemente miteinander verglichen und Empfehlungen angegeben, wie Temperaturen, neben den normativ geforderten Messsystemen, in der Wissenschaft oder in Vergleichsprüfungen gemessen werden können. Dieser Teil der Untersuchung beschäftigt sich mit dem Vergleich des Temperaturdurchgangs in unterschiedlichen Bauteilgrößen und

Ausrichtungen, geprüft in unterschiedlichen Brandöfen. Zur Untersuchung des Raumabschlusses werden Temperaturprofile hinter den einzelnen Schichten der Gesamtkonstruktion ausgewertet. Diese Größen bilden die Grundlage für numerische Simulationen und die Entwicklung rechnerischer oder tabellarischer Beurteilungsverfahren. Neben normativen Bauteilprüfungen, die in erster Linie als Klassifizierungsprüfungen für die Praxis dienen, werden in wissenschaftlichen Untersuchungen häufig aus Wirtschaftlichkeitsgründen kleinere Bauteilabmessungen geprüft. In der nachfolgenden Untersuchung wurden vier exemplarische Bauteilaufbauten in drei unterschiedlichen Größen (ca. 500 mm x 500 mm – ca. 1 m x 1 m – ca. 3 m x 3 m) als Wand geprüft, bzw. das 1 m x 1 m-Bauteil zusätzlich als Decke untersucht. Somit ist ein Vergleich der unterschiedlichen Probekörperabmessungen und der Ausrichtung auf den Temperaturdurchgang und das Abfallverhalten von Bekleidung und Dämmstoffen möglich. Da keine mechanische Belastung aufgebracht wurde, die zu einer Verformung der Konstruktion führt, gilt die nachfolgende Untersuchung nur für unbelastete Bauteile. Da keine einheitliche Bezeichnung für die unterschiedlichen Ofengrößen existiert, wird in dieser Arbeit folgendermaßen unterschieden:

Tabelle 4-3: Versuchsbezeichnungen für die verschiedenen Probekörperabmessungen

Prüfung	Bezeichnung in dieser Arbeit
Wand ca. 500 mm x 500 mm: (Prüfnorm DIN 4102-8:2003-10 für Ofengeometrie und Abmessungen, DIN EN 1363-1:2010-10 für die Randbedingungen*)	Teil 8- Versuch / Teil 8 - Ofen (in der Literatur häufig als Durchwärmungsversuch bezeichnet, im Englischsprachigen als „small scale“)
Wand / Decke ca. 1 m x 1 m: (Keine Prüfnorm für Ofengeometrie, DIN EN 1363-1:2010-10 für Randbedingungen*)	1 m- Versuch / 1 m- Ofen / Kleiner Wand/ Decken Ofen (in der Literatur häufig als „Kleinbrandofen“ bezeichnet, im Englischsprachigen als „medium scale“ oder auch als „small scale“)
Wand ca. 3 m x 3 m: (Prüfnorm DIN EN 1363-1:2010-10 in Verbindung mit DIN EN 1364-1:2015-09)	3 m- Versuch / 3 m x 3 m Wand Ofen (in der Literatur häufig als Großbrandversuch bezeichnet, im Englischsprachigen als „full-scale“)

* Randbedingungen: Ofendruck und Steuerung der ETK über Plattenthermoelemente

Die Erkenntnisse dienen dazu, bereits bestehende Brandversuche im Hinblick auf deren Anwendbarkeit zur Entwicklung und Validierung von Rechenmethoden zu bewerten.

Eingangswerte zur Validierung der SFM resultieren aus unterschiedlichen Versuchsaufbauten und Ofengrößen. Eine Empfehlung für eine mögliche Versuchskonfiguration zur Bestimmung der Grundschutzzeiten kann Mäger et al. (2018) bzw. prEN 1995-1-2:2020-11 entnommen werden. Dort werden zur Untersuchung der Erwärmung eines Probekörpers die Abmessungen von mindestens

400 mm x 400 mm vorgeschlagen. Diese Abmessungen sind ähnlichen zu den Vorgaben des Prüfaufbaus zur Untersuchung des Wärmedurchganges entsprechend DIN 4102-8:2003-10. Im Gegensatz zum vertikalen Einbau nach DIN 4102-8:2003-10 wird ein horizontaler Einbau, als Decke, empfohlen. Die geforderten Mindestabmessungen des Ofenraumes betragen 1,0 m x 1,0 m und sind somit größer als der genormte Ofen nach DIN 4102-8.

Die Untersuchungen von Schleifer et al. (2007) basieren auf experimentellen Ergebnissen aus Brandversuchen in einem Deckenprüfstand mit den Abmessungen von ca. 1,0 m x 1,0 m, in dem mehrere Probekörper in einem Deckenfeld gleichzeitig geprüft wurden. Zur Validierung der in Kleinbrandversuchen ermittelten Werte werden in der Regel Brandversuche nach DIN 4102-2:1977-09 auf nationaler bzw. DIN EN 1363-1:2010-10 auf europäischer Ebene herangezogen, die gleichzeitig die Grundlage zur Klassifikation von Wand- bzw. Deckenbauteilen darstellen. Deren Abmessungen betragen in der Regel mindestens 3,0 m x 3,0 m (Wandbauteile). Die nachfolgende Untersuchung stellt den Zusammenhang zwischen dem Wärmedurchgang von Probekörpern in unterschiedlichen Ofengrößen dar und beurteilt eine Übertragbarkeit von Ergebnissen aus unterschiedlichen Probekörperabmessungen.

4.4.2 Versuchsaufbauten und Durchführung

Gewählt wurde ein identischer Konstruktionsaufbau (vgl. Abbildung 4-18) mit verschiedenen Dämmstoffen, der in den drei Größen sowie im 1 m - Ofen auch in unterschiedlichen Ausrichtungen (vgl. Abbildung 4-23 bis Abbildung 4-28) untersucht wurde. Zur Auswertung der Temperaturen wurden mittig im Gefach sowie im Randbereich am Holzständer Thermoelemente eingebaut. Zusätzlich wurde bei den Großversuchungen jeweils ein Gefach mit einer Breite von 625 mm und 835 mm ausgeführt, um den Einfluss der Gefachbreite mit abzudecken.

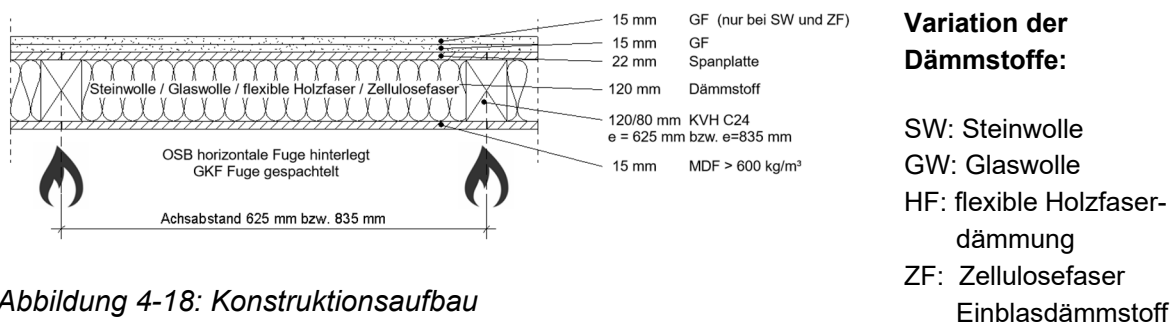


Abbildung 4-18: Konstruktionsaufbau

Alle Brandversuche wurden unter ETK- Beanspruchung, gesteuert über Plattenthermoelemente im Ofen, entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 durchgeführt. Die Dämmstoffe wurden ohne zusätzliche, konstruktive Fixierungsmaßnahmen - Mattendämmstoffe mit einem Übermaß von 1%, Einblasdämmstoffe nur mit einer definierten Mindestrohdichte – eingebaut.



Abbildung 4-19: Probekörper ZF, 3 m x 3 m - Ofen



Abbildung 4-20: Probekörper SW/ ZF, 1 m - Ofen



Abbildung 4-21: Probekörper ZF, Teil 8 - Ofen

Um die Anzahl der Versuchskörper zu reduzieren, wurden jeweils zwei Dämmstoffe parallel geprüft, entweder in unterschiedlichen Gefachen (1 m - Ofen / 3 m x 3 m -Wandversuch) bzw. zwei Probekörper in einem Versuch (Teil 8 - Ofen mit zwei Prüföffnungen). Somit ergeben sich zwei Versuchsreihen entsprechend Tabelle 4-4; Versuchsreihe 1 (R1) mit Steinwolle- bzw. Zellulosefasereinblasdämmung und Versuchsreihe 2 (R2) mit flexibler Holzfaser bzw. Glaswolle als Gefachdämmstoff.

Tabelle 4-4: Versuchsreihen

Aufbau	Variation Versuchsreihe 1 (R1):	Variation Versuchsreihe 2 (R2):
MDF: 15 mm	• SW 120 mm / 38 kg/m ³	• GW 120 mm / 21,5 kg/m ³
Dämmung variabel: 120 mm	• ZF 120 mm / 58 kg/m ³	• HWF 120 mm / 45 kg/m ³
Spanplatte: 22 mm	• GF 2 x 15 mm	• GF 1 x 15 mm
GF- Platte: 15 mm		
(GF-Platte: 15 mm)		

Durch die daraus resultierenden unterschiedlichen Feuerwiderstandsdauern im gleichen Versuch wurden auf der feuerabgewandten Seite im Versuchsaufbau eins, zwei Lagen Gipsfaserplatten, im Versuchsaufbau zwei, eine Gipsfaserplatte hinter der Spanplatte montiert. Zwischen Steinwolle und Zelluloseeinblasdämmung wurde eine höhere Differenz der Versagenszeiten (abhängig vom Herausfallen des Dämmstoffes) im Vergleich zu Holzfaserplatten und Glaswolle erwartet.

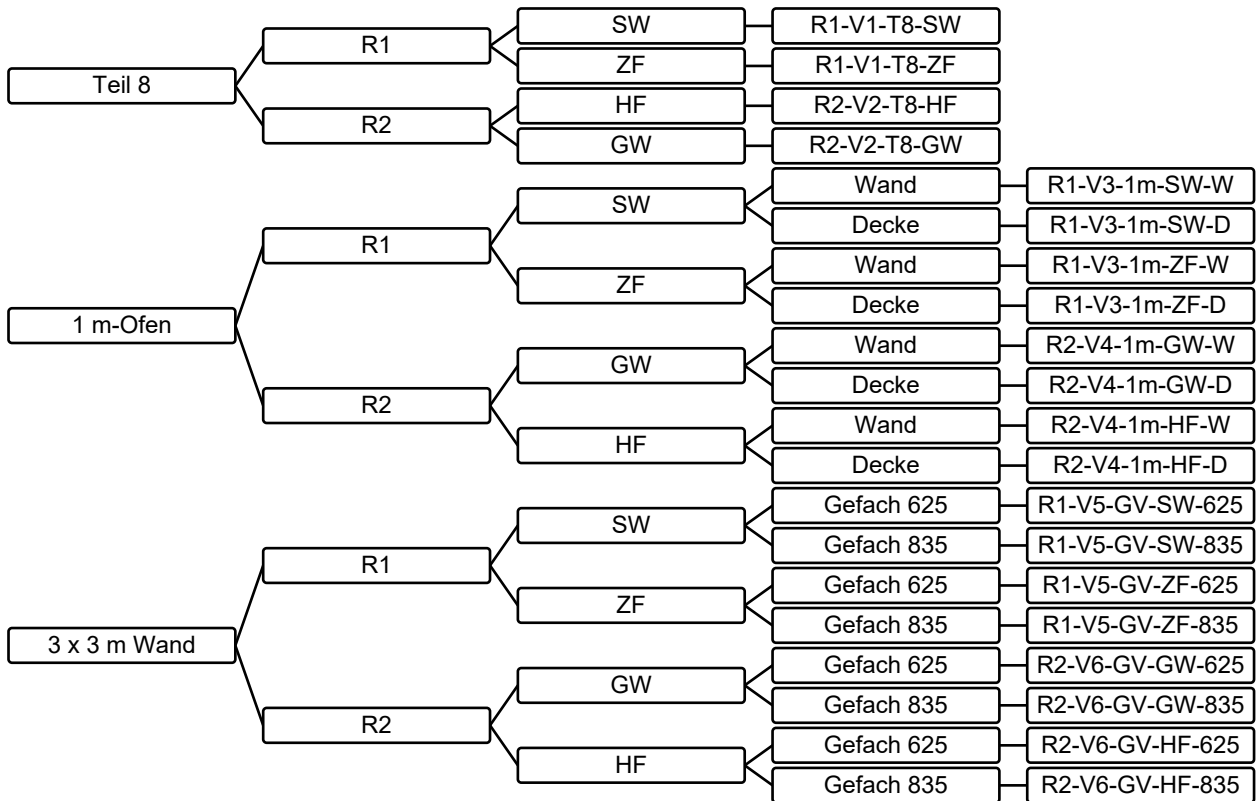


Abbildung 4-22: Übersicht der geprüften Konstruktionen

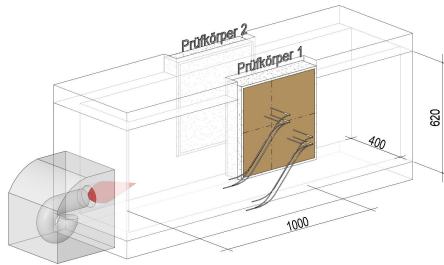


Abbildung 4-23: Systemskizze - Teil 8 - Ofen



Abbildung 4-24: Prüfaufbau - Teil 8 - Ofen

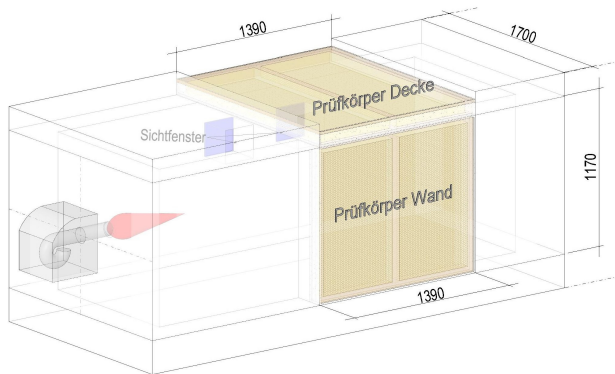


Abbildung 4-25: Systemskizze - 1 m x 1 m Wand / Decke



Abbildung 4-26: Brandprüfung - 1 m x 1 m Wand / Decke

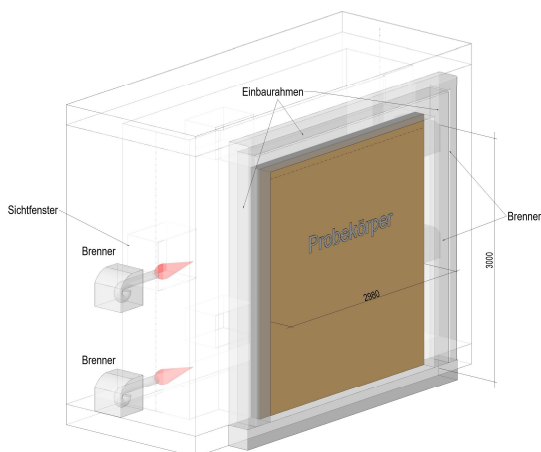


Abbildung 4-27: Systemskizze Brandversuch 3 m x 3 m



Abbildung 4-28: Brandversuch 3 m x 3 m

Alle Aufbauten wurden bis zum Durchbrand (E-Versagen) des schwächeren Gefaches (vgl. Abbildung 4-29 bis Abbildung 4-31), bzw. des Probekörpers im Teil 8- Ofen beansprucht. Somit können neben dem Einfluss der Durchwärmung auch die Durchbrandzeiten für lange Feuerwiderstandsdauern sowie der Einfluss von Schichten auf der feuerabgewandten Seite mit untersucht werden.



Abbildung 4-29: 3 m x 3 m Wand ZF/SW kurz vor dem Durchbrand im ZF- Gefach



Abbildung 4-30: 1 m x 1 m Wand / Decke zum Zeitpunkt des Durchbrandes an der Decke im ZF-Gefach



Abbildung 4-31: Teil- 8- Versuch ZF kurz vor dem Durchbrand

Ergänzend zu den dargestellten experimentellen Brandversuchen der Serie wurden im Projekt F- REI 90 Untersuchungen zum Abfallverhalten von Gipsplatten an einer Deckenkonstruktion in Anlehnung an DIN EN 1365-2:2015-02 (abweichend davon nichttragend) durchgeführt. Um den Skalierungseffekt zu vergleichen, wurde diese Konstruktion ebenfalls im 1-m-Ofen geprüft.



Abbildung 4-32: Deckenversuch, feuerzugewandt mit einer 18 mm GKF- Platte bekleidet

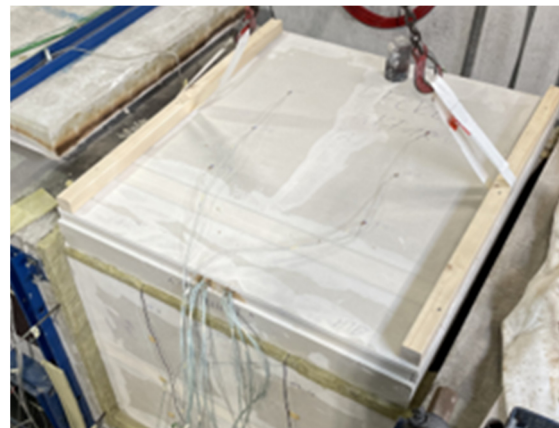


Abbildung 4-33: 1 m- Versuch (Wand / Decke), feuerzugewandt mit einer 18 mm GKF- Platte bekleidet

4.4.3 Ergebnisse

Zur Beurteilung der Vergleichbarkeit der Prüfung wurde die Ofentemperatur, gemessen über Plattenthermoelemente sowie die Thermoelemente im Gefach hinter der MDF- Platte (Thermodraht, Spitze verdreht) ausgewertet.

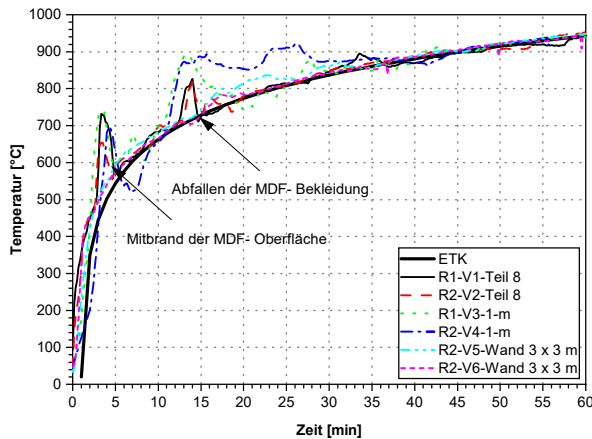


Abbildung 4-34: Ofentemperatur in den verschiedenen Ofenabmessungen

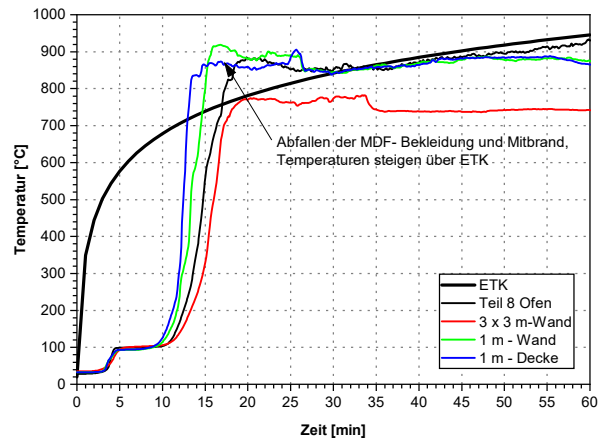


Abbildung 4-35: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Probekörperabmessungen hinter der MDF- Platte

Aus Abbildung 4-34 lässt sich ableiten, dass die gesteuerte Ofentemperatur in allen Versuchen vergleichbar ist. Durch den Mitbrand der brennbaren Bekleidung steigen die Temperaturen kurzzeitig über die ETK, bis der Brenner nachgesteuert wird. In R2-V5 und R2-V6, den beiden Wandversuchen mit den Abmessungen von $3,0\text{ m} \times 3,0\text{ m}$ ist dieser Peak trotz des identischen Aufbaus nicht erkennbar, auch hinter der MDF- Platte (vgl. Abbildung 4-35) steigen die Temperaturen bei den beiden großen Wänden nicht über die ETK. Folglich lässt sich aus der Untersuchung ableiten, dass in dieser Serie die Prüfung des Wärmedurchganges durch die feuerzugewandte MDF- Platte im kleinen Wand-/ Deckenofen mit den Abmessungen von ca. $1,0\text{ m} \times 1,0\text{ m}$ die höchsten Temperaturen und somit die konservativsten Werte für die Schutzzeiten der ersten Lage liefert. Auch der Versuch im Teil 8- Ofen liefert höhere Temperaturen als der Referenzversuch von $3,0\text{ m} \times 3,0\text{ m}$ entsprechen DIN EN 1363-1:2010-10. Normativ wird hier ein Mindestsauerstoffgehalt der Ofenatmosphäre von 4% für Bauteile ohne brennbare Baustoffe gefordert. Für brennbare Baustoffe, wie bei den hier untersuchten Bauteilen, ist keine normative Vorgabe angegeben. Im Versuch R2-V6 wurde eine Sauerstoffanteil von weniger als 1 % gemessen, der erheblich unter der Sauerstoffkonzentration des Teil-8 Versuches R1-V1 zwischen 7 % und 15 % liegt. Im 1 m- Versuch wurde die Sauerstoffkonzentration nicht miterfasst. Dieser Unterschied ist eine mögliche Erklärung, weshalb ein Entzünden und Mitbrennen der MDF- Bekleidung im $3\text{ m} \times 3\text{ m}$ Versuch nicht beobachtet wurde. Ein Vergleich der Mittelwerte der Durchwärmungszeiten hinter den Dämmstoffen spiegelt dieses Ergebnis wider.

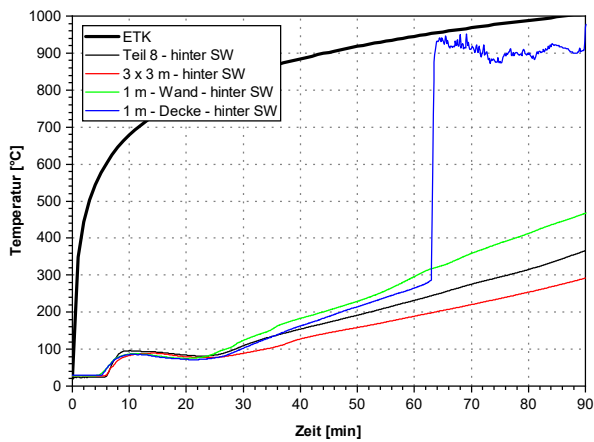


Abbildung 4-36: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der SW-Dämmung

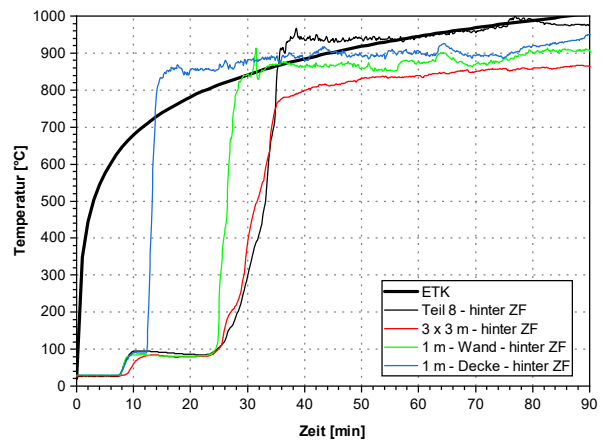


Abbildung 4-37: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der ZF-Dämmung

Die Temperaturentwicklung hinter der Dämmung aus Steinwolle sowie aus Zellulosefasern zeigt ebenfalls ein konservatives Ergebnis des 1 m x 1 m – Versuches hinsichtlich des Wärmedurchgangs. Im Gegensatz zur MDF- Platte liegen die Temperaturen hinter der Steinwolle im Deckenbereich des 1 m- Ofens (vgl. Abbildung 4-34) geringfügig unter den Temperaturen der Wand. Der geringe Unterschied liegt durch die Ungenauigkeiten im Brandversuch im Toleranzbereich und zeigt somit weder eine positiven noch einen negativen Einfluss der Ausrichtung hinsichtlich des Wärmedurchgangs. Wie erwartet, zeigt sich ein deutlicher Einfluss des Herausfallens der Dämmung zwischen Wand und Decke. Während die Steinwolle in den Wandversuchen während der gesamten Versuchsdauer im Gefach verbleibt, fällt die mit 1 % Übermaß eingebaute Dämmmatte im Deckengefach nach knapp über 60 min aus der Konstruktion. Die Zelluloseeinblasdämmung fällt direkt nach dem Versagen der davorliegenden MDF- Platte aus dem Gefach der Decke (ca. 13 min entsprechend Abbildung 4-37). Im Wandbereich zeigt sich wie auch bei der MDF- Platte sowie der Steinwollendämmung ein konservatives Ergebnis im 1 m- Versuch im Gegensatz zum Teil 8 - Versuch bzw. der 3 m x 3 m Decke, obwohl für die Zellulose nicht der Wärmedurchgang, sondern das Herausfallen maßgebend war.

Abbildung 4-38 zeigt, dass auch im Vergleich eines Deckenversuches mit nichtbrennbarer Bekleidung (GKF 18 mm) der 1 m- Versuch vergleichbare Ergebnisse für den Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite liefert. Durch das frühere Versagen (Abfallen) der Bekleidung an der Decke ist ein Sprung bei ca. 50 min und 800 °C erkennbar, der im 1- m- Ofen vor dem „Großversuch“ erfolgt. Bis dahin sind die Ergebnisse zwischen den Decken nahezu identisch. Im Wandversuch werden geringfügig niedrigere, aber durchaus vergleichbare Ergebnisse gemessen. Entsprechend Abs. 4.3 wurden in diesem Versuch die Ofentemperaturen, gemessen mit Mantel- und Plattenthermoelement verglichen. Die Erkenntnisse auf Basis der Teil 8- Versuche, entsprechend Abs. 4.4.3, konnten hier bestätigt werden.

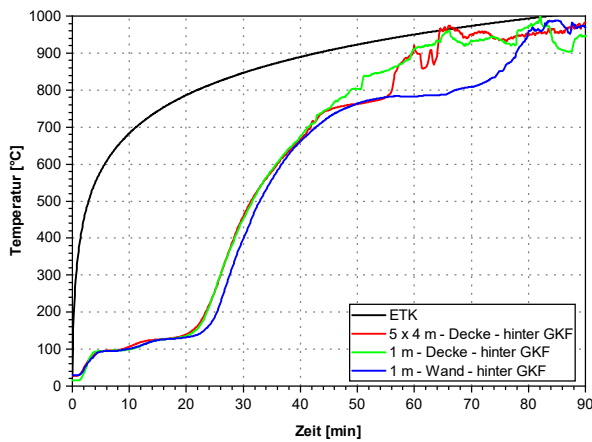


Abbildung 4-38: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der GKF-Bekleidung im Deckenversuch

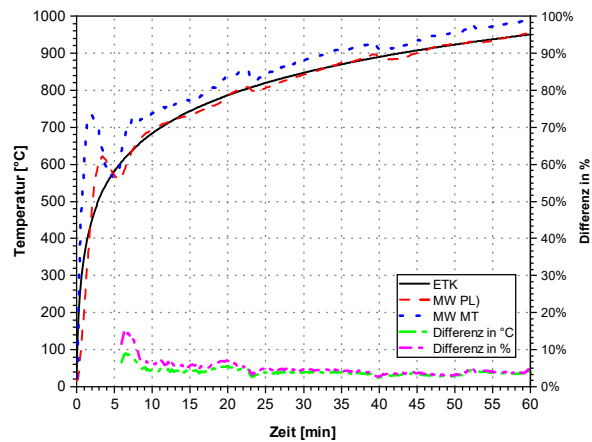


Abbildung 4-39: Vergleich der Mittelwerte der Ofentemperatur zwischen Plattenthermoelementen (PL) mit Mantelthermoelementen (MT) im Deckenversuch

Die dargestellten Versuche wurden an der MFPA in Leipzig durchgeführt. Alle Öfen waren mit Ölbrennern ausgestattet und bestanden aus einer Umfassung aus Feuerbeton. Der Teil 8 – Ofen bestand aus einer Stahlkonstruktion, innen bekleidet mit einer Schicht aus Feuerbeton. Da die über Ofenthermoelemente gemessene Temperatur vergleichbar ist (vgl. Abbildung 4-34) und in allen Versuchen die Temperatur über vor dem Probekörper verteilten Plattenthermoelementen gemessen wurde, ist von einem vergleichbaren Energieeintrag auszugehen. Der Ofendruck wurde im $3\text{ m} \times 3\text{ m}$ - Versuch auf 20 Pa festgelegt, im 1 m - Versuch lag der Zielwert ebenfalls bei 20 Pa , wurde im Versuch aber unterschritten und lag an der Oberseite des Wandprobekörpers zwischen 10 Pa und 20 Pa . Die Auswertung des Teil 8- Versuches hat einen Ofendruck von 20 Pa bis zur zehnten Minute und später von ca. 10 Pa ergeben. Somit kann die Druckverteilung als Ursache für das günstigere Durchwärmungsverhalten des $3\text{ m} \times 3\text{ m}$ Versuches ausgeschlossen werden. Der unterschiedliche Sauerstoffgehalt zwischen dem Teil 8- Ofen und dem $3\text{ m} \times 3\text{ m}$ Ofen kann zu einer erhöhten Abbrandgeschwindigkeit der feuerzugewandten Holzwerkstoffplatte geführt haben. Ein Einfluss auf eine schnellere Durchwärmung der Steinwolle kann aufgrund der vorliegenden Versuche nicht nachgewiesen werden.

Somit ergeben sich für die hier vorgestellten Versuche folgende Schlussfolgerungen:

Kleiner Wand- Decken- Ofen (ca. 1 m x 1 m)

Decke

Kleiner Wand- Decken- Ofen (ca. 1 m x 1 m)

Wand

Teil 8- Ofen

„Wand“ vertikal eingebaut

Prüfung nach EN 1363

Wand

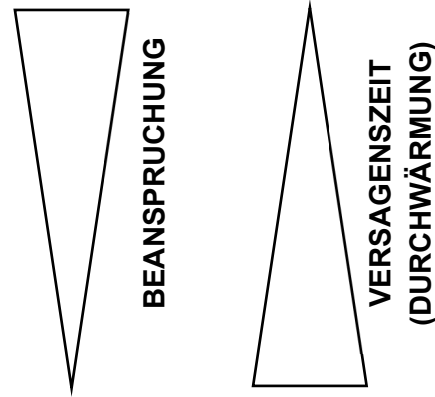


Abbildung 4-40: Zuordnung der Durchwärmungsgeschwindigkeit der feuerzugewandten Holzwerkstoffplatte / Dämmung, abhängig von der Größe der beflamnten Fläche in verschiedenen Brandprüföfen dieser Untersuchung.

Als weitere Ursachen für den schnelleren Abbrand bzw. die schneller Durchwärmung kommen folgende Aspekte in Frage:

- geometrische Einflüsse der Brandprüföfen
- unterschiedliche Strömungsverhältnisse

Für die Deckenkonstruktionen wurden diese Ergebnisse für den 1 m- Ofen sowie einer 4 m x 4 m Decke für nichtbrennbare Bekleidungen bestätigt. Der Sauerstoffgehalt spielt bei dem reinen Wärmedurchgang der Gipsplatte eine untergeordnete Rolle, da hier keine Verbrennung stattfindet. Somit kann von einer vergleichbaren Beanspruchung ausgegangen werden. Die Ergebnisse für die Durchwärmung der Gipsplatte an der Decke sind nahezu identisch. Geometrische Ofeneinflüsse sowie Strömungsverhältnisse spielen somit im Vergleich zwischen der Decke bei den hier untersuchten Probekörpern mit unterschiedlicher beflamnter Fläche eine untergeordnete Rolle.

Eine Übertragbarkeit und Verallgemeinerung auf weitere Brandprüföfen ist nicht ohne weitere Voruntersuchung möglich. Erkenntnisse von Norén und Östman (1986) bestätigen einen ähnlichen Verlauf des Wärmedurchgangs von Holzwerkstoffplatten im dort durchgeführten Kleinversuch (vergleichbar zum Teil- 8 Probekörper aber horizontal eingebaut) und dem durchgeführten Großversuch. Die dort durchgeführten Versuche im 1 m- Ofen zeigen im Gegensatz zu dieser Untersuchung einen niedrigeren Temperaturverlauf hinter der feuerzugewandten Bekleidung. Allerdings wurden in dieser Untersuchung unterschiedliche Brennertypen (Öl- bzw. Gasbrenner) verwendet.

4.4.4 Diskussion und Empfehlung

Entsprechen Mäger et al. (2019) sowie prEN 1995-1-2:2020-11 kann der Wärmedurchgang für die SFM durch einen Brandversuch in einem Ofen mit den Mindestabmessungen von ca.

1 m x 1 m x 1 m und einem Probekörper von mindestens 400 mm x 400 mm, horizontal eingebaut, geprüft werden. Entsprechend den Ergebnissen aus Abs. 4.4.3 dieser Arbeit führt diese Prüfung zu konservativen Ergebnissen für den Wärmedurchgang der untersuchten brandbeanspruchten Schicht. Die Vergleichsuntersuchung zeigt ebenso, dass vertikal eingebaute Probekörper in einem Ofen mit den Abmessungen von ca. 1 m x 1 m x 1 m sowie Untersuchungen im Versuch nach DIN 4102-8:2003-10 zu konservativen Ergebnissen im Vergleich zur Prüfung einer 3 m x 3 m großen Wand entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 führen. Dieses Resultat ermöglicht es, Ergebnisse für den Wärmedurchgang aus bestehenden Untersuchungen im Kleinmaßstab für die SFM heranzuziehen, bzw. neue Untersuchungen auch im Teil-8- Ofen durchzuführen. Einflussfaktoren wie das Abfallverhalten von Bekleidungsanlagen oder Dämmstoffen sowie ein größenabhängiges Schrumpfungsbzw. Rissbildungsverhalten werden bisher ausschließlich im Realmaßstab nach DIN EN 1363-1:2010-10 untersucht. Die Ergebnisse dieser Untersuchung zeigen auch für das Versagen von Dämmstoffen in den Wandversuchen, sowie das Abfallverhalten von Gipskartonfeuerschutzplatten im Deckenversuch bei identischer Gefachbreite und Befestigung ein konservatives Ergebnis im 1 m- Ofen, verglichen mit dem Versuch nach DIN EN 1363-1:2010-10. Alle hier gezeigten Untersuchungen wurden an einer Prüfanstalt und den dort verfügbaren Öfen durchgeführt. Eine allgemeine Übertragbarkeit auf andere Prüfeinrichtungen und somit Verallgemeinerung dieser Aussage müsste durch einen groß angelegten „Round Robin Test“ nachgewiesen werden. Die vorhergehende Untersuchung zeigt jedoch, dass für die hier gewählten Konstruktionen und Prüfeinrichtungen der wirtschaftlichere Kleinversuche konservative Ergebnisse für das Abbrandverhalten der feuerzugewandten Bekleidung sowie die Durchwärmung und das Herausfallen von Dämmstoffen mit vergleichbarer Gefachbreite liefert. Somit bildet diese Versuchsreihe eine Basis für weitere Untersuchungen, um die Skalierbarkeit von Brandversuchen zukünftig zu ermöglichen.

4.5 Experimentelle Untersuchungen des brandschutztechnischen Einflusses von Einbauteilen

4.5.1 Problemstellung und Ziele

Einbauteile wie einzelne Steckdosen oder Schalter in brandschutztechnisch notwendigen Wänden und Decken reduzieren die Bauteildicke und je nach Art der Einbausituation die Anzahl bzw. Dicke der Bekleidung und der Hohlraumdämmung innerhalb von Konstruktionen. Üblicherweise werden in Bauteilprüfungen zur Klassifikation von Wänden oder Decken Einbauteile eingebaut – in der Regel eine Steckdose je brandzu- und brandabgewandte Seite, im oberen Wandbereich und somit in der Überdruckzone des Prüfofens, um diese mögliche Schwachstelle prüftechnisch mit abzudecken. Konstruktionskataloge wie beispielsweise DIN 4102-4:2016-05 oder die Lignum Dokumentation in der Schweiz (Studhalter et al., 2010) geben konstruktive Randbedingungen für mögliche Einbauteile an. In einer durch den Autor betreuten studentischen Arbeit (Demandt, 2020) wurde gezeigt, dass die bestehenden konstruktiven Regelungen in den einzelnen Ländern sowie den unterschiedlichen Konstruktionskatalogen voneinander abweichen. Deshalb wurden Bauteilversuche durchgeführt. Nachfolgende werden die Bauteilersuche vorgestellt und konstruktive Regelungen für

Randabstände abgeleitet. Ergänzend dient die Versuchsreihe zur Validierung der numerischen Untersuchungen entsprechend Abs. 5.7 dieser Arbeit.

4.5.2 Versuchsaufbauten und Durchführung

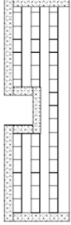

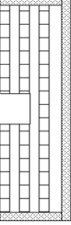

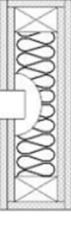
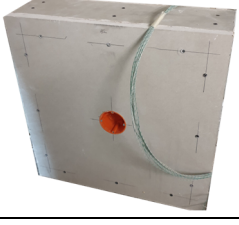

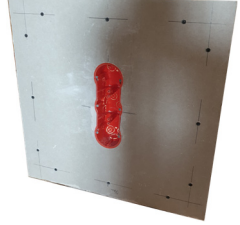
Resultierend aus den Ergebnissen aus Abschnitt 4.3 und 4.4 wurden als Grundlage zwei Wandbauteile im 1 m- Ofen geprüft und durch Versuche im Teil 8 - Ofen ergänzt. Nachfolgend werden die durgeführten experimentellen Untersuchungen dargestellt.

Tabelle 4-5: Versuchsaufbauten

Versuch Nr.	Versuchsgröße	Aufbau (von der feuerzugewand- ten Seite aus)	Einbauteile
V1	1,30 m x 1,10 m WAND 1 m - Ofen	GKF 18 mm OSB 18 mm Steinwolle 2 x 40 mm, 30 kg/m ³ OSB 18 mm GKF 18 mm	<p>Einbauteil 1 feuerzugewandt Ø 68 mm</p> <p>Einbauteil 2 feuerzugewandt 104 x 104 mm</p> <p>Einbauteil 3 feuerzugewandt 3 x Ø 68 mm</p> <p>Einbauteil 4 feuerzugewandt 140 x 140 mm</p>
	Steckdosen feuerzugewandt in unterschiedlichen Größen und Geometrien Dämmung zusammengedrückt auf 50 mm Restdicke		
V2	1,30 m x 1,10 m WAND 1 m - Ofen	GKF 18 mm OSB 18 mm Steinwolle 2 x 40 mm, 30 kg/m ³ OSB 18 mm GKF 18 mm	<p>Einbauteil 1 feuerabgewandt Ø 68 mm</p> <p>Einbauteil 2 feuerzugewandt 3 x Ø 68 mm</p> <p>Einbauteil 3 feuerzugewandt 3 x Ø 68 mm</p> <p>Einbauteil 4 feuerzugewandt 3 x Ø 68 mm</p>
	Steckdosen feuerzugewandt und feuerabgewandt mit unterschiedlichen Abständen untereinander Dämmung zusammengedrückt auf 50 mm Restdicke		

Abbildung 4-41: V Einbauteile V1

Abbildung 4-42: Einbauteile V2

Versuch Nr.	Versuchsgröße	Aufbau (von der feuerzugewandten Seite aus)	Einbauteile	
V3a	500 mm x 500 mm WAND Teil 8 - Ofen	GKF 18 mm MHP* 126 mm		
	Runde Aussparung, Ø 68 mm, 62 mm tief und mit 18 mm GKF bekleidet			
<i>Abbildung 4-43: Einbauteil V3a</i>				
V3b	500 mm x 500 mm WAND Teil 8 - Ofen	MHP 126 mm 18 mm GKF		
	Runde Aussparung, Ø 68 mm, 62 mm tief			
<i>Abbildung 4-44: Einbauteil V3b</i>				
V4a	500 mm x 500 mm WAND Teil 8 - Ofen	2 x 18 mm GKF Steinwolle 100 mm, 30 kg/m ³ 2 x 18 mm GKF		
	Runde Aussparung, Ø 68 mm, 62 mm tief mit 40 mm dickem Gipsbett minimal 34 mm SW hinter Gipsbett			
<i>Abbildung 4-45: Einbauteil V4a</i>				
V4b	500 mm x 500 mm WAND Teil 8 - Ofen	2 x 18 mm GKF Steinwolle 100 mm, 30 kg/m ³ 2 x 18 mm GKF		
	Dreifachdose vertikal eingebaut, Ø 68 mm, 62 mm tief und mit 2 x 18 mm GKF bekleidet minimal 38 mm SW hinter Gipskasten			
<i>Abbildung 4-46: Einbauteil V4b</i>				

Bei allen Versuchen wurden neben dem Wärmedurchgang durch das ungestörte Bauteil auch der Wärmedurchgang im Bereich des Einbauteils gemessen. Zusätzlich wurde die Temperatur an der Oberfläche innerhalb des Einbauteils mit einem Mantethermoelement erfasst, um die Temperaturdifferenz durch Abschattungseffekte im Bereich der Einbauteile zu ermitteln.

4.5.3 Ergebnisse

In der SFM- Methode wird der lineare Temperaturdurchgang durch das Bauteil untersucht. Nachfolgend werden die Ergebnisse für Holztafelbauelemente (V1, V2 und V4) dargestellt. V3 wurde nicht ausgewertet, da sich innerhalb der Fugen des selbst gefertigten Massivholzelementes

Konvektionsströme ausbildeten, die zu einer Verfälschung des Ergebnisses führten. Um die Beanspruchung im Bereich der Öffnungen zu bestimmen, wurden die Temperaturverläufe im Bereich der Einbauteile mit den Messwerten auf der Bauteiloberfläche im Versuch V1 verglichen.

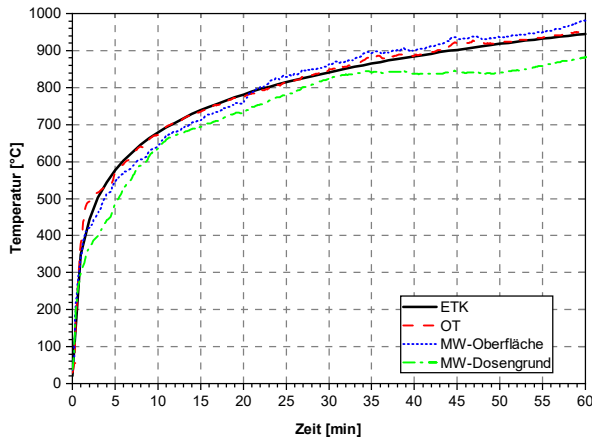


Abbildung 4-47: Vergleich der Temperaturbeanspruchung – Mittelwerte

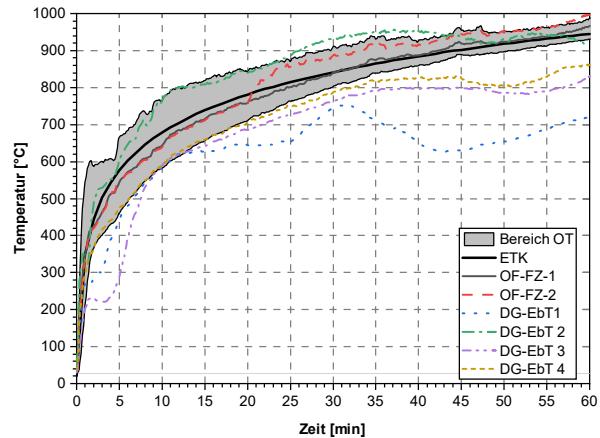


Abbildung 4-48: Vergleich der Temperaturbeanspruchung – Einzelwerte (DG: Dosengrund)

Abbildung 4-47 und Abbildung 4-48 zeigen den Vergleich der ETK, der Ofenthermoelemente (OT) und der Temperaturen im Dosengrund der Einbauteile (DG-EbT X) entsprechend V1 nach Abbildung 4-41. Der Mittelwert der Ofenthermoelemente entspricht nahezu der ETK. Die im 1 m- Ofen eingebrachten vier Ofenthermoelemente variieren allerdings untereinander (siehe grau hinterlegter Bereich), so dass ein Vergleich zwischen der Ofentemperatur und der Temperatur im Dosengrund nur im Bereich der jeweils zugehörigen Ofenthermoelemente möglich ist. Der Vergleich der Mittelwerte entsprechend Abbildung 4-47 zeigt, dass die Temperaturen am Dosengrund der Einbauteile geringfügig (5 % bis 10 %) unter den Mittelwerten der Ofentemperatur liegen. Aus dem Vergleich der Einzelwerte entsprechend Abbildung 4-48 kann abgeleitet werden, dass bis auf das Einbauteil zwei (grüne Strich- Punkt- Linie) die Temperaturen im Dosengrund unter den Ofenthermoelementen liegen. Die Oberflächenthermoelemente auf dem Probekörper OF-FZ-1 und OF-FZ-2 (feuerzugewandt) zeigen eine gute Übereinstimmung mit der ETK und somit auch dem Mittelwert der Ofenthermoelemente. Die niedrigste Temperatur und die größten Schwankungen sind bei Einbauteil eins, der Einfachdose zu erkennen. Einbauteil drei und vier liegen im unteren Bereich der Ofenthermoelemente mit Schwankungen nach unten in den ersten acht Minuten und wieder ab der 40-ten Minute. Der Vergleich der Thermoelemente zeigt, dass die Oberflächentemperatur, gemessen mit Mantelthermoelementen (OF-FZ 1 und OF-FZ-2 im Mittelbereich des Probekörpers entsprechend Abbildung 4-41) der Ofentemperatur, gemessen mit dem Platten- Thermoelementen im Mittel entspricht.

Ein Vergleich aller Temperaturen der feuerabgewandten Seite ist in Abbildung 4-49 dargestellt. Für die geprüften Einbauteile auf der feuerzugewandten Seite von V1 erfüllt eine auf 50 mm zusammengedrückte Steinwolldämmung und die feuerabgewandte Bekleidung, bestehend aus einer 18 mm OSB- Platte und einer 18 mm GKF- Platte, den Feuerwiderstand von 90 Minuten für alle vier hier

untersuchten Einbauteile bis zu einer Größe von 200 cm². Abbildung 4-50 zeigt die Temperaturentwicklung hinter den Maßnahmen Gipsbett bzw. Gipskasten entsprechend V4. Selbst ohne die Dämmung und feuerabgewandte Bekleidung werden bis zur 90. Minute nur Temperaturen von ca. 150 °C erreicht.

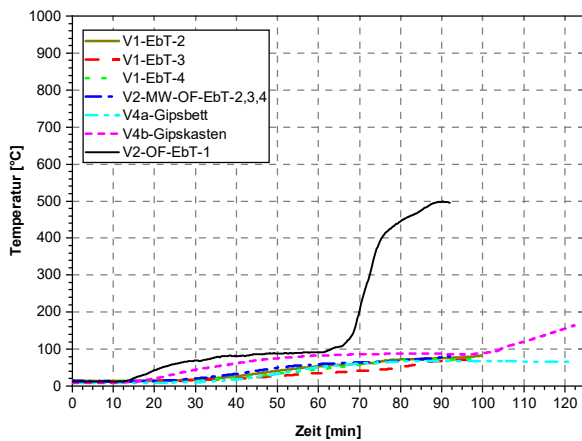


Abbildung 4-49: Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite der Einbauteile

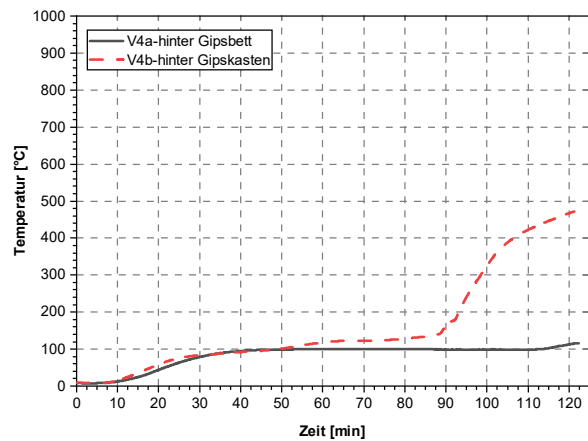


Abbildung 4-50: Temperaturen direkt hinter den Maßnahmen von V4a und V4b

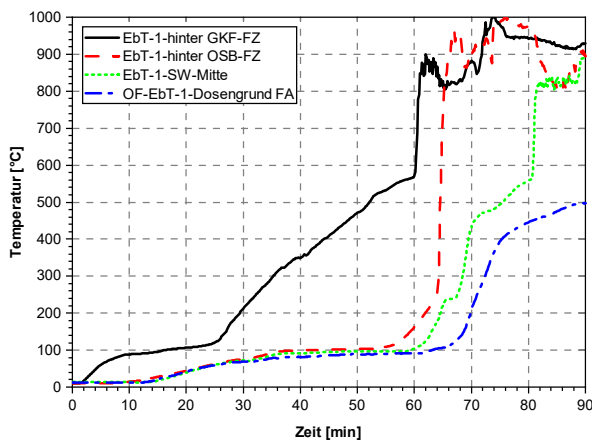


Abbildung 4-51: Temperaturprofil - Hohlwanddose feuerabgewandt (V2, Einbauteil 1)

Im Gegensatz hierzu steht das Ergebnis der feuerabgewandten 3-fach- Dose in V2. Die Konstruktion versagt im Dosegrund (gemessen mit einem Oberflächenthermoelement im Dosegrund auf der feuerabgewandten Seite) bereits nach ca. 70 Minuten, nahezu gleichzeitig mit dem Abfallen der brandzugewandten Bekleidung. Die angestrebte Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten kann somit mit einer Restdämmdicke von 50 mm nicht erreicht werden. In der 60-ten Minute bildeten sich Risse im Bekleidungssystem, das kurz daraufhin abfällt. Somit entsteht ein Konvektionsstrom durch die Dämmung über die Hohlwanddose auf der feuerabgewandten Seite (vgl. Abbildung 4-51).

Zusätzlich wurden die Randabstände zu brennbaren Bauteilen überprüft. Hierfür wurde in der Fuge zwischen der feuerzugewandten Bekleidung und der Dämmung gemessen. Da als zweite Lage eine brennbare OSB- Platte verwendet wurde, findet eine direkte Brandbeanspruchung der Stirnseiten im Bereich des Öffnungsausschnittes statt. Im Vergleich zu reinen Gipsbekleidungen kann dieses Ergebnis somit als konservativ betrachtet werden. Da die Dämmung des Einbauteils zwei in V1

beschädigt wurde, stellen die hier gemessenen Temperaturen Ausreißer dar und wurden nicht in die Bewertung mit aufgenommen.

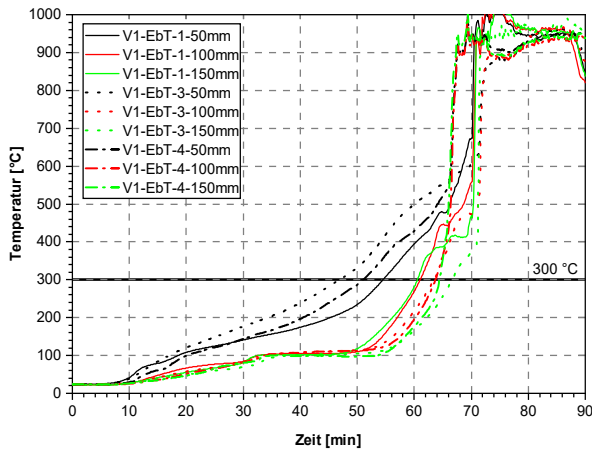


Abbildung 4-52: Randabstände V1, Einbauteil (EbT) 1,3,4

Abbildung 4-52 zeigt die Temperaturentwicklung, ausgehend von dem Einbauteil im Abstand von 150 mm, 100 mm und 150 mm. Abbildung 4-52 zeigt, dass in V1 die Temperaturverläufe für die Einbauteile eins, drei und vier vergleichbar sind. 300 °C zwischen der feuerzugewandten Bekleidung werden bei allen Einbauteilen im Abstand von 50 mm nach ca. 50 min ($\pm 10\%$), im Abstand von 100 mm nach ca. 61 min erreicht. Eine Untersuchung für mehr als 60 Minuten war aufgrund des Bekleidungsversagens, deutlich am sprunghaften Temperaturanstieg erkennbar, nicht möglich.

4.5.4 Diskussion und Empfehlung

Der Vergleich zeigt, dass für diese Konstruktion (18 mm GKF und 18 mm OSB als symmetrische Bekleidung) eine zusammengedrückte Dämmung von 80 mm auf 50 mm als brandschutztechnische Maßnahme im Bereich eines Einbauteils wirksam ist. Für eine Hohlwanddose (1-Fach bzw. 3-Fach oder einer Verteilerdose $\leq 200 \text{ cm}^2$) wird das Isolationskriterium ($\leq 140 \text{ K}$ Temperaturerhöhung) bis über eine Brandbeanspruchung von 90 min erfüllt. Eine zweilagige Bekleidung aus GKF-Platten mit einer Dicke von 18 mm reicht, genau wie ein Gipsbett von 40 mm aus, um für Feuerwiderstandsdauern von 90 Minuten als Maßnahme für Einbauteile eingesetzt zu werden. Das Ergebnis dieser Arbeit zeigt, dass nach dem Abfallen der feuerzugewandten Bekleidung ein Konvektionsstrom durch die Dämmebene entstehen kann. Das Zusammendrücken der Dämmung mit einer Dose auf der feuerabgewandten Seite verstärkt diesen Effekt, da dadurch die Dämmung in Richtung Brandraum aus der Konstruktion gedrückt wird. Abbildung 4-51 zeigt, dass die zusammengedrückte Dämmung von 50 mm eine hohe Dämmwirkung erzeugt. Die Temperaturen liegen bis zum Versagen des Bekleidungs-systems bei ca. 100 °C. Ein sprunghafter Temperaturanstieg ist erst nach dem Bekleidungsversagen zu verzeichnen. Somit kann für Einbauteile auf der feuerabgewandten Seite eine Restdämmstärke von 50 mm auch für Konstruktionen mit Feuerwiderstandsdauern bis 90 Minuten nur als ausreichend erachtet werden, solange sichergestellt ist, dass die feuerzugewandte Bekleidung nicht abfällt, oder die Dämmung in der Konstruktion fixiert wird. Alternativ kann der Feuerwiderstand nur durch eine Zusatzmaßnahme, z.B. einen Gipskasten oder ein Gipsbett sichergestellt werden. Bis zum Beginn des Abbrandes am Holzständer (300 °C) sind entsprechend dieser Untersuchung, bezogen auf Klassifikationszeiträume Randabstände von 50 mm für 30 min bzw. 100 mm für 60 min erforderlich.

4.6 Einfluss langer Brandbeanspruchung

4.6.1 Problemstellung und Ziele

Die aus der Literatur vorliegenden bzw. seitens von Herstellern zur Verfügung gestellten Bauteilver-
 suche von Holztafelbauelementen sind meist belastete Konstruktionen. Die Auslegung erfolgt in der
 Regel für die Tragfähigkeit, so dass für 60 bzw. 90 Minuten Brandeinwirkung meist ein Tragfähig-
 keitsversagen (R- Versagen) vorliegt. Nur wenige Versuche für Holztafelbauelemente wurden sei-
 tens der Praxis hinsichtlich des reinen Raumabschlusses geprüft. Ergebnisse aus der Forschung
 liegen vor und wurden in Schleifer (2009) zusammengefasst. Im Rahmen von Forschungsvorhaben
 durchgeführte Versuche sind in der Regel Kleinversuche (1 m- Ofen, bzw. Teil 8 – Ofen), wie z.B. in
 Schleifer et al. (2007) oder auch in dieser Arbeit entsprechend Abschnitt 4.3, 4.4 oder 4.5.

Abschnitt 4.4 zeigt, dass die Ergebnisse hinsichtlich des Wärmedurchgangs aus Kleinbrandversu-
 chen auch auf größere Wände übertragbar sind. Um verwertbare Ergebnisse für lange Brandbean-
 spruchungen zu erhalten, wurden alle im Rahmen dieser Arbeit, bzw. im Forschungsprojekt F-REI
 90 durchgeführten Versuche, falls möglich, bis zum Durchbrand geprüft. Bei kombinierten experi-
 mentellen Untersuchungen aus Wand und Decke im 1 m- Ofen oder bei Teil- 8 Prüfungen mit zwei
 Probekörpern wurde jeweils der Probekörper mit der geringsten Feuerwiderstandsdauer bis zum
 Durchbrand geprüft. Somit lassen sich neben den Schutzzeiten direkt beanspruchter Schichten auch
 Schutz-, bzw. Isolationszeiten für Schichten auf der feuerabgewandten Seite ermitteln.

4.6.2 Ergebnisse der Versagenszeiten

Nachfolgend ist eine Übersicht aller Versuche dieser Arbeit entsprechend Abs. 4.3, 4,4 und 4.5 mit
 den entsprechenden Prüfzeiten der Gesamtkonstruktion und den Versagenszeiten (Durchbrand)
 dargestellt. Die orange markierten Felder zeigen jeweils die Konstruktion mit einem Versagen hin-
 sichtlich des Raumabschlusses. Falls keine Markierung vorliegt, wurde der Versuch abgebrochen.

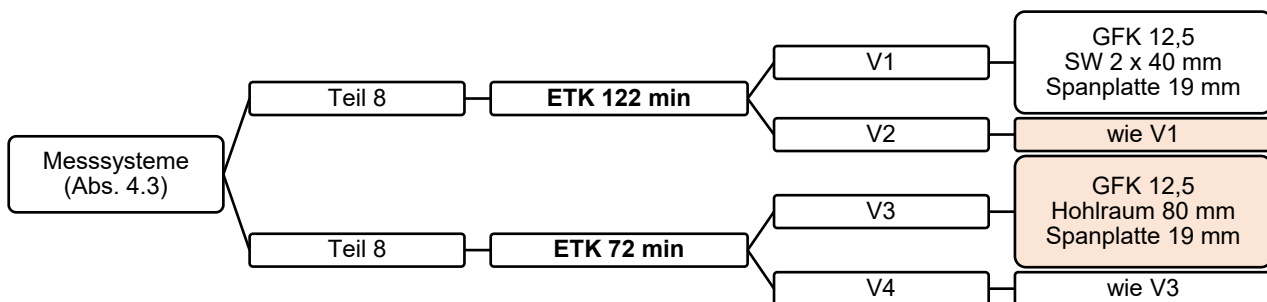


Abbildung 4-53: Versuchsübersicht „Thermoelemente“ entsprechend Abs. 4.3

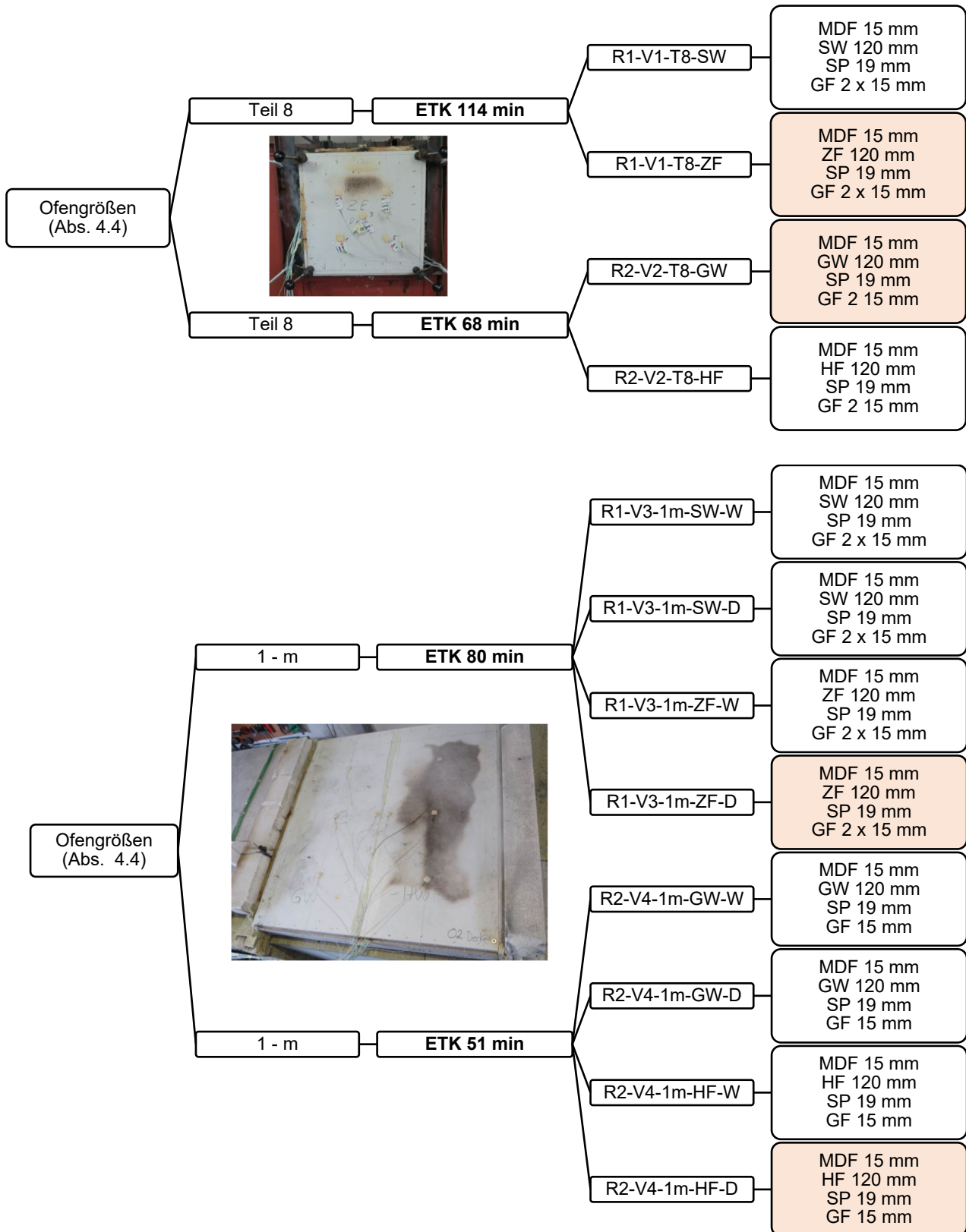


Abbildung 4-54: Versuchsübersicht „Ofengrößen“ (1 m- Ofen bzw. Teil 8 – Ofen) entspr. Abs. 4.4

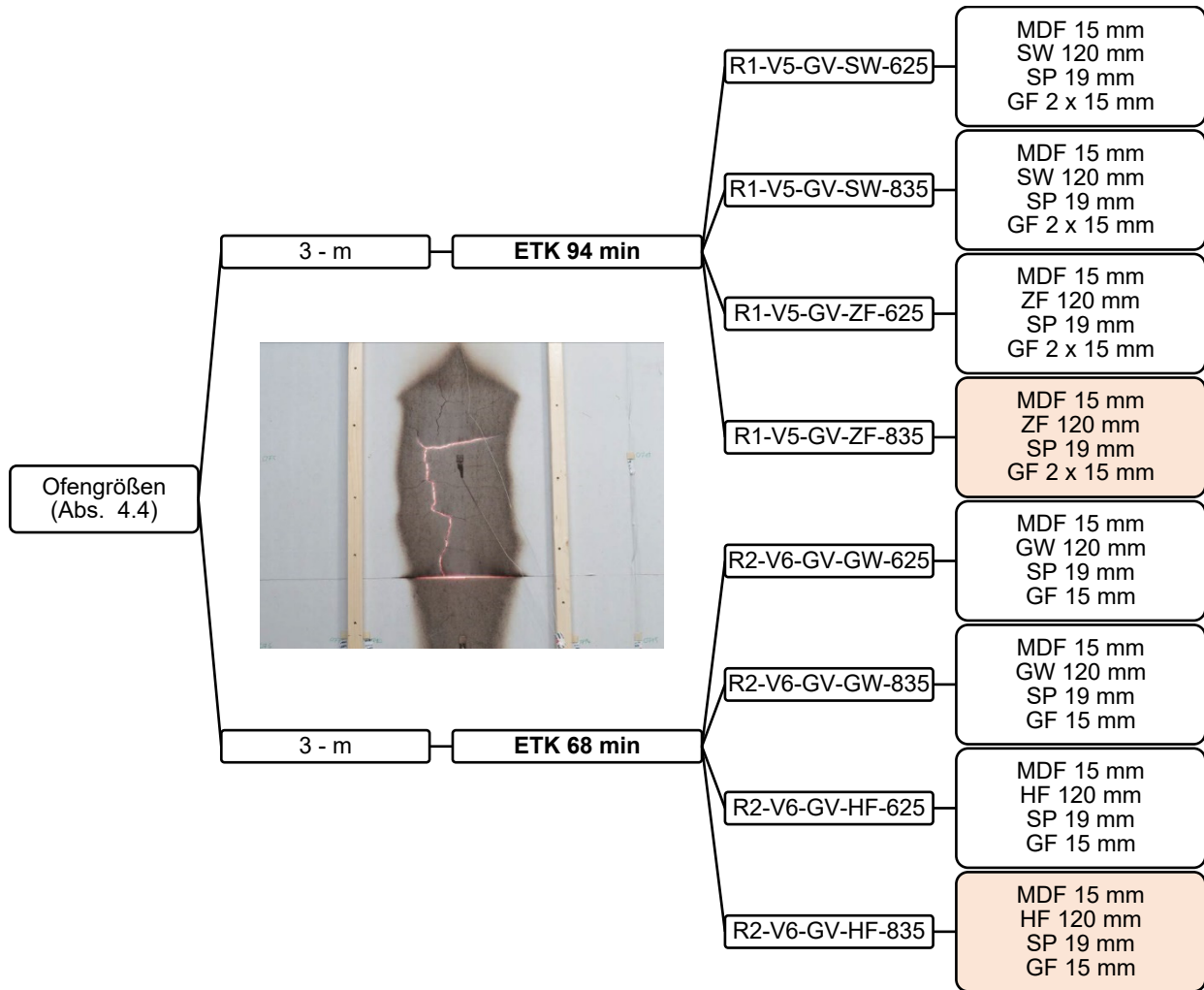


Abbildung 4-55: Versuchsübersicht „Ofengrößen“ (3 m x 3 m Wand) entsprechend Abs. 4.4

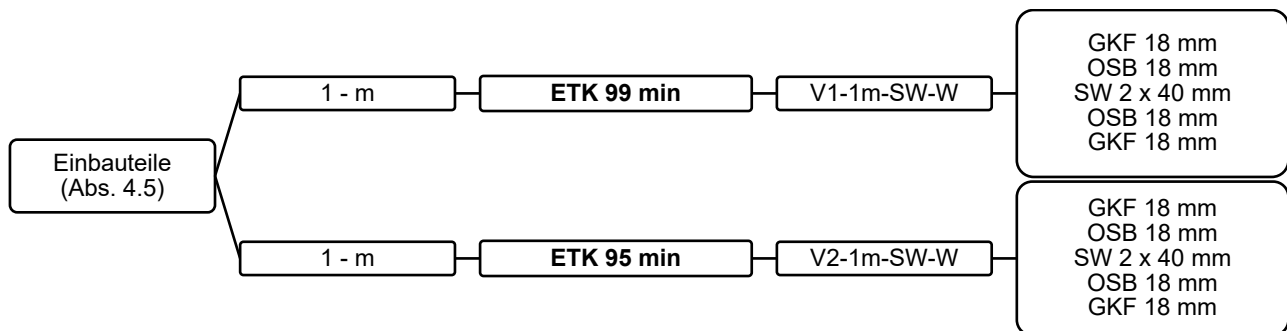


Abbildung 4-56: Versuchsübersicht „Einbauteile“ (1 m- Ofen) entspr. Abs. 4.5

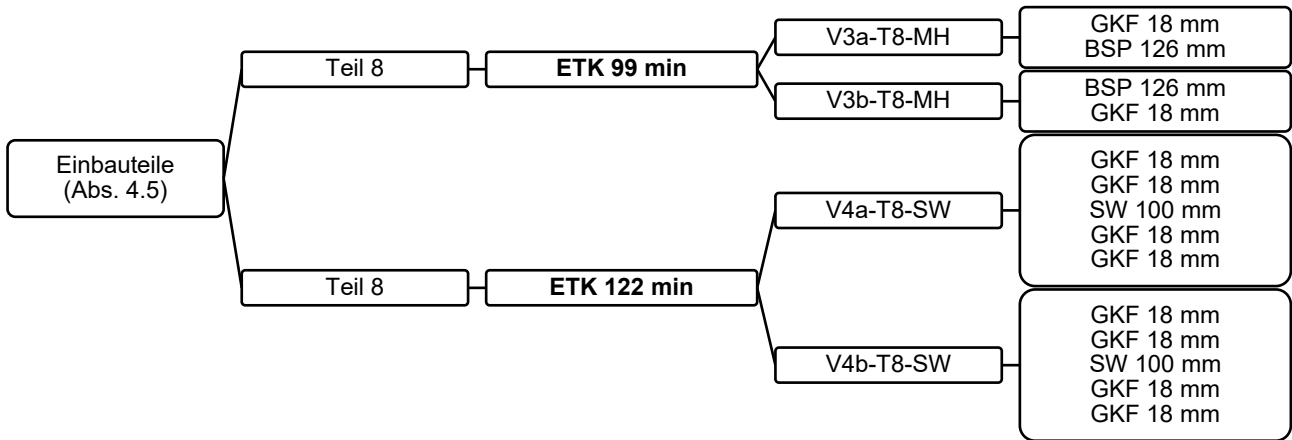


Abbildung 4-57: Versuchsübersicht „Einbauteile“ (Teil 8 - Ofen) entspr. Abs. 4.5

Die farblich gekennzeichneten Versuche haben auf Durchbrand versagt. Bei den Einbauteilen trat das Versagen im Bereich der Einbauteile auf, so dass hier kein Durchbrand der flächigen Konstruktion abgeleitet werden konnte. Durch die Bekleidung von 18 mm GKF + 18 mm OSB und die dahinterliegende Steinwolldämmung konnten alle Versuche mit den Einbauteilen bis zur 90-ten Minute beansprucht werden. Die feuerabgewandte 3-fach- Dose in V2 wurde nach dem Erreichen des Durchbrandes durch eine weitere GF- Platte abgedeckt, um die Konstruktion länger zu prüfen. Dadurch lassen sich aus den Versuchen Vorerwärmungen von über 60 Minuten ableiten, die zur Validierung des Modells erforderlich sind. Die vorgestellten Versagenszeiten dienen als Grundlage zur Validierung des Modells, eine entsprechende Validierung erfolgte bereits in Tabelle 3-4.

5 Hochtemperaturverhalten ausgewählter Funktionsschichten von raumabschließenden Holzbauteilen

5.1 Grundlagen

Um den Beitrag der Funktionsschichten einer Konstruktion zu erfassen, sind die materiellen und konstruktiven Randbedingungen jeder einzelnen Bauteilschicht maßgebend. Vorliegende Untersuchungen durch Mäger et al. (2018), Tiso (2018), Rauch et al. (2018) oder Winter et al. (2019) lassen sich in das Modell dieser Arbeit implementieren. Im nachfolgenden Kapitel werden Einzelschichten, für die aus Sicht des Autors die Notwendigkeit einer Optimierung besteht oder wodurch der Anwendungsbereich erweitert wird, untersucht und ein optimierter Vorschlag für das Berechnungsmodell erarbeitet. Spezifische, experimentelle Untersuchungen werden unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus Kapitel vier der vorliegenden Arbeit dargestellt. Optimierungsprozesse im Finite-Elemente-Modell werden auf Basis der antwortflächenbasierten Optimierung nach Abs. 3.3 bzw. 3.4 durchgeführt.

Folgende Aspekte werden in dem nachfolgenden Abschnitt untersucht:

- Bekleidungslagen aus Holz- und Holzwerkstoffen
- Bekleidungslagen aus Gipskartonfeuerschutzplatten
- Estriche und deren Anwendbarkeit für eine Brandbeanspruchung von der Deckenoberseite
- Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle mit geringer Dicke und hoher Rohdichte als Trittschalldämmstoffe
- Lange Brandbeanspruchungen bis 120 *min* Feuerwiderstand
- Einbauteile, hinterlegt mit mineralischen Dämmstoffen
- Versagenszeiten von Dämmstoffen

5.2 Thermisches und rechnerisches Modell für Holz- und Holzwerkstoffe

5.2.1 Problemstellung von Bekleidungslagen aus Holz- und Holzwerkstoffen

Massivholz- sowie Holzwerkstoffplatten werden als Bekleidungen oder als Beplankung mit aussteifer Funktion eingesetzt und liefern einen Beitrag zum Feuerwiderstand. Hier stehen aktuell zwei Rechenmodelle zur Verfügung, die sich im praktischen Anwendungsbereich etabliert haben. Zum einen das Modell über Abbrandraten nach Tabelle 3.1 der DIN EN 1995-1-2:2010-12 zur Berechnung der verbleibenden Dicke der Holzbekleidung oder der Zeit, bis die Holz- bzw. Holzwerkstoffplatte vollständig durchgebrannt ist und der Abbrand der nachfolgenden Schicht - falls brennbar - beginnt. Eine weitere Möglichkeit ist die Methode zur Berechnung des Raumabschlusses nach Schleifer (2009), basierend auf der Schutzzeit einer Schicht. Beide Methoden verwenden unterschiedliche Temperaturkriterien; Die Grundidee, den Beginn des Abbrandes der nächsten Schicht zu definieren, ist jedoch identisch. Die Temperaturkriterien auf der feuerabgewandten Seite der

Bekleidung bzw. innerhalb der Platte betragen 300 °C, resultierend aus dem Modell über Abbrandraten und stehen im Gegensatz zu 270 °C, abgeleitet aus dem Modell des Raumabschlusses für eine mit einer Spanplatte hinterlegten Holzwerkstoffplatte. Der zeitliche Unterschied einer Bekleidung kann aufgrund des steilen Anstiegs der Isotherme für Holz- und Holzwerkstoffplatten bis zum Erreichen dieser Temperaturen vernachlässigt werden (vgl. Abbildung 5-12). Dennoch zeigt der Vergleich der beiden Berechnungsmodelle unterschiedliche Ergebnisse, bezogen auf die Zeit, bis diese Versagenskriterien erreicht werden. Im nachfolgenden Absatz werden beide Methoden unter Berücksichtigung der Ergebnisse von Brandversuchen diskutiert und eine Empfehlung für ein homogenisiertes Berechnungsmodell zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von Holzwerkstoffplatten in Holztafelkonstruktionen angegeben.

5.2.2 Abgrenzung zwischen massiven Holzbauteile mit großen Dicken und Bekleidungslagen

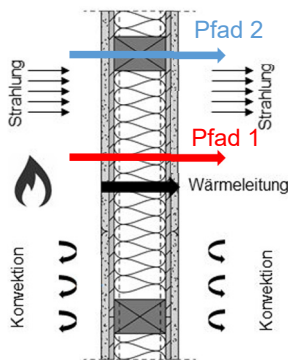


Abbildung 5-1: Abbildung Wärmedurchgangspfad – Holzständer bzw. Massivholzelement

Untersuchungen zur Tragfähigkeit von linearen oder flächigen, massiven Holzbauteile sind nicht Bestandteil dieser Untersuchungen. Hier wird auf die Erkenntnisse aus den Arbeiten von Just (2010) und Tiso (2018) für Holztafelbauelemente bzw. auf das Stufenmodell nach Schmid (2018) verwiesen, deren Ergebnisse zur Untersuchung der Tragfähigkeit von Holztafelbauelementen die Grundlage für die Bemessungsmodelle des Entwurfsdokumentes des EC 5, der (prEN 1995-1-2:2020-11) darstellen. Unabhängig von der Bemessung der Tragfähigkeit ist hinsichtlich der raumabschließenden Funktion der Wärmedurchgang durch den massiven Holzquerschnitt (vgl. Abbildung 5-1) zu betrachten (Pfad 2). In allen ausgewerteten Großbrandversuchen im Rahmen der Bearbeitung des Projektes F-REI 90 (Rauch, Suttner & Werther, 2019a) tritt ein Versagen des Raumabschlusses im Bereich des Gefaches (Pfad 1) auf, so dass der maßgebende, zu bemessende Pfad im Gefach liegt. Dies wird auch durch die Erkenntnisse von Schleifer (2009) bestätigt. Der Nachweis für den Raumabschluss von Holzmassivbauteilen, wie beispielsweise Brettsperrholz, muss ebenfalls erfolgen. Der maßgebende „Wärmedurchgangspfad“ liegt hier im massiven, meist

mehrlagigen Holzbauteil oder im Bereich der Bauteilfuge (falls vorhanden). Untersuchungen hierzu wurden bereits durch Schleifer (2009) und darauf aufbauend für Fugen durch Dumler (2017) durchgeführt und es wurde gezeigt, dass das Verfahren für den Raumabschluss auch für mehrlagige Schichten angewendet werden kann, sofern jede Lage einzeln betrachtet wird. Eine Dickenbegrenzung einer einzelnen Lage liegt allerdings nicht vor.

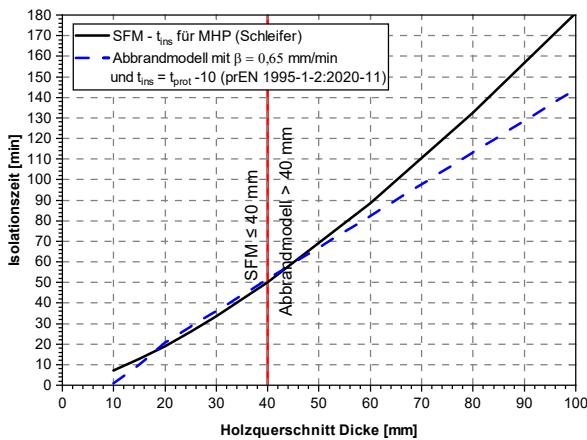


Abbildung 5-2: Vergleich der Isolationszeiten (t_{ins}) nach der SFM und dem „Abbrandmodell“

(2020) führte eine Vergleichsuntersuchung zwischen dem Stufenmodell und der SFM in der durch den Autor betreuten Bachelorarbeit durch. Ein Vergleich des Stufenmodells mit der SFM zeigt, dass die SFM bei einer lageweisen Berechnung der Einzelschichten wesentlich konservativere Ergebnisse liefert als das Stufenmodell.

Tabelle 5-1: Vergleich des Abbrandmodells mit der SFM (t_{prot}) für unbedeckte BSP- Decken- Elemente, mit dem Versuchsergebnis nach Klippel et al. (2014) nach der zweiten Lage

Rechenmodell	BSP- Aufbau	Abbrand Lage	Abbrand-tiefe [mm]	Zeit [min]	$\beta_{0,mittel}$ [mm/min]
Brandversuch (67 min Beanspruchung) nach Klippel et al. (2014)	34-19-34-19-34	in der 3. Lage bzw. kurz hinter der 2. Lage	54,5	67	0,81
Stufenmodell nach prEN 1995-1-2:2020-11			54,5	67,7	0,81
SFM nach prEN 1995-1-2:2020-11			53	62,8	0,84
Brandversuch (67 min Beanspruchung) nach Klippel et al. (2014)	34-19-34-19-34	hinter der 3. Lage	nicht erreicht	nicht erreicht	-
Stufenmodell nach prEN 1995-1-2:2020-11			87	99,4	0,88
SFM nach prEN 1995-1-2:2020-11			87	90,7	1,04

Ein Vergleich zwischen der SFM und dem Abbrandmodell für Massivholzkonstruktionen (Annahme: Durchbrand abzüglich zehn Minuten) entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 für unterschiedlich dicke Holzquerschnitte zeigt, dass ab ca. 40 mm die Isolationszeit der SFM zunehmend vom Abbrandmodell abweicht und höherer Schutzzeiten liefert. Da die SFM für dünne Bauteilschichten kalibriert wurde ist für dünne Holzquerschnitte $\leq 40 \text{ mm}$ das Modell der SFM (vgl. *Abbildung 5-2*), welches auch den Einfluss der Hinterlegungsmaterialien berücksichtigt, anzuwenden. Für größere Dicken von Massivholz mit geringerem Einfluss des Hinterlegungsmaterials wurde das Abbrandmodell durch (Werther, 2016) bestätigt und liefert bessere Ergebnisse als die SFM. Für BSP- Elemente wird in der prEN 1995-1-2:2020-11 das Stufenmodell vorgestellt. Huber

Da das Stufenmodell in Klippel et al. (2014) validiert sowie die konservativen Ergebnisse der SFM für Massivholzbauteile durch Dumler (2017) sowie Huber (2020) bestätigt wurden, kann zur Berechnung des Raumabschlusses von BSP- Elementen das Abbrandmodell (in Kombination mit dem Stufenmodell) herangezogen werden, um wirtschaftlichere, aber dennoch konservative Ergebnisse zu erhalten.

5.2.3 Arten von Holzwerkstoffplatten

Eine Gruppierung der unterschiedlichen Holzwerkstoffplatten sowie die zugehörigen Herstellverfahren wird in Niemz und Sonderegger (2017) dargestellt. Innerhalb dieser Arbeit wurden Untersuchungen zu Spanplatten (SP), Mitteldichten Faserplatten im Trockenverfahren (MDF) und OSB- Platten ausgewertet und durchgeführt. Aufgrund der geringen Datenlage konnten keine experimentellen Ergebnisse für Werkstoffe auf Furnierbasis, wie beispielsweise Furnierschichtholz (LVL) oder Sperrholz, erarbeitet werden. Hier wird auf die bestehenden Erkenntnisse nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 bzw. das Holz Brandschutz Handbuch (Kordina et al., 1995) verwiesen. Für Sperrholz wurde eine Abbrandrate von 1 mm/min angegeben, für LVL entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 eine Abbrandrate von $0,65 \text{ mm/min}$.

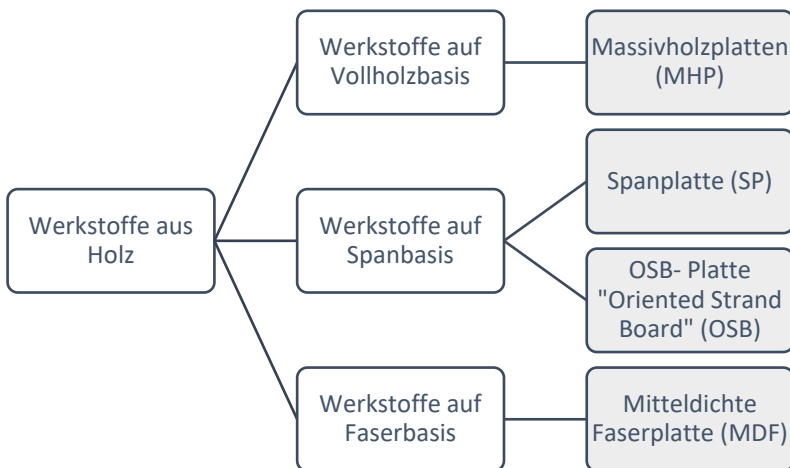


Abbildung 5-3: Kategorisierung der in dieser Arbeit untersuchten Holzwerkstoffe in Anlehnung an Niemz und Sonderegger (2017)

MDF-, OSB- und Spanplatten werden aus Holzfasern bzw. Holzspänen hergestellt, die mit Klebstoff oder anderen Bindemitteln und ggf. Zusatzstoffen versetzt, zusammengepresst werden. Der Ausgangsstoff für alle Holzwerkstoffe sind somit Holzspäne. Durch unterschiedliche Span- bzw. Fasergröße, Art und Ausrichtung sowie unterschiedliche Rohdichten differiert das Abbrandverhalten der unterschiedlichen Holzwerkstoffe.

Die aufgeführten Holzwerkstoffe sind alle normativ geregelt. Massivholzplatten und Bekleidungen (nichttragend) nach DIN EN 14915:2020-03, Massivholzplatten (SWP) nach DIN EN 13353:2011-07, Spanplatten nach DIN EN 312:2010-12 und MDF- Platten nach DIN EN 622-5:2010-03, jeweils zusammen mit der übergeordneten Norm DIN EN 13986:2015-06. Auf Basis der normativen

Grundlagen werden für Massivholzplatten entsprechend Nadelholz C 14 nach mindestens 290 kg/m^3 (5 %- Quantil) bzw. 350 kg/m^3 (Mittelwert) gefordert. Für Holzwerkstoffe entsprechend DIN EN 12369-1:2001-04 550 kg/m^3 als charakteristischer Wert. Mindestwerte für die Rohdichte werden in DIN EN 13986:2015-06 zur Einstufung in Brandverhaltensklassen angegeben. Um die übliche Klassifikation von normalentflammbar in Deutschland zu erreichen, wird in der MVV-TB (MVV TB, 2020/2019/1) die Klasse E gefordert. Spanplatten, OSB-Platten und MDF-Platten lassen sich somit, abhängig von deren Dicke und der Endanwendungsbedingung, in die Klasse D-s2-d0 einstufen (Klasse D hinsichtlich der Flammenausbreitung, Klasse s2 mit mittlerer Rauchentwicklung und ohne brennendes Abtropfen, Klasse d0). Für beide Einstufungen wird eine Mindestrohichte von 600 kg/m^3 gefordert. Eine Mindestwert von 600 kg/m^3 wird auch in der DIN 4102-4:2016-05 für Bekleidungen gefordert. Die üblichen Rohdichtewerte von Holzwerkstoffplatten in der Praxis liegen somit im Bereich von 600 kg/m^3 auch wenn keine exakte Definition der Mindestrohichte vorliegt.

5.2.4 Einflussfaktoren auf die Schutz- bzw. Isolationszeit und Abbrandraten von Holz- und Holzwerkstoffplatten in den Rechenmodellen

Durch die Einführung des Modells für den Raumabschluss durch Schleifer (2009) existieren im europäischen Raum drei brandschutztechnische Kenngrößen, die als Eingangsgrößen in rechnerische Methoden den Beitrag einer Holz- bzw. Holzwerkstoffplatte zum Feuerwiderstand einer Konstruktion beschreiben.

- Die Schutzzeit einer Schicht entsprechend dem Modell nach Schleifer (2009) basiert auf der Zeit, bis auf der Rückseite einer mit einer Spanplatte hinterlegten Schicht 250 K Temperaturerhöhung erreicht wird.
- Die Isolationszeit einer Schicht, basierend auf dem Isolationskriterium des Raumabschlusses entsprechend DIN EN 13501-2:2016-06 von 140 K Temperaturerhöhung (160 °C bei einer Ausgangstemperatur von 20 °C) im Mittel bzw. 180 K Temperaturerhöhung (200 °C bei einer Ausgangstemperatur von 20 °C).
- Die Abbrandrate als Eingangsgröße in das Abbrandmodell, basiert auf der Geschwindigkeit des Fortschreitens der 300 °C Isotherme innerhalb einer brennbaren Schicht.

Die 300 °C Isotherme als Abbrandgrenze wird in dieser Arbeit in Anlehnung an DIN EN 13381-7:2019-06 bzw. DIN EN 1995-1-2:2010-12 verwendet. Über die genaue Temperatur des Abbrandes bestehen unterschiedliche Aussagen, die in Werther (2016), sowie Frangi (2001) zusammengefasst sind und sich zwischen 200 °C und 360 °C bewegen. Durch den hohen Temperaturgradienten in diesem Bereich (vgl. Abbildung 4-35 bzw. Abbildung 5-12) führen diese Unterschiede nur zu geringen Differenzen bei der Abbrandtiefe (Frangi, 2001) bzw. der Beanspruchungszeit bis zum Erreichen des Temperaturkriteriums. Somit ist der zeitliche Verlauf der 300 °C Isotherme des Abbrandmodells sowie der 270 °C Isotherme für die Schutzzeit vergleichbar.

Für das rechnerische Modell wird neben der Schutzzeit auch die Abfallzeit benötigt. Bei ausreichender Befestigung entsprechend den Herstellerangaben wurde bei den beobachteten Versuchen (entsprechend Abschnitt 4.4) kein verfrühtes Abfallen, vor dem Erreichen der Schutzzeit, beobachtet.

Somit wird angenommen:

$$t_f = t_{prot} \quad (Gl. 5-1)$$

mit t_f [min] Abfallzeit der Holz- bzw. Holzwerkstoffplatte

t_{prot} [min] Schutzzeit der Holz- bzw. Holzwerkstoffplatte

Zur experimentellen Bestimmung der Grundschutzzeit bzw. der Isolationszeit liegen Empfehlungen nach Mäger (2016) vor. Hierfür werden die Temperaturen hinter der zu untersuchenden Schicht für die Grundschutzzeit mittels Thermoelementen gemessen und der Zeitpunkt t_{prot} , bis zum Erreichen der 270 °C ermittelt. Auf der feuerabgewandten Seite wird die Temperatur entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 mit Oberflächenthermoelementen, geschützt durch ein Abdeckfilz, bestimmt und der Zeitpunkt t_{ins} der mittleren Temperaturerhöhung von 140 K in der Fläche ermittelt. Zur Bestimmung der Abbrandrate liegen unterschiedliche Verfahren vor. Ein normativ geregeltes Verfahren existiert bisher nicht. Die Abbrandrate kann nach Versuchsende über den verbleibenden Restquerschnitt ermittelt werden. Hierfür ist die Art des Ablöschens maßgebend, damit nach dem Brandversuch kein weiterer Abbrand stattfinden kann. Nach Fischer und Treml (2012) handelt es sich hierbei um die „Methode Abbrand“, mittels derer eine mittlere Abbrandrate bis zum Versuchsende gemessen wird. Kontinuierliche Messungen während des Versuchs können über Messsonden, wie beispielsweise durch Lache (1992) oder durch die Ermittlung des Masseverlustes bestimmt werden. Alternativ kann die Temperaturmessung in Zwischenlagen zur Ermittlung der 300 °C Isotherme herangezogen werden. Eine Übersicht über die bisher in der Literatur verwendeten Methoden wurde durch Wörle (2019) dargestellt. Abhängig von den unterschiedlichen Messmethoden können variierende Abbrandraten resultieren. Abbrandraten und deren Einflussfaktoren für Massivholz wurden bereits umfangreich untersucht und diskutiert (Frangi, 2001; Friquin Leikanger, 2010; Huntierová, 1995; Lache, 1992; Lingens, 2003; Schaffer, 1967, 1967; Werther, 2016).

Für Holzwerkstoffplatten liegen Untersuchungen zu Einflussfaktoren und Abbrandraten für Holzwerkstoffplatten von unterschiedlichen Autoren vor (Ehrlenspiel et al., 2001; Fic, 2014; Fischer & Treml, 2012; Huntierová, 1995; Kordina et al., 1995; Lache, 1992; Meyn, 2009; Norén & Östman, 1986; Schleifer et al., 2007; Teibinger et al., 2009; White, 1982; Wörle, 2019). Dabei wurde kein einheitliches Verfahren zur Bestimmung der Abbrandrate verwendet. In den Arbeiten von Fischer und Treml (2012), Huntierová (1995), Lache (1992) sowie Wörle (2019) wurde der Abbrand über kontinuierliche Methoden mittels Messsonden oder durch Rückrechnung der mittleren Abbrandrate aus dem Restquerschnitt ermittelt. In experimentellen Methoden der anderen Autoren wurde die Temperatur auf der feuerabgewandten Seite der Holzwerkstoffplatten mittels Thermoelementen gemessen und die mittlere Abbrandrate abgeleitet. Für nicht hinterlegte Platten wurde nach Norén und Östman (1986), Schleifer et al. (2007) und White (1982) die Zeit bis zum Erreichen eines Temperaturkriteriums von 140 K oder der Durchbrand als Abbruchkriterium – entsprechend den Kriterien für den Raumabschluss entsprechen DIN EN 1995-1-2:2010-12 - festgelegt. Nach Schleifer (2009) wird hierfür ein Zeitkriterium für die Isolationszeit (t_{ins}) angegeben. Abweichend hiervon ermittelten Norén und Östman (1986) sowie White (1982) eine „Feuerdurchgangsrate (fire penetration rate)“.

Diese weicht von der Abbrandrate ab und die daraus errechnete Zeitdauer entspricht per Definition der Isolationszeit nach Schleifer. Die Feuerdurchgangsrate nach Norén und Östman (1986) liegt mit $0,7 \text{ mm/min} - 0,9 \text{ mm/min}$ etwas höher als die Abbrandrate von $0,6 \text{ mm/min} - 0,8 \text{ mm/min}$ und übersteigt in den Versuchen der beiden Autoren für Holzwerkstoffplatten ausgenommen Dämmplatten mit sehr geringer Rohdichte nie $0,9 \text{ mm/min}$. Dieser Wert entspricht dem normativen Wert der Abbrandrate für Holzwerkstoffplatten der DIN EN 1995-1-2:2010-12, Tab. 3.1.

Abbildung 5-4 zeigt einen Vergleich des normativen Berechnungsmodells mit den Ergebnissen der Schutzzeit nach Schleifer. Die nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 errechnete Durchbrandzeit stimmt mit der Isolationszeit nach Schleifer (2009) annähernd überein und bestätigt die Ergebnisse von Norén und Östman (1986) für eine Feuerdurchgangsrate von $0,9 \text{ mm/min}$. Da Holzwerkstoffplatten über die Dichte ein ungleiches Dichteprofil aufweisen (Huntierová, 1995; Norén & Östman, 1986) resultiert für die Feuerdurchgangsrate von Holzwerkstoffplatten eine größere Streuung im Vergleich zu Massivholz (Norén & Östman, 1986).

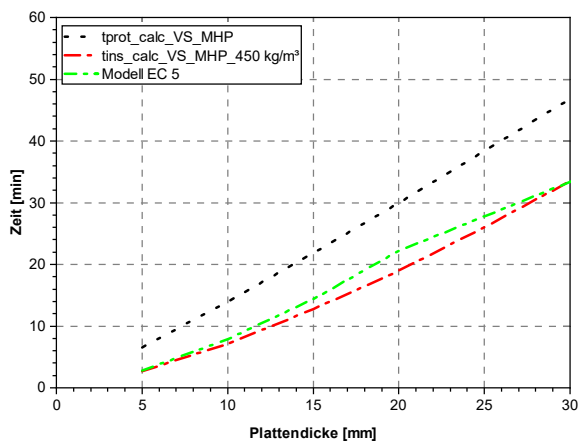


Abbildung 5-4: Vergleich von t_{prot} und t_{ins} für Massivholzplatten (MHP) nach Schleifer (VS) mit dem Abbrandmodell nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12)

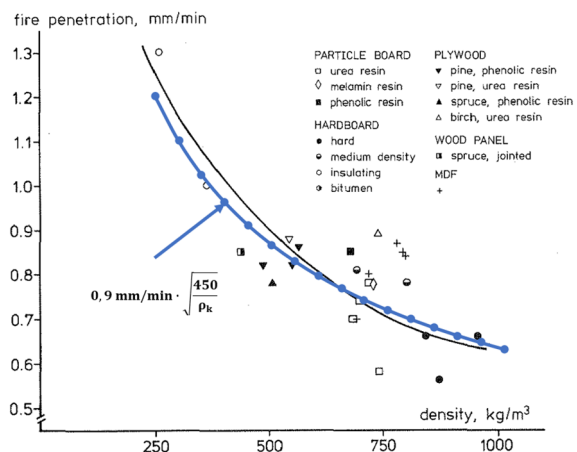


Abbildung 5-5 in Anlehnung an Norén und Östman (1986): Einfluss der Rohdichte auf die Abbrandrate von Holzwerkstoffplatten nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 ($\beta = 0,9 \text{ mm/min}$) und nach den experimentellen Ergebnissen von Norén und Östman (1986)

In den Untersuchungen wurde eine Abhängigkeit der Durchbrandzeit, somit von der Feuerdurchgangsrate, der Rohdichte und der Dicke einer Holzwerkstoffplatte gezeigt (Gersonde & Deppe, 1978; Kordina et al., 1995; Norén & Östman, 1986; White, 1982). Dieses Ergebnis wird von Lache (1992), Huntierová (1995), Fischer und Treml (2012) sowie Meyn (2009) bestätigt. Lediglich für Massivholzplatten konnten Fischer und Treml (2012) keinen Zusammenhang zwischen Abbrandgeschwindigkeit und Rohdichte nachweisen. Abbildung 5-5 zeigt die ausgewerteten Abbrandgeschwindigkeiten in Übereinstimmung mit DIN EN 1995-1-2:2010-12. Mit zunehmender Rohdichte steigt die Versagenszeit der Platte und somit sinkt die Feuerdurchgangsrate. Für Massivholz liegen umfangreiche

Untersuchungen vor, die durch Werther (2016) zusammengefasst wurden und unterschiedliche Erkenntnisse des Rohdichteeinflusses wiedergeben. Zusammenfassend ist innerhalb einer Holzart bei gleichbleibender Holzfeuchte eine Rohdichteabhängigkeit erkennbar, deren praktische Relevanz aber nur bei großen Rohdichteunterschieden innerhalb einer Holz- bzw. Holzwerkstoffplattenart eine Rolle spielt.

Neben der Rohdichte wurde durch Norén und Östman (1986) die Dickenabhängigkeit als wichtigste Einflussgröße - in Form einer Parabel - der Schutzzeit für Holzwerkstoffplatten entsprechend Gl. 5-1 angegeben. Somit resultiert auch eine Dickenabhängigkeit der Feuerdurchgangsrates. Mit zunehmender Plattendicke sinkt die Feuerdurchgangsrates. Die Abbrandrate liegt laut diesen Untersuchungen für Massivholzplatten im Größenordnungsbereich von massivem Holz.

$$b_m = 1,128 \cdot t + 0,0088 \cdot t^2 \quad (Gl. 5-2)$$

mit: b_m [-] Faktor zur Berücksichtigung dünner Platten

t mm Plattendicke in mm

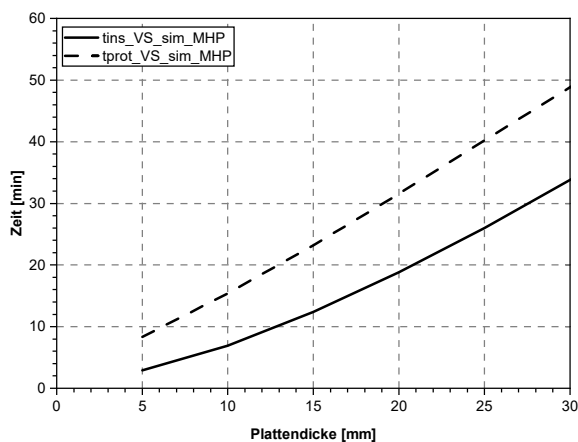


Abbildung 5-6: Einfluss der Plattendicke, Vergleich der Simulationsergebnisse für t_{prot} und t_{ins} nach den Materialkennwerten von Schleifer (2009)

Abweichend hiervon wurde durch Wörle (2019) und Fischer und Treml (2012) nur ein unausgeprägter Dickeneinfluss festgestellt. In den experimentellen Untersuchungen dieser beiden Autoren wurde die Abbrandrate und nicht die Feuerdurchgangsrates gemessen. Ein Vergleich mit durchgeführten Simulationen bestätigt den größeren Einfluss der Dicke für dünne Platten (≤ 20 mm) für t_{ins} und daraus folgend der Feuerdurchgangsrates im Vergleich zu t_{prot} , das aus dem Abbrand resultiert. Neben Rohdichte und Dicke wurde durch White (1982) der Einfluss der Holzfeuchte auf die Abbrandrate der Holzwerkstoffplatten dargestellt. Dieser Zusammenhang spielt für das Berechnungsmodell nur eine untergeordnete Rolle, da im baupraktischen Anwendungsbereich dünnerer Platten der geringe Einfluss auf die Abbrandrate keine relevante Auswirkung zeigt (Fischer & Treml, 2012).

5.2.5 Numerisches Materialmodell aus der Literatur

Zur numerischen Untersuchung von Massivholz wurden unterschiedliche Materialmodelle entwickelt und verschiedene Eingangswerte für das ρ - c_p - λ -Modell, welches dieser Arbeit zugrunde liegt,

vorgeschlagen. Kategorisiert nach Eingangswerten wurden durch Schleifer (2009) für die Rohdichte gemessene Werte aus der Literatur verglichen (Clancy, 2001; Harmathy, 1983; Mehaffey et al., 1994; Takeda & Mehaffey, 1998). Zusätzlich wurden die Werte nach Frangi (2001) und Fuller et al. (1992) mitberücksichtigt. Dem Eurocode (DIN EN 1995-1-2:2010-12) liegen die Materialparameter nach Källsner und König (2000) zugrunde, die wiederum auf den Werten nach Janssens (1994) basieren. In der Arbeit von Schleifer (2009) werden die Daten von Clancy (2001) herangezogen, abgeleitet aus den Untersuchungen von Takeda und Mehaffey (1998).

Die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität für Holz wurde durch Harmathy (1983) gemessen, alternativ wurde der Verlauf durch Mehaffey et al. (1994) und Frangi (2001) berechnet. Unter der Annahme, dass nur die Temperatur und der Feuchtegehalt einen maßgeblichen Einfluss auf die spezifische Wärmekapazität haben und zwischen Temperatur und spezifischer Wärmekapazität ein linearer Zusammenhang nach Koch (1969) besteht, kann unter Berücksichtigung der latenten Verdampfungsenergie von 2257 kJ/kg (Kuchling, 2004), der Verlauf der Wärmekapazität bis zur Pyrolysegrenze berechnet werden. Zusätzlich wurde durch Schleifer (2009) die für die Pyrolyse benötigte Wärmeenergie, basierend auf Frangi (2001) im Bereich der pyrolytischen Zersetzung als Dreiecksverlauf mitberücksichtigt. Da Feuchtetransportvorgänge in der rechnerischen Betrachtung nicht miteinfasst sind, wurden die Werte für die Wärmekapazität durch Schleifer (2009) mit dem Faktor 1,2 multipliziert, wodurch eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation erreicht werden konnte. Im Gegensatz hierzu basieren die Werte der DIN EN 1995-1-2:2010-12 auf den Untersuchungen von König und Walleij (1999) sowie Källsner und König (2000) und enthalten ebenso den Peak für die notwendige Verdampfungswärme im Bereich von 100 °C. Die zusätzlich benötigte Energie für die Pyrolyse im Bereich von 200 °C bis ca. 350 °C ist nicht mit enthalten und wird als exotherme Reaktion angesehen.

Die Wärmeleitfähigkeit wurde durch Bénichou et al. (2001) gemessen und durch weitere Autoren (Frangi, 2001; Fuller et al., 1992; Janssens, 1994; Mehaffey et al., 1994; Povel, 2002), abhängig vom verwendeten numerischen Modell, angepasst. Von Schleifer (2009) wurden die Werte von Mehaffey et al. (1994) als Grundlage angenommen und anhand eigener Versuche kalibriert. Die Werte der DIN EN 1995-1-2:2010-12 basieren auf den Untersuchungen von König und Walleij (1999) die wiederum aus dem Modell für Holz nach Mehaffey et al. (1994) und der Wärmeleitfähigkeit von Holzkohle nach Landolt-Börnstein (1961) resultieren. Entsprechend den Phasen des Holzes unter Brandeinwirkung (Frangi, 2001) wird eine erhöhte Rissbildung in beiden Modellen ab ca. 500 °C bzw. die vollständige Verbrennung ab ca. 800 °C durch eine stark ansteigende Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt.

Im ρ - c_p - λ -Modell werden im Gegensatz zum Enthalpiemodell, die Rohdichte und die spezifischen Wärmekapazität explizit berücksichtigt. Der Feuchteeinfluss fließt implizit über eine Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität – bezogen auf eine Holzfeuchte von 12 % - im Bereich von 100 °C mit ein. Nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 wird die Holzfeuchte durch den Faktor ω im Bereich von 20 °C bis 99 °C berücksichtigt. Basierend auf der Auswertung der Versuche von Schaffer (1967), Lache (1992) und Huntierová (1995) durch Meyn (2009) resultiert für Nadelhölzer eine Abnahme der Abbrandgeschwindigkeit von ca. 1% pro prozentualer Zunahme der Holzfeuchte. Für dünne Schichten hat die geringe Feuchteänderung somit auch nur einen geringen Einfluss auf die Schutzzeiten und wird entsprechend den Annahmen von Schleifer (2009) im Rechenmodell nur implizit berücksichtigt.

und kann nicht angepasst werden.

Von praktischer Bedeutung im europäischen Raum sind das Modell nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 für Massivholz (Holzwerkstoffe sind hier nicht berücksichtigt) und Materialkennwerte nach Schleifer (2009) die unter anderem in „Fire safety in timber buildings – Technical Guideline for Europe“ (Östman et al., 2010) enthalten sind.

Nachfolgender Vergleich bezieht sich auf diese beiden Modelle, deren Materialkennwerte in Tabelle 5-2 enthalten sind. Eine Vergleichsanalyse hat gezeigt, dass die Materialkennwerte für Massivholzplatten mit angepasster Rohdichte und für die OSB- Platten mit zusätzlich modifizierter Wärmeleitfähigkeit auch auf Holzwerkstoffplatten übertragbar sind. Der geringere Feuchtegehalt der Holzwerkstoffplatten im Vergleich zu Massivholz hat einen vernachlässigbaren Einfluss (Schleifer, 2009) . Die in DIN EN 1995-1-2:2010-12 angegebenen Materialkennwerte sind für Massivholz anwendbar. Holzwerkstoffplatten sind nicht berücksichtigt.

Tabelle 5-2: Materialkennwerte für Massivholzplatten und Holzwerkstoffplatten nach Schleifer (2009) bzw. DIN EN 1995-1-2:2010-12

Werte zur Ermittlung von t_{prot} und t_{ins} in der numerischen Simulation nach Schleifer						Werte DIN EN 1995-1-2:2010-12		
	MHP / SP	OSB	MHP / SP / OSB			MH / BSP / LVL		
T [°C]	λ [W/mK]	λ [W/mK]	c [kJ/kgK]	ρ/ρ_0 [-]	ρ/ρ_{20} [-]	λ [W/mK]	c [kJ/kgK]	ρ/ρ_{20} [-] ¹
20	0,12	0,12	1,79	1,06	1,00	0,12	1,53	1,00
99	*	*	*	*	*	*	1,77	1,00
99	*	*	*	*	*	*	13,60	1,00
100	0,3	0,3	1,79	1,06	1,00	*	*	*
110	0,23	0,23	30,796	1,03	0,97	*	*	*
120	*	*	*	*	*	*	13,50	0,89
120	0,15	0,15	1,79	1	0,94	*	2,12	0,89
200	0,18	0,18	1,79	1	0,94	0,15	2,00	0,89
250	*	*	*	*	*	*	1,62	0,83
275	0,14	0,14	6,173	0,62	0,58	*	*	*
300	*	*	*	*	*	*	0,71	0,68
350	0,09	0,09	0,69	0,24	0,23	0,07	0,85	0,46
400	*	*	*	*	*	*	1,00	0,34
500	0,11	0,23	0,69	0,22	0,21	0,09	*	*
600	*	*	*	*	*	*	1,40	0,25
800	0,35	0,74	0,69	0,18	0,17	0,35	1,65	0,23
1200	2	4,2	0,69	0,12	0,11	1,5	1,65	0

Zwischenwerte dürfen interpoliert werden

¹Bezogen auf eine Holzfeuchte von $\omega = 12\%$

Die resultierenden Materialparameter sind in Abbildung 5-7 bis Abbildung 5-9 dargestellt. Der Verlauf der Wärmeleitfähigkeit (λ) sowie das Rohdichteverhältnis (ρ/ρ_{20}), bezogen auf die Rohdichte bei 20 °C, für Massivholz nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 (MH – EC 5) bzw. den Massivholzplatten (MHP) nach Schleifer liegen in einem vergleichbaren Größenordnungsbereich. Der unterschiedliche

Peak der spezifischen Wärmekapazität bei ca. 100 °C ist abhängig vom Modell verschieden hoch und breit ausgeprägt. Die aufsummierte, über das Material aufgenommene Energie, ist in beiden Modellen bis 200 °C aber wieder identisch. Die unterschiedlichen Annahmen hinsichtlich der Berücksichtigung der Pyrolyse als endotherme bzw. exotherme Reaktion führen dazu, dass im Modell nach Schleifer (2009) die Summe der spezifischen Wärmekapazität bis ca. 900 °C über der des Modells nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 liegt. Durch die etwas höhere spezifische Wärmekapazität der Kohleschicht im EC- Modell, nähert sich der Verlauf der durch das Material bzw. die Stoffumwandlungsprozesse absorbierten Energie bis 900 °C wieder an.

Um eine Vergleichsuntersuchung für die OSB- Platte, deren Kohleschicht durch das sich ablösen der groben Späne schneller versagt, durchführen zu können, wurden die Werte der prEN 1995-1-2:1994-05 für die spezifische Wärmekapazität sowie den Rohdichtefaktor übernommen und die die Wärmeleitfähigkeit neu angepasst. Abbildung 5-7 enthält die angepassten Werte für die Wärmeleitfähigkeit im Rahmen dieser Arbeit.

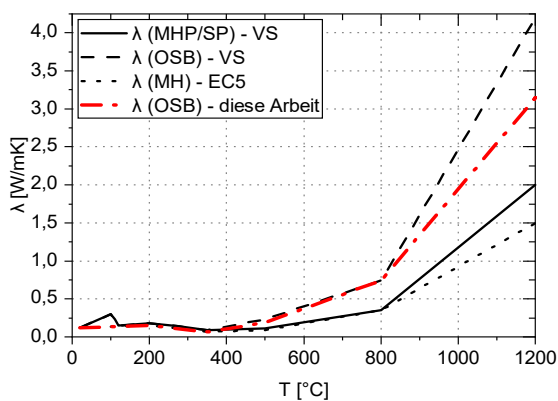


Abbildung 5-7: Wärmeleitfähigkeit nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009) und dieser Arbeit

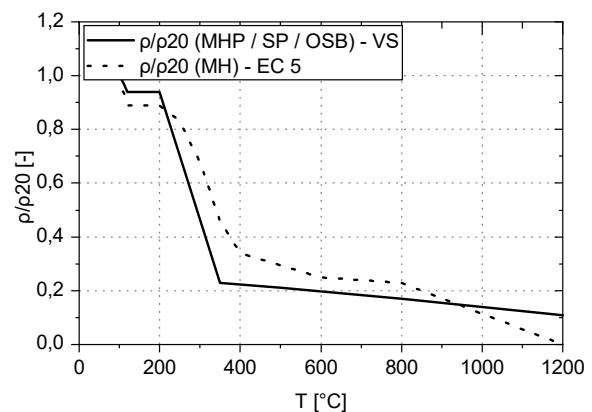


Abbildung 5-8: Rohdichteabnahme nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009)

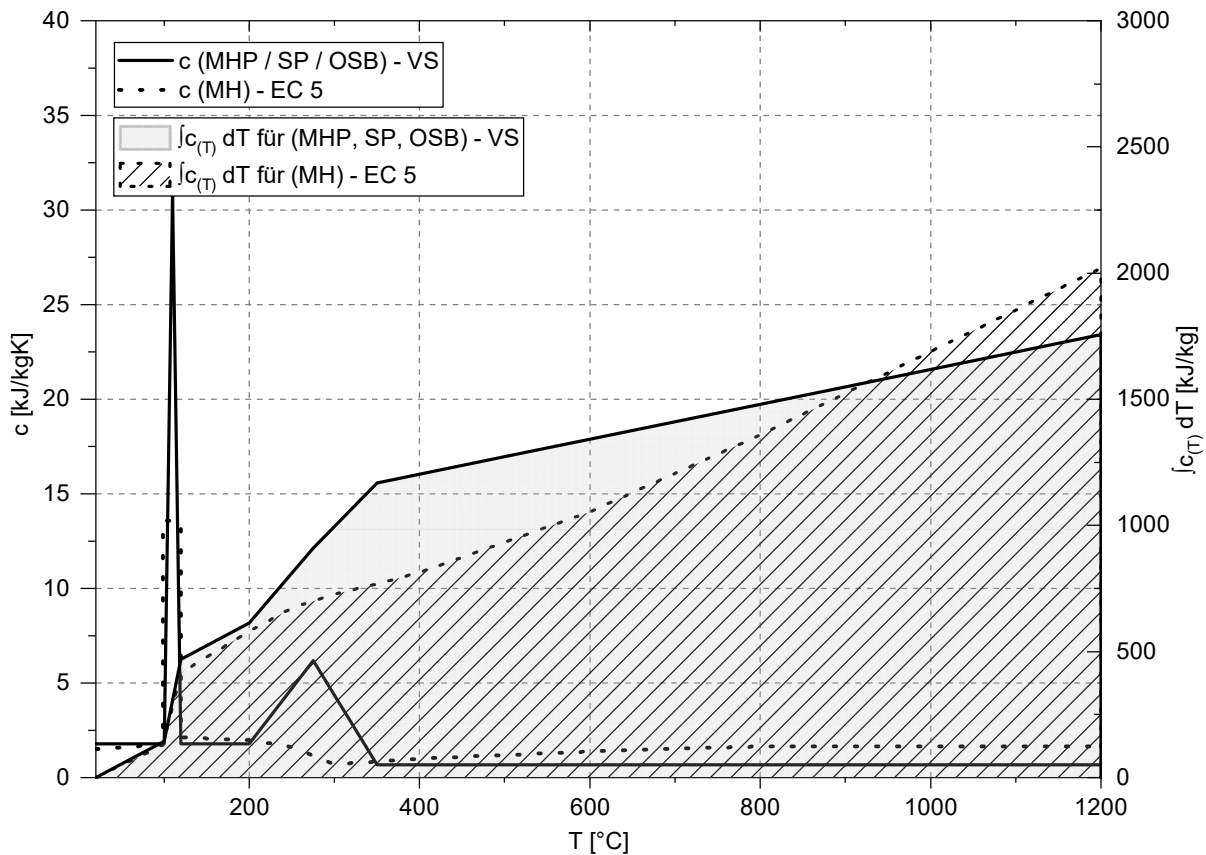


Abbildung 5-9: spezifische Wärmekapazität nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009) und die aufsummierte, aufgenommene Energie in kJ/kg bis 1200 °C

5.2.6 Vergleich der Materialmodelle

Eine Vergleichssimulation der unterschiedlichen Materialmodelle entsprechend 5.2.5 zeigt, dass für die maßgebenden Temperaturen für $t_{\text{prot},(270^\circ\text{C})}$ und $t_{\text{ins},(160^\circ\text{C})}$ im Dickenbereich bis 40 mm nach 5.2.1 beide Modelle vergleichbare Ergebnisse liefern und der Unterschied in den Eingangsparametern keinen maßgebenden Einfluss für die relevanten Temperaturbereiche für Massivholz darstellt. Die thermischen Materialparameter für den Rohdichtefaktor und die spezifische Wärmekapazität für Bekleidungs-lagen aus Massivholz nach Schleifer (2009) werden ebenso für Holzwerkstoffplatten übernommen und nur in der Wärmeleitfähigkeit unterschieden (vgl. Tabelle 5-2). Somit wurden im Modellvergleich ebenso Holzwerkstoffplatten, basierend auf den Kennwerten der thermischen Materialkennwerte nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 mit modifizierter Wärmeleitfähigkeit miteinbezogen.

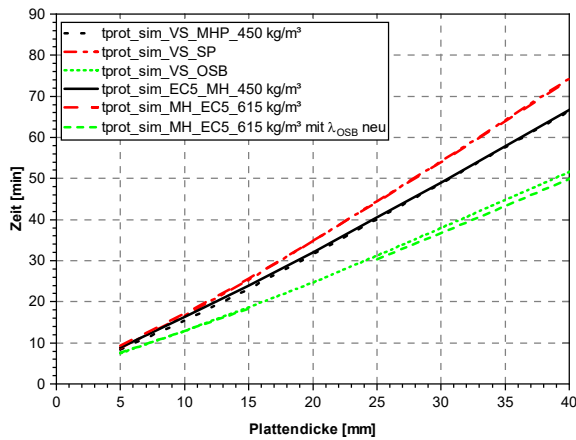


Abbildung 5-10: Vergleich der Materialmodelle für Holzwerkstoffplatten für t_{prot} (270 °C) nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009)

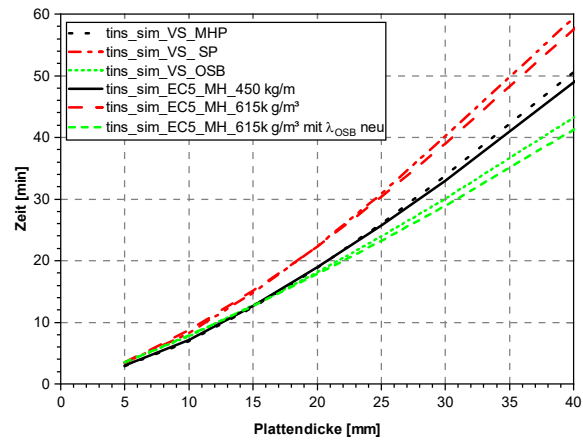


Abbildung 5-11: Vergleich der Materialmodelle für Holzwerkstoffplatten für t_{ins} (160 °C) nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009)

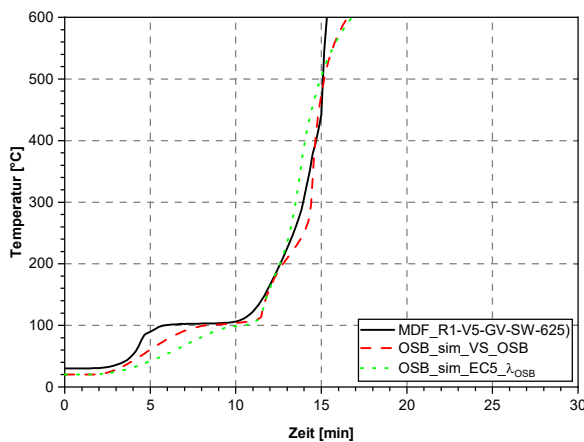


Abbildung 5-12: Vergleich der feuerabgewandten Temperatur zwischen Simulation und Versuch für eine 15 mm MDF-Platte, hinterlegt mit SW

Eine Gegenüberstellung der Temperaturverläufe auf der abgewandten Seite von Span- und OSB- Platten bestätigt diese Vergleichbarkeit. Die Validierung der Simulation anhand experimenteller Untersuchungen wurde bereits durch Schleifer (2009) erbracht. Ein Vergleich der Temperaturverläufe hinter einer MDF- Platte sowie der unterschiedlichen Materialmodelle für eine OSB- Platte ist in Abbildung 5-12 dargestellt. Der Vergleich mit dem Ergebnis aus den experimentellen Versuchen entsprechend Abschnitt 4.4 zeigt, dass eine gute Übereinstimmung der Simulation mit den Materialkennwerten entsprechend der OSB- Platte erreicht wird.

Tabelle 5-3: Modifizierte Eingangswerte in das ρ - c_p - λ -Modell basierend auf den Materialparametern der DIN EN 1995-1-2:2010-12

		DIN EN 1995-1-2:2010-12 für Massivholz		
Temperatur	OSB / MDF	Diese Arbeit: MH / MHP / SP		
T [°C]	λ [W/mK]	λ [W/mK]	c [kJ/kgK]	ρ/ρ_{20} [-] ¹
20	0,12	0,12	1,53	1,00
99	*	*	1,77	1,00
99	*	*	13,60	1,00
120	*	*	13,50	0,89
120	*	*	2,12	0,89
200	0,15	0,15	2,00	0,89
250	*	*	1,62	0,83
300	*	*	0,71	0,68
350	0,07	0,07	0,85	0,46
400	*	*	1,00	0,34
500	0,19	0,09	*	*
600	*	*	1,40	0,25
800	0,74	0,35	1,65	0,23
1200	3,15	1,5	1,65	0,01

Folglich können beide Materialmodelle nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 sowie das Modell nach Schleifer (2009) als Grundlage für die Simulation herangezogen werden. Beide Modelle ermöglichen es, Massivholzplatten, massive Holzquerschnitte und Holzwerkstoffplatten abzubilden. Für die OSB-Platten ist es erforderlich, in beiden Modellen die Wärmeleitfähigkeit aufgrund der abweichenden Holzkohleschicht zu berücksichtigen. Das Materialmodell nach Schleifer entspricht Tabelle 5-2. Das modifizierte Modell der DIN EN 1995-1-2:2010-12 mit den Erweiterungen zur Berücksichtigung von Holzwerkstoffplatten ist in Tabelle 5-3 dargestellt. Nicht alle numerischen Modelle ermöglichen aufgrund numerischer Konvergenzprobleme eine Reduktion der Rohdichte auf Null bei 1200 °C. Aus diesem Grund wurde dieser Wert auf 0,01 gesetzt, obwohl zu diesem Zeitpunkt auch die Holzkohle vollständig zersetzt ist.

Das in dieser Arbeit verwendete numerische Modell für die SFM entsprechend Abschnitt 3.3 kann auch für massive Holzquerschnitte modifiziert werden. Anstelle einzelner Schichten, abhängig eines Zeit-, bzw. Temperaturkriteriums, ausfallen zu lassen, kann diese Systematik auch auf Massivholzquerschnitte übertragen werden. So können abhängig

von einem definierten Temperaturkriterium Holzelemente auf Ebene der Finiten Elemente deaktiviert werden. Somit lassen sich vollständig zersetzte Schichten realistischer abbilden. Eine Untersuchung hierzu wurde von Joas (2016) durchgeführt. In der Anwendung für raumabschließende, mehrschichtige Bauteile mit verhältnismäßig dünnen Bauteilschichten, wird diese Systematik nicht auf der Ebene der Finiten Elemente sondern auf Ebene der Bauteilschichten realisiert. Hiermit lassen sich gute Ergebnisse mit einem vertretbaren Aufwand zur Modellerstellung realisieren.

5.2.7 Vergleich der analytischen Berechnungsmodelle für Holzwerkstoffplatten

Nach DIN EN 1995-1-2:2010-12, Tabelle 5-4 werden Bemessungswerte für die Abbrandrate von Holzbekleidungen und Holzwerkstoffplatten angegeben.

Tabelle 5-4: Bemessungswerte der Abbrandraten (DIN EN 1995-1-2:2010-12)

	β_0 [mm/min]	Ausgangsroh- dichte [kg/m ³]	Bezugsdicke [mm]
Holzbekleidungen	0,9	450	20
Sperrholz	1,0	450	20
Holzwerkstoffplatten außer Sperrholz	0,9	450	20

Für Holzbekleidungen mit einer Dicke $h_p \leq 20$ mm muss die Abbrandrate um den Faktor k_h erhöht werden. Abweichende Rohdichten werden über den Faktor k_ρ berücksichtigt.

$$k_h = \begin{cases} 1,0 & \text{für } h_p \geq 20 \text{ mm} \\ \sqrt{\frac{20}{h_p}} & \end{cases} \quad (\text{Gl. 5-3})$$

$$k_\rho = \sqrt{\frac{450}{\rho_k}} \quad (\text{Gl. 5-4})$$

k_h [-] Faktor zur Berücksichtigung dünner Platten
 k_ρ [-] Faktor zur Berücksichtigung der Rohdichte
 h_p [mm] Plattendicke in mm

Abweichend hiervon werden Exponentialfunktionen für Berechnung der Grundschutzzeit (270 °C Kriterium) angegeben (Schleifer, 2009).

Tabelle 5-5: Grundschutzzeiten für Holzwerkstoffplatten (Schleifer, 2009)

	$t_{\text{prot},0}$ [min]	$t_{\text{ins},0}$ [min]	Ausgangs- roh-dichte (ρ_0) [kg/m ³]	Bezugsdicke (h_p) [mm]
Massivholzplatten	$30 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,1}$	$19 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,4}$	450	20
Spanplatten	$33 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,1}$	$22 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,4}$	580	20
OSB- Platten	$23 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,1}$	$16 \cdot \left(\frac{h_p}{20}\right)^{1,4}$	580	20

Auf eine Berücksichtigung der Rohdichteabhängigkeit wurde im Modell nach Schleifer aufgrund des geringen Einflusses verzichtet. Durch die Trennung zwischen Massivholzplatten, OSB- Platten und Spanplatten fließt die unterschiedliche Rohdichte implizit über die verschiedenen Referenzrohddichten von 450 kg/m^3 für Massivholzplatten bzw. von 580 kg/m^3 für Span- und OSB- Platten mit ein.

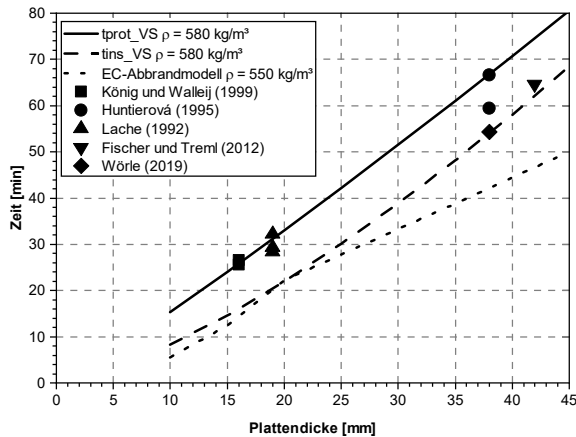


Abbildung 5-13: Vergleich der Berechnungsmodelle nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 (EC 5 – Durchbrand berechnet über das Abbrandmodell) und Schleifer (2009) (VS) sowie Versuchsergebnissen aus der Literatur für Spanplatten

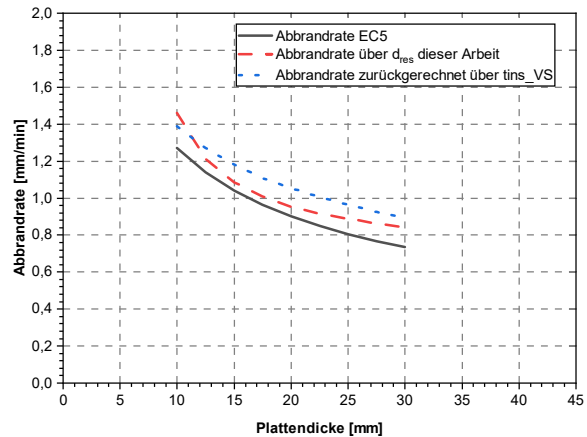


Abbildung 5-14: Vergleich des Dickeneinflusses auf die Isolationszeit bzw. nach dem Abbrandmodell der DIN EN 1995-1-2:2010-12 (EC5, Dickenfaktor extrapoliert bis 30 mm) und Schleifer (2009) (VS) sowie dieser Arbeit mittels d_{res} entsprechend Abs. 5.2.8

Einen wesentlichen Einfluss im Verfahren stellt das Hinterlegungsmaterial der Holzwerkstoffplatte dar. Nach Schleifer (2009) wird in t_{ins} und t_{prot} unterschieden, wobei den Werten für t_{ins} Versuchs- bzw. Simulationsergebnisse ohne Hinterlegungsmaterial zugrunde liegen. Im Gegensatz hierzu basiert t_{prot} auf entsprechenden Ergebnissen, hinterlegt mit einer Spanplatte. In Schleifer (2009) wird auch der geringe Einfluss zwischen Hinterlegungsmaterialien mit ähnlicher Rohdichte und Struktur gezeigt. Somit führt eine Hinterlegung mit Spanplatten zu ähnlichen Ergebnissen wie eine Hinterlegung mit Massivholzplatten oder anderen Holzwerkstoffplatten, unterscheidet sich aber von Dämmstoffen oder Hohlräumen, oder der feuerabgewandten Seite. Der Einfluss des Hinterlegungsmaterials wird durch den Positionsbeiwert $k_{pos,unexp}$ berücksichtigt.

Ein Vergleich der Berechnungsmodelle und der Versuche verschiedener Autoren (Fischer & Tremli, 2012; Huntierová, 1995; Lache, 1992; Wörle, 2019) entsprechend Abbildung 5-13 zeigt den Unterschied der Rechenmodelle. Da die verglichenen Versuchsergebnisse aus Messungen des Abbrandes über pneumatisch gesteuerte Messsonden oder des Restquerschnittes der Platten nach dem Brandversuch resultieren, ist davon auszugehen, dass die Ergebnisse aufgrund des innerhalb der Platten vorhandenen Dichteprofiles und ohne Hinterlegung mit einer weiteren Schicht, über der Isolationszeit, aber unterhalb der Schutzzeit der Gesamtplatte liegen sollten. Dies bestätigt Abbildung 5-13. Mit zunehmender Plattendicke steigt der negative Einfluss des unterschiedlichen Dichteprofiles (abnehmende Dichte innerhalb der Platte). Für dünnere Platten bis 20 mm Dicke zeigen die

Versuche von König und Walleij (1999) sowie Lache (1992) eine gute Übereinstimmung der Schutzzeiten. Alle experimentell ermittelten Werte liegen oberhalb der berechneten Zeit über Abbrandraten nach DIN EN 1995-1-2:2010-12. Somit wird die These entsprechend Abs. 5.2.4, dass die enthaltenen Abbrandraten (vgl. Tabelle 5-4) auf der Feuerdurchgangsrate nach Norén und Östman (1986) basieren und die Isolationszeit, nicht die Schutzzeit, abbilden, bekräftigt. Abbildung 5-14 zeigt eine gute Übereinstimmung der aus der Isolationszeit rückgerechneten Feuerdurchgangsrate mit der Abbrandrate für Holzwerkstoffe nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 sowie dem Ansatz über „ d_{res} “ entsprechend Abs. 5.2.8.

5.2.8 Ein homogenes Berechnungsmodell für Holzwerkstoffplatten

In diesem Kapitel wird ein homogenes Berechnungsmodell vorgestellt, das auf Abbrandraten basiert und in die SFM integriert werden kann. Um einen Bezug zwischen dem Abbrand innerhalb der Platte und der Isolationszeit auf der feuerabgewandten Seite herzustellen, wurden unterschiedliche Massivholzplattendicken im Simulationsmodell abgebildet. Auf der feuerabgewandten Seite ergibt sich ein dickenabhängiger Abstand zwischen der 300 °C – Isotherme im Bauteil und dem Isolationskriterium auf der feuerabgewandten Seite. Der Isothermenverlauf sowie der Zusammenhang der mindestens notwendigen Restquerschnittsdicke (d_{res}) ist in Abbildung 5-15 und Abbildung 5-16 exemplarisch für Massivholzplatten dargestellt.

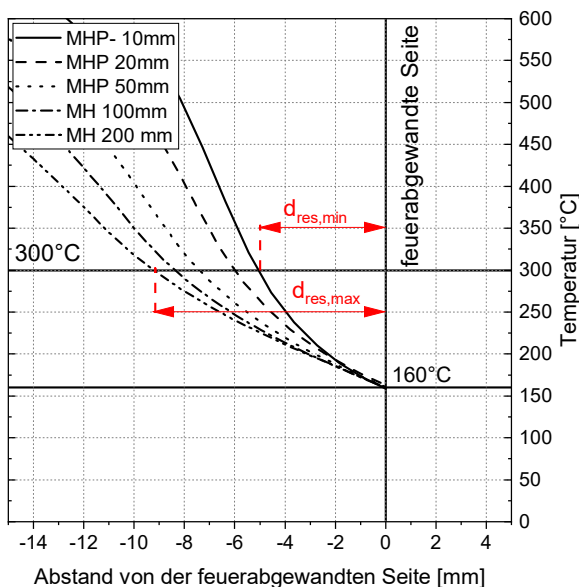


Abbildung 5-15: Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite von Massivholzplatten (MHP) bis 50 mm bzw. Massivholz (MH) bis zu einer Dicke von 200 mm

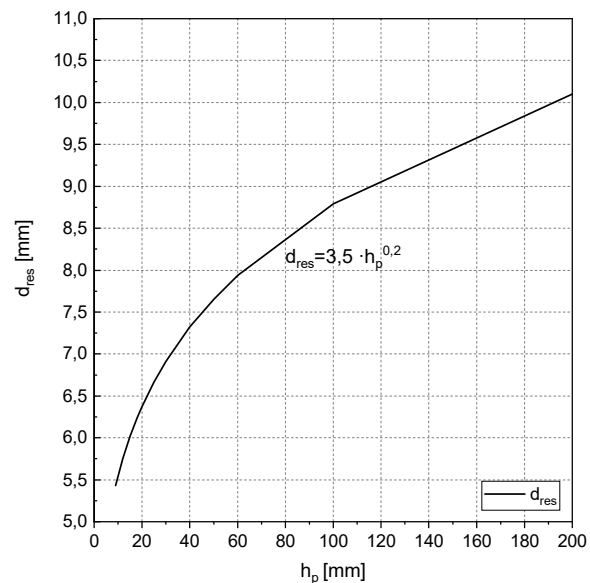


Abbildung 5-16: Abstand der 300 °C Isotherme zur Temperatur von 160°C (t_{ins}), abhängig von der Dicke des Massivholzes

Über die vorgestellte Bezugsgleichung ist ein Zusammenhang zwischen der Abbrandgrenze im Bauteil und der Isolationszeit möglich (vgl. Gl. 5-6).

$$d_{res} = 3,5 \cdot h_p^{0,2} \quad (Gl. 5-5)$$

$$t_{ins} = \frac{h_p - d_{res}}{\beta_0 \cdot k_\rho} \quad (Gl. 5-6)$$

mit:	t_{ins}	[min]	Isolationszeit
	h_p	[mm]	Plattendicke
	d_{res}	[mm]	notwendige Restholzdicke
	β_0	[mm/min]	Abbrandrate
	k_ρ	[-]	Rohdichtefaktor

Die Gleichung wurde anhand von Massivholzplatten kalibriert. Durch die geringe Dicke des Differenzquerschnittes d_{res} und den geringen Einfluss der Rohdichte kann die entsprechende Annahme auf Span-, OSB- und MDF- Platten übertragen werden. Abbildung 5-6 (Simulation) und Abbildung 5-13 (Modell nach Schleifer (2009)) zeigen durch den nahezu linearen Verlauf der Grundschutzzeit nur einen geringen Einfluss der Holzdicke. Dies bestätigt die experimentellen Ergebnisse nach Fischer und Tremel (2012) sowie Wörle (2019). Durch den Dickeneinfluss im Isothermenverlauf auf der feuerabgewandten Seite entsprechend Gl. 5-4 kann diese Annahme nicht auf die Isolationszeit übertragen werden. Die Abhängigkeit der Isolationszeit von der Dicke wurde auch durch die experimentellen Untersuchungen nach Norén und Östman (1986) und White (1982) sowie die experimentellen und numerischen Untersuchungen von Schleifer (2009) bestätigt. Somit entfällt der Dickenfaktor k_ρ für den Abbrand und die Dickenabhängigkeit der Isolationszeit wird über die mindestens notwendige Restholzdicke (d_{res}) abgebildet. Für eine Hinterlegung mit Dämmstoffen, was einem Durchbrand entspricht, sollte der Dickenfaktor weiter beibehalten werden. Ein Vergleich des Einflusses der Holzdicke auf die Feuerdurchgangsrate der entsprechenden Modelle für eine Massivholzplatte ist in Abbildung 5-14 (rot) dargestellt. Die rohrichteabhängige Abbrandrate kann aus der Simulation für die Grundschutzzeiten rückgerechnet werden. Es ergeben sich folgende Abbrandraten:

Tabelle 5-6: Abbrandraten für Holz- und Holzwerkstoffplatten nach dieser Arbeit

Holzwerkstoffplatte	β_0 [mm/min]	Ausgangsroh- dichte [kg/m ³]	Umgerechnet mit Gl. 5-4 auf 550 kg/m ³ [mm]
Massivholzplatten	0,65	450	-
Spanplatte	0,72	450	0,65*
OSB- Platte und Faserplatten (MDF)	0,9	450	0,81

* Für Holzwerkstoffplatten mit einer Rohdichte von mehr als 450 kg/m³ darf die Rohdichte um den Rohdichtefaktor k_ρ erhöht werden. Da für hohe Rohdichten ≥ 600 kg/m³ nur wenige experimentelle Daten vorliegen, wird der Rohdichtenfaktor auf eine Anwendung bis zu einer maximalen Rohdichte von 550 kg/m³ (charakteristische

Rohdichte) begrenzt. Größere Rohdichten sollten auf der sicheren Seite liegend mit einer Abbrandrate für eine Rohdichte von 550 kg/m^3 berechnet werden, bis ergänzende Versuchsdaten vorliegen.

Für die Schutzzeit von Holzwerkstoffplatten ergibt sich dadurch:

$$t_{prot} = \frac{h_p}{\beta_0 \cdot k_\rho \cdot k_h} \quad (Gl. 5-7)$$

mit:	t_{prot}	[min]	Grundschutzzeit
	h_p	[mm]	Plattendicke
	β_0	[mm/min]	Abbrandrate
	k_ρ	[-]	Rohdichtefaktor nach Gl. 5-4
	k_h	[-]	Faktor zur Berücksichtigung der Dicke nach Gl. 5-3 (nur für eine Hinterlegung mit Dämmstoffen)

5.2.9 Validierung und Vergleich mit bestehenden Modellen

Ein Vergleich mit dem bestehenden Modell nach Schleifer (2009) zeigt, dass eine Berechnung der Holzwerkstoffplatten mit dem Abbrandmodell und nur abhängig von einer Abbrandrate möglich ist. Dabei sind Spanplatten ($\beta_0 = 0,72 \text{ mm/min}$), Massivholzplatten ($\beta_0 = 0,65 \text{ mm/min}$), sowie OSB- Platten und MDF- Platten ($\beta_0 = 0,9 \text{ mm/min}$) zu unterscheiden. Das Berechnungsmodell nach „Schleifer“ wurde in der zugrundeliegenden Arbeit (Schleifer, 2009) anhand von Versuchsdaten für Massivholzplatten, Spanplatten und OSB- Platten validiert (Frangi, 2001; Lache, 1992; Schleifer et al., 2007).

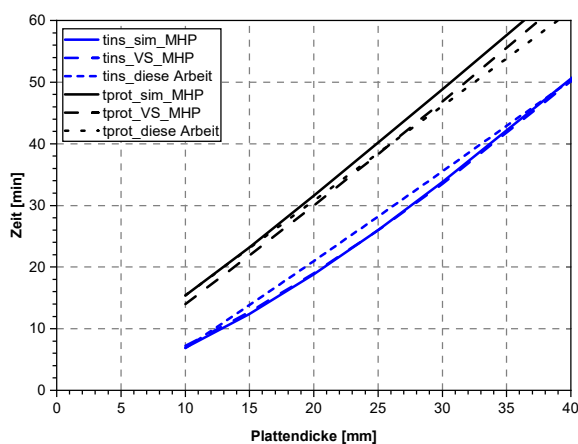


Abbildung 5-17: Vergleich des Bemessungsmodelles und des Simulationsmodelles (sim) nach Schleifer (2009) (VS) sowie dieser Arbeit für Massivholzplatten ($\rho = 450 \text{ kg/m}^3$)

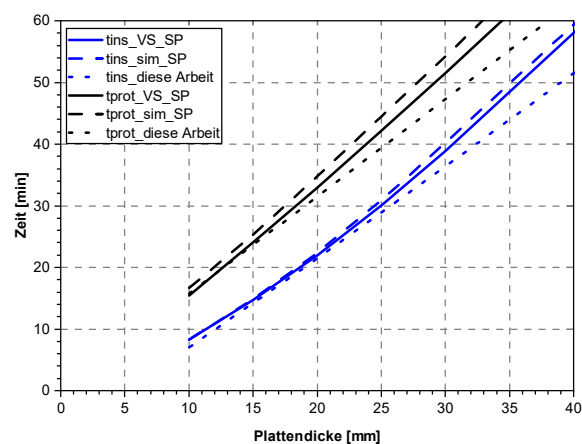


Abbildung 5-18: Vergleich des Bemessungsmodelles und des Simulationsmodelles (sim) nach Schleifer (2009) (VS), sowie dieser Arbeit für Spanplatten ($\rho = 580 \text{ kg/m}^3$)

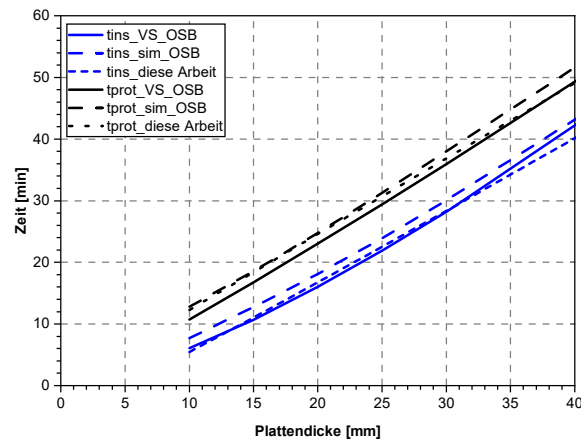


Abbildung 5-19: Vergleich des Bemessungsmodells und des Simulationsmodells (sim) nach Schleifer (2009) (VS) und dieser Arbeit für OSB-Platten ($\rho=580 \text{ kg/m}^3$)

Im Simulationsmodell (vgl. Abbildung 5-12) wurde für die MDF-Platte eine gute Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis bei der Anwendung von Materialkennwerten für OSB-Platten erzielt. In der Literatur liegen nur wenige Versuche für MDF-Platten vor, die zur Berechnung von t_{ins} , somit ohne Hinterlegung auf der feuerabgewandten Seite herangezogen werden können. Ergänzende Untersuchungen sind durch den Autor im Anschluss zu dieser Arbeit geplant.

Um den Einfluss der Ausrichtung bzw. unterschiedlicher Gefachbreiten auf das Abbrandverhalten zu untersuchen, wurden die Versuche entsprechend Abs. 4.4 herangezogen. Abbildung 5-20 zeigt den Temperaturvergleich zwischen den unterschiedlichen Gefachbreiten der Wandversuche (R1-V5 und R1-V6). Abbildung 5-21 zeigt die Temperaturentwicklung der unterschiedlichen Ausrichtungen, entsprechend der Kleinbrandversuche im 1 m-Ofen (R1-V3 und R1-V4). Hieraus lässt sich ableiten, dass für eine 15 mm MDF-Platte hinsichtlich der Temperaturentwicklung die Gefachbreite, sowie die Ausrichtung nur einen geringen Einfluss zeigt. Voraussetzung hierfür ist eine ausreichende Befestigung. Für die Untersuchten Wände und Decken wurde die MDF-Platte mit Klammern 11,25 x 50 mm x 1,53 mm im Abstand von ca. 100 mm geklammert. Das Abbrandmodell für Holzwerkstoffplatten kann somit gleichermaßen für Wände und Decken und bis zu Gefachbreiten von 83,3 cm angewendet werden.

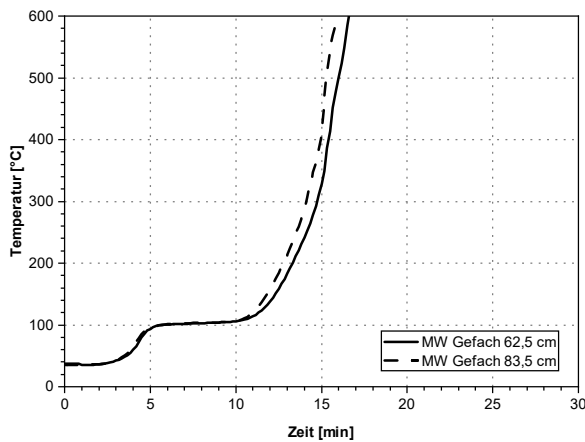


Abbildung 5-20: Vergleich der Temperaturentwicklung hinter unterschiedlichen Gefachbreiten von MDF-Platten

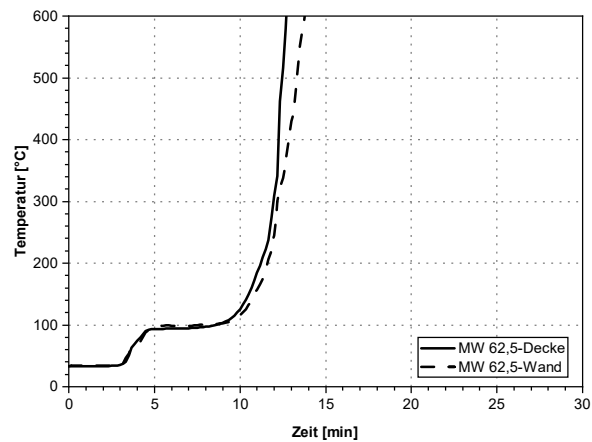


Abbildung 5-21: Vergleich der Temperaturentwicklung hinter unterschiedlichen Ausrichtungen von MDF-Platten

5.2.10 Zusammenfassung und Diskussion

Im Vorliegenden Abschnitt wurden die Materialparameter sowie die beiden Berechnungsmodelle nach Schleifer (2009) bzw. DIN EN 1995-1-2:2010-12 für Holzwerkstoffplatten homogenisiert. Die Literaturrecherche hat gezeigt, dass die lineare Abbrandrate der (DIN EN 1995-1-2:2010-12) den Untersuchungen der Feuerdurchgangsrate für den Raumabschluss nach Norén und Östman (1986) entspricht. Durch die Trennung zwischen Abbrandrate (zur Berechnung der Schutzzeit) und der Feuerdurchgangsrate (zur Berechnung der Isolationszeit) konnten die Abbrandraten (β_0) für Spanplatten auf $0,72 \text{ mm/min}$ und Massivholzplatten auf $0,65 \text{ mm/min}$ reduziert werden. OSB-Platten wurden in den damaligen Untersuchungen nicht mitberücksichtigt. Ein Vergleich mit dem Modell nach Schleifer (2009) und dem numerischen Simulationsmodell bestätigt den Wert von $\beta_0 = 0,9 \text{ mm/min}$ als Abbrandrate für OSB-Platten. Es konnte gezeigt werden, dass für MDF-Platten das Simulationsmodell (thermische Materialparameter) und die Abbrandraten von $\beta_0 = 0,9 \text{ mm/min}$ entsprechend den OSB-Platten herangezogen werden können. Ergänzend wurde in dieser Untersuchung für t_{prot} keine Dickenabhängigkeit bei einer Hinterlegung mit Holzwerkstoffplatten festgestellt. Da in der praktischen Anwendung meist eine Hinterlegung mit Dämmung erfolgt und dies eher einem Durchbrand entspricht, sollte in diesem Fall der Faktor für die Dickenabhängigkeit beibehalten werden. Eine Validierung anhand ergänzender Versuche, vor allem für t_{prot} (hier liegen nur wenige Versuche vor) und den daraus resultierenden Abbrandraten wird empfohlen und ist durch den Autor im Rahmen weiterer Forschungsvorhaben geplant.

5.3 Ein Thermisches Materialmodell von Bekleidungen aus Gipswerkstoffen

5.3.1 Problemstellung

Für Gipsbekleidungen liegen bereits umfangreiche Erkenntnisse vor, die bereits durch mehrere Autoren zusammengefasst wurden (Frangi, 2001; Just, 2010; Meyn, 2009; Schleifer, 2009). Die dort erarbeiteten Ergebnisse sind in die Überarbeitung der prEN 1995-1-2:2020-11 eingeflossen. Materialkennwerte sowie Bestimmungsgleichungen basieren gegenwärtig auf den Erkenntnissen von Schleifer (2009) und bilden die Grundlage für die Erarbeitung der SFM. Eine umfangreiche Analyse der Versagenszeiten erfolgte durch Just (2010) basierend auf der Auswertung von experimentellen Brandversuchen. Hier wurden Bestimmungsgleichungen für Holztafelbauelemente angegeben und gezeigt, dass kein einheitliches Temperaturkriterium für das Abfallen von Bekleidungen vorliegt (vgl. Abbildung 3-4). Die Versagenszeiten werden aus diesen Gründen in prEN 1995-1-2:2020-11 tabellarisch, und somit explizit auf Basis dieser Auswertung angegeben. Hierfür wurde der neue Δt -Ansatz nach Mäger et al. (2018) entwickelt. Da die SFM nur die gesamte Brandschutzbekleidung berücksichtigt, wurde zur Berechnung der Grundschutzzeit der bestehende Ansatz für ein-zwei- und dreilagige Gipsbekleidungen der DIN EN 1995-1-2:2010-12 mit den Werten für die Schutzzeiten von Schleifer in der prEN 1995-1-2:2020-11 kombiniert. Da die Schutzzeiten für einlagige Gipsbekleidungen in einer Untersuchung des Autors (Rauch, Suttner & Werther, 2019b) leicht über den experimentellen Ergebnissen lagen (vgl. Abbildung 3-5), werden die Materialparameter durch den Optimierungsansatz dieser Arbeit entsprechend Abs. 3.4 untersucht und die Bestimmungsgleichungen validiert.

5.3.2 Grundlagen und Material

Für Holzbauteile mit hohen Feuerwiderstandsdauern sind Gipsbekleidungen von großer Relevanz. Eine Auswertung des Beitrages von Einzelschichten zum Feuerwiderstand (Rauch et al., 2018) zeigt, dass die erste, dem Feuer zugewandte Schichte einen maßgeblichen Anteil zum Feuerwiderstand der Gesamtkonstruktion beiträgt. Gipsbekleidungen werden in Gipsplatten nach DIN EN 520:2009-12 (europäische Produktnorm) bzw. nach DIN 18180:2014-09 (nationale Anwendungsnorm) und Gipsfaserplatten nach DIN EN 15283-2:2009-12 unterteilt. Gipskartonplatten nach EN 520 werden in Typ A (national vergleichbar mit GKB-Platten), Typ D (mit definierter Dichte von mind. 800 kg/m³), Typ E (für Beplankungen im Außenwandbereich), Typ F (mit verbessertem Gefügestabilität des Kerns bei hohen Temperaturen), Typ H (mit reduzierter Wasseraufnahmefähigkeit), Typ I (mit erhöhter Oberflächenhärte), Typ P (Oberflächenmodifikation zum Auftrag von Gipsputz, national auch GKP) und Typ R (mit erhöhter Festigkeit) unterschieden. Die national gebräuchliche GKF-Platte entspricht aufgrund der Anforderung an die Rohdichte annähernd einer europäischen Typ DF- Platte. Oben aufgeführte Gipsplatten bestehen aus einem Gipskern, der mit einer Kartonschicht ummantelt wird (häufig als Gipskartonplatten bezeichnet). Hiervon sind Gipsfaserplatten nach DIN EN 15283-2:2009-12 zu unterscheiden, deren Gefügestabilität durch die Zugabe von recycelten Papierfasern erreicht wird. Detaillierte materialspezifische Informationen können dem Gips- Datenbuch des Bundesverbands der Gipsindustrie entnommen werden (Bundesverband der Gipsindustrie e.V., 2013).

Neben den vorab genannten, im europäischen Raum üblichen Gips- und Gipsfaserplatten, finden im internationalen Raum entsprechend ASTM C 1396/C 1396M:2017 Gipsplatten mit verbesserten brandschutztechnischen Eigenschaften durch einen modifizierten Kern (Typ X) oder mit nochmals besserem Brandverhalten (Typ C) Anwendung. Entsprechend (Schleifer, 2009) kann die Typ-X-Platte als vergleichbar zur „deutschen“ GKF-Platte betrachtet werden, deren Mindestwerte für Rohdichte und Biegebruchlast bzw. Elastizitätsmodul entsprechend DIN 18180:2014-09 geregelt werden. Relevante Einflussgrößen auf den Feuerwiderstand resultieren aus deren materialspezifischen Eigenschaften sowie den Eigenschaften des „Systems“ der montierten Platte. Darunter fallen z.B. Spannweite, Befestigungssystem oder Ausrichtung. Die positiven Eigenschaften der Gipsplatten sowie Gipsfaserplatten im Brandfall resultieren aus dem Materialverhalten des Gipses - der chemischen und physikalischen Strukturumwandlung und dem dadurch freiwerdenden und verdampfenden Wassers – unter Hochtemperaturbeanspruchung. Eine detaillierte Darstellung der chemischen und physikalischen Umwandlungsprozesse kann Schleifer (2009) bzw. dem Gipsdatenbuch (Bundesverband der Gipsindustrie e.V., 2013) entnommen werden.

Diese Arbeit begrenzt sich auf die brandschutztechnisch relevanten Einflussgrößen und deren Auswirkungen auf experimentelle Versuche, numerische Simulationen und analytische Rechenansätze. Tabelle 5-7 enthält die üblichen, für Holzbauteile eingesetzten, Gipsplatten und die für den Feuerwiderstand geregelten, normativen Einflussgrößen.

Tabelle 5-7: Typen von Gipsplatten und die zugehörigen Eigenschaften

Quelle	Gipsplatten im Rahmen dieser Arbeit			
	Rohdichte	Biegebruchlast (BBL) / Biegefestigkeit (BF)	E-Modul	Test am System erforderlich
EN 520 (Typ A)	-	BBL (abhängig von der Plattendicke)	-	-
EN 520 (Typ F)	-	BBL (abhängig von der Plattendicke)	-	-
EN 520 (Typ DF)	$\geq 800 \text{ kg/m}^3$	BBL (abhängig von der Plattendicke)	-	-
DIN 18180:2014-09 (GKB)	$\geq 680 \text{ kg/m}^3$	BBL (abhängig von der Plattendicke)	-	-
DIN 18180:2014-09 (GKF)	$\geq 800 \text{ kg/m}^3$	BBL (abhängig von der Plattendicke)	-	-
Typ X nach ASTM C 1396/ C1396M / 09a:2017 **	-	-	-	X
EN 15283-2:2009-12 (GF)	*	d $\geq 18 \text{ mm}$: 5,0 N/mm ² (BF) d < 18 mm: 5,5 N/mm ² (BF)	-	-

* Rohdichte wird in der ETA angegeben

**Vorgabe einer Mindestfeuerwiderstandsdauer in der Prüfung nach ASTM E119 - Test von 30 min bei 1/2 inch (12,7 mm) bzw. 45 min bei 5/8 in (15,9 mm)

Bereits in der DIN EN 520:2009-12 wird darauf hingewiesen, dass der Feuerwiderstand eine Eigenschaft des Gesamtsystems der Wand und keine Produkteigenschaft darstellt. Die nationale DIN 18180:2014-09 und die europäischen Produktnormen DIN EN 520:2009-12 und DIN EN 15283-

2:2009-12 regeln reine Produkteigenschaften. Im Gegensatz dazu wird bei einer Prüfung nach ASTM C 1396/C 1396M:2017 die Eigenschaft des Systems in der Brandprüfung ermittelt. Somit muss das rechnerische Modell im europäischen Raum über die Eingangsparameter der Produkte sicherstellen, dass eine ausreichende Definition der Produkte gewährleistet wird.

Da bereits eine Vielzahl an Untersuchungen zu Gipsplatten im Brandfall vorliegen, wird bezüglich der thermischen Grundlagen auf die bereits bestehenden Untersuchungen verwiesen (Fuller et al., 1992; Källsner & König, 2000; Mehaffey et al., 1994; Sultan, 1996; Takeda & Mehaffey, 1998; Thomas, Geoffrey, Charles, 1996). Diese fließen als Grundlage in die bestehenden rechnerischen Modelle nach Meyn (2009), Schleifer (2009), Just (2010) oder Mäger et al. (2018) ein. Die Grundlage für diese Arbeit bilden die thermischen Materialparameter nach Schleifer (2009), die wiederum auf den gemessenen Werten nach Harmathy (1983) beruhen.

In allen Untersuchungen tritt eine Diskrepanz zwischen real gemessenen und effektiven Materialparametern auf (vgl. hierzu Abs. 3.2.3). In den aufgeführten Publikationen wurden für numerische Simulationen effektive Materialparameter abgeleitet. Strukturelle Materialveränderung wie eine Rissbildung vor dem Versagen sowie der Feuchtetransport und infolgedessen eine Verdampfung und Kondensation werden nicht explizit erfasst, sondern über Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität im Modell berücksichtigt. Der Einfluss des Feuchtetransportes zwischen mit biogenen Dämmstoffen hinterlegten Gipsplatten wurde in Kampmeier (2020) untersucht, indem der Feuchtetransport durch eine Stahlplatte verhindert wurde. Der Einfluss der trennenden Stahlplatte auf eine einlagige Gipskartonfeuerschutzplatte kann nach den Untersuchungen von Kampmeier (2020) vernachlässigt werden. Für mehrlagige Bekleidungssysteme führt die Stahlplatte zu einem positiven Effekt für die Schutzzeit der davorliegenden Bekleidungsschicht. Da in dieser Testreihe nur 12,5 mm dicke Gipsplatten, ein- und zweilagig mit einer Hinterlegung durch die Stahlplatte, untersucht wurden, lässt sich nicht abschließend ableiten, ob dieser positive Effekt aus der Anzahl der Lagen oder der Gesamtdicke der Bekleidungsschicht resultiert.

5.3.3 Experimentelle und numerische Analyse

Aus den in Kapitel 5 dargestellten Versuchen sowie der zugehörigen Versuchsdatenbank wurden die folgenden, unterschiedlichen Einflussfaktoren auf die relevanten brandschutztechnischen Eigenschaften der Gipsplatten hinsichtlich deren Anwendung im Berechnungsmodell untersucht:

- Grundschutzzeit
- Grundisoliationszeit
- Berücksichtigung im Modell über den neuen Δt - Ansatz

Die Versagenszeit von Gipsplatten (t_f) erfordert weitere, ergänzende Versuche. Neue Erkenntnisse können aber in das bestehende Modell integriert werden.

Tabelle 5-8: Vergleich der Schutzzeiten unterschiedlicher normativer Grundlagen

Quelle	Plattentyp	Gleichung für die Grundschutzzeit / Beginn des Abbrandes	Kriterium	Gl.
prEN 1995-1-2:1994-05	Gipskartonplatte Typ F	$t_{pr} = \begin{cases} 1,9 \cdot \xi \cdot t_p & \text{für } t_p \leq 15 \text{ mm} \\ \xi \cdot (2,5 \cdot t_p - 9) & \text{für } t_p > 15 \text{ mm} \end{cases}$ $\xi = 0,8$ für Decken mit Brandbeanspruchung von unten und mit Bekleidungsstößen die nicht an der Unterkonstruktion befestigt sind, sowie mehrlagig Stöße $\xi = 1,0$ für alle anderen Fälle	300 °C	(Gl. 5-8)
DIN EN 1995-1-2:2010-12	Gipskartonplatte Typ A, F oder H	$t_{ch} = 2,8 \cdot h_p - 14$ zweilagig: h_p innen + 80% * h_p außen	300 °C	(Gl. 5-9)
DIN EN 13381-7:2019-06	Gipsbasierte Materialien	$t_{ch} = 1,8 \cdot h_p - 7^*$	300 °C	(Gl. 5-10)
prEN 1995-1-2:2020-11	Gipskartonplatten (Typ A, F, H) / Gipsfaserplatten	$t_{ch} = \min \left\{ \sum t_{prot} \right.$ $t_{prot} = 30 \cdot \left(\frac{h_i}{15} \right)^{1,2}$	270 °C (250 K)	(Gl. 5-11)

* Hier handelt es sich abweichend von den anderen Ansätzen um einen Minimalwert und keinen Mittelwert.

Ein Vergleich der unterschiedlichen Berechnungsmethoden zeigt, dass nur minimale Unterschiede hinsichtlich der Schutzzeiten bestehen. Trotz des niedrigsten Temperaturkriteriums liefert die Gleichung nach prEN 1995-1-2:2020-11 die höchste Schutzzeit.

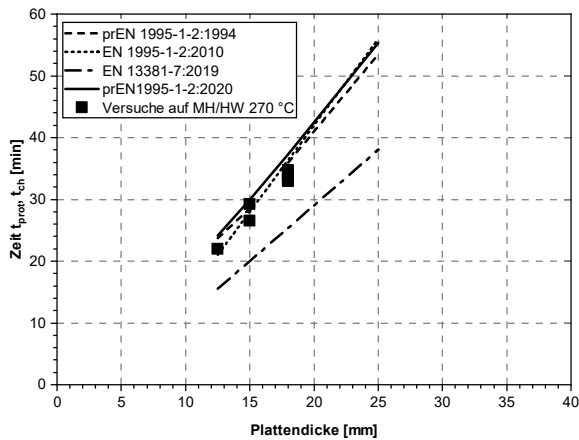


Abbildung 5-22: Vergleich der Berechnungsmodelle entsprechend Tabelle 5-8 und experimenteller Ergebnisse (270 °C Isotherme hinter einer GKF-Platte)

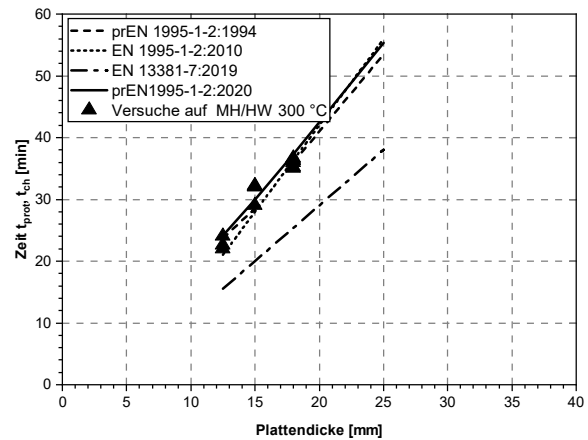


Abbildung 5-23: Vergleich der Berechnungsmodelle entsprechend Tabelle 5-8 und experimenteller Ergebnisse (300 °C Isotherme hinter einer GKF-Platte)

Während die Gleichungen der DIN EN 1995-1-2:2010-12 auf Basis experimenteller Untersuchungen von Gipsplatten auf Holz (König & Walleij, 2000) abgeleitet wurden, basiert die Abschätzung der Schutzzeit nach DIN EN 13381-7:2019-06 auf der Auswertung experimenteller Ergebnisse durch Just (2010). Hier waren die Gipsplatten mit Dämmstoffen hinterlegt, woraus durch den entstehenden Wärmestau geringere Schutzzeiten resultieren. Ergänzend hierzu wurde hier der Minimalwert eingesetzt. Die Gleichung nach prEN 1995-1-2:2020-11 basiert auf den experimentellen Untersuchungen und daraus abgeleiteten numerischen Untersuchungen nach Schleifer (2009). Ein Vergleich der experimentellen Ergebnisse auf Massivholz entsprechend den Auswertungen vorliegender Versuche aus Kapitel 4, dargestellt in Abbildung 5-22, wurde hinsichtlich der 270 °C Isotherme hinter einlagigen Gipsplatten ausgewertet und zeigt, dass die Schutzwirkung der Gipsplatten tendenziell überschätzt wird. Eine Auswertung der 300 °C Isotherme (Abbildung 5-23) zeigt eine bessere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Zusätzlich liefert die Gleichung entsprechend DIN EN 1995-1-2:2010-12 für diese Versuchsserie eine bessere Übereinstimmung, besonders im Bereich dünner Platten mit einer Dicke von 12,5 mm als die Grundsutzzeit nach Schleifer (2009). Da die Gleichung für die Grundsutzzeit auf den numerischen Simulationen basiert, wird im nächsten Schritt eine Analyse und Optimierung der Materialparameter entsprechend Abs. 3.4.3 durchgeführt. Die Kalibrierung erfolgt anhand der vorliegenden Temperaturverläufe aus Großbrandversuchen nach DIN EN 1363-1:2010-10. Da die einzelnen Daten vertraulich behandelt werden müssen, wird nur der maximale und minimale Temperaturbereich der Versuchsergebnisse dargestellt.

Tabelle 5-9 zeigt die temperaturabhängigen thermischen Materialparameter für Gipsplatten nach der Optimierung.

Tabelle 5-9: Materialparameter für Gipsplatten Typ F, optimiert auf Holz- und Holzwerkstoffplatten

Temp [°C]	ρ [kg/m ³]	λ [W/mK]	C_p [J/kgK]
20	869,1	0,4	960
70	869,1	0,8	960
100	869,1	0,54	960
130	804,8	0,2	9170
140	783,9	0,13	17550
150	762,2	0,13	1660
170	719,6	0,08	960
600	718,7	0,13	960
720	683,1	0,49	4359
750	674,4	0,12	960
1000	674,4	0,4	960
1200	674,4	6,6	960

Die Versuchsergebnisse dieser Untersuchung liegen ca. fünf Minuten unter den Simulationsergebnissen auf Spanplatte mit den Materialparametern nach Schleifer (2009).

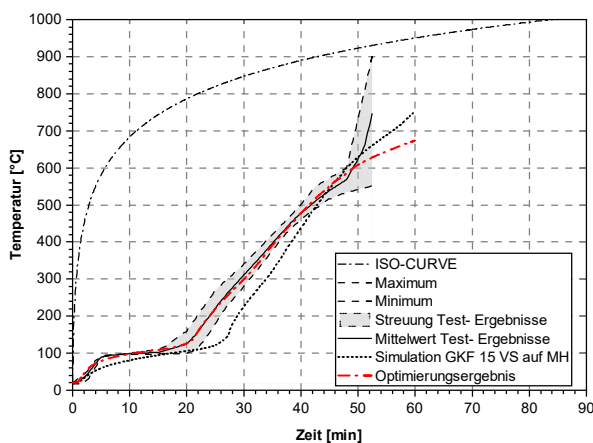


Abbildung 5-24: Optimierungsergebnis GKF 15 mm auf Massivholz (MH) bzw. Holzwerkstoffplatte auf Basis der vorliegenden Versuche im Vergleich zum Ausgangswert nach Schleifer (2009) (VS)

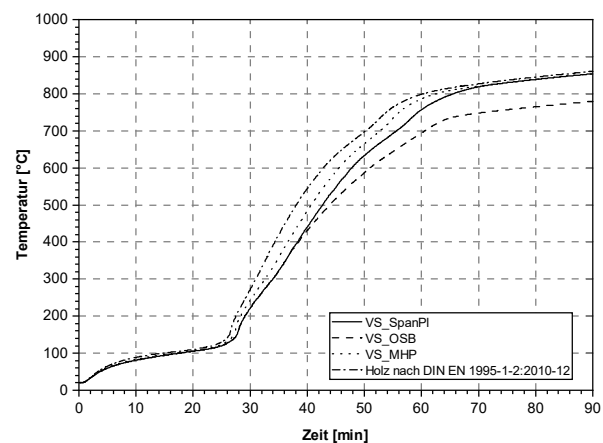


Abbildung 5-25: numerische Simulation der Temperatur hinter einer 15 mm GKF Platte (basierend auf den Materialkennwerten nach Schleifer (2009) auf Massivholzplatte (MHP) bzw. unterschiedlichen Holzwerkstoffplatten)

Abbildung 5-24 zeigt eine gute Übereinstimmung des Optimierungsergebnisses mit der Zielkurve. Der Einfluss unterschiedlicher Hinterlegungen aus Holz- bzw. Holzwerkstoffen ist in *Abbildung 5-25*

dargestellt und zeigt bei einer Temperatur von 300 °C eine Temperaturspanne von ca. vier Minuten. Die Hinterlegung mit einer OSB- Platten führt zu einer identischen Temperaturentwicklung wie die Spanplatte. GKF- Platten, hinterlegt mit Massivholz, erreichen eine um vier Minuten geringere Schutzzeit. Der experimentell ermittelte Temperaturverlauf entsprechend Abbildung 5-24 beinhaltet Ergebnisse auf OSB- Platten sowie Massivholz und liefert etwas geringere Schutzzeiten als die Simulation mit den Materialparametern nach Schleifer (2009). Eine Regressionsgleichung, rückgerechnet aus den Simulationsergebnissen mit den optimierten Materialparametern nach Tabelle 5-9, wurde für eine Temperatur von 270 °C bzw. 300 °C ausgewertet und führte zu folgenden Ergebnissen:

Tabelle 5-10: Bestimmungsgleichungen für Gipsplatten Typ F

Nr.	Plattentyp	Regressionsgleichung für die Grundschutzzeit/ Beginn des Abbrandes auf Spanplatte	Kriterium	Gl.
1	Gipskartonplatte Typ F	$t_{ch} = 2,79 \cdot h_p - 13,9$	270 °C auf Spanplatte	(Gl. 5-12)
2	Gipskartonplatte Typ F	$t_{prot} = 30 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,2}$ (als Exponentialfunktion) $t_{ch} = 2,6 \cdot h_p - 8$ (als lineare Funktion)	300 °C auf Spanplatte	(Gl. 5-13) (Gl. 5-14)
3	Gipskartonplatte Typ F	$t_{ch} = 2,8 \cdot h_p - 13$ (als lineare Funktion) $t_{ch} = 2,8 \cdot h_p - 14$ (Vorschlag basierend auf DIN EN 1995-1-2:2010-12)	300 °C auf Massivholz- platte	(Gl. 5-15) (Gl. 5-16)

Die Gleichung für t_{prot} (Gl. 5-13) liegt für einlagige Bekleidungen und einer Schutzzeit von 270 °C entsprechend Abbildung 5-24 etwas auf der unsicheren Seite, stimmt aber gut mit dem Simulationsergebnis überein, falls das Temperaturkriterium nicht bei 270 °C, sondern bei 300 °C gewählt wird. Durch die Verschiebung zwischen Spanplatte und Massivholzplatte, entsprechend *Abbildung 5-25*, ergibt sich wiederum eine Differenz, die zu einer Bestimmungsgleichung (Gl. 5-15) führt und annähernd mit der Gleichung für t_{ch} entsprechend DIN EN 1995-1-2:2010-12 übereinstimmt.

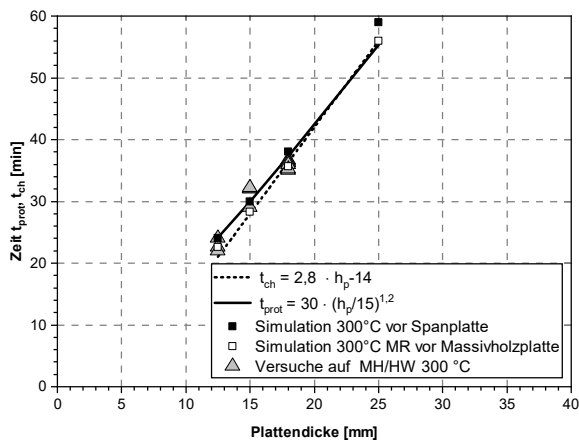


Abbildung 5-26: Vergleich der Berechnungsergebnisse für t_{ch} und t_{prot} mit den Versuchswerten der Datenbank für Gipsplatten

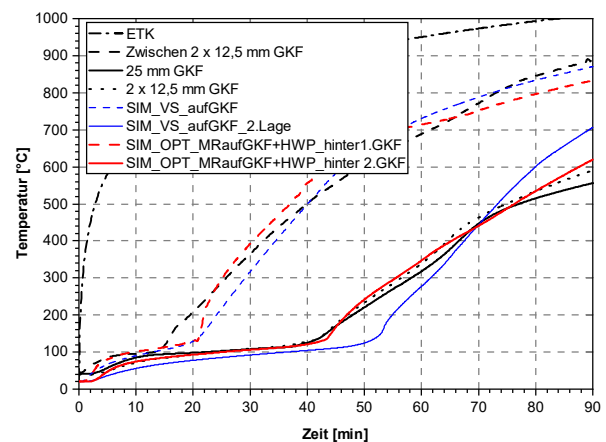


Abbildung 5-27: Experimentelles Versuchsergebnis – Vergleich 1 x 25 mm GKF und 2 x 12,5 mm GKF innerhalb eines Durchwärmungsver-suches im Teil- 8 Ofen unter ETK- Beanspruchung sowie das Simulationsergebnis mit den optimierten Parametern entsprechend Tabelle 5-9

Die in Tabelle 5-10 dargestellten Materialparameter zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen auf Holzwerkstoffplatten. Eine Hinterlegung mit Mineralwolle führt zu größeren Abweichungen, so dass diese Kennwerte nicht für Konstruktionen, hinterlegt mit Dämmstoffen herangezogen werden können. Aus diesem Grund wurde eine Optimierung einer 15 mm GKF- Platte hinterlegt mit Dämmstoffen sowie mit Holzwerkstoffplatten durchgeführt und anstelle einer wurden zwei Zielkurven festgelegt und optimiert.

Tabelle 5-11: Materialparameter für Gipsplatten Typ F, optimiert mit einer Hinterlegung durch Holzwerkstoffplatten und Dämmstoffen aus Steinwolle.

Temp [°C]	ρ [kg/m ³]	Faktor $\lambda_{Schleifer}$ [-]	λ [W/mK]	Faktor c_p [-]	c_p [J/kgK]
20	869,1	2,13	0,85	1,10	1056
70	869,1	1,33	1,06	0,91	874
100	869,1	1,58	0,85	1,06	1018
130	804,8	0,50	0,11	1,10	10087
140	783,9	1,42	0,18	1,10	19270
150	762,2	1,35	0,18	1,08	1799
170	719,6	0,56	0,04	1,10	1056
600	718,7	0,89	0,16	1,10	1056
720	683,1	1,80	0,30	1,10	4795
750	674,4	1,10	0,42	1,07	1022
1000	674,4	0,45	0,41	1,04	998
1200	674,4	1,84	12,14	0,97	932

Die neu ermittelten Materialparameter sind in *Tabelle 5-11* dargestellt. Die Variation der Parameter wurde zwischen 20 % und 500 % zugelassen und eine Optimierung mit zwei Zielfunktionen, die jeweils das Minimum der Differenzen zwischen der simulierten Temperatur und den experimentell gemessenen Werten bestimmt (vgl. hierzu *Abbildung 3-6*).

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) \rightarrow \min$$

$$f(x_1, x_2, \dots, x_n) = \sum_{i=1}^n w_i \cdot (t_{Ziel,i} - t_{Sim,i})^2 \rightarrow \min \quad (Gl. 5-17)$$

mit: x_i [-] *Differenz zwischen Zielkurve und Simulation*
 $w_i = 1,0$ [-] *Wichtungsfaktoren für Zielwerte mit hoher Relevanz*
 $t_{Ziel,i}$ [°C] *Zieltemperatur*
 $t_{Sim,i}$ [°C] *Mittels Simulation errechnete Temperatur*

Tabelle 5-12: Validierungswerte – GKF 15 mm hinterlegt mit Spanplatte

Zeit	300 s	600 s	900 s	1200 s	1380 s	1500 s	1650 s	1770 s	2100 s	2700 s	3600 s
SP	90 °C	99 °C	103 °C	127 °C	184 °C	222 °C	272 °C	299 °C	399 °C	541 °C	730 °C

Tabelle 5-13: Validierungswerte für Steinwolle

Zeit	300 s	600 s	900 s	1200 s	1500 s	1800 s	2100 s	2400 s	3000 s
MW	60 °C	102 °C	120 °C	160 °C	280 °C	-	-	540 °C	600 °C

Während die Änderungen der spezifischen Wärmekapazität im Bereich $\leq 10\%$ liegen, wurde die Wärmeleitfähigkeit im automatischen Optimierungsvorgang stärker variiert. Die größten Änderungen liegen hierbei im Temperaturbereich von 20 °C sowie von 1200 °C. Die hohe Wärmeleitfähigkeit bei 20 °C lässt sich dadurch erklären, dass bis zum Temperaturplateau von 100 °C der Massetransport des verdampften Wassers stattfindet. Während Schleifer (2009) einen Wert von 0,4 W/(mK) annimmt, verwendeten Källsner und König (2000) einen Wert von über 2,0 W/(mK). Der hier ermittelte Wert von 0,85 W/(mK) entspricht somit nicht dem Messwert unter stationären Bedingungen, bildet aber den Temperaturdurchgang gut ab und liegt im Zwischenbereich der Literaturwerte. Bei 1200 °C wurde eine wesentlich höhere Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zur Literatur ermittelt. Dies erklärt sich durch die starke Rissbildung im Material. Die Validierung der hier ermittelten Materialkennwerte erfolgte ausschließlich an Wandversuchen im Realmaßstab nach DIN EN 1363-1:2010-10. Somit wird eine realistische Rissbildung berücksichtigt. Da die Optimierung anhand von 15 mm dicken Gipskartonfeuerschutzplatten, hinterlegt mit Massivholz bzw. Steinwolle, durchgeführt wurde, wird

das Simulationsergebnis in einem weiteren Schritt anhand von Versuchsergebnissen einer 12,5 mm bzw. 18 mm dicken GKF-Platte validiert. Die Referenzwerte stammen aus den durch den Autor durchgeführten Versuchsergebnisse im Rahmen des Projekte F-REI 90 (Rauch, Suttner & Werther, 2019a).

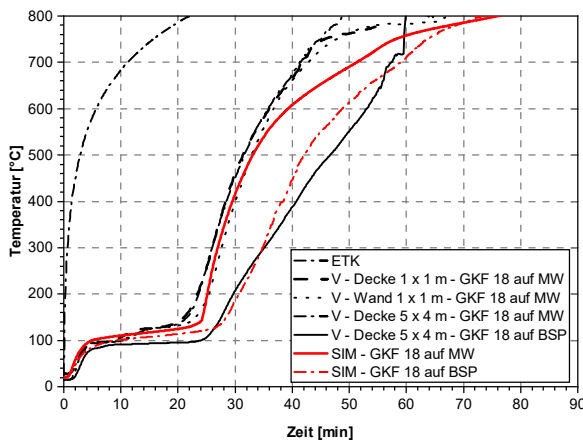


Abbildung 5-28: Vergleich zwischen Versuchsergebnis (V) und Simulationsergebnis (SIM) der GKF 18 mm, im Versuch auf Brettsperrholz (BSP) bzw. hinterlegt mit Mineralwolle (MW)

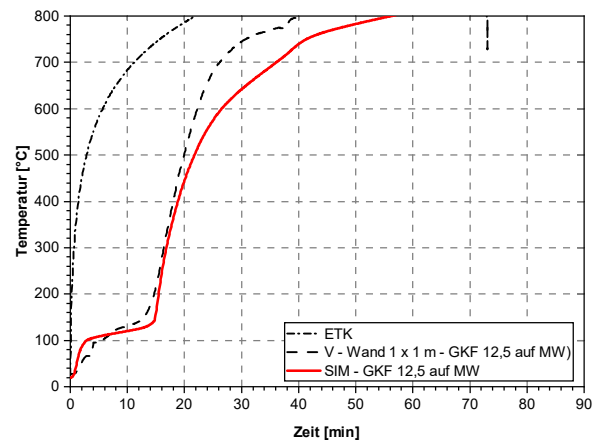


Abbildung 5-29: Validierung der GKF 12,5 mm hinterlegt mit Mineralwolle (MW)

Abbildung 5-30 sowie Abbildung 5-31 zeigen eine gute Übereinstimmung der auf Basis einer 15 mm GKF-Platte optimierten Materialparameter mit den Versuchsergebnissen einer 12,5 mm sowie einer 18 mm dicken GKF-Platte bis zu einer Temperatur von ca. 500 °C. Über 500 °C nimmt die Abweichung zu und die Temperaturen liegen im Vergleich zum Versuch unterhalb der gemessenen Werte. Somit eignen sich die Parameter gut zur Bestimmung von Grundschutzzeiten. Zur Untersuchung von Abfallzeiten ließen sich im Rahmen dieser Optimierung keine Materialparameter bestimmen, die für eine Hinterlegung mit Steinwolle und eine Hinterlegung mit Holzwerkstoffplatten gleichermaßen zufriedenstellende Ergebnisse liefern. Eine mögliche Ursache wäre die implizite Berücksichtigung der Feuchtetransportmechanismen. Um dem entgegenzuwirken kann der Optimierungsvorgang auf Basis einer definierten Hinterlegung, entweder mit Mineralwolle oder mit Holzwerkstoffplatten durchgeführt und spezifisch ausgewertet werden.

Zum Vergleich zwischen einlagiger und mehrlagiger Gipskartonfeuerschutzplatten wurde ein Vergleichsversuch mit zwei Probekörpern in einem Versuch entsprechend DIN 4102-8:2003-10 durchgeführt. Hieraus lässt sich zum einen der positive Effekt dahinterliegender Gipsplatten sowie der Vergleich zwischen einer einlagigen und zweilagigen Gipsplatte mit gleicher Gesamtdicke ableiten.

Der positive Effekt von dahinterliegenden Gipsplatten, abgeleitet aus experimentellen Untersuchungen (vgl. Abbildung 5-27 und Abbildung 5-26), beträgt nur drei Minuten im Vergleich zu Holzwerkstoffplatten. Dieser geringe positive Effekt wird ebenfalls durch Schleifer (2009) sowie Kampmeier (2020) bestätigt. Im Modell wird dieser Effekt aufgrund des geringen Einflusses vernachlässigt.

Abbildung 5-27 zeigt einen vergleichbaren Wärmedurchgang zwischen einer Lage GKF 25 mm und zwei Lagen GKF 12,5 mm im Versuch, mit einer Probekörperabmessung von ca. 500 mm x 500 mm, vertikal eingebaut (in Anlehnung an DIN 4102-8:2003-10). Dieses Ergebnis bestätigt somit die These, dass, falls die erste Lage der Gipsplatte nicht abfällt, eine einlagige sowie mehrlagige Bekleidung unter ETK-Beanspruchung zu einer vergleichbaren Temperaturentwicklung auf der feuerabgewandten Seite führt. Somit lassen sich im Simulationsmodell die Schutzzeiten einer mehrschichtigen Konstruktion durch die direkte Kopplung der einzelnen Lagen abbilden. Abbildung 5-27 zeigt hier eine gute Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnis und Simulation.

Im Realmaßstab zeigen mehrlagige Konstruktionen ein schlechteres Bauteilverhalten, was entsprechend DIN EN 1995-1-2:2010-12 über den Faktor 0,8 für die zweite bzw. 0,5 für die dritte Lage von Gipsplatten Typ F berücksichtigt wird. Niedrigere Schutzzeiten mehrschichtiger Bekleidungslagen im Vergleich zur einlagigen Bekleidung gleicher Dicke resultieren somit aus der Rissbildung bzw. dem Abfallverhalten der dem Feuer zugewandten Schichten. Bei mehrlagigen Bekleidungen führt dies somit aufgrund der unterschiedlichen Abfallzeiten für Gipsplatten auch zu unterschiedlichen Faktoren für Wand- und Deckenkonstruktionen.

In der Modellsystematik dieser Arbeit ist es möglich, durch die Berücksichtigung des Versagens der Einzelschichten, auch mehrlagige Gipsplatten und unterschiedliche Ausrichtungen (Wand / Decke) mehrlagiger Bekleidungssysteme zu berücksichtigen. Da starke Rissbildung in der Regel zum Abfallen bzw. einer schnellen Temperaturerhöhung hinter der Gipsplatte und somit dem Versagenskriterium entsprechend DIN EN 13381-7:2019-06 führt, wird folgende Annahmen für Gipsbekleidungen getroffen:

- Die Versagenszeiten einzelner Schichten mehrlagiger Gipsbekleidungen wird im Modell berücksichtigt.
- Durch die vergleichbare Temperaturentwicklung hinter einlagigen Gipsbekleidungen auf Holzwerkstoffplatten sowie auf Gipsplatten wird die Versagenszeit von Bekleidungssystemen auf Holz- bzw. Holzwerkstoffplatten ebenfalls auf Gipsplatten übertragen.
- Die schützende Wirkung davorliegender Bekleidungslagen nach dem Erreichen der Schutzzeit wird bis zum Versagen dieser Schicht analog zur Modellsystematik über den k_2 - Faktor berücksichtigt.

Ein gleichzeitiges „Durchreißen“ zweilagiger Gipsbekleidungen wurde im 500 mm x 500 mm Probekörper nicht beobachtet. Die Temperaturentwicklung war (vgl. Abbildung 5-27) trotz unterschiedlicher Rissbilder (vgl. Abbildung 5-30 und Abbildung 5-31) vergleichbar.

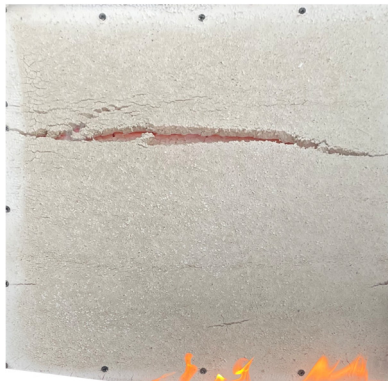


Abbildung 5-30: Rissbild der ersten Lage GKF einer zweilagigen Bekleidung (2 x 12,5 mm) hinterlegt mit einer 19 mm Spanplatte



Abbildung 5-31: Rissbild einer Lage GKF (25 mm) hinterlegt mit einer 19 mm Spanplatte

Zur Validierung des k_2 - Faktors werden die Schutzzeiten der ersten Lage GKF und der zweiten Lage GKF miteinander verglichen:

Tabelle 5-14: Vergleich der Schutzzeiten einer zweilagigen Bekleidung (2 x 12,5 mm GKF) mit den Versuchsergebnissen

Schutzzeit	Plattendicke h_p	Versuch	Rechenmodell
erste Lage (feuerzugewandt)	12,5 mm	25,8 min	24,1 min (Schleifer, 2009) 21,0 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12) Vorschlag diese Arbeit: 21,0 min
Schutzzeit zweite Lage einzeln (Summe)	12,5 mm	30,7 min (56,5 min)	19,6 min (43,7 min) (Schleifer, 2009) 28,0 min (49 min) (DIN EN 1995-1-2:2010-12) 24,7 min (48,8 min) (prEN 1995-1-2:2020-11) Vorschlag diese Arbeit: 27,2 min (48,2 min) mit $k_2 = 1 - \frac{h_p}{55}$

Im Vergleich zum Versuch entsprechend DIN 4102-8:2003-10, mit den Abmessungen von 500 mm x 500 mm, liegt das Ergebnis dieser Arbeit auf der konservativen Seite. Eine Validierung der Gleichung für einlagige Konstruktionen anhand von Versuchen im Großmaßstab zeigt, dass diese konservativen Ergebnisse gut mit den normativen Brandversuchen übereinstimmen. Die

Modellsystematik dieser Arbeit führt dazu, dass die rechnerische Schutzzeit der zweiten Lage durch die erste schützende Lage erhöht wird und dies zu einer besseren Abbildung des realen Wärmedurchganges führt (vgl. Tabelle 5-14). Analog zur Reduktion der Abbrandrate bei Holz- und Holzwerkstoffen reduziert sich der Wärmedurchgang auch bei den Gipsplatten.

Für mehrlagige Konstruktionen hängt das Ergebnis vom Abfallverhalten der brandzugewandten Lagen der Bekleidung ab. Bei den dem Autor vorliegenden Versuchsergebnissen wurde an Wandkonstruktionen mit mehrlagigen, symmetrischen Bekleidungen gleicher Dicke kein Versagen der ersten Bekleidungs-lage vor dem Erreichen der 300 °C Isotherme auf der feuerabgewandten Bekleidungs-seite beobachtet (Konstruktionen aus intern vorliegenden Prüfberichten mit 2 x 12,5 mm GKF (PK 107), 2 x 15 mm GF (PK 297), 3 x 12,5 mm GF (PK 298), 2 x 18 mm GKF (PK 243)). Abgeleitet aus den Untersuchungen nach Schleifer (2009) werden Gipsfaserplatten hinsichtlich des Temperaturverlaufes analog zu Gipsplatten Typ F behandelt. Eine Unterscheidung erfolgt dann hinsichtlich der Versagenszeit. Für mehrlagige Deckenkonstruktionen wurde hingegen ein Abfallen der einzelnen Lagen in den vorliegenden Versuchen der Gipsplatten beobachtet. Hier ist ein Abfallen zu berücksichtigen. Versagenszeiten von Gipsplatten auf Holz- und Holzwerkstoffen sowie mehrlagiger Gipsplatten untereinander liegen bisher nur in sehr begrenztem Umfang vor. Das Berechnungsmodell dieser Arbeit ermöglicht es, zukünftig weitere Ergebnisse zu implementieren.

Alle hier durchgeführten Untersuchungen beziehen sich auf die Schutzzeit t_{prot} . Zur Berechnung der Isolationszeit wurden die Schutzzeit (300 °C Isotherme) und die Isolationszeit (160 °C Isotherme) in Bezug zueinander gesetzt. Da nicht nur die Schutzzeit, sondern auch die Isolationszeit für Gipsplatten nach Schleifer (2009) einen linearen Verlauf zeigt, kann die Isolationszeit ähnlich zu den Holzwerkstoffplatten über den Temperaturgradienten im Material und somit durch eine dickenabhängige Differenzfunktion bestimmt werden.

Für die Isolationszeit von Gipsplatten ergibt sich somit folgende, von der Plattendicke abhängige Funktion:

$$t_{ins,0} = 2,45 \cdot h_p - 12,5 \quad (Gl. 5-18)$$

Mit Bezug zu t_{ch} ergibt sich somit:

$$t_{ins,0} = t_{ch} - (0,345 \cdot h_p - 1,5) \quad (Gl. 5-19)$$

Gleichung 5-19 stellt somit eine Vereinfachung der Isolationszeit von Gipsplatten nach Schleifer dar und kann abhängig von der Schutzzeit bestimmt werden. Abbildung 5-35 zeigt den Vergleich zwischen der bestehenden und der neuen Gleichung für die Isolationszeit.

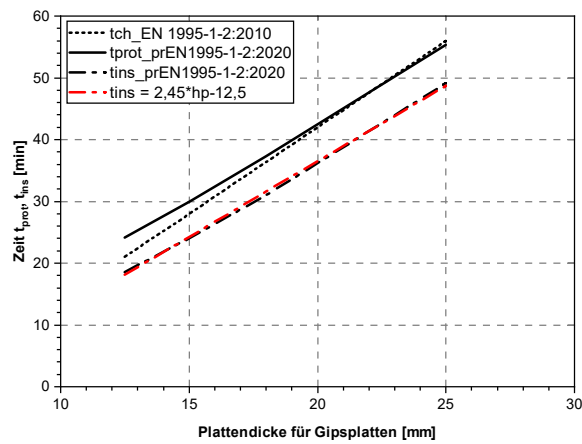


Abbildung 5-32: Vergleich zwischen der Grundschutzzeit und Grundisoliationszeit von Gipsplatten

5.3.4 Validierung der Ergebnisse aus der experimentellen und numerischen Analyse

Durch die Modifikation der Schutzzeit ergeben sich etwas geringere Schutzzeiten für dünne einlagige Bekleidungen, die aber mit den Versuchsergebnissen (vgl. Abbildung 5-39) sowie den Grundlagenuntersuchungen für die DIN EN 1995-1-2:2010-12 übereinstimmen. Für mehrlagige Bekleidungen ergeben sich höhere Schutzzeiten, die anhand von Herstellerversuchen (vgl. Tabelle 5-15) validiert werden.

Tabelle 5-15: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen auf Holz- bzw. Holzwerkstoffplatten (t_{prot}) oder in der Mitte des Holzständers von Holztafelbau-Wandkonstruktionen, bzw. auf der feuerabgewandten Seite (t_{ins}). Die erste Lage ist die dem Feuer zugewandte Lage.

Bekleidung	Schutzzeit der Bekleidung aus Versuch [min] (t_{prot}, t_{ins})	Versagenszeit der Bekleidung entsprechend Versuchsbeobachtung [min] (t_f)	Schutzzeit der Gesamtbekleidung Rechenmodell mit t_f entsprechend Versuch [min] (t_{prot}, t_{ins})
Hersteller (PK 107) 2 x 12,5 mm GKF t_{prot}	60,0 min	1.Lage GKF feuerzugewandt (76 min) 2. Lage GKF (83 min)	43,8 min (Schleifer) 49,0 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12) 48,8 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 48,2 min
Hersteller (PK 258) 2 x 15 mm GKF t_{prot}	65,0 min	1.Lage GKF feuerzugewandt (100 min) 2. Lage GKF (nicht abgefallen)	43,3 min (Schleifer) 61,6 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12) 60,7 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 66 min
Hersteller (PK 257) Hersteller (PK 299) 2 x 18 mm GKF t_{prot}	≥ 94 min (PK 257) 102 min (PK 299) auf Holzständer	1.Lage GKF (nicht abgefallen) 2. Lage GKF (nicht abgefallen)	65,1 min (Schleifer) 76,7 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12) 75,6 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 90,5 min
Hersteller (PK 297) 2 x 15 mm GF (ohne Hinterlegung) t_{ins}	≥ 60 min	GF nicht abgefallen	49,6 min (Schleifer) nicht abgedeckt (DIN EN 1995-1-2:2010-12) 40,7 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 60,9 min

Für Wandkonstruktionen, hinterlegt mit Dämmstoffen, muss die entsprechende Schutzzeit jeweils um den Positionsbeiwert auf der feuerabgewandten Seite reduziert werden.

Tabelle 5-16: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen im Gefach von Holztafelbau-Wandkonstruktionen (hinterlegt mit Dämmstoffen). Die erste Lage ist die dem Feuer zugewandte Lage.

Bekleidung	Schutzzeit der Bekleidung aus Versuch [min] (t_{prot} , t_{ins})	Versagenszeit der Bekleidung entsprechend Versuchsbeobachtung [min] (t_f)	Schutzzeit der Gesamtbekleidung Rechenmodell mit t_f entsprechend Versuch [min] (t_{prot} , t_{ins})
Hersteller (PK 102) 2 x 12,5 mm GKF t_{prot}	44 min – 47 min (GKF)	1.Lage GKF feuerzugewandt (ca. 55 min) 2. Lage GKF (81 min)	40,5 min (Schleifer) 28,0 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12) * 38,9 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 40,8 min
Hersteller (PK 226) 2 x 15 mm GKF t_{prot}	61,0 min	1.Lage GF feuerzugewandt (61 min) 2. Lage GF (78 min)	49,6 min (Schleifer) 33,6 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12)* 49,8 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 56,8 min
Hersteller (PK 299) 2 x 18 mm GKF t_{prot}	82,7 min (GKF) Mittelwert im Gefach ohne Fuge, Streuung 73 min bis 92 min	1.Lage GKF (nicht abgefallen) 2. Lage GKF (nicht abgefallen)	60,9 min (Schleifer) 40,3 min (DIN EN 1995-1-2:2010-12)* 63,7 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 77,9 min

* nur über Anhang E möglich, somit keine direkt vergleichbare Schutzzeit, sondern ein geringeres Temperaturkriterium

Tabelle 5-17: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen an der Decke einer Holztafelbaukonstruktion. Die erste Lage ist immer die dem Feuer zugewandte Lage.

Bekleidung	Schutzzeit der Bekleidung aus Versuch [min] (t_{prot} , t_{ins})	Versagenszeit der Bekleidung entsprechend Versuchsbeobachtung [min] (t_f)	Schutzzeit der Gesamtbekleidung Rechenmodell mit t_f entsprechend Versuch [min] (t_{prot} , t_{ins})
Hersteller (PK 137) 2 x 12,5 mm GKF t_{prot}	48,0 min (mit Abfall der zweiten Lage)	1.Lage GF feuerzugewandt (28-38 min) 2. Lage GF (48 min)	35,7 min (Schleifer) 38,9 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 39,8 min (Annahme: Abfall der ersten Schicht komplett nach 38 min)
Hersteller (PK 132) 3 x 15 mm GKF t_{prot} (Sparschalung wurde wie eine geschlossene Schalung betrachtet)	90 min	1.Lage GKF feuerzugewandt (ca. 40 min) 2. Lage GKF (ca. 80 min) 3. Lage GKF (ca. 90 min)	60 min (Schleifer) 81,5 min (prEN 1995-1-2:2020-11) Modell dieser Arbeit: 78,4 min (unter Annahme der angegebenen Abfallzeiten)

Leider lagen in der Datenbank keine Ergebnisse für Decken mit einer Bekleidung von 2 x 18 mm GKF oder GF vor, für die eine Versagenszeit ermittelt wurde. Vorliegende Versuchsergebnisse wurden nach spätestens 60 Minuten abgebrochen, um ein K₂60 Klassifikation zu erhalten. Die hinter den Gipsplatten gemessenen Temperaturen lagen hier in der Regel bei unter 100 °C.

Zusammenfassend ergeben sich somit folgende Ergebnisse für Bekleidungen aus Gipswerkstoffen:

- Der Beginn des Abbrandes (300 °C Isotherme) kann für Gipsplatten Typ F und GKF- Platten über die bestehende Bestimmungsgleichung

$$t_{ch} = 2,8 \cdot h_p - 14 \quad (Gl. 5-20)$$

ermittelt werden und eignet sich auch als Grundschutzzeit für die SFM.

- Nach einer Optimierung der Materialparameter auf Basis von Herstellerversuchen wurden modifizierte Materialparameter als Eingangswerte in die Simulation vorgeschlagen. Die Werte eignen sich zur Ermittlung der 300 °C Isotherme. Eine Parameterstudie auf Basis dieser optimierten Werte bestätigt die Bestimmungsgleichung (5-20)
- Da es sich bei den Materialparametern um effektive Parameter handelt, in welchen der Feuchtetransport sowie die Rissbildung implizit für eine Hinterlegung mit Dämmstoffen sowie Holzwerkstoffplatten berücksichtigt wird, sind diese nicht zur Analyse von Temperaturen über 500 °C (feuerabgewandt) geeignet. Für spezifische Untersuchungen ist es aber möglich, individuelle Materialparameter für eine Plattendicke sowie eine zugehörige Hinterlegung (z.B. durch Mineralwolle oder durch Holz) zu bestimmen und auf Basis dieser Parameterstudien, z.B. zur Auswertung von Isothermen über 500 °C durchzuführen.
- Durch die explizite Berücksichtigung jeder Gipsplatte an sich, können mehrlagige Bekleidungen auch auf der feuerabgewandten Seite berechnet werden. Der k_2 - Faktor entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 kann für geschützte Gipsplatten herangezogen werden und ermöglicht somit eine explizite Berücksichtigung des Abfallverhaltens. Somit können unterschiedliche Ausrichtungen oder Befestigungen implementiert werden.
- Für die Isolationszeit wurde ein linearer Zusammenhang zur Plattendicke nachgewiesen. Somit ist ein Bezug zwischen der Grundschutzzeit $t_{\text{prot},0}$ und der Grundisolationszeit $t_{\text{ins},0}$ möglich.
- Durch das optimierte Modell ist eine Berechnung von mehrlagigen Bekleidungen ohne Hinterlegung (t_{ins}) unter Berücksichtigung der Versagenszeit möglich. Dies ist z.B. für mehrlagige Schachtwände (vgl. Tabelle 5-15, Zeile 4) von Bedeutung.

5.3.5 Zusammenfassung und Diskussion

Eine automatisierte Optimierung der effektiven Materialparameter führt zu einer guten Übereinstimmung zwischen Versuchsergebnissen und der Simulation für die betrachteten Gipsplatten. Da Feuchtetransportvorgänge im Material sowie zwischen den Materialschichten über die effektiven Materialkennwerte abgebildet werden, ist eine allgemeine Anwendung dieser Kennwerte für unterschiedliche Hinterlegungen nur bedingt möglich. In dieser Arbeit wurden optimierte Materialkennwerte für Gipskartonfeuerschutzplatten auf Holzwerkstoffplatten vorgestellt. Ergänzend wurde eine Optimierung der Materialparameter, abhängig von zwei Zielkurven, hinterlegt mit einer Steinwolle-dämmung sowie hinterlegt mit einer Holzwerkstoffplatte durchgeführt. Das Ergebnis zeigt eine gute Übereinstimmung bis ca. 500 °C. Darüberhinausgehende Temperaturen zeigen eine größere Abweichung von den Versuchsergebnissen. Um höhere Temperaturkriterien (z.B. für das Abfallverhalten) zu untersuchen, sollten anhand der zu analysierenden Konstruktionen spezifisch kalibrierte Materialkennwerte verwendet werden. Ergänzende Untersuchungen mit einer feuchtesperrenden Schicht (z.B. einer dünnen Stahlplatte) zwischen den Gipsplatten bzw. hinter der Bekleidung sowie

in unterschiedlichen Positionen der Konstruktion wären hier möglich, um den Feuchtetransport und Kondensationsvorgänge genauer zu untersuchen und diese Effekte explizit im Simulationsmodell bzw. dem Rechenmodell abzubilden.

Das vorgestellte Modell, basierend auf Abs. 3.2 dieser Arbeit, ermöglicht eine Entkopplung des Wärmedurchgangs und des Abfallens einer Schicht. Somit können unterschiedliche Versagenszeiten zwischen Wand- und Deckenkonstruktionen auch bei mehrlagigen Gipsbekleidungen miterfasst werden. Durch ein verfrühtes Abfallen einer Schicht, vor dem Erreichen der 300 °C Isotherme, liegt im Vergleich zum Modell eine kürzer Vorerwärmung der dahinterliegenden Schicht vor, die zu konservativeren Ergebnissen im Rechenmodell führt. Die vorgestellten Eingangsgrößen wurden anhand der vorliegenden Versuche ermittelt. Zukünftige ergänzende Erkenntnisse, z.B. zum Abfallverhalten von Platten, einer genaueren Bestimmung der k_2 - Faktoren für Gipsplatten oder modifizierte Grundschutzzeiten können in das Modell integriert werden.

5.4 Thermisches Materialmodell von Estrichen aus Gips- und Zementbasis

5.4.1 Problemstellung

Nach deutschem Baurecht wird in der „Musterwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen“ (MVV TB, 2020/2019/1) ein Nachweis für den Feuerwiderstand von Deckenkonstruktionen von der Ober- und der Unterseite einer Decke gefordert. Während in tabellierten Aufbauten der DIN 4102-4:2016-05 der positive Beitrag von Fußbodenaufbauten mit Nass- und Trockenestrichen berücksichtigt ist, liegen für diese Schichten keine Eingangsgrößen für rechnerische Verfahren wie die SFM vor. Während der Beitrag dieser Schichten für den Nachweis einer Brandbeanspruchung von der Unterseite einer Decke nur eine untergeordnete Rolle spielt – der Fußbodenaufbau hat nur einen entsprechenden Beitrag, wenn die ihn unterstützende Konstruktion den notwendigen Feuerwiderstand erfüllt – ist der Einfluss für die Brandbeanspruchung von der Oberseite von maßgebender Bedeutung; zum einen als Schicht, die einen Beitrag zum Feuerwiderstand leistet, außerdem als brandschutztechnisch wirksame Bekleidung für darunterliegende, brennbare Bauteilschichten.

Hinzu kommt, dass der Feuerwiderstand für eine Beanspruchung von der Oberseite prüftechnisch nur national auf Basis der DIN 4102-2:1977-09 ermittelt werden kann, da der Anwendungsbereich der DIN EN 1365-2:2015-02 auf eine Brandbeanspruchung von der Unterseite begrenzt wird. Folglich kann keine europäische Prüfung von der Oberseite erfolgen. Um einen Nachweis von der Oberseite in Kombination mit einer europäischen Prüfung von der Unterseite erbringen zu können, waren auf nationaler Ebene in Deutschland innerhalb der Bauregelliste A Teil 1, Anlage 0.1.2 (Bauregelliste A, B und C, 2015/2015/2) festgelegte Aufbauten (Nassestriche und Trockenstriche auf Trittschalldämmung) enthalten, die einen Feuerwiderstand von der Oberseite sicherstellen. Diese Aufbauten sind bei der Überführung der Bauregelliste in die Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (MVV TB, 2020/2019/1) entfallen.

Der Nachweis einer von der Unterseite geprüften Decke muss in der Praxis von der Oberseite somit national nach DIN 4102-2:1977-09 unter Berücksichtigung der Regelungen des ABM (Arbeitsgemeinschaft der Brandschutzlaboratorien der Materialprüfanstalten, 2014) nachgewiesen werden. Im folgenden Abschnitt werden Materialkennwerte für die thermische Simulation sowie Eingangswerte für die SFM angegeben, um im rechnerischen Verfahren der SFM einen Nachweis von der Oberseite zu ermöglichen.

5.4.2 Vorgehensweise

Die Flexibilität des bestehenden Modells, vorgestellt in Abs. 3.2 dieser Arbeit, erlaubt die Implementierung neuer Materialien und Bauteilschichten. Diese Untersuchung basiert auf einer durch den Autor betreuten Masterarbeit (Mändl, 2019) sowie ergänzenden Untersuchungen (Rauch, Werther, Winter, 2020) und erweitert die SFM um den möglichen Beitrag zusätzlicher Fußbodenkonstruktionen, die typischerweise als Aufbauten in mehrgeschossigen Holzgebäuden verwendet werden. Die grundlegenden Parameter wurden anhand von acht Kleinbrandversuchen ermittelt. Anhand der ermittelten Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite der Estrichschicht wurden effektive Materialparameter auf Basis der antwortflächenbasierten Optimierung (vgl. 3.4.3) erarbeitet. Über das FE-Modell nach Abs. 3.3 können verschiedene Konfigurationen untersucht und die Eingangsparameter in die SFM abgeleitet werden.

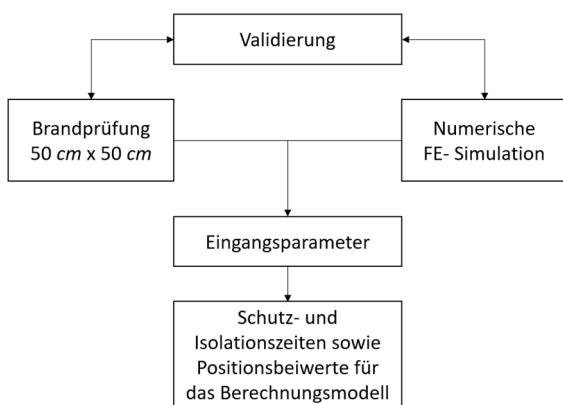


Abbildung 5-33: Ergänzung neuer Materialien in die SFM

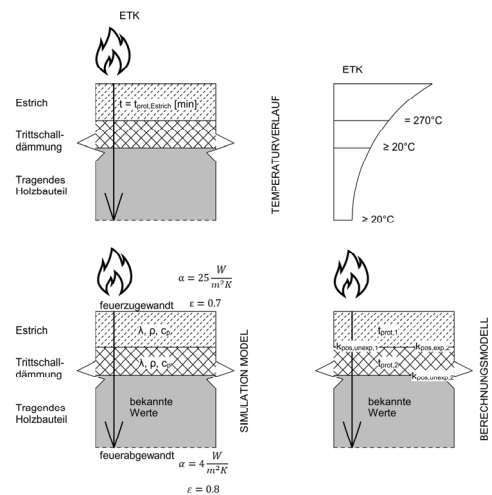


Abbildung 5-34: Modellsystematik mit den Randbedingungen für das Simulationsmodell

5.4.3 Grundlagen zum Material

Estriche auf Zement- oder Gipsbasis werden in der Regel für den oberen Abschluss von Deckenkonstruktionen in mehrgeschossigen Holzgebäuden verwendet. Hier wird in Trockenestrichsysteme und Nassestriche unterteilt, beide Systeme werden zur Verbesserung des Schallschutzes eingesetzt und haben gleichzeitig einen positiven Einfluss auf den Feuerwiderstand.

Diese Untersuchung stellt Ergebnisse für folgende Estricharten dar:

- Zementestrich
- Calciumsulfatestrich (Anhydritestrich)
- Trockenestrich auf Gipsbasis

Die hier verwendeten Nassestriche wurden über einen Zeitraum von über 40 Tagen bei 20 °C und 65 % Luftfeuchte gelagert. Der im Darrofen ermittelte Feuchtegehalt (u_{103} [m-%]) für die Zementestriche betrug zwischen 2,7 % und 3 % und liegt somit nur minimal über dem üblichen Ausgleichsfeuchtegehalt für Zementestriche ermittelt nach der Darmmethode von ca. 2,5 Masseprozent. Diese stellt sich nach mehrjähriger Nutzung bei Wohnraumklima ein (Schnell, 1985). Eine Korrektur aufgrund unterschiedlicher Feuchteverhältnisse zwischen Probekörper und Einbauzustand kann somit entfallen.

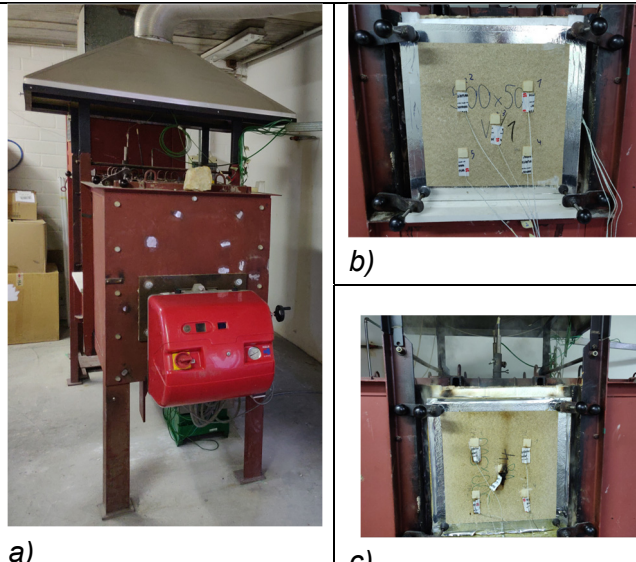
Da für brandschutztechnisch notwendige Fußbodenaufbauten im mehrgeschossigen Holzbau üblicherweise mineralische Dämmstoffe verwendet werden, wurden Trittschalldämmplatten aus Steinwolle mit einer Rohdichte von 120 kg/m^3 als Dämmschicht unter dem Estrich eingesetzt. Als Trennschicht zwischen dem Estrich und der Trittschalldämmung wurde eine Polyethylen Folie eingelegt. Als tragende Ebene wurde, entsprechend den grundlegenden Untersuchungen von (Schleifer, 2009) für Eingangswerte der SFM, für alle Aufbauten eine Spanplatte $d=19 \text{ mm}$ mit einer Rohdichte $\geq 600 \text{ kg/m}^3$ eingesetzt.

5.4.4 Experimentelle Analyse

In der Literatur sind bisher keine Angaben über die Schutzzeit des Zementestrichs oder der Trittschalldämmung, resultierend aus experimentellen Analysen, als Einzelschicht verfügbar. Um diese Lücke zu schließen und Eingangswerte für die SFM zu ermitteln, wurden acht Brandversuche in Anlehnung an DIN 4102-8:2003-10 in Verbindung mit DIN EN 1363-1:2010-10 durchgeführt. Die Ofentemperatur wurde mit Plattenthermoelementen gemessen, um eine Vergleichbarkeit zu europäischen Bauteilprüfungen zu gewährleisten. Entsprechend Abs. 4.3 resultieren aus den Messergebnissen mittels der Plattenthermoelemente höhere Temperaturen im Vergleich zum Mantelthermoelement (DIN 4102-2:1977-09). Entgegen der realen Brandeinwirkung und Ausrichtung als Oberseite einer Decke wird senkrecht und unter ETK- Beanspruchung geprüft. Somit sind die Ergebnisse im Vergleich zur realen horizontalen Einbausituation als konservativ anzusehen. Auf nationaler Ebene in Deutschland können Decken von der Oberseite auf Basis der DIN 4102-2:1977-09 geprüft und klassifiziert werden. Da die nationale Prüfnorm nur für eine Bauteilklassifikation ausgelegt ist, eine Bauteilschicht (der Fußboden) einzeln aber nicht klassifiziert werden kann, besteht in Deutschland die Möglichkeit, Fußbodenaufbauten auf Basis eines Beschlusses der ABM zu prüfen und mit einem Bauteilnachweis zu kombinieren. Hier wird das Temperaturkriterium von 270 °C in Anlehnung an die Prüfung entsprechend DIN EN 14135:2004-11 zur Prüfung einer Brandschutzbekleidung nach DIN EN 13501-2:2016-06 herangezogen. Hinsichtlich des Temperaturdurchganges ist somit von einer Vergleichbarkeit auszugehen. Im Modellversuch wird keine Belastung aufgebracht, somit muss die tragende Unterkonstruktion des Fußbodenaufbaus eine entsprechende Tragfähigkeit über den Beanspruchungszeitraum gewährleisten. Im Versuch wurden die Temperaturen mittels

Thermodrähten Typ K hinter den einzelnen Schichten der Konstruktion gemessen. Tabelle 5-18 zeigt die durchgeführte Versuchsserie.

Tabelle 5-18: Experimentelle Untersuchungen der Estrichaufbauten und Versuchsübersicht

 <p>a)</p> <p>b)</p> <p>c)</p>	Nr.	Konstruktion (von der feuerzugewandten Seite)
	V1	CT-F6-35 PE 19 mm SP (60 min -A)
	V2	CT-F6-25 PE 19 mm SP (60 min - A)
	V3	CT-F6-55 PE 19 mm SP (102 min - A)
	V4	CAF-F6-35 PE 19 mm SP (102 min - EI)
	V5	CT-F6-35 PE 15 mm SW 19 mm SP (116 min - A)
	V6	CT-F6-55 PE 15 mm SW 19 mm SP (165 min - A)
	V7	15 mm SW PE CT-F6-35 PE 19 mm SP (116 min - A)
	V8	40 mm SW PE CT-F6-35 PE 19 mm SP (165 min - A)
<p><i>Abbildung 5-35: Versuchsserie der Estrichaufbauten</i></p> <p>a) Brandprüfstand nach DIN 4102-8:2003-10</p> <p>b) Prüfkörper, vertikal eingebaut</p> <p>c) Versagen des Isolationskriteriums (Temperaturerhöhung 140 K) nach 160 min Brandbeanspruchung</p>		<p>CT-F6-xx: Zementestrich– Biegezugfestigkeitsklasse – Dicke [mm]</p> <p>CAF: Calciumsulfatestrich</p> <p>PE: PE- Folie</p> <p>SW: Steinwolle, Rohdichte 120 kg/m³</p> <p>SP: Spanplatte</p> <p>(xx min -A / E / I): Beanspruchungszeit [min] -</p> <p>A: Abbruch / EI: EI- Versagen</p>

V1 bis V4 wurden zur Ermittlung der Grundschutzzeit direkt brandbeanspruchter Estriche herangezogen. V5 und V6 zur Berücksichtigung des Einflusses dahinterliegender Trittschalldämmung und V7 bzw. V8 zur Berücksichtigung des Einflusses von Dämmstoffen vor dem Estrichaufbau (relevant für Brandbeanspruchungen von unten). Die Rohdichten der experimentell untersuchten Zementestriche betrug $\rho = 2083 - 2128 \text{ kg/m}^3$, so dass zur Validierung eine Referenzrohndichte von 2100 kg/m^3 angenommen wird (vgl. Abbildung 5-39). Die Bandbreite der Dicke wird von 25 mm bis 55 mm variiert. Alle Probekörper hatten die gleiche Biegezugfestigkeitsklasse F6 (Biegezugfestigkeit zwischen 6 und 7 N/mm² nach prEN 13813:2017-03).

5.4.5 Numerisches FE- Modell

Das FE-Model wird auf ein eindimensionales Simulationsmodell reduziert (vgl. Abbildung 3-14). Es wird angenommen, dass der Wärmestrom durch die Konstruktion über die gesamte Fläche (ohne Fugen) als homogen angesehen werden kann. Die instationäre thermische Analyse basiert auf der Fourier-Gleichung und dessen temperaturabhängigen Eingangsparametern Dichte (ρ),

Wärmeleitfähigkeit(λ) und spezifische Wärmekapazität (c_p). Der Wärmeübergangskoeffizient von 25 $W/(m^2K)$ (feuerzugewandt) und 4 $W/(m^2K)$ (feuerabgewandt) wurden gemäß DIN EN 1991-1-2:2010-12 gewählt. Der Emissionskoeffizient wird für Schichten aus Holz- oder Gipsbasis mit $\epsilon = 0,8$ angenommen. Für Estriche beträgt der Emissionskoeffizient $\epsilon = 0,7$ (DIN EN 1992-1-2:2010-12). In der Literatur konnte kein Materialmodell für die Simulation von Estrichen gefunden werden. Daher wurde ein neues Materialmodell für Zementestriche, ausgehend von den Kennwerten für Beton (3,0 % Feuchte) nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 sowie für Calciumsulfatestriche, ausgehend von den Materialkennwerten für Gipswerkstoffe nach Schleifer (2009), kalibriert.

5.4.6 Ergebnisse und Validierung

Zur Bestimmung der Schutzzeiten wurden die Temperaturverläufe (Mittelwerte aller fünf Thermoelemente) hinter der ersten Schicht, dem Estrich oder der Dämmschicht ausgewertet.

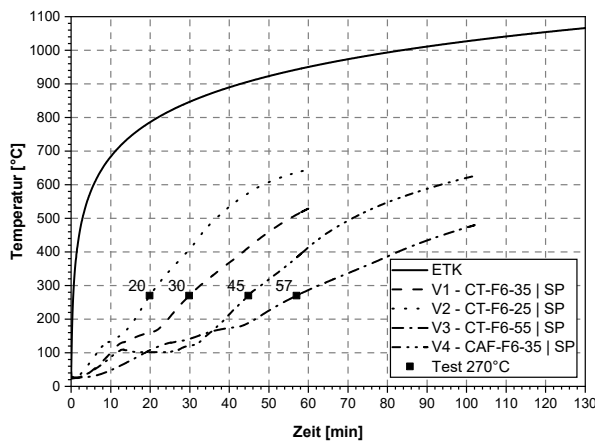


Abbildung 5-36: Temperaturverlauf hinter den Estrichen und Darstellung der Schutzzeit (Test 270 °C entspricht der Zeit bis zum Erreichen von 270°C)

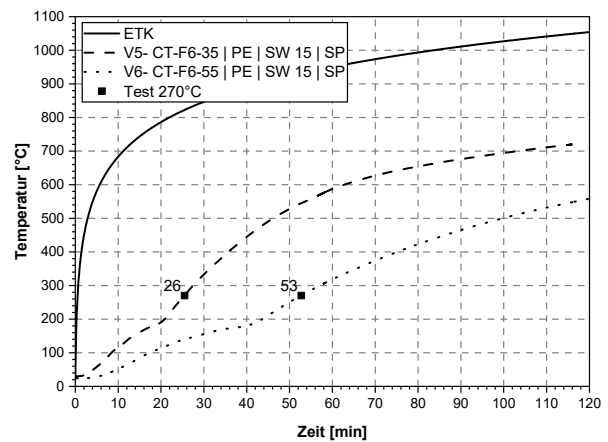


Abbildung 5-37: Temperaturverlauf hinter den Estrichen – hinterlegt mit Steinwolldämmung und Darstellung der Schutzzeit (Test 270 °C entspricht der Zeit bis zum Erreichen von 270°C)

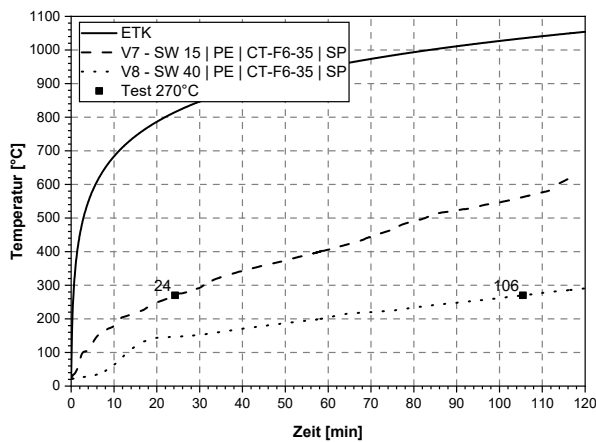


Abbildung 5-38: Temperaturverlauf hinter der Steinwolldämmung – hinterlegt mit Estrich und Darstellung der Schutzzeit (Test 270°C - Zeit bis zum Erreichen von 270°C)

Abbildung 5-36 zeigt die Grundschutzzeiten von hinterlegten Estrichen. Hier ist ein deutlicher Unterschied zwischen dem Zementestrich und dem Calciumsulfatestrich erkennbar. Vergleichbar zu Gipsplatten bildet sich beim Calciumsulfatestrich durch das freie, bzw. kristallin im Gips gebundene Wasser bei 100°C bis ca. 180°C ein Plateau aus, das zu einer Verlängerung der Schutzzeit im Vergleich zum Zementestrich führt. Entsprechend Abbildung 5-37 wird durch eine Hinterlegung mit Mineralwolle (V5 und V6) im Vergleich zur Spanplatte (V1 bis V4) ein Wärmetau und somit eine Reduktion der Schutzzeit hervorgerufen. Estriche hinter Dämmschichten (V7 und V8) führen zu einer wesentlich höheren Schutzzeit der Dämmschicht im Vergleich zu den Versuchswerten nach Schleifer (2009), für Dämmschichten aus Steinwolle, hinterlegt mit Holzwerkstoffplatten. Da

bisher keine Untersuchungen für die Grundschutzzeit von Dämmschichten im Rohdichte- und Dickenbereich üblicher Trittschalldämmstoffe – Anwendungsbereich DEO bzw. DES nach E DIN 4108-10:2021-02 – vorliegen, wurden hierzu ergänzende Untersuchungen durchgeführt, die in Abs. 5.5 dieser Arbeit vorgestellt werden.

5.4.7 Effektive Materialparameter als Eingangsgrößen in die numerische Simulation

Anhand der Versuche (V1 bis V4) konnte das Simulationsmodell kalibriert und Materialparameter für Estriche abgeleitet werden. Physikalische Messwerte der spezifischen Wärmekapazität bzw. Wärmeleitfähigkeit liegen für Estriche in den hier erforderlichen Temperaturbereichen nicht vor. Im Zuge der Untersuchung von bisherigen effektiven Materialparameter durch Källsner und König (2000) oder Schleifer (2009) hat sich gezeigt, dass die gemessenen Werte von den für die Simulation notwendigen effektiven Materialparameter durch die implizite Berücksichtigung von Feuchte, Rissbildung- und materialspezifischen chemischen und physikalischen Umwandlungsprozessen abweichen. Für Zementestriche wurden in dieser Arbeit die Ausgangswerte auf Basis der Werte für Beton mit einer Feuchte von 3% (DIN EN 1992-1-2:2010-12) herangezogen. Bei diesen Werten handelt es sich ebenfalls um effektive Materialkennwerte, kalibriert anhand von Brandversuchen (Spille & Zehfuß, 2019).

Zur Optimierung der Materialparameter wurden die durch Mändl (2019) erarbeiteten Materialparameter mithilfe des Optimierungsmodells dieser Arbeit entsprechend Abs. 3.4.3 nochmals verfeinert.

Da die durch Mändl (2019) ermittelten Parameter für die Wärmeleitfähigkeit zwischen der oberen und unteren Grenze nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 liegen und nur geringfügig von der oberen Grenze abweichen, wird der normativ vorgegebene Wert der Wärmeleitfähigkeit beibehalten. Der

obere Grenzwert ist in Deutschland nach DIN EN 1992-1-2/NA:2010-12 für Beton anzuwenden. Die Kurven für Rohdichte und Wärmeleitfähigkeit sind in Abbildung 5-39 und Abbildung 5-40 dargestellt.

Tabelle 5-19: Temperaturabhängige Rohdichte für Zementestriche

Gleichung nach DIN EN 1992-1-2:2010-12	Temperaturbereich	Auswertung für $\rho_{20^\circ\text{C}}$	
$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C})$	für $20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 115^\circ\text{C}$	2100 J/kgK	(Gl. 5-21)
$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C}) \cdot (1 - 0,02(\theta - 115)/85)$	für $115^\circ\text{C} < \theta \leq 200^\circ\text{C}$	2058 J/kgK	(Gl. 5-22)
$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C}) \cdot (0,98 - 0,03(\theta - 200)/200)$	für $200^\circ\text{C} < \theta \leq 400^\circ\text{C}$	1995 J/kgK	(Gl. 5-23)
$\rho(\theta) = \rho(20^\circ\text{C}) \cdot (0,95 - 0,07(\theta - 400)/800)$	für $400^\circ\text{C} < \theta \leq 1\,200^\circ\text{C}$	1848 J/kgK	(Gl. 5-24)
Mit: ρ [kg/m ²] θ [°C]	Rohdichte Betontemperatur		

Für die Wärmeleitfähigkeit wird der obere Grenzwert entsprechend DIN EN 1992-1-2/NA:2010-12 für Normalbeton herangezogen.

$\lambda_c = 2 - 0,2451 (\theta_c / 100) + 0,0107 (\theta_c / 100)^2 \text{ W/m K}$	für $20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1\,200^\circ\text{C}$	(Gl. 5-25)
mit: λ_c [W/mK] θ_c [°C]	thermische Leitfähigkeit Betontemperatur	

Eine Übernahme der feuchteabhängigen spezifischen Wärmekapazität entsprechend DIN EN 1992-1-2:2010-12 führt zu einer Abweichung hinsichtlich des durchgeführten Brandversuchs (vgl. Abbildung 5-42). Auf Basis der experimentell ermittelten Temperaturkurven wurde durch eine Variation der spezifischen Wärmekapazität in der Simulation und die Kalibrierung anhand des Versuchs (V1) durch zwölf Stützstellen zwischen 200 s (ca. 31 °C auf der Rückseite des Estrichs) und 3600 s (ca. 529 °C auf der Rückseite des Estrichs) verglichen und mittels des Optimierungsansatzes entsprechend Abs. 3.4.3 dieser Arbeit angepasst. Es hat sich gezeigt, dass eine Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität zwischen 100 °C und 200 °C um den Faktor 2,65 auf 5300 J/kgK zu einem gut übereinstimmenden Ergebnis führt (vgl. Abbildung 5-42).

Die benötigte Verdampfungsenergie von 2257 kJ/kg (bei 1 bar Umgebungsdruck) (Kuchling, 2004) ergibt bei einer Restfeuchte von 3,58 M-% (Messwerte nach Mändl (2019)) eine Masse von 35,8 g/kg Estrich und somit eine notwendige Verdampfungsenergie von 80,8 kJ. Laut DIN EN 1992-1-2:2010-12 liegt die spezifische Wärmekapazität für darrtrockenen Zementestrich bei 900 J/kgK. Laut dem Modell dieser Arbeit würde der Peak der spezifischen Wärmekapazität zwischen 100 °C und 200 °C zu einer notwendigen Verdampfungsenergie von 94,8 kJ führen. Somit ist der Größenordnungsbereich vergleichbar. Durch die PE- Folie auf der feuerabgewandten Seite wird der Feuchtetransport behindert und das gebundene Wasser kann nur zum Brandraum hin entweichen. Mehrmaliges Verdampfen und Kondensieren innerhalb des Probekörpers während der Feuchtetransportprozesse bleibt in der Berechnung über dem bestimmten Feuchtegehalt unberücksichtigt. Somit ist ein höherer Wert der effektiven spezifischen Wärmekapazität zu erwarten. Zusätzlich wurde im

Darrversuche nach Mändl (2019) ein zusätzlicher Feuchteverlust bei 180 °C gemessen, so dass die Breite des Peaks von 100 °C bis 200 °C plausibel ist.

Ein Vergleich der Ausgangsparameter, der optimierten Materialparameter und der optimierten Temperaturen sind Abbildung 5-39 bis Abbildung 5-41 zu entnehmen. Mit den optimierten Parametern konnte eine gute Übereinstimmung der mittels Simulation bestimmten Temperaturen und der Versuche für die anderen Estrichdicken (V2 mit 25 mm bzw. V3 mit 55 mm) erreicht werden. Beispielhaft sind die für Zementestriche ermittelten Werte in Tabelle 5-20 dargestellt.

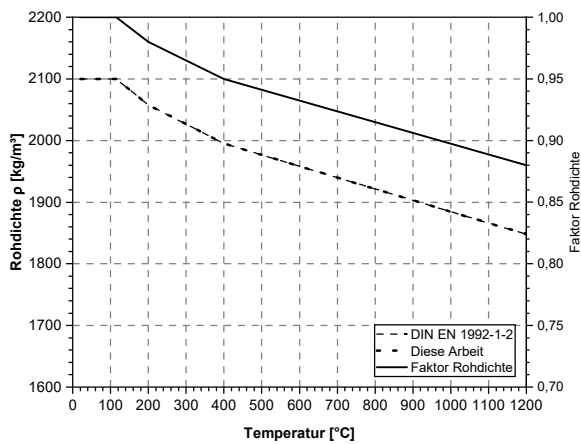


Abbildung 5-39: Temperaturabhängige Veränderung der Rohdichte nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 und dieser Arbeit (Kurven liegen übereinander)

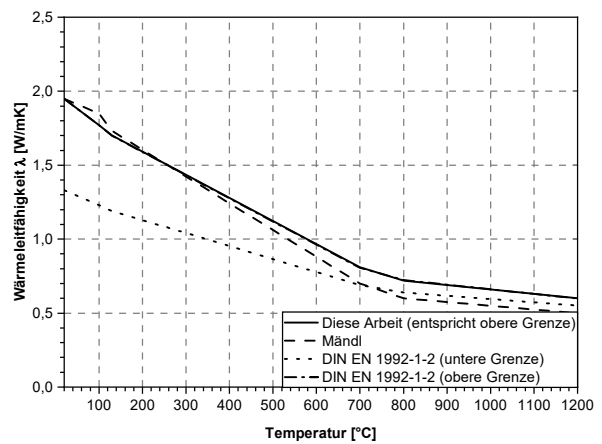


Abbildung 5-40: Temperaturabhängige Veränderung der Wärmeleitfähigkeit (oberer und unterer Grenzwert nach DIN EN 1992-1-2:2010-12, Werte nach Mändl (2019) sowie dieser Arbeit (entspricht der oberen Grenze)

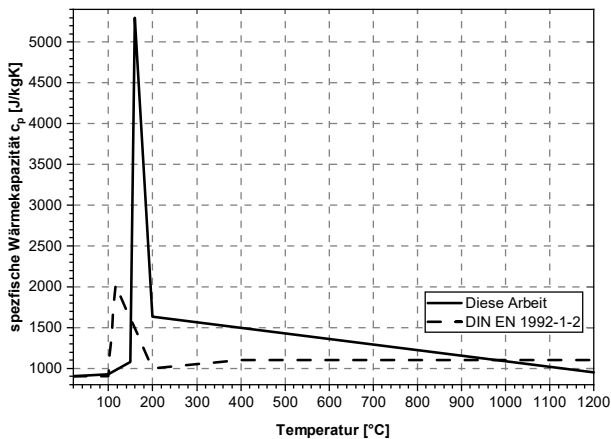


Abbildung 5-41: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 sowie dieser Arbeit

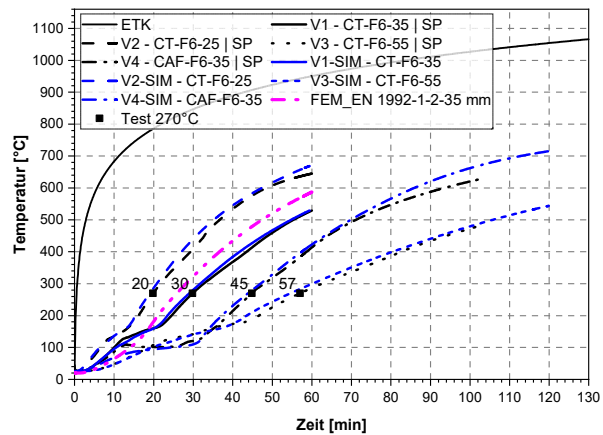


Abbildung 5-42: Simulationsergebnis mit den validierten Materialparametern für Zementestriche

Zusammenfassend ergeben sich somit für Zementestriche folgenden Materialkennwerte (vereinfachend tabellarisch dargestellt)

Tabelle 5-20: Temperaturabhängige Materialkennwerte für Zementestriche

Temperatur [°C]	20	100	115	130	150	160	200	400	600	700	800	1200
Dichte ρ [kg/m ³]	2100	-	2100	-	-	-	2058	1995	-	-	-	1848
Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK]	1,95	1,77	-	1,7	-	-	-	-	-	0,81	0,72	0,6
Spezifische Wärmekapazität c [J/kg K]	900	925	-	-	1080	5300	1635	-	-	-	-	950

Für Calciumsulfatestriche wurden Materialparameter im Rahmen der Untersuchung von Mändl auf Basis eines Versuchs bestimmt. Es zeigt sich, dass durch das gipsbasierte Bindemittel ein längeres Plateau zwischen 100 °C und 200 °C sowie ein geringerer Temperaturgradient vorliegt. Entsprechend dem Gipsdatenbuch (Bundesverband der Gipsindustrie e.V., 2013) besteht der Binder für Calciumsulfatestriche aus Anhydrit (CaSO₄) aus natürlichen Vorkommen, oder aus synthetischem Anhydrit aus technischen Prozessen (z.B. aus Rauchgasentschwefelungsanlagen). Im Abbindeprozess hydratisiert das Anhydrit mit Wasser zu Gips (Calciumsulfat-Dihydrat, CaSO₄ · 2 H₂O). Die Rohdichte ist mit 1800 kg/m³ bis 2100 kg/m³ entsprechend dem Gipsdatenbuch vergleichbar zu Zementestrichen. Eine Herleitung der chemischen Reaktionen von Gips im Brandfall wurde bereits durch mehrere Autoren zusammengefasst (Ang & Wang, 2004; Bundesverband der Gipsindustrie e.V., 2013; Mehaffey et al., 1994; Schleifer, 2009; Thomas, 2002) Die durch Schleifer (2009) ermittelten Materialparameter wurden als Ausgangswerte zur Bestimmung der Materialkennwerte für

Calciumsulfatestriche in der Arbeit von Mändl (2019) herangezogen und folgende Kennwerte ermittelt:

Tabelle 5-21: Temperaturabhängige Materialkennwerte für CAF- Estriche

Temperatur [°C]	20	90	100	110	130	140	150	170	600	720	750	1200
Dichte ρ [kg/m ³]	2100	-	2100	-	1945	1944	1842	1739	1737	1651	1630	1630
Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK]	2	-	2	0,4	-	0,4	0,5	-	-	-	-	0,5
Spezifische Wärmekapazität c [J/kg K]	1000	1000	5000	-	4000	900	-	-	-	-	-	900

Eine gute Übereinstimmung mit der Simulation ist in Abbildung 5-42 dargestellt. Da nur ein Versuch zur Validierung vorlag, muss die Allgemeingültigkeit noch validiert werden. Der Anhydritestrich mit einer Dicke von 35 mm übertrifft im Versuch (Grundschutzzeit 45 min) die Grundschutzzeit des Zementestrichs um 50 %.

Für die verwendete Trittschalldämmung wurden die Materialkennwerte für Steinwolle entsprechend Schleifer (2009) verwendet. Tabelle 5-22 zeigt eine gute Übereinstimmung der Simulation mit den Materialkennwerten nach Schleifer und den experimentellen Untersuchungen von V5 und V6.

Tabelle 5-22: Vergleich t_{prot} hinter Estrich und Dämmschicht

Versuch Nr.	$t_{prot,1,test}$ [min]	$t_{prot,1,SIM}$ [min]	$t_{prot,2,test}$ [min]	$t_{prot,2,SIM}$ [min]
V5	26	26	59	61
V6	53	49	105	103

mit: $t_{prot,1}$: Schutzzeit zwischen Estrich und Dämmung
 $t_{prot,2}$: Schutzzeit zwischen Dämmung und Spanplatte

Für Dämmstoffe vor Zementestrichen, entsprechend V7 und V8 konnte keine gute Übereinstimmung mit der FE-Berechnung erzielt werden. Die Schutzzeit für Steinwolle von V7 (Dicke 15mm) wird überschätzt, sowie von V8 (Dicke 40mm) unterschätzt. Steinwolle- Dämmstoffe mit einer geringen Dicke und hohen Rohdichte werden ergänzend zu den hier behandelten Estrichen in Abs. 5.5. genauer untersucht.

5.4.8 Ein Berechnungsmodell zur Anwendung von Estrichen in der SFM

Auf Basis der Simulationsergebnisse konnte ein Berechnungsansatz zur Berücksichtigung der Schutzwirkung von Estrichaufbauten als Eingangsgröße in das Berechnungsmodell nach Schleifer (2009), bzw. das erweiterte Modell nach prEN 1995-1-2:2020-11 entwickelt werden. Die

Eingangswerte wurden über die Versuche V1 bis V8 bestimmt. Zur Berechnung der Grundschutzzeiten können folgende Gleichungen basierend auf den Simulationsergebnissen aus Abs. 5.4.7 bzw. Mändl (2019) herangezogen werden:

Tabelle 5-23: Grundschutzzeiten von Estrichelementen

Material	Grundschutzzeit $t_{prot,0}$	Grundisolationszeiten $t_{ins,0}$	
Zementestrich:	$30 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,4}$	$18,5 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,4}$	(Gl. 5-26)
Calciumsulfatestrich:	$44 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,5}$	$32 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,55}$	(Gl. 5-27)

mit h_p = Schichtdicke des Estrichs

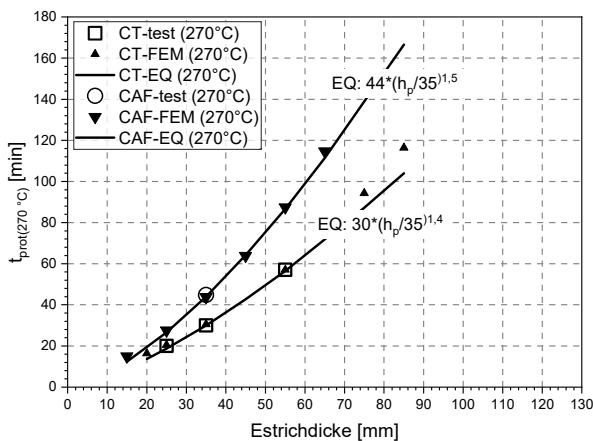


Abbildung 5-43: Vergleich zwischen Bestimmungsgleichung (EQ), Simulation (FEM) und Versuchsergebnissen (Test) von Zement (CT)- und Calciumsulfatestrichen (CAF).

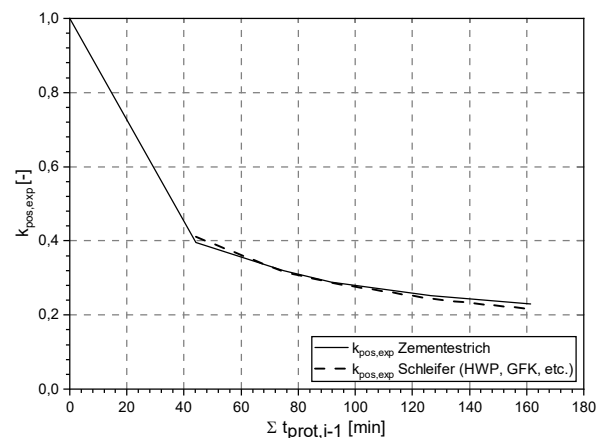


Abbildung 5-44: Vergleich zwischen den Positionsbeiwerten entsprechend der Simulation sowie für Holzwerkstoffplatten (HWP), GKF-Platten, etc. nach Schleifer (2009)

Zur Berücksichtigung einer Brandbeanspruchung von der Unterseite ist der Positionsbeiwert $k_{pos,exp}$ erforderlich. Eine Berechnung mit den ermittelten Werten für Trittschalldämmung entsprechend Abs. 5.5 sowie den Materialkennwerten für Zementestrich bestätigt die bestehende Gleichung für Holzwerkstoffplatten, Gipsplatten oder Dämmstoffplatten entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 (vgl. Abbildung 5-44). Somit ist hier keine weitere Gleichung erforderlich. Für Calciumsulfatestriche werden günstigere Positionsbeiwerte erreicht, so dass die Gleichungen für Zementestriche vereinfachend mit herangezogen werden können.

Zur Berücksichtigung von Mineralwollämmstoffen als Hinterlegungsmaterial (z.B. bei einer Brandbeanspruchung von der Oberseite) muss die Grundschutzzeit um den Faktor $k_{pos,unexp}$ reduziert werden. Da hier weder eine Abhängigkeit von der Dicke des Estrichs, noch von der Dicke der Trittschalldämmung festgestellt wurde, kann ein pauschaler Wert angenommen werden.

Tabelle 5-24: $k_{pos,unexp}$ sowie $k_{pos,exp}$ von Estrichelementen auf Trittschalldämmung

Material	$k_{pos,exp,SW}$	$k_{pos,unexp,SW}$
Zementestrich:	$k_{pos,exp} \begin{cases} 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,i}} & \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,i}}{2} \\ 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,i}}{\sum t_{prot,i-1}}} & \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,i}}{2} \end{cases} \text{ mit}$	0,85
Calciumsulfat-estrich:		0,85

mit: $t_{prot,0,i}$: Grundschutzzeit der Steinwolle
 $t_{prot,i-1}$: Schutzzeit der davorliegenden Schichten

Im Falle einer Brandbeanspruchung von Oben kann ein Abfallen der Einzelschichten, wie im Modell nach Schleifer angenommen, ausgeschlossen werden. Da die bestehenden Werte für Dämmstoffe mit direkter Beflammung ermittelt wurden, wird die Schutzzeit der Trittschalldämmung durch die davorliegende Estrichschicht auch nach dem Erreichen von 270 °C weiterhin geschützt. In Anlehnung an prEN 1995-1-2:2020-11 wird auf das Modell, analog zu einem geschützten Holzquerschnitt zurückgegriffen. Die Schutzzeit der Dämmstoffe hinter den Estrichen kann um den Faktor k_2 erhöht werden, der auf Basis der Simulationsergebnisse ermittelt wurde (vgl. Tabelle 5-25).

Tabelle 5-25: k_2 für Materialien hinter Estrichen

Material	k_2 - Faktor	
Mineralwollämmung	$\frac{15}{h_{Estrich}} + 0,003 \cdot h_{SW} - 0,045$	(Gl. 5-28)
Holzmassiv- oder Holzwerkstoffplatte	$0,8 - 0,006 \cdot h_{Estrich}$	(Gl. 5-29)

mit: $h_{Estrich}$: Estrichdicke in *mm*
 h_{SW} : Dicke der Mineralwolle in *mm*

Die Werte dieser Untersuchung gelten für Estrichdicken bis zu 90 *mm*, einer Dicke der Trittschalldämmung von maximal 50 *mm* und einer Dicke der Holzwerkstoffplatte von maximal 40 *mm*. Somit ergibt sich ein maximales Δt der Trittschalldämmung von

$$\Delta t = \frac{t_{prot,0}}{k_2} - (t_{prot,0} \cdot k_{pos,exp} \cdot k_{pos,unexp}) \cdot k_j \quad (Gl. 5-30)$$

Die angegebenen Gleichungen können für eine Berechnung der Schutzzeit von Fußbodenaufbauten von der Oberseite sowie der Unterseite herangezogen werden. Für eine Beanspruchung von der Unterseite ist der Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp}}$ erforderlich. Es ist darauf zu achten, dass für Fußbodenaufbauten von der Unterseite für die gesamte Dauer der Brandbeanspruchung die tragende Konstruktion erhalten bleibt. Abbildung 5-42 zeigt zusätzlich den Vergleich zwischen einer Estrichschicht mit den Materialkennwerten dieser Arbeit im Vergleich zu einer gleich dicken Betonschicht mit den Kennwerten nach DIN EN 1992-1-2:2010-12. Auf der sicheren Seite liegend können die hier ermittelten Ergebnisse auch auf dünne Betonschichten übertragen werden.

5.4.9 Konstruktive Randbedingungen

Im Teil 8- Ofen wurden Estrichelemente ohne Fugen untersucht. In der praktischen Anwendung ist eine Fugenausbildung notwendig. Hier wird entsprechend DIN 18560-4:2012-06 in Scheinfugen, Arbeitsfugen, Bewegungsfugen und Randfugen unterschieden. Nachdem Schein- und Konstruktionsfugen mögliche Sollbruchstellen darstellen und keine Bewegung aufnehmen müssen, sind diese in der Regel sehr klein und deren negativer Einfluss gering. Größere Rand- und Bewegungsfugen müssen mit nicht brennbarer Mineralwolle mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000^{\circ}\text{C}$ ausgefüllt werden. Besonders im Bereich des Randdämmstreifens ist auf eine Verwendung dieser nichtbrennbaren Baustoffe zu achten. Werden Fußbodenheizungsrohre im Estrich verlegt, entstehen entsprechende Hohlräume durch die Heizungsrohre. Die mit Wasser gefüllten Heizungsrohre tragen aus Sicht des Autors nicht negativ zum Wärmedurchgang durch das Bauteil bei. Sollten brennbare Leitungen verwendet werden, ist auf eine Behinderung der Brandausbreitung über die Nutzungseinheit (z.B. bei der Durchführung durch raumabschließende Bauteile) zu achten.

5.4.10 Trockenestriche auf Gipsbasis

Die experimentellen Untersuchungen umfassen nur Nassestriche. Trockenestriche auf Gipsbasis wurden nicht experimentell untersucht. Fertigteilestriche bestehen in der Regel aus Gipsfaserplatten entsprechend DIN EN 15283-2:2009-12. Physikalisch betrachtet ist somit von einem vergleichbaren Wärmedurchgang zu Gipsplatten an Wand- und Deckenkonstruktionen auszugehen. Ein wesentlicher Unterschied besteht hinsichtlich des Abfallens der Platten. Da die Fußbodenelemente nicht Abfallen können, kann das Modell für den Raumabschluss entsprechend dieser Arbeit und den Bestimmungsgleichungen entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 herangezogen werden. Hinter dem Gipselement vorhandene Schichten können als „geschützte Schichten“ durch die Verwendung des k_2 - Faktors berücksichtigt werden. Im Vergleich zu den vorliegenden experimentellen Ergebnissen liegen die rechnerischen Werte auf der sicheren Seite.

5.4.11 Zusammenfassung und Diskussion

Diese dargestellten experimentellen Ergebnisse und numerischen Untersuchungen von Fußbodenaufbauten mit Nassestrichen (Zement- und Calciumsulfatestriche) erweitern die SFM und ermöglichen einen Nachweis des Raumabschlusses von der Oberseite. Die Ergebnisse lassen sich folgendermaßen zusammenfassen:

- Effektive Materialparameter für die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit von Estrichen wurden mit Hilfe numerischer Simulationen auf Basis der experimentellen Ergebnisse ermittelt.
- Durch Finite-Elemente-Simulationen wurde eine Parameterstudie durchgeführt und Bemessungsgleichungen für die Grundschutzzeit, Positionsbeiwerte und den Schutzfaktor eingeführt.

Mit den neuen Gleichungen ist eine flexible Bewertung des Feuerwiderstandes von Deckenkonstruktionen unter Berücksichtigung der Schutzwirkung von Estrichkonstruktionen in Kombination mit unterschiedlichen Trittschalldämmungen oder Holzwerkstoffplatten für einen Feuerwiderstand möglich. Alle hier untersuchten Konstruktionen wurden ohne Belastung durchgeführt. Für den Nachweis unter Last ist die Unterkonstruktion der Fußbodenaufbauten entsprechend zu bemessen, dass auch für die geforderte Feuerwiderstandsdauer die notwendige vertikale Beanspruchung nachgewiesen werden kann.

5.5 Erweiterung des thermisches Materialmodells von mineralischen Dämmstoffen

5.5.1 Problemstellung und Abgrenzung

Dämmschichten aus Mineralwolle nach DIN EN 13162:2015-04 als Gefachdämmstoff für Wand- und Deckenelemente wurden bereits durch Schleifer (2009) untersucht und Bestimmungsgleichungen für die SFM entwickelt und validiert. Diese Ergebnisse basierten auf „Nordtests“ sowie weiteren Untersuchungen verschiedener Autoren (König et al., 1997; König & Rydholm, 2003; Schleifer et al., 2007). Eine Auswertung der Datenbank entsprechend Abs. 4.2 und die Validierung der Bestimmungsgleichungen nach Schleifer wurden zusätzlich von Spindler (2018) in einer durch den Autor betreuten Master's Thesis durchgeführt. Hier wurden die bestehenden Bestimmungsgleichungen auf der sicheren Seite liegend bestätigt. Zur Validierung von mineralischen Steinwollendämmstoffen lagen Versuchsergebnisse im Dickenbereich von 50 mm bis 145 mm, mit Rohdichten zwischen 29 kg/m³ bis 124 kg/m³ vor. Trittschalldämmplatten von 15 mm bis ca. 40 mm Dicke und einer Rohdichte bis ca. 200 kg/m³ wurden in keiner der vorliegenden Untersuchungen betrachtet. Ebenso liegen bisher keine Erkenntnisse für Dickenbereiche von mehr als 145 mm vor. Nachfolgend werden anhand von „Nordtests“ Steinwollendämmstoffe mit hoher Rohdichte und geringer Dicke, eingesetzt als Trittschalldämmstoffe, untersucht. Ebenso wird ein Brandversuch eines Dämmstoffes unter ETK-Beanspruchung für den Dickenbereich von 180 mm durchgeführt.

5.5.2 Grundlagen zu Steinwolledämmstoffen im Berechnungsmodell

Zu den Ausgangsstoffen und der Herstellung von Steinwolle liegen entsprechende Veröffentlichungen vor. Detaillierte Informationen werden durch den Fachverband Mineralwolleindustrie e.V. (2021) zur Verfügung gestellt und wurden von Spindler (2018) zusammengefasst. In dieser Arbeit werden die materiellen Grundlagen somit nicht erneut dargestellt. Entsprechend dem Modellansatz nach Abs. 3.2.6 dieser Arbeit muss neben der Grundschutzzeit ein Herausfallen der Dämmung explizit über den Faktor t_f berücksichtigt werden. Eine Gleichung für die Schutzzeit von Mineralwolledämmstoffen liegt durch Schleifer (2009) vor und wurde durch Mäger et al. (2018) begrenzt. Die Limitierung der Schutzzeit von Dämmstoffen für Protection Level eins (PL 1) nach Tiso (2018), zu der Steinwolle zählt, wurde abhängig von dem Versagen der davorliegenden Bekleidungslagen entwickelt (vgl. Gl. 5-18). Nach dem Modell dieser Arbeit stellt diese Gleichung die von der Abfallzeit der davorliegenden Bekleidung abhängige Versagenszeit der Dämmung dar.

$$t_{f, Daemm} = \frac{h_i}{0,11 \cdot t_{f, Bekl} + 1,3} + t_{f, Bekl} \quad (Gl. 5-31)$$

mit $t_{f, Daemm}$ [min] *Versagenszeit der Dämmung*
 h_i [mm] *Dicke der Dämmung*
 $t_{f, Bekl}$ [min] *Versagenszeit der vor der Dämmung liegenden Bekleidungslage*

Eine Validierung der Gleichung wurde anhand des Versuchs R1-V3-1m-SW-D entsprechend Abs. 4.4 durchgeführt. Durch den gleichmäßigen Abbrand der MDF-Platte wird die Steinwolle im

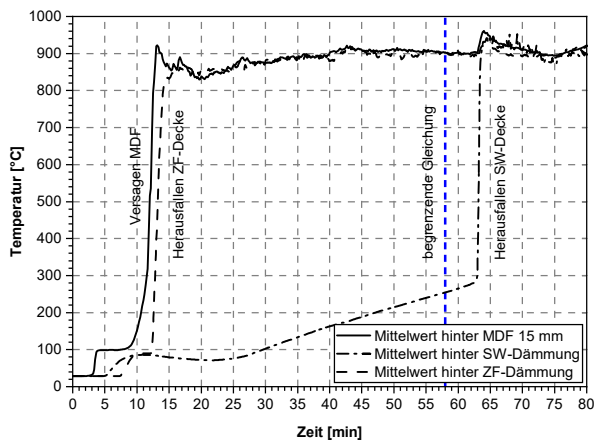



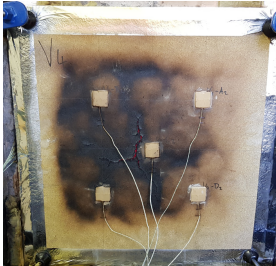
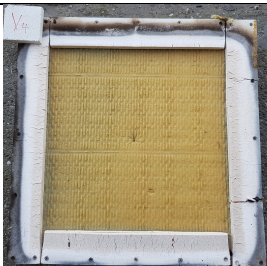
Abbildung 5-45: Diagramm mit begrenzender Gleichung für die Schutzzeit der Dämmung (SW: Steinwolle, ZF: Zelluloseeinblasdämmung)

Gefach mit einer Dicke von 120 mm nach ca. 12 min direkt beansprucht und fällt nach 61 min aus dem Gefach (vgl. Abbildung 5-45). Die begrenzende Gleichung nach 5-31 ist in Abbildung 5-46 als vertikale Begrenzungslinie dargestellt und liefert ein konservatives Ergebnis für das Herausfallen der Steinwolldämmung in einem Deckengefach mit einer Gefachbreite von 625 mm, eingebaut mit 10 mm Übermaß. Keiner der in Abs. 4.4 durchgeführten Brandversuche an Wänden zeigte ein Herausfallen der Steinwolldämmung im Wandgefach, unabhängig von der Gefachbreite (835 mm oder 625 mm). Somit kann das Versagen der Steinwolle sowie die Schutzzeit (t_{prot}) im Berechnungsmodell erfasst werden. Für die bestehenden Lücken bei Dämmstoffen mit hoher Rohdichte (Trittschalldämmung) und hoher Dicke sind ergänzende Versuchsergebnisse notwendig.

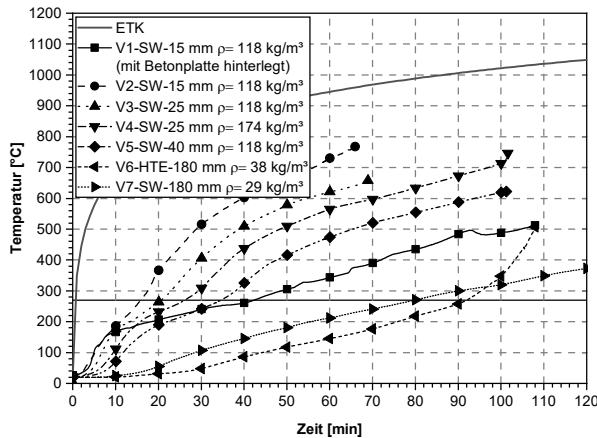
5.5.3 Experimentelle Analyse

Um Trittschalldämmstoffe als Grundlage für die SFM (Grundschutzzeit) nutzen zu können, wurde der Temperaturdurchgang durch sieben Dämmplatten aus Mineralwolle (Steinwolle) untersucht, sechs Platten davon hinterlegt mit einer 19 mm dicken Spanplatte als Trägerplatte und ein Versuch hinterlegt mit einer 40 mm dicken Betonplatte, um den in Abschnitt 5.4 dargestellten positiven Effekt der Hinterlegung mit Beton im Vergleich zur Spanplatte zu bestimmen. Bei den Dämmstoffen handelte es sich um Steinwollendämmplatten mit den Dicken von 12 mm, 25 mm, und 40 mm sowie einer Rohdichte von ca. 118 kg/m³ bis 174 kg/m³. Für den Dickenbereich von 180 mm wurden zwei Versuche durchgeführt. Hier wurde ein Gefachdämmstoff aus Steinwolle mit einer Rohdichte von 28,6 kg/m³ sowie eine modifizierte Glaswolle des Typs Isover Ultimate ZKF 031 mit einer Rohdichte von 38,2 kg/m³ verglichen. Im Rahmen dieser Untersuchung wurde nur der Wärmedurchgang unter ETK- Beanspruchung betrachtet. Die Versuche wurden im Brandprüfstand nach DIN 4102-8:2003-10 unter den Randbedingungen der DIN EN 1363-1:2010-10 analog zu Abs. 5.4.4 dieser Arbeit im Ramen einer durch den Autor betreuten Bachelorarbeit (Brogsitter, 2020) durchgeführt.

Tabelle 5-26: Experimentelle Versuchsreihe zu Mineralwollendämmstoffen

 <p>a)</p>	 <p>b)</p>  <p>c)</p>	Nr.	Konstruktion (von der feuerzugewandten Seite)
		V1	15 mm SW (118,3 kg/m ³) PE 40 mm BTP PE 19 mm SP (108 min - A)
		V2	15 mm SW (118,3 kg/m ³) 19 mm SP (66 min - EI)
		V3	25 mm SW (118,6 kg/m ³) 19 mm SP (69 min - A)
		V4	25 mm SW (173,6 kg/m ³) 19 mm SP (103 min - EI)
		V5	40 mm SW (117,7 kg/m ³) 19 mm SP (103 min - A)
		V6	180 mm HTE (38,2 kg/m ³) 19 mm SP (108 min – seitlicher Durchbrand)
V7	180 mm SW (28,6 kg/m ³) 19 mm SP (120 min - A)		
<p>Abbildung 5-46: Versuchsserie der Mineralwollendämmstoffe</p> <p>a) Brandprüfstand nach DIN 4102-8:2003-10</p> <p>b) Prüfkörper Durchbrand (V4)</p> <p>c) Prüfkörper nach dem Versuch (V4) Ansicht der brandbeanspruchten Seite</p>		<p>SW (XX): Steinwolle, (XX) Rohdichte in kg/m³</p> <p>HTE: Glaswolle Isover Ultimate (high temperature extruded glass wool)</p> <p>SP: Spanplatte</p> <p>BTP: Beton- Terrassenplatte 1180 kg/m³</p> <p>PE: PE- Folie</p> <p>(xx min -A / E / I): Beanspruchungszeit [min] -</p> <p>A: Abbruch / EI: EI- Versagen</p>	

Auf der Rückseite der Dämmung sowie feuerabgewandt wurden die Temperaturen mittels Thermo-
drähten Typ K mit verdrehter Spitzenausbildung sowie parallel zur Isotherme im Probekörper einge-
baut gemessen. Feuerabgewandt mit Oberflächenthermoelementen.



Versuch	Grundschutzzeit	Hinterlegung
V1	$t_{\text{prot},i} = 42 \text{ min}$	Betonplatte
V2	$t_{\text{prot},0} = 16 \text{ min}$	Spanplatte
V3	$t_{\text{prot},0} = 21 \text{ min}$	Spanplatte
V4	$t_{\text{prot},0} = 26 \text{ min}$	Spanplatte
V5	$t_{\text{prot},0} = 34 \text{ min}$	Spanplatte
V6	$t_{\text{prot},0} = 92 \text{ min}$	Spanplatte
V7	$t_{\text{prot},0} = 80 \text{ min}$	Spanplatte

Abbildung 5-47: Temperaturverlauf der unterschiedlichen Mineralwollämmplatten, hinterlegt mit einer Spanplatte bzw. einer Betonplatte sowie die zugehörigen Schutzzeiten

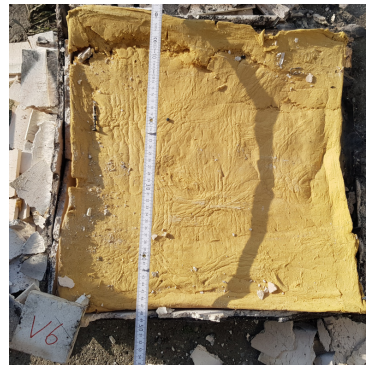
In Abbildung 5-47 sind die Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite sowie die Grundschutzzeiten, bzw. für V1 die Schutzzeit der Mineralwolle, hinterlegt mit Estrich dargestellt. Hinsichtlich der relevanten Einflussfaktoren hat die Rohdichte zwischen 118 kg/m^3 (V3) und 174 kg/m^3 (V4) mit einer Differenz der Grundschutzzeit von vier Minuten einen geringeren Einfluss als die Dicke zwischen 15 mm und 40 mm . Eine Dickenerhöhung der Dämmung von V2 (15 mm) auf V3 (25 mm) führt zur einer um fünf Minuten höheren Grundschutzzeit. Eine 40 mm dicke Dämmplatte (V5) erhöht die Schutzzeit im Vergleich zur 25 mm dicken Platte (V3) um weitere acht Minuten. Für dickere Gefachdämmstoffe zwischen 50 mm und 120 mm und einer Rohdichte zwischen 35 kg/m^3 und 88 kg/m^3 wurde durch Schleifer (2009) ein höherer Einfluss der Rohdichte im Vergleich zur Dicke festgestellt. Durch eine geringere Rohdichte im Material ist von einem höheren Luftanteil auszugehen, der innerhalb der Poren gebunden ist. Eine Zersetzung des Materials führt zur Freisetzung der Luft und somit zu Konvektionsströmen, die eine geringfügige Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit bei 100 °C und einen starken Anstieg dieser bei 800 °C bedingt (Schleifer, 2009). Da in dieser Arbeit Dämmstoffe mit hoher Rohdichte und geringer Dicke untersucht wurden, ist der Anteil an eingeschlossener Luft geringer. Somit steigt der Einfluss der Dicke im Vergleich zur Rohdichte an.

Die nach dem Brandversuch ausgebauten Dämmschichten sind exemplarisch für Steinwolle mit hoher Rohdichte (V5), Steinwolle mit geringerer Rohdichte und großer Dicke (V7), sowie HTE-Dämmung (V6) in Abbildung 5-48 dargestellt. Während die Steinwolle als Trittschalldämmelement in allen Versuchen nahezu formstabil im Probekörper verblieb, stellte sich bei der HTE- Dämmung eine deutliche Schrumpfung im seitlichen Bereich ein (vgl. Abbildung 5-36, V6). In V7 zeigte die Steinwolle mit der geringeren Rohdichte von $28,6 \text{ kg/m}^3$ ebenfalls kein Schrumpfungsverhalten. Über den Querschnitt ergibt sich eine Verfärbung, die auf den Verlust des Bindemittels schließen lässt. Somit

entsteht auch eine Versprödung des Materials. Ein vollständiger Zerfall bei 800 °C entsprechend Schleifer (2009) konnte hier nicht beobachtet werden.



V5 a) Ansicht nach 103 min
ETK- Beanspruchung



V6 a) Ansicht nach 103 min
ETK- Beanspruchung



V7 a) Ansicht nach 120 min
ETK- Beanspruchung



V5 b) Schnitt nach 103 min
ETK- Beanspruchung



V6 b) Schnitt nach 103 min
ETK- Beanspruchung



V7 b) Schnitt nach 120 min
ETK- Beanspruchung

Abbildung 5-48: Vergleich der Dämmstoffe im Versuch von V5 (40 mm SW | 117,7 kg/m³), V6 (180 mm HTE | 38,2 kg/m³) und V7 (180 mm SW | 28,6 kg/m³)

5.5.4 Numerische Analyse von mineralischen Dämmstoffen aus Steinwolle

Als Grundlage zur Validierung wurden die Kennwerte für Steinwolle nach Schleifer (2009) herangezogen. Die temperaturabhängige Rohdichte basiert auf den Messwerten nach Bénichou et al. (2001). Die spezifische Wärmekapazität wurde ebenfalls auf Basis der Messwerte von Bénichou et al. (2001) ab 90 °C und darunter anhand der Ergebnisse von Müller et al. (1995) abgeleitet. Beide Autoren geben Werte für die Wärmeleitfähigkeit von Steinwolle an. Unabhängig von den tatsächlichen Messergebnissen wurden die angegebenen Werte auf Basis numerischer Simulationen anhand durchgeführter bzw. vorliegender Brandversuche kalibriert. Der wesentliche Einflussfaktor hinsichtlich des Wärmedurchgangs ist die Wärmeleitfähigkeit (Schleifer, 2009). Die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität sowie die Rohdichte spielen eine untergeordnete Rolle.

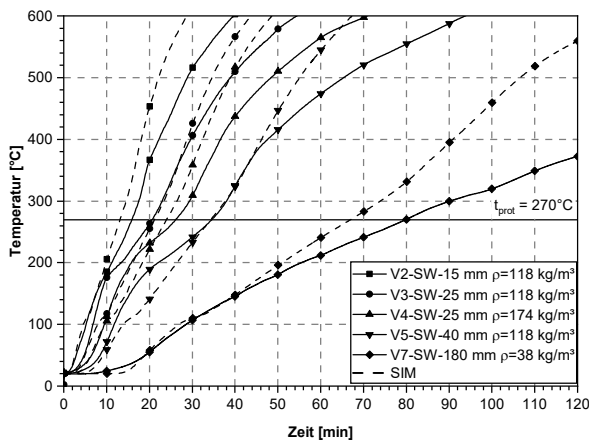


Abbildung 5-49: Vergleich der Versuche mit den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung der Materialparameter nach Schleifer (2009)

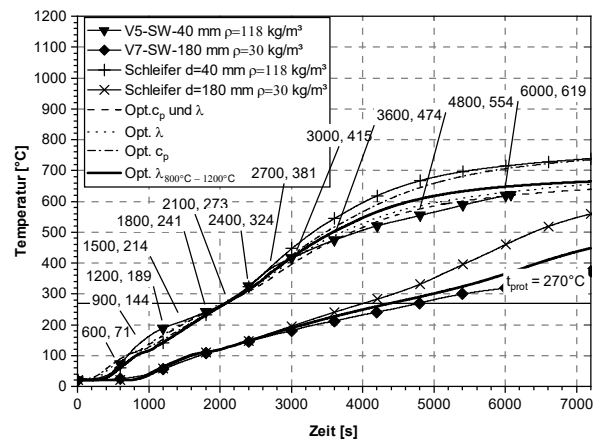


Abbildung 5-50: Stützstellen der Optimierung und Optimierungsergebnis (SW: Steinwolle) Für die Optimierung wird die Zeit in Sekunden verwendet.

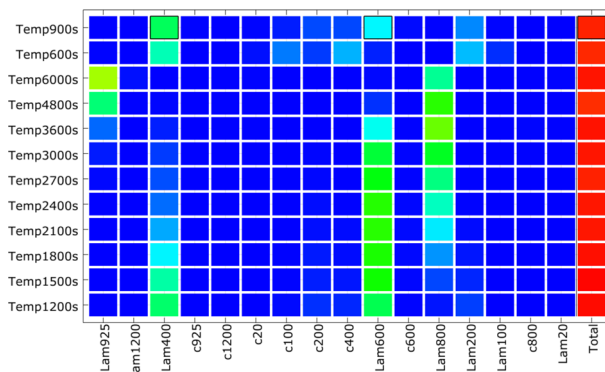


Abbildung 5-51: Korrelationsmatrix zur Optimierung der Materialeigenschaften mittels optiSLang

c: spezifische Wärmekapazität abhängig von der Temperatur

lam: Wärmeleitfähigkeit, abhängig von der Temperatur

Temp: Temperatur zum Zeitpunkt von x Sekunden

blau: keine bzw. geringe Korrelation

rot: perfekte positive Korrelation

grün: positive Korrelation

Abbildung 5-49 zeigt, dass im Temperaturbereich zwischen ca. 50 °C und 250 °C die Dämmplatten mit hohen Rohdichten und geringen Dicken (V2 – V5) von den Werten der Simulation abweichen, während der Versuch mit 180 mm dicker Steinwolle der Rohdichte 38 kg/m³ eine gute Übereinstimmung zeigt. Für den relevanten Temperaturbereich von $t_{prot} = 270^\circ\text{C}$ nähern sich die Verläufe wieder an, bzw. stimmen exakt überein (V5). Ab ca. 400 °C steigt die Differenz zwischen Versuch und Simulation wieder an. Alle Ergebnisse der Simulation liegen für t_{prot} auf der sicheren Seite. Bei einer Dicke von 180 mm nimmt die Sicherheit hinsichtlich der Durchwärmung stark zu. Durch eine Sensitivitätsanalyse wurden die Einflussgrößen spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit zwischen 50 % und 200 % des Ausgangswertes variiert. Abbildung 5-51 zeigt die zugehörige Korrelationsmatrix. Eine Analyse der Einflussfaktoren bestätigt den geringen Einfluss (blau) der spezifischen Wärmekapazität (c20 bis c1200) im Vergleich zur Wärmeleitfähigkeit (lam 20 – lam 1200). In Abbildung 5-50 sind die Versuchsergebnisse für

eine 40 mm dicke Dämmung mit einer Rohdichte von 118 kg/m³ (V5) sowie einer 180 mm dicken Dämmung mit einer Rohdichte von 29 kg/m³ und die zugehörigen Simulationsergebnisse dargestellt. Auf Basis des in Abs. 3.4 vorgestellten Verfahrens zur Sensitivitätsanalyse sowie zur Optimierung wurde eine Anpassung der Materialparameter durchgeführt. Eine Optimierung von λ und c_p führt zur besten Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis (V5). Da die programmtechnisch ermittelten Werte physikalisch nicht plausibel sind, wurden auf Basis der Sensitivitätsanalyse nur die relevanten und physikalisch nachvollziehbaren Parameter optimiert. Hierfür wurde eine Reduktion der Wärmeleitfähigkeit im Bereich von mehr als 800 °C durchgeführt. Entsprechend Källsner und König (2000) nimmt ab dieser Temperatur die Rohdichte stark ab und die Dämmung versprödet. Dennoch verbleibt die Dämmung bei ausreichender Fixierung im Gefach. Eine reduzierte Wärmeleitfähigkeit führt zu einer guten Übereinstimmung zwischen Simulation und Versuch für alle hier untersuchten Dicken und Rohdichtebereiche. Nachfolgend sind die im Rahmen dieser Arbeit angepassten Materialparameter dargestellt. Die Anpassung der Wärmeleitfähigkeit abhängig von der Rohdichte wurde entsprechend Schleifer (2009) übernommen.

$$\lambda_{(\rho)} = \lambda_{(\rho,0)} \cdot 11 \cdot e^{-0,05 \cdot \rho} + 1,9 \quad (\text{für } T > 100 \text{ °C}) \quad (\text{Gl. 5-32})$$

Tabelle 5-27: Materialparameter für Dämmstoffe aus Steinwolle

Temperatur [°C]	20	100	200	400	600	800	925	1200
ρ/ρ_{20} [-]	1	1	0,98	0,977	0,973	0,97	0,96	0,887
c_p [J/kg K]	880	1040	1160	1280	1355	1430	1477	1580
$\lambda_{\rho,0}$ [W/mK]	0,036	0,047	0,047	0,090	0,150	0,220	0,150	0,150

Die in Tabelle 5-27 „fett“ dargestellten Werte für die Wärmeleitfähigkeit weichen von den Werten nach Schleifer ab und führen zu dem in Abbildung 5-50 dargestellten Temperaturverlauf.

5.5.5 Ein optimiertes Rechenmodell für mineralische Dämmstoffe

Durch die gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse und der Simulationsergebnisse im Bereich von $t_{\text{prot}} = 270 \text{ °C}$ ist eine Erweiterung der Bestimmungsgleichung für die Grundschutzzeit (Gl. 5-33) nach Schleifer auf Trittschalldämmungen möglich (vgl. Abbildung 5-49). Für große Dämmstoffdicken liegt die Bestimmungsgleichung auf der sicheren Seite.

$$t_{prot,0} = 0,3 \cdot h_i^{(0,75 \cdot \log(\rho_i) - (\frac{\rho_i}{400}))} \quad (Gl. 5-33)$$

mit: $t_{prot,0}$ [min] Grundschutzzeit
 h_i [mm] Dicke der Dämmung
 ρ_i [kg/m³] Rohdichte

Der in Gl. 5-33 enthaltene Exponent führt zu einer Abnahme der Grundschutzzeit mit zunehmender Rohdichte ab einem Rohdichtebereich von ca. 120 kg/m³. V4 zeigt wie auch V3 übereinstimmend mit dem Simulationsmodell einen positiven Einfluss für größere Rohdichten. Der positive Beitrag einer 25 mm dicken Dämmung von 118 kg/m³ im Vergleich zu 174 kg/m³ beträgt fünf Minuten. Folgende Gleichung liefert mit der Simulation sowie den Versuchsergebnissen übereinstimmende Werte und kann für Trittschalldämmstoffe bis zu einer Dicke von 40 mm eingesetzt werden.

$$t_{prot,0} = 0,45 \cdot h_i^{(0,65 \cdot \log(\rho_i) - (\frac{\rho_i}{700}))} \text{ für } h_i \leq 40 \text{ mm} \quad (Gl. 5-34)$$

mit: $t_{prot,0}$ [min] Grundschutzzeit der mineralischen Trittschalldämmung
 h_i [mm] Dicke der Dämmung
 ρ_i [kg/m³] Rohdichte der Steinwollämmung

Ein Vergleich zwischen Simulation, Gleichung 5-33 und Gleichung 5-34 ist in Abbildung 5-52 dargestellt. Die Bestimmungsgleichung dieser Arbeit wurde anhand der bestehenden Gleichung bis zu

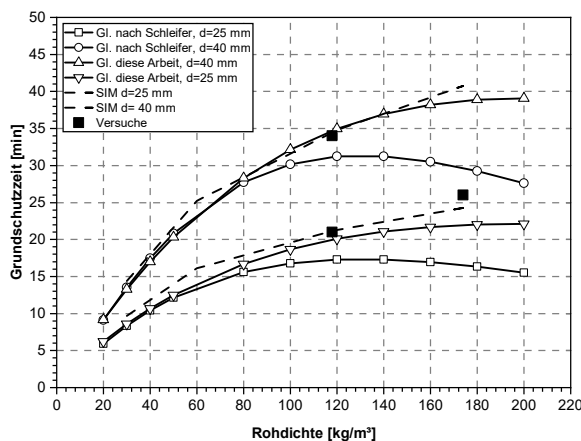


Abbildung 5-52: Vergleich der Bestimmungsgleichungen für hohe Rohdichten von Mineralwollämmstoffen

Konstruktion herausfallen kann. Somit schützt die Dämmschicht auch nach dem Erreichen der Schutzzeit die dahinterliegende Schicht. Der positive Effekt ist deutlich in V2 bis V7 erkennbar und in Tabelle 5-28 dargestellt.

einer Rohdichte von 80 kg/m³ kalibriert und die Erweiterung für darüberhinausgehende Rohdichten modifiziert. Die bestehende Gleichung für Gefachdämmstoffe kann ebenfalls herangezogen werden, führt aber zu sehr konservativen Annahmen und widerspricht dem positiven Einfluss einer Zunahme der Rohdichte auf die Grundschutzzeit auch im hohen Rohdichtebereich entsprechend den Versuchsergebnissen. Die zugehörigen Positionsbeiwerte für Mineralwollämmstoffe sind nur von der Vorerwärmungszeit und dem Material abhängig und lassen sich somit auf Trittschalldämmschichten übertragen. Ein wesentlicher Unterschied im Vergleich zu den bestehenden Modellen besteht darin, dass die Dämmschicht bei einer Brandbeanspruchung von der Oberseite nicht aus der

Tabelle 5-28: Vergleich der Ergebnisse des Berechnungsmodells mit den Versuchsergebnissen

Versuch Nr. SW (Dicke [mm] Rohdichte [kg/m ³])	V2 (15 118)	V3 (25 118)	V4 (25 174)	V5 (40 118)	V7 (180 29)
Grundschutzzeit Dämmschicht $t_{\text{prot},1}$ [min] nach Gl. 5-34 bzw. 5-33 für V7	10,9	19,7	22,0	34,7	61,3
Grundisolationszeit der Spanplatte $t_{\text{ins},0,2}$ [min]	22,0	22,0	22,0	22,0	22,0
Positionsbeiwert $k_{\text{pos,exp}}$	0,70	0,52	0,50	0,40	0,30
Isolationszeit Spanplatte $t_{\text{ins},0,2}$ nach Gleichung 5-6 [min] $t_{\text{ins},2} = t_{\text{ins},0,2} * k_{\text{pos,exp}}$	15,4	11,5	11,0	8,7	6,6
Berechnung ohne k_2 [min] $t_{\text{ins}} = \sum t_{\text{prot},i-1} + t_{\text{ins}}$	26,3	31,5	32,9	43,5	67,8
$t_{\text{ins,Versuch}}$ [min]	66	> 69	103	> 103	> 120
$t_{\text{prot,Versuch, Daemmung}}$ [min]	16	21	26	34	80
$t_{\text{ins},i,\text{Versuch}}$ [min]	50	> 48	77	> 69	> 40
k_2 -Faktor ($t_{\text{ins},i,\text{Berechnung}} / t_{\text{ins},i,\text{Versuch}}$)	0,44	< 0,46	0,29	< 0,32	< 0,54
Berechnung t_{ins} mit $k_2=0,6$ (Modell dieser Arbeit) [min]	47,5	56,6	58,6	71,3	83
Differenz zwischen Versuch und Berechnung ohne k_2 – Faktor [min]	39,7	>37,5	70,1	> 59,5	> 53,2
Differenz Versuch bzw. Berechnung mit k_2 – Faktor ($k_2=0,6$) [min]	18,5	> 12,4	44,4	> 31,7	> 38

Entsprechend Tabelle 5-28 ist deutlich zu erkennen, dass eine erhebliche Differenz zwischen Versuch und dem Berechnungsmodell besteht. Der positive Einfluss der Dämmplatte vor der Holzwerkstoffplatte wirkt sich stark auf die Schutzzeit der Holzwerkstoffplatte aus. Das Berechnungsmodell nach Schleifer (2009), welches davon ausgeht, dass die Dämmplatte bei Erreichen des 300 °C Kriteriums versagt, lässt sich nicht auf Trittschalldämmplatten oder auch auf Gefachdämmstoffe aus Steinwolle übertragen. Durch König und Rydholm (2003) wurde der Effekt von schützenden Dämmschichten bezüglich des Einflusses auf die Abbrandrate auf Massivholz untersucht. Hierfür wurden vier Versuche mit Steinwollgedämmschichten mit einer Dicke von 40 mm bzw. 70 mm und einer Rohdichte von 28 kg/m³ durchgeführt und der Einfluss auf die Abbrandtiefe im Massivholz untersucht. Daraus wurde der k_2 -Faktor für durch Steinwolle geschützte Querschnitte von 0,6 abgeleitet. In der DIN EN 1995-1-2:2010-12 finden sich folgen Faktoren zur Berücksichtigung der Schutzwirkung von Dämmstoffen auf die Abbrandrate:

$k_2 = 0,6$ für Dämmstoffdicke ≥ 45 mm

$k_2 = 1,0$ für Dämmstoffdicke = 20 mm

Zwischenwerte dürfen interpoliert werden.

Entsprechend Tabelle 5-28 lässt sich dieses Ergebnis auf die hier durchgeführten Untersuchungen mit Trittschalldämmstoffe sowie die 180 mm dicke Steinwolle mit einer Rohdichte von 29 kg/m³ übertragen. Die errechneten k₂- Faktoren liegen zwischen 0,29 und < 0,54 (Versuchsabbruch, somit liegt die Versagenszeit nicht vor) für die Isolationszeit der Spanplatte, geschützt durch eine Dämmschicht aus Steinwolle, im Vergleich zur ungeschützten Spanplatte. Da die verwendete Spanplatte nicht einzeln untersucht wurde, wird als Bezugswert die Schutzzeit für Spanplatten entsprechend des Ansatzes dieser Arbeit aus Abs. 5.2 gewählt, der mit der Isolationszeit aus der Literatur (Frangi et al., 2019; Schleifer, 2009) übereinstimmt. Auch für dünne Dämmstoffe (15 mm) mit einer hohen Rohdichte ab 118 kg/m³ konnte dieser positive Effekt bestätigt werden.

Durch das starke Schrumpfen und den schnellen Anstieg der HTE-Glaswolle in V6, wird auf Basis dieser Untersuchung kein zusätzlicher positiver Beitrag über die Schutzzeit hinaus für derartige Glaswollprodukte mit einem Schmelzpunkt ≥ 1000 °C berücksichtigt. Die für Steinwolle berechneten Ergebnisse unter Berücksichtigung der zusätzlichen Schutzwirkung werden entsprechend nachfolgendem Beispiel berechnet und sind in Tabelle 5-28 mit dargestellt. Da die Holzwerkstoffplatte über den gesamten Beanspruchungszeitraum geschützt ist, wird die Schutzwirkung entsprechend Bereich C gemäß Abbildung 3-11 berechnet.

15 mm Steinwolle vor 19 mm Spanplatte – Berechnungsbeispiel (Tabelle 5-28)

$$t_{f,i-1} \geq \sum t_{prot,i-1} \text{ und } t_{f,i-1} \geq \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,max,i}$$

Bereich C gemäß Abbildung 3-11 → Gl. 3-20

$$t_{prot,0,SW,15mm,118 \text{ kg/m}^3} = 10,9 \text{ min} \quad (Gl. 5-35)$$

$$t_{ins,0,Spanplatte,19mm,600 \text{ kg/m}^3} = 22,0 \text{ min} \quad (Gl. 5-36)$$

$$t_{prot,0,pr+1,Spanplatte,19mm,600 \text{ kg/m}^3} = \frac{22,0}{0,6} + 0,6 \cdot 10,9 \text{ min} = 43,2 \text{ min} \text{ (nach Gl.3-11)} \quad (Gl. 5-37)$$

$$t_{ins,max,Spanplatte} = t_{ins,0,pr+1} \cdot k_{pos,exp,pr+1} \cdot k_{pos,unexp} = 43,2 \cdot 0,85 \cdot 1 = 36,7 \text{ min} \text{ (nach Gl. 3-21)} \quad (Gl. 5-38)$$

$$t_{ins} = \sum t_{prot,i-1} + t_{ins} = 10,9 + 36,7 = 47,6, \text{ min} \approx 47,5 \text{ min} \quad (Gl. 5-39)$$

mit:	$t_{prot,0,i}$	[min]	Grundschutzzeit der Bauteilschicht
	$k_{pos,exp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerzugewandte Schicht
	$k_{pos,unexp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerabgewandte Schicht
	$t_{prot,i}$	[min]	Schutzzeit der Schicht i
	$t_{prot,0,pr+1}$	[min]	Grundschutzzeit einer vor direkter Brandbeanspruchung geschützten Schicht
	$t_{prot,max,i}$	[min]	Maximale Schutzzeit einer geschützten Bauteilschicht
	$\sum t_{prot,k}$	[min]	Summe der Schutzzeiten bis zur Schicht k
	$t_{f,i-1}$	[min]	Versagenszeit der Schicht i-1

Da es sich nur um eine durch Steinwolle geschützte Spanplatte handelt, muss das Ergebnis des Berechnungsmodells der Grundschutzzeit/k₂ mit k₂ = 0,6 entsprechen.

5.5.6 Zusammenfassung und Diskussion

Die in diesem Abschnitt dargestellte Untersuchung der Mineralwollämmstoffe erweitert den Anwendungsbereich des Rechenmodells für den Raumabschluss auf Dämmstoffe mit geringen Dicken (15 mm bis 40 mm) bei gleichzeitig hohen Rohdichten (118 kg/m^3 bis 174 kg/m^3). Da bisher für sehr große Dicken keine Untersuchungsergebnisse vorlagen, wurde der Wärmedurchgang anhand eines Beispiels für eine 180 mm dicke Steinwolle mit einer Rohdichte von 29 kg/m^3 ausgewertet. Die Bestimmungsgleichung sowie die Simulation liefern hierfür konservative Ergebnisse.

Aus den Versuchen der Probekörper mit dünnen Dämmstoffen und hohen Rohdichten wurden die effektiven thermischen Materialkennwerte für Steinwolle angepasst. Zusätzlich wurde ein Vergleich mit einem herstellereigenen Produkt, einer Glaswolle mit einem Schmelzpunkt von $\geq 1000\text{ °C}$ durchgeführt. Diese erreicht bei gleicher Dicke und vergleichbarer Rohdichte eine um zwölf Minuten längere Grundschutzzeit im Vergleich zur geprüften Steinwolle mit gleicher Dicke und vergleichbarer Rohdichte. Durch den anschließend schnelleren Temperaturanstieg nach dem Erreichen der Schutzzeit, fällt der positive Effekt in der Protection Phase 2 (prEN 1995-1-2:2020-11) wesentlich geringer als bei der Steinwolle aus und sollte hier vernachlässigt werden.

Das für Dämmstoffe entwickelte Modell nach Schleifer (2009) zeigt eine gute Übereinstimmung der Grundschutzzeiten bis zu einer Rohdichte von ca. 120 kg/m^3 und liefert konservative Ergebnisse für alle hier untersuchten Dämmstoffe. Für höhere Rohdichten und geringe Dicken wurde eine optimierte Gleichung vorgestellt, die für Dämmstoffe bis zu einer Dicke von 40 mm (im typischen Anwendungsbereich für Trittschalldämmstoffe) eingesetzt werden kann und welche die Untersuchungen entsprechend Abschnitt 5.4 erweitert. Der bestehende k_2 - Faktor für Dämmstoffe über 40 mm Dicke kann auf Basis der Auswertung der Versuche auf Trittschalldämmstoffe übertragen werden. Durch die Berücksichtigung der schützenden Wirkung des Dämmstoffes, kann die große Differenz zwischen Berechnungsmodell und experimentellem Ergebnis reduziert werden. Das Rechenverfahren ist offen für eine zukünftige Optimierung des k_2 - Faktors für unterschiedliche Dämmstoffe und Hinterlegungen (besonders bei Fußbodenaufbauten mit Estrichschichten). Hierfür sind ergänzende experimentelle Untersuchungen notwendig, um wirtschaftlichere Ergebnisse zu erzielen.

5.6 Brandbeanspruchungen bis 120 Minuten Feuerwiderstand

5.6.1 Grundlagen und Problemstellung

Ursprünglich wurde das Berechnungsmodell von Schleifer (2009) für eine Brandbeanspruchung von 60 Minuten Feuerwiderstand entwickelt. Die Grundschutzzeit wird für eine direkt vom Feuer beanspruchte Schicht, hinterlegt mit einer Spanplatte, bestimmt. Die Grundisolationszeit wird äquivalent, ohne Hinterlegung, ermittelt. Folglich sind die Grundschutzzeit und die Grundisolationszeit unabhängig von der Dauer der Brandbeanspruchung und der Lage innerhalb der Konstruktion und können ohne weitere Anpassung auf lange Brandbeanspruchungen übertragen werden. Für Materialschichten innerhalb der Konstruktion gilt Gleichung 5-40 für die Schutzzeit t_{prot} .

$$t_{prot} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t) \cdot k_{j,i} \quad (Gl. 5-40)$$

mit:	t_{prot}	[min]	Schutzzeit
	$k_{pos,exp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerzugewandt
	$k_{pos,unexp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerabgewandt
	Δt	[min]	Faktor zur Berücksichtigung der Schutzwirkung über die Grundschutzzeit hinaus
	k_j	[-]	Fugenbeiwert

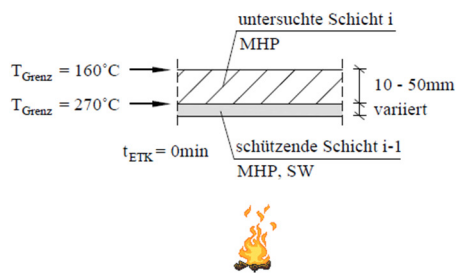


Bild 4.22 Aufbau zur Untersuchung der Vorwärmung und den Einfluss auf $k_{pos,exp,i}$

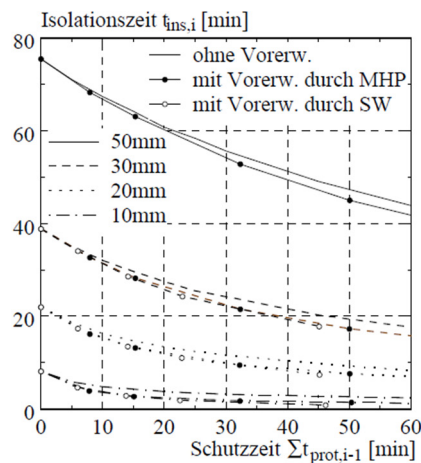


Bild 4.23 Berechnete Isolationszeiten $t_{ins,i}$ für Massivholzplatten (MHP) in Abhängigkeit der Summe der Schutzzeiten der davorliegenden Schichten

Abbildung 5-53: Grundlage zur Ermittlung des Positionsbeiwertes nach Schleifer (2009) für eine Schutzzeit bis zu 60 Minuten

Der Wert $k_{pos,unexp}$ hängt nur von der Dicke der betrachteten Schicht und der Art der Hinterlegung ab. Der Fugenbeiwert ist unabhängig von der Beanspruchungsdauer. Die Grundschutzzeiten beziehen sich auf eine direkte Brandbeanspruchung und sind somit unabhängig von der Position im

Bauteil sowie der Dauer der Brandbeanspruchung. Auf den Feuerwiderstand von Konstruktionen mit hohen Feuerwiderstandsdauern hat somit nur der Positionsbeiwert zur Berücksichtigung der feuerzugewandten Schicht und deren Vorerwärmung einen Einfluss.

Entsprechend Abbildung 5-53 wurde der Positionsbeiwert durch Schleifer bis zu einer Schutzzeit von 60 *min* validiert. Hierfür wurde die Schutzzeit einer untersuchten Schicht *i*, hinter einer schützenden Schicht aus Steinwolle (als Beispiel für Dämmstoffe) sowie einer Massivholzplatte (als Beispiel für Holz- und Gipswerkstoffe) mit variablen Dicken, untersucht. Durch die Dickenvariation werden unterschiedliche Vorerwärmungszeiten abgebildet. Einflussfaktoren nach Schleifer (2009) sind somit folgende:

- die **Vorerwärmungszeit**, abgebildet als Summe der Schutzzeiten davorliegender Schichten
- die **Grundschutzzeit** der untersuchten Schicht, je nach Material abhängig von
 - o Material
 - o Dicke
 - o Rohdichte

Um eine Übertragung auf längere Feuerwiderstandsdauern zu ermöglichen, wurde die Untersuchung auf Schutzzeiten ≥ 90 *min* erweitert.

5.6.2 Einfluss langer Vorerwärmungszeiten

Zur Validierung wurden die bestehenden Gleichungen hinsichtlich einer möglichen Extrapolation bis 120 *min* untersucht. Hierfür wurden die Isolationszeiten für Massivholzplatten (Bekleidungen), geschützt durch Massivholzplatten oder Steinwollendämmung (exemplarische für Holzwerkstoffe auf der feuerabgewandten Seite), sowie für GKF- Platten, ebenfalls geschützt durch Massivholzplatten bzw. Steinwollendämmung (exemplarisch für Gipsplatten auf der feuerabgewandten Seite) mit den Ergebnissen der numerischen Simulation verglichen.

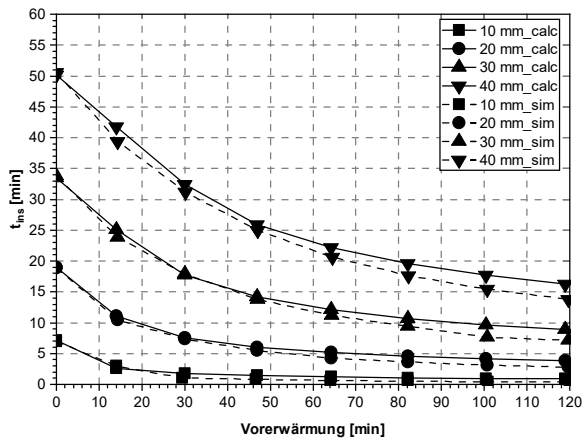


Abbildung 5-54: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von Massivholzplatten ($d = 10 - 40 \text{ mm}$), geschützt durch Holzwerkstoffplatten

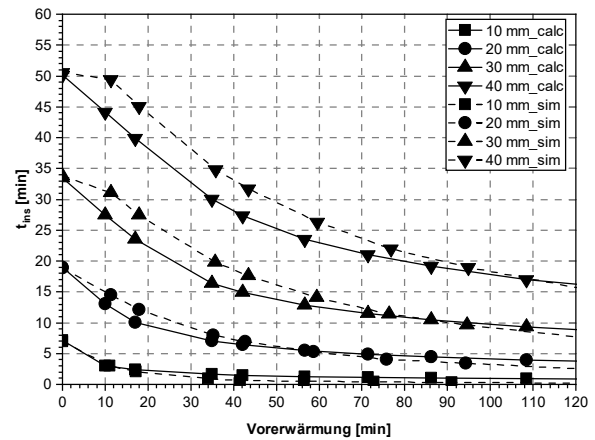


Abbildung 5-55: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von Massivholzplatten ($d = 10 - 40 \text{ mm}$), geschützt durch Mineralwolle (Steinwolle)

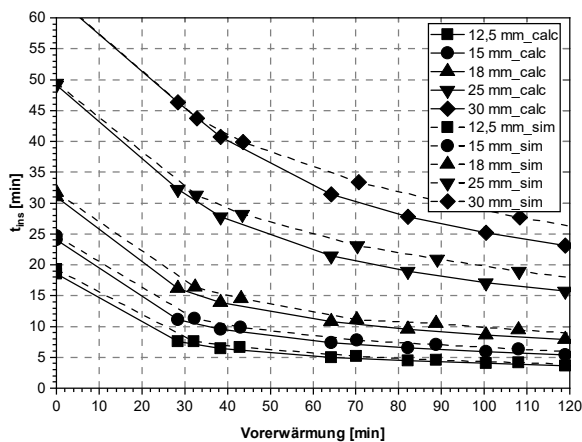


Abbildung 5-56: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von GKF-Platten ($d = 12,5 - 30 \text{ mm}$) geschützt durch Holzwerkstoffplatten

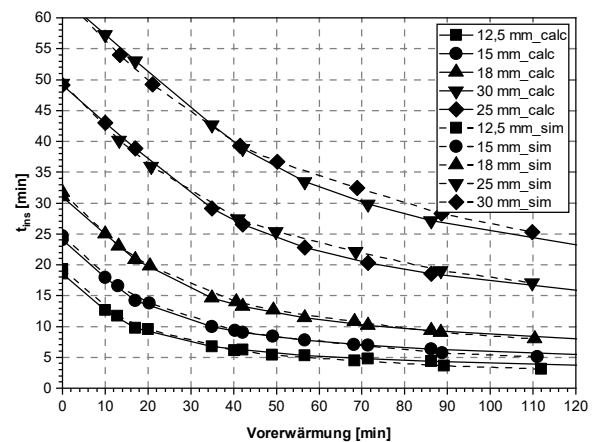


Abbildung 5-57: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von GKF-Platten ($d = 12,5 - 30 \text{ mm}$) geschützt durch Mineralwolle (Steinwolle)

Der Vergleich in Abbildung 5-54 bis Abbildung 5-57 zeigt, dass die bestehenden Bestimmungsgleichungen nach Schleifer (2009) auch für längere Vorerwärmungszeiten bis 120 min gut mit den Simulationen übereinstimmen. Da die von der Vorerwärmung abhängige Isolationszeit ausschließlich durch den feuerzugewandten Positionsbeiwert ($k_{pos,exp}$) beeinflusst wird, kann dieser Positionsbeiwert auf für längere Vorerwärmungen bis zu 120 min herangezogen werden. Für Massivholzplatten,

geschützt durch Steinwolle bzw. GKF- Platten, geschützt durch Massivholzplatten liegen die Bestimmungsgleichungen bei größeren Plattendicken im Vergleich zu Simulation auf der konservativen Seite.

5.6.3 Ergebnisse und Validierung

Zur Validierung der Ergebnisse liegen nur wenige Versuche vor, die tatsächlich hinsichtlich des Raumabschlusses versagt haben. Üblicherweise werden Holztafelelemente als tragende und raumabschließende Wände ausgelegt und geprüft. Zur Validierung des Positionsbeiwerts lagen Bauteilprüfergebnisse vor, welche auf der feuerabgewandten Seite eine Gipsbekleidung vorweisen und für welche Messwerte auf beiden Seiten (300 °C auf der feuerzugewandten und 160 °C bzw. ein Durchbrand auf der feuerabgewandten Bekleidungsseite) vorlagen. Zusätzlich wurden nur Versuche herangezogen, für welche eine direkte Beanspruchung der Bekleidung (es sind keine schützenden Schichten vor der betrachteten Ebene) nach dem Erreichen von t_{prot} der davorliegenden Schichten vorlag. Somit konnte der Einfluss davorliegender Schichten nach dem Erreichen von t_{prot} ausgeschlossen werden.

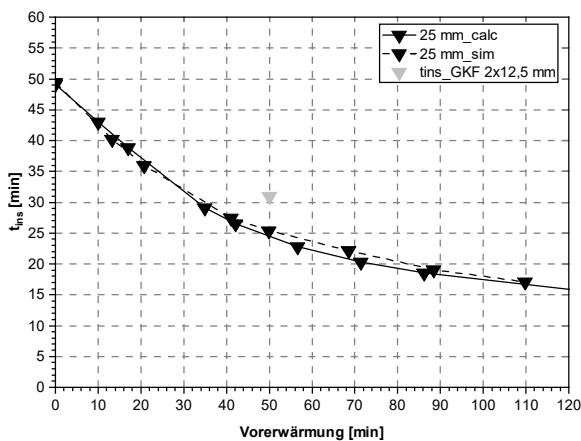


Abbildung 5-58: Vergleich t_{ins} von GKF- Platten hinter Dämmstoffen mit den Gleichungen abhängig von der Vorerwärmung (nur ein Versuch 2 x 12,5 mm GKF)

Versuch: t_{ins}

Berechnungsmodell: calc

Simulation: sim

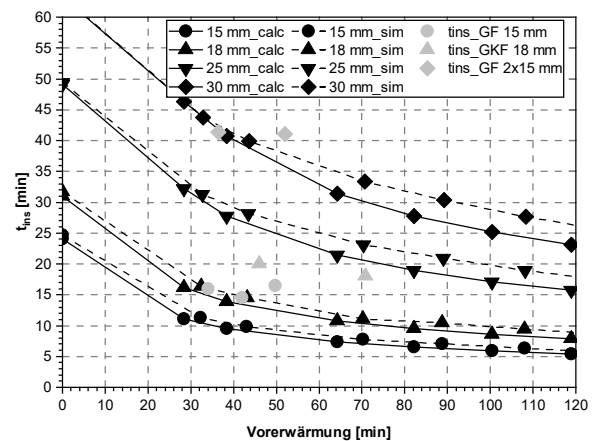


Abbildung 5-59: Vergleich t_{ins} von GKF- Platten hinter Holzwerkstoffplatten

Versuch: t_{ins}

Berechnungsmodell: calc

Simulation: sim

Es zeigt sich für alle hier untersuchten Konstruktionen, dass die Isolationszeiten im Rechenmodell sowie im Simulationsmodell auf der sicheren Seite liegen. Mit zunehmender Vorerwärmung vergrößert sich der Abstand (vgl. Abbildung 5-55). Somit nimmt die Sicherheit des Modells mit zunehmender Feuerwiderstandsdauer zu.

5.6.4 Diskussion

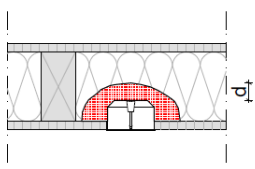
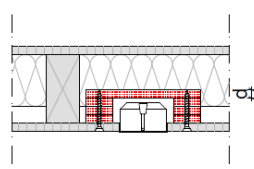
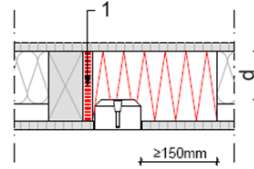
Die Übertragbarkeit der Positionsbeiwerte auf Konstruktionen mit hohen Feuerwiderstandsdauern ist auf Basis der hier untersuchten Konstruktionen möglich und führt zu konservativen Ergebnissen. Neben den rechnerischen Positionsbeiwerten liegen auch die Simulationsergebnisse mit langen Vorerwärmungszeiten im Vergleich zu den hier untersuchten Versuchen für die feuerabgewandte Seite auf der sicheren Seite. Für dicke Massivholzbekleidungen (vgl. Abbildung 5-54) liegen die Ergebnisse der Bestimmungsgleichung minimal über den Temperaturen im Simulationsmodell. Dieses Ergebnis stimmt mit den Untersuchungen durch Schleifer (2009) überein. Durch die zunehmende Differenz zwischen dem experimentellen Ergebnis und dem Simulationsergebnis, kann diese Abweichung für hohe Feuerwiderstandsdauern toleriert werden. Zusätzlich wird diese Tendenz für dicke Massivholzplatten durch die Dickenbegrenzung auf maximal 40 mm (vgl. hierzu Abs. 5.2) nach oben hin begrenzt. Ein maßgebender Faktor bei langen Brandbeanspruchungen ist die Schutzwirkung der innerhalb der Konstruktion verbleibenden Schichten (z.B. Dämmschichten oder Bekleidungslagen) wodurch die dahinterliegenden Bauteile weiter geschützt werden. Dies wird am Beispiel des Estrichs oder der Dämmschichten entsprechend Abs. 5.4 oder 5.5 deutlich.

5.7 Thermisches Modell zur Berücksichtigung von Einbauteilen

5.7.1 Problemstellung

Einbauteile wie Elektrodosen stellen eine Querschnittsschwächung des Bauteils dar. Diese können durch konstruktive Maßnahmen entsprechen prEN 1995-1-2:2020-11 in Bauteile mit Brandschutzanforderungen eingebaut werden.

Tabelle 5-29: Konstruktive Maßnahmen für Einbauteile entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11

		
<p>Einbauteil mit Gipsbett ummantelt.</p> <p>$d \geq 30 \text{ mm}$ für 30 min $d \geq 40 \text{ mm}$ für 60 min</p>	<p>Einbauteil mit Gipskasten in der gleichen Dicke der feuerzugewandten Bekleidung und einer Mindestdicke von $d = 12,5 \text{ mm}$.</p>	<p>Einbauteil, hinterlegt mit Mineralwolle, Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ °C}$ und einer Mindestdicke von:</p> <p>$d \geq 25 \text{ mm}$ für 30 min $d \geq 30 \text{ mm}$ für 60 min $d \geq 50 \text{ mm}$ für 90 min</p> <p>1: Bekleidung mit einer GKF- oder GF- Platte $d \geq 15 \text{ mm}$</p>

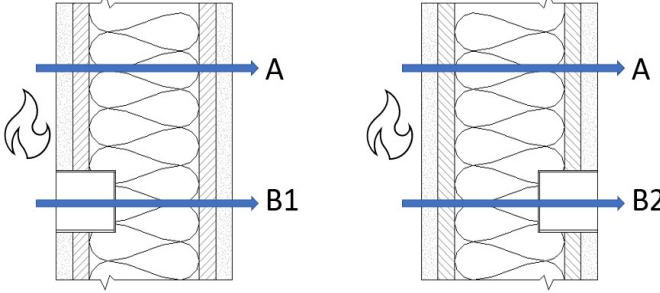
Die experimentell ermittelte Mindestdicke für Mineralwollämmstoffe (Steinwolle) entsprechend Abs. 4.5 dieser Arbeit konnte diese Anforderungen nicht bestätigen und führt zu einer Mindestdicke von 50 mm für 60 min Brandbeanspruchung. Eine Berücksichtigung im Berechnungsverfahren ist bis dato nicht möglich. Entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 muss zur Berechnung des Raumabschlusses der maßgebende Pfad für den Wärmedurchgang im Bauteil berücksichtigt werden. Sind Einbauteile vorhanden, liegt der relevante Bemessungsquerschnitt im Bereich des Einbauteils. Das bestehende Berechnungsverfahren für den Raumabschluss liefert unwirtschaftliche Werte für feuerzugewandte Einbauteile. Querschnittsschwächungen auf der feuerabgewandten Seite werden im Vergleich zu experimentellen Ergebnissen entsprechend Abs. 4.5 dieser Arbeit ebenfalls konservativ abgebildet, liegen jedoch wesentlich näher am Versuchsergebnis und im Berechnungsmodell nach Schleifer (2009) über der Schutzzeit des feuerzugewandten Einbauteils. Somit entsteht eine von den experimentellen Untersuchungen abweichende Darstellung, dass feuerzugewandte Einbauteile den Feuerwiderstand stärker reduzieren als vergleichbare Querschnittsschwächungen auf der feuerabgewandten Seite (vgl. Tabelle 5-30). Experimentelle Untersuchungen zu Einbauteilen wurden bereits in Abs. 4.5 diskutiert. Die Ergebnisse können zur Validierung der nachfolgenden Untersuchung herangezogen werden. Die vorgestellte Methodik gilt nur für Einbauteile ohne brandschutztechnische Funktion.

5.7.2 Ein Berechnungskonzept für Einbauteile

Um Einbauteile rechnerisch berücksichtigen zu können wird, basierend auf den Untersuchungen aus Abs. 4.5 das in Abs. 3.2 vorgestellte modifizierte Modellkonzept herangezogen. Die feuerabgewandte Elektrodose stellt das kritischere Einbauteil (Feuerwiderstand $66,5 \text{ min}$) im Vergleich zum feuerzugewandten Einbauteil (Feuerwiderstand $72,8 \text{ min}$) dar (vgl. Abs. 4.5 V1 und V2 sowie *Tabelle 5-30*). Das modifizierte Rechenmodell dieser Arbeit, welches die Versagenszeiten von Dämmstoffen mitberücksichtigt, lässt sich somit auch auf Einbauteile übertragen. Alle in *Tabelle 5-29* dargestellten Varianten lassen sich durch das Berechnungsmodell abbilden, wobei die Bekleidung als Einflussfaktor mitberücksichtigt wird. Folgende Randbedingungen, abgeleitet aus den experimentellen Untersuchungen entsprechend Abs. 4.5, werden dem Rechenmodell zugrunde gelegt:

- Die Beanspruchung innerhalb des Bauteils (auch bei kleinen Einfachdosen) entspricht der Beanspruchung des flächigen Bauteils (vgl. *Abbildung 4-47*).
- Kunststoffeinbauteile (Hohlwanddosen) schmelzen sehr schnell ($t < 5 \text{ min}$) und können im Berechnungsmodell vernachlässigt werden.
- Zusammgedrückte mineralische Dämmstoffe mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ °C}$ und einer Ausgangsrohichte $\geq 26 \text{ kg/m}^3$ können als Maßnahme zur Kompensation der Schwächung durch Elektroeinbauteile im rechnerischen Modell für den Nachweis mit einer Brandbeanspruchung von der Seite des Einbauteils mit der Ausgangsrohichte und Ausgangsdicke (durch das schnelle Schmelzen) berücksichtigt werden. Bei Kunststoffeinbaudosen entspricht das Berechnungsmodell dem Pfad B1 entsprechend *Tabelle 5-30* und ist somit vergleichbar zu einer Öffnung in der Bekleidung.
- Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle (mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ °C}$) im Bereich von feuerzugewandten Einbauteilen schützen dahinterliegende Schichten auch nach dem Erreichen der Schutzzeit (t_{prot}). Davorliegende Bekleidungsschichten verhindern ein vorzeitiges Versagen bzw. Herausfallen (t_f). Somit wird im Berechnungsmodell dieser Arbeit das Versagen des Dämmstoffes im Bereich des Einbauteils mit der Versagenszeit des Gesamtgefaches gleichgesetzt.
- Die experimentelle Untersuchung des Einbauteiles auf der feuerabgewandten Seite (Pfad B2) zeigt, dass ein Versagen des Raumabschlusses kurz nach dem Versagen (Abfallen) der feuerzugewandten Bekleidungslagen auftritt. Im Gegensatz zu den Vergleichsversuchen mit Einbauteilen auf der feuerzugewandten Seite schützt die Dämmung das dahinterliegende Einbauteil nicht länger, da im Versuch ein Konvektionsstrom auftrat, der zu einem Raumabschlussversagen führte. Im Berechnungsmodell ergibt sich das Versagen somit aus dem Minimum zwischen der Schutzzeit des Dämmstoffes unter der prozentualen Berücksichtigung der Komprimierung (Reduktion der Dicke und Erhöhung der Rohdichte) und der Versagenszeit (Abfallzeit) der feuerzugewandten Bekleidungslagen bis zum Dämmstoff.

Tabelle 5-30: Berechnung des Raumabschlusses von Einbauteilen (Aufbau entsprechend V1 und V2 nach Abs. 4.5)

		<p>A: Berechnungspfad durch das ungestörte Bauteil</p> <p>B: Berechnungspfad im Bereich von Einbauteilen</p>	
<p>Abbildung 5-60: Wärmedurchgangspfad mit und ohne Einbauteil (Dämmung im Bereich des Einbauteils zusammengedrückt)</p>			
<p>Bauteilaufbau: GKF 18 mm OSB 18 mm Steinwolle 80 mm $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$ OSB 18 mm GKF 18 mm</p>	<p>Berechnung Pfad B1 GKF 18 mm OSB 18 mm Steinwolle 80 mm $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$ OSB 18 mm GKF 18 mm</p>	<p>Berechnung Pfad B2 GKF 18 mm OSB 18 mm Steinwolle 50 mm $\rho = 46 \text{ kg/m}^{3***}$ OSB 18 mm GKF 18 mm</p>	
Pfad	Versuch:	Berechnung:	
Pfad A	99 min (Versuchsabbruch, Temperatur feuerabgewandt < 90 °C) ($t_{f,Bkl.} = 70 \text{ min}$)	80,1 min* 83,3 min** ($t_{f,Bkl,EC} = 54 \text{ min}$) 93,9 min** ($t_{f,Bkl,V} = 70 \text{ min}$) Modell dieser Arbeit 100,6 min ($t_{f,Bkl,V} = 70 \text{ min}$)	
Pfad B	<p>Pfad B1: Einbauteil feuerzugewandt</p>	99 min (Versuchsabbruch, Temperatur feuerabgewandt < 90 °C) ($t_{f,Bkl.} = 70 \text{ min}$)	
	<p>Pfad B2: Einbauteil feuerabgewandt</p>	68 min (Erreichen von 140 K Temperaturerhöhung im feuerabgewandten Einbauteil) ($t_{f,Bkl.} = 64 \text{ min}$)	
		50,8 min* 74,2 min** ($t_{f,Bkl,V} = 70 \text{ min}$) Modell dieser Arbeit 80,3 min	
		55,6 min* 58,8 min** ($t_{f,Bkl,EC} = 54 \text{ min}$) 66,5 Min** ($t_{f,Bkl,V} = 64 \text{ min}$) Modell dieser Arbeit 62,0 Min ($t_{f,Bkl.} = 64 \text{ min}$)	
<p>* Berechnungsmodell Schleifer (2009) ** Berechnungsmodell nach prEN 1995-1-2:2020-11 (t_f entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 ($t_{f,Bkl,EC}$) bzw. Versuch ($t_{f,Bkl,V}$)) *** Die erhöhte Rohdichte und reduzierte Dicke wurde durch das Zusammendrücken abhängig von der Ausgangsrohichte ermittelt.</p>			

Das Rechenmodell bildet den eindimensionalen Wärmedurchgangspfad ab. Für Einbauteile auf der feuerabgewandten Seite kann das Bauteilverhalten mit dem Berechnungsmodell abgebildet werden. Das angepasste Modell dieser Arbeit führt zu geringeren Schutzzeiten im Vergleich zum Ansatz

nach prEN 1995-1-2:2020-11, da der negative Einfluss dahinterliegender Dämmstoffe mitberücksichtigt wird. Für Einbauteile auf der feuerzugewandten Seite führt das Berechnungsmodell zu unwirtschaftlichen Ergebnissen. Hierfür wird, abgeleitet aus Abs. 5.7.4 ein modifizierter Ansatz vorgeschlagen. Eine Abschätzung der seitlichen Abstände ist aufgrund der eindimensionalen Betrachtung im Rechenmodell nicht möglich und die seitliche Wärmeausbreitung innerhalb des Dämmstoffes wird nicht miterfasst. Hierfür muss auf experimentelle bzw. numerische Untersuchungen zurückgegriffen werden.

5.7.3 Numerische Untersuchungen von Einbauteilen

Experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Randabstände bis zu einem Feuerwiderstand von 60 min wurden in Abs. 4.5 dieser Arbeit vorgestellt. Daraus resultieren reduzierte Randabstände von 50 mm für 30 min bzw. 100 mm für 60 min Feuerwiderstand. Das Simulationsergebnis zeigt, dass auch nach 60 min Brandbeanspruchung die Temperatur am Holzständer (NH C 24 in *Abbildung 5-61* bzw. *Abbildung 5-62*) zwischen 160 °C und 270 °C liegt (grüner Bereich) und bestätigt somit das Versuchsergebnis, dass für 60 Minuten Feuerwiderstand 100 mm Steinwolle, Schmelzpunkt ≥ 1000 °C und Rohdichte ≥ 30 kg/m³ ausreichen, um den Holzständer vor dem Beginn des Abbrandes zu schützen.

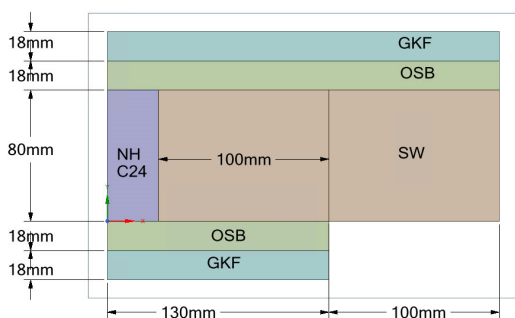


Abbildung 5-61: Simulationsmodell mit Einbauteil

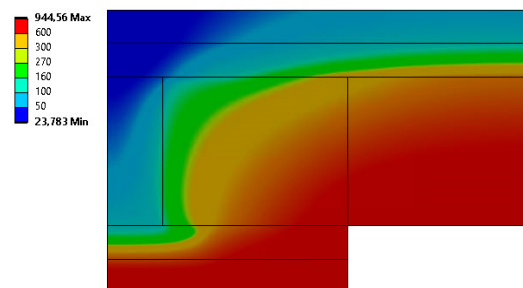


Abbildung 5-62: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 60 min ETK- Beanspruchung

Im Versuch versagte der Dämmstoff im Probekörper vor dem Erreichen der 90-ten Minute, somit ist keine Auswertung über 60 Minuten Feuerwiderstand möglich. Um den Randabstand für eine Beanspruchung von 90 Minuten zu untersuchen, wurde im Simulationsmodell die OSB- Platte durch eine GKF- Platte ersetzt und die Dicke auf 18 mm sowie auf 25 mm erhöht, um die Versagenszeit der Bekleidung zu verlängern und die Temperatureausbreitung im Dämmstoff infolge des Einbauteils zu simulieren.

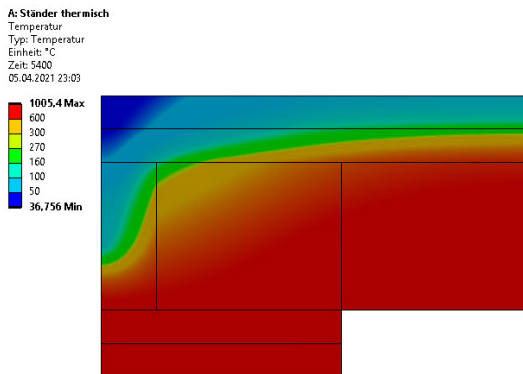


Abbildung 5-63: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 100 mm zum Holzständer, Bekleidung 18 mm GKF + 18 mm OSB

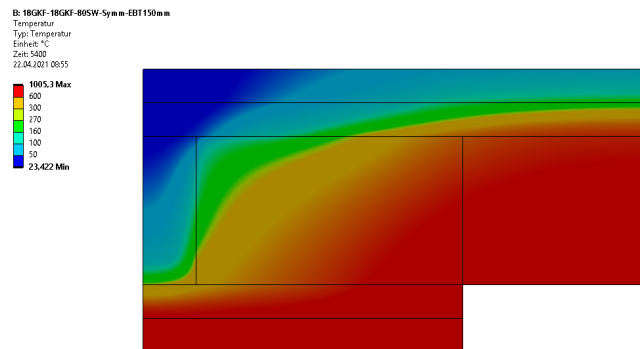


Abbildung 5-64: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 150 mm zum Holzständer – Bekleidung abweichend 2 x 18 mm GKF

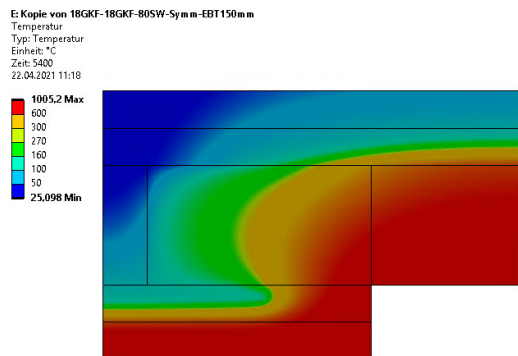


Abbildung 5-65: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 150 mm zum Holzständer – Bekleidung 2 x 25 mm GKF

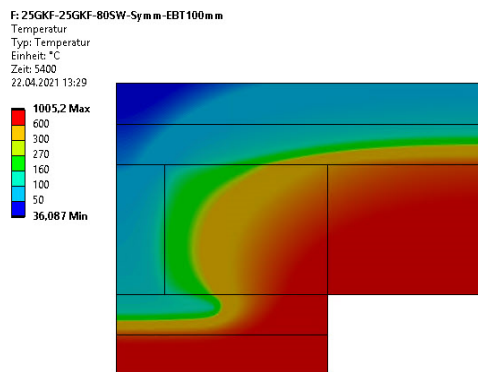


Abbildung 5-66: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 100 mm zum Holzständer – Bekleidung 2 x 25 mm GKF

Auf Basis eines Simulationsmodells lässt sich ableiten, dass für eine Brandbeanspruchung von 90 min der Abstand von 100 mm bei einer Bekleidung aus 18 mm GKF und 18 mm OSB nicht ausreicht, um den Holzständer seitlich vor dem Beginn des Abbrandes, bzw. einer Temperaturerhöhung von mehr als 300 °C zu schützen. Daher lassen sich in diesem Fall die Randabstände nicht untersuchen. *Abbildung 5-64* und *Abbildung 5-65* zeigen, dass für eine Bekleidung von 2 x 18 mm GKF bzw. 2 x 25 mm GKF ein seitlicher Abstand von 150 mm ausreicht, um das Holzbauteil zu schützen. Da eine Bekleidung von 2 x 18 mm (unter der Annahme, dass keine Platte abfällt) im Simulationsmodell

annähernd eine Schutzzeit von 90 min liefert und somit ein Abbrand des Holzständers an der Querseite im Eckbereich (vgl. *Abbildung 5-64*) erfolgen kann, wurde zusätzlich eine dickere Bekleidung (2 x 25 mm) verglichen. Hier liegen die Temperaturen hinter der Bekleidung zwischen 100 °C und 160 °C. Am Holzständer werden ebenso Temperaturen zwischen 100 °C und 160 °C erreicht. Bei einer Reduktion der Dämmschicht auf 100 mm und gleichbleibender Bekleidungsstärke (2 x 25 mm) erhöht sich die Temperatur am Holzständer auf den Bereich 160 °C bis 270 °C, bleibt aber an der unteren Grenze. Der maßgebende Punkt liegt entsprechend *Abbildung 5-66* im Bereich der Dämmung. Folglich wäre eine Reduktion der Dämmstoffdicke zwischen Einbauteil und Holzständer möglich, wenn die Bekleidung über den Beanspruchungszeitraum am Bauteil verbleibt und ausreichend dick ausgebildet wird. Dies wäre jeweils gesondert, abhängig vom Typ der Bekleidung zu untersuchen.

Die Simulation auf Basis des 2-D- Modells bildet aufgrund der adiabaten Randbedingungen ein Einbauteil mit einer definierten Breite, ohne Begrenzung der Höhe ab. Um den Einfluss der zweidimensionalen Ausbreitung der Temperatur im Bereich des Einbauteils im Vergleich zur dreidimensionalen Betrachtung zu vergleichen, wurden numerische Untersuchungen einer 60 mm x 180 mm sowie einer 150 mm x 150 mm großen Öffnung bei einem Aufbau entsprechend V1 durchgeführt.

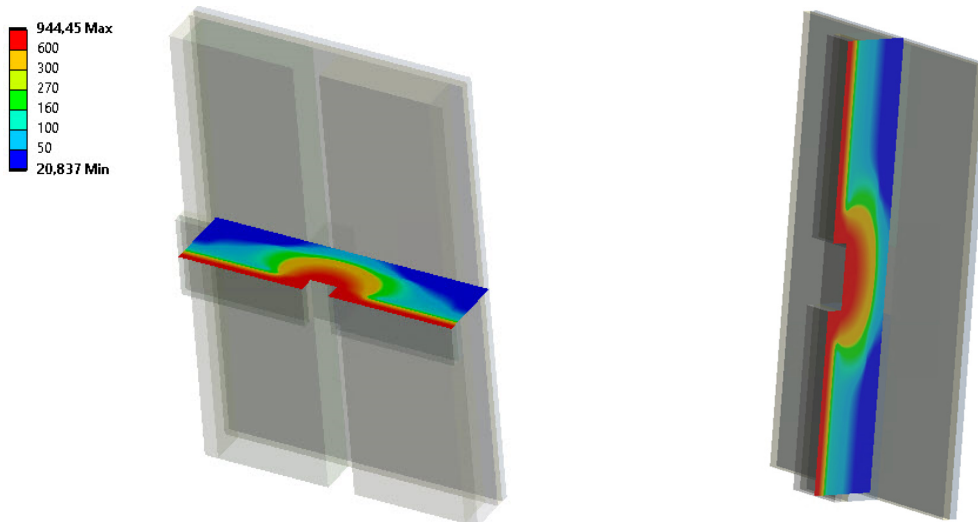


Abbildung 5-67: Simulationsmodell für Einbauteile 3-D. Horizontalschnitt Einbauteil 60 mm x 180 mm, vertikal angeordnet nach 60 min Brandbeanspruchung

Abbildung 5-68: Simulationsmodell für Einbauteile 3-D. Vertikalschnitt Einbauteil 60 mm x 180 mm, vertikal angeordnet nach 60 min Brandbeanspruchung

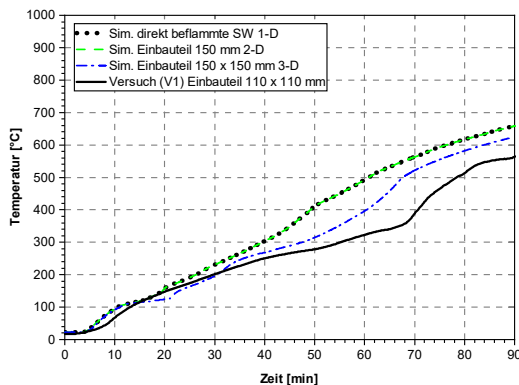


Abbildung 5-69: Vergleich der Temperaturen hinter 80 mm Steinwolle zwischen Versuchsergebnis und Simulationsmodell (2-D sowie 3-D) für ein Einbauteil mit den Abmessungen 150 mm x 150 mm (Simulation).

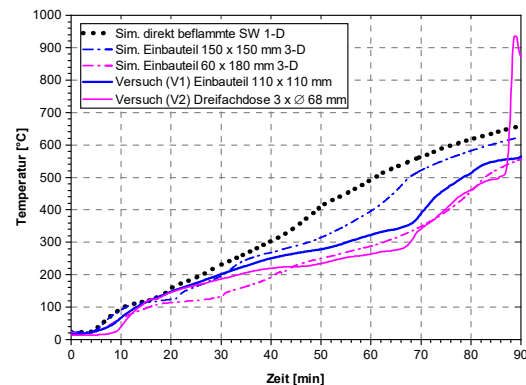


Abbildung 5-70: Vergleich der Temperaturen hinter 80 mm Steinwolle zwischen Versuchsergebnis und Simulationsmodell für verschieden Abmessungen der Einbauteile

Auf Basis der Simulation am 3-D- Modell wurde eine Simulation der Einbauteile durchgeführt und mit dem Versuch bzw. dem 2-D- Simulationsmodell verglichen. Entsprechend Abbildung 5-69 konnte mit dem 3-D- Modell unter der Annahme von isotropen thermischen Materialparametern innerhalb der Wärmedämmung eine bessere Übereinstimmung als im 2-D- Modell erreicht werden. Da das Einbauteil mit den Abmessungen 110 mm x 110 mm den konservativsten Fall darstellt (Abs. 4.5.2, V2, Einbauteil 2), wurde dieses für diese für den Vergleich herangezogen. Bis zu einer Temperatur von 250 °C passen errechneter und simulierter Temperaturverlauf gut zueinander. Für höhere Temperaturen nimmt die Abweichung zu und die Simulation liegt auf der konservativen Seite.

Im 2-D- Simulationsmodell ergeben sich für Öffnungsgrößen von 150 mm Breite identische Temperaturverläufe wie bei direkt beflammter Mineralwolle ohne Berücksichtigung der seitlichen Ausbreitung (1-D). Aus Abbildung 5-70 lässt sich ableiten, dass im Bereich des Einbauteils bei üblicher Größe einer 3- Fach Steckdose mit Durchmesser von 68 mm x 180 mm ca. 50 % höhere Schutzzeiten einer 80 mm dicken Dämmung erreicht werden als bei einer direkten, flächigen Beanspruchung. Für eckige Einbauteile mit einer Fläche von 150 mm x 150 mm ergeben sich um ca. 20 % höhere Schutzzeiten der Dämmung (im Vergleich zur 1-D- Betrachtung). Ab einer Fläche von ca. 200 mm x 200 mm wird davon ausgegangen, dass im Bereich des Einbauteils annähernd gleiche Schutzzeiten wie bei einer direkten flächigen Brandbeanspruchung ohne seitliche Ausbreitung erreicht werden.

5.7.4 Zusammenfassung und Diskussion

Die seitlichen Abstände zu Holzbauteilen von mineralisch gedämmten Konstruktionen können nicht über die SFM berechnet werden. Hier werden die Mindestabstände für den Beginn des Abbrandes am Holzständer, resultierend aus den empirisch bzw. mittels Simulation ermittelten Abständen angegeben:

- ≥ 50 mm für 30 *min* Brandbeanspruchung
- ≥ 100 mm für 60 *min* Brandbeanspruchung
- ≥ 150 mm für 90 *min* Brandbeanspruchung

Die Berechnung des linearen Wärmedurchganges über die SFM ist möglich. Bei großen Einbauteilen wird die Dämmung in der Regel nicht zusammengedrückt, sondern die Dämmdicke reduziert. Somit muss die reduzierte Schichtdicke in der SFM angesetzt werden. Im Modell dieser Arbeit kann die Schutzzeit direkt beanspruchter Steinwollgedämmstoffe bei einer Dämmdicke von 80 mm um 50 % bei Öffnungen von 60 mm x 180 mm und um 20 % bei Öffnungen von 150 mm x 150 mm erhöht werden. Somit ist eine Berücksichtigung von Einbauteilen in der SFM auf der sicheren Seite liegend möglich. Die vorhandene Abweichung zum experimentellen Ergebnis kann reduziert werden, wenn die experimentelle Versagenszeit für den Dämmstoff in das Berechnungsmodell eingesetzt wird. Das vorgestellte Simulationsmodell bietet die Grundlage, um ergänzende Untersuchungen an Einbauteilen durchzuführen und unterschiedliche Einflussfaktoren zu analysieren und stellt erste Ergebnisse für Einbauteile dar. Eine Entkopplung zwischen dem Einbauteil und der Bekleidung ist nicht möglich, da die Feuerwiderstandsdauer des Gesamtbauteils im Bereich eines Einbauteils maßgeblich von der feuerzugewandten und der feuerabgewandten Bekleidungslage abhängt. Unter der Berücksichtigung einer Erhöhung der Schutzzeit der Dämmung von 20 % ergeben sich für Einbauteile auf der feuerzugewandten Seite folgende Mindestbekleidungsstärken für die feuerabgewandte Seite (Lagenaufbau von der feuerzugewandten Seite bzw. hinter der Dämmung aus):

- Dämmstoffdicke hinter dem Einbauteil ≥ 25 mm für 30 *min* Feuerwiderstand
(Annahme einer Komprimierung von 25% und einer Rohdichte ≥ 30 kg/m³ \rightarrow 37,5 kg/m³ und kein Herausfallen des Dämmstoffes)
 - o 15 mm Spanplatte *oder*
 - o 18 mm OSB- Platte *oder*
 - o 12,5 mm Gipsplatte Typ A
- Dämmstoffdicke hinter dem Einbauteil ≥ 30 mm für 60 *min* Feuerwiderstand
(Annahme einer Komprimierung von 25% und einer Rohdichte ≥ 30 kg/m³ \rightarrow 37,5 kg/m³ und kein Herausfallen des Dämmstoffes)
 - o 15 mm Holzwerkstoffplatte + 12,5 mm Gipsplatte Typ F *oder*
 - o 12,5 mm Gipsplatte Typ F + 12,5 mm Gipsplatte Typ F
- Dämmstoffdicke hinter dem Einbauteil ≥ 50 mm für 90 *min*
(Annahme einer Komprimierung von 35 % und einer Rohdichte ≥ 30 kg/m³ \rightarrow 37,5 kg/m³ und kein Herausfallen des Dämmstoffes)
 - o 15 mm Gipsplatte Typ F + 15 mm Gipsplatte Typ F

5.8 Ein Modell zur Berücksichtigung des Versagens von Dämmstoffen

5.8.1 Problemstellung

Im Berechnungsmodell nach prEN 1995-1-2:2020-11 wurde die Versagenszeit von Dämmstoffen über die Grundschutzzeit und ein entsprechendes Limit zur Berücksichtigung des seitlichen Einbrandes bzw. des Abfallens bestimmt. Während die Grundschutzzeit ausschließlich vom Wärmedurchgang und der Vorerwärmung abhängt, wird die Begrenzung der Schutzzeit abhängig von der Versagenszeit (Abfallzeit) der feuerzugewandten Bekleidung, bzw. der davorliegenden Schicht ermittelt. Abhängig vom Protection- Level (PL) des Dämmstoffes nach Tiso (2018) werden in der prEN 1995-1-2:2020-11 Dämmstoffe hinsichtlich ihrer Schutzwirkung entsprechend begrenzt, da ein Versagen vor dem Erreichen des 270 °C- Kriteriums auf der Rückseite eintreten kann.

$$\begin{aligned}
 \text{PL 1} & & \sum t_{\text{prot},i} & \leq \begin{cases} t_{f,pr} + \frac{h_i}{0,11 \cdot t_{f,pr} + 1,3} & \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \leq t_{f,pr} & \text{(Gl. 5-41)} \\ \sum t_{\text{prot},i-1} + \frac{h_i}{0,11 \cdot \sum t_{\text{prot},i-1} + 1,3} & \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} > t_{f,pr} & \text{(Gl. 5-42)} \end{cases} \\
 \text{(z.B. Steinwolle)} & & & & &
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \text{PL 2} & & \sum t_{\text{prot},i} & \leq \begin{cases} t_{f,pr} + \frac{h_i}{v_{\text{rec}}} & \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} \leq t_{f,pr} & \text{(Gl. 5-43)} \\ \sum t_{\text{prot},i-1} + \frac{h_i}{v_{\text{rec}}} & \text{für } \sum t_{\text{prot},i-1} > t_{f,pr} & \text{(Gl. 5-44)} \end{cases} \\
 \text{(z.B. Glaswolle, Holzfasereinblasdämmstoffe, Zelluloseeinblasdämmstoffe)} & & \text{mit} & & &
 \end{aligned}$$

$$v_{\text{rec}} = 30 \text{ mm/min für Mineralwolle PL}$$

$$v_{\text{rec}} = 14 \text{ mm/min für Holzfaser- oder Zellulosefaserdämmstoffe}$$

$$\begin{aligned}
 \text{PL 3} & & \sum t_{\text{prot},i} & = \sum t_{\text{prot},i-1} & \text{(Gl. 5-45)} \\
 \text{(z.B. Polystyrol-Dämmstoffe)} & & & & \\
 & & t_{f, Daemm} & = t_{f, Bekl} &
 \end{aligned}$$

mit:	h_i	[mm]	Dicke der Dämmung
	$t_{\text{prot},i}$	[min]	Schutzzeit der Schicht i
	$t_{f,pr}$	[min]	Versagenszeit der Schutzbekleidung
	v_{rec}	[m/min]	Rückzugsgeschwindigkeit der Dämmung am Holzständer

Die Kategorisierung nach Tiso (2018) basiert auf experimentellen Ergebnissen anhand von Deckenbauteilen und wurde ursprünglich zur Beurteilung der seitlichen Schutzwirkung der Dämmung für den tragenden Holzbalken bzw. Ständer konzipiert. Entsprechend Abbildung 5-71 wird die Dämmung im Gefach auf der feuerabgewandten Seite, z.B. durch Ankleben, fixiert und die feuerzugewandte Bekleidung nach einer Zeit von 45 min zum Abfallen gebracht. Für das Protection- Level ist die Zeit bis zum Erreichen der 300 °C Isotherme in einer Tiefe von 100 mm relevant. Das Verfahren zur Ermittlung des Protection- Levels eines Dämmstoffes ist in der prEN 1995-1-2:2020-11 enthalten. Somit wird durch diese Methodik die Schutzwirkung auf den Holzständer ermittelt. Die Versagenszeit und somit das Herausfallen des Dämmstoffes hängt in diesem Deckenversuch stark von der Fixierung des Dämmstoffes innerhalb des Gefaches ab.

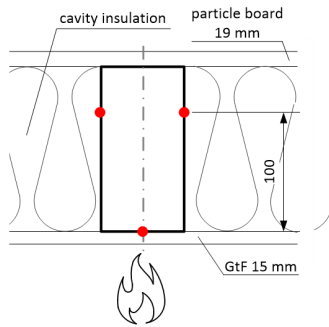


Abbildung 5-71: Bestimmung der PL für Dämmstoffe nach prEN 1995-1-2:2020-11

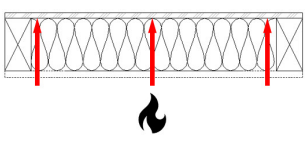
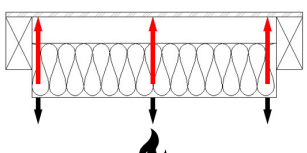
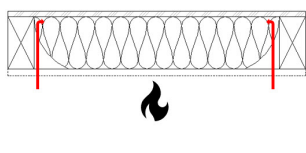
Dieser Einfluss wurde deutlich im Forschungsvorhaben „Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen“ (Winter et al., 2019) gezeigt. Durch eine Prüfung der Konstruktion, horizontal

gespiegelt, mit einer Brandbeanspruchung von oben, wurde ein Dämmstoffe aus Zelluloseeinblasdämmung am Herausfallen gehindert. Dadurch wurde die 300 °C Isotherme in einer Tiefe von 100 mm am Holzständer bis über 60 Minuten Brandbeanspruchung nicht erreicht und der Einblasdämmstoff erreicht PL 1. Im Versuch an der Decke entsprechend Abs. 4.4 dieser Arbeit versagt der an der Decke nicht fixierte Einblasdämmstoff gleichzeitig mit der davorliegenden Bekleidung und wird somit in PL 2 eingestuft. Um das Abfallen des Dämmstoffes für die SFM mitzuberücksichtigen, wird in dieser Arbeit eine alternative Vorgehensweise zur Bestimmung der Abfallzeit bzw. des Versagens des Dämmstoffes vorgeschlagen, die eine Berücksichtigung von Ausrichtung und Fixierungsmaßnahmen ermöglicht.

5.8.2 Grundlagen zum Versagen von Dämmstoffen

Zur Beurteilung des Versagens von Dämmstoffen wurden Kategorien zur Beurteilung von Dämmstoffen entsprechend Tabelle 5-31 gebildet:

Tabelle 5-31: Versagensmechanismen von Dämmstoffen

Versagensmechanismen	A-1: Durchwärmen A-2: Schmelzen A-3: kontinuierliches Abbrennen	B: Herausfallen	C: seitliches Einbrennen
Kennwert:	t_{prot}	t_f	v_{rec}
Systematische Abbildung			
Materialbeispiele, zugeordnet zur typischen Versagensart	Durchwärmen (Steinwolle) Schmelzen (Glaswolle) kontinuierliches Abbrennen (biogene Dämmstoffe mit Fixierung)	Nicht fixierte Einblasdämmstoffe (Zelluloseeinblasdämmung / Holzfasereinblasdämmung) Nicht fixierte Dämmstoffe ohne Klemmwirkung bzw. mit Schrumpfungsverhalten im Brandfall	Dämmstoffe mit Schrumpfungsverhalten (Holzfaserplatten, Glaswolle)

Die Zuordnung erfolgte auf Basis der Versuchsserie entsprechend Abs. 4.4. sowie den Untersuchungen der biogenen Dämmstoffe in Winter et al. (2019). Ein starkes Schrumpfungsverhalten (Kategorie C) kann zu einem Herausfallen (Kategorie B) führen, falls keine entsprechenden Fixierungsmaßnahmen getroffen wurden.

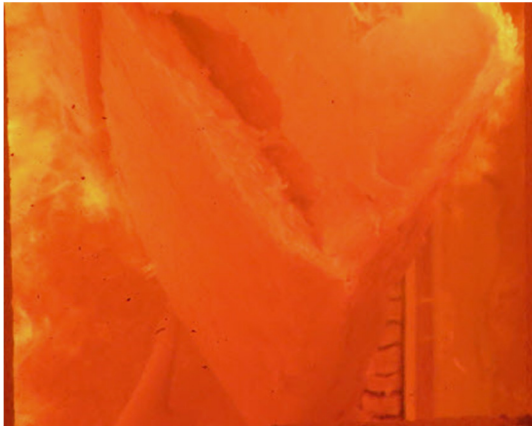


Abbildung 5-72: Versagen der Steinwolle im Versuch R1-V3-1m-SW-D nach Abs. 4.4.2 – Herausfallen der Steinwolle aus dem Deckengefach



Abbildung 5-73: Versagen der Zelluloseeinblasdämmung (ZF) im Versuch R1-V3-1m-ZF-W nach Abs. 4.4.2 – schollenartiges Versagen der ZF im Wandgefach



Abbildung 5-74: Versagen der Glaswolle im Versuch R1-V4-1m-GW-D nach Abs. 4.4.2 – Schmelzen der Glaswolle aus dem Deckengefach



Abbildung 5-75: Versagen der Holzfaserdämmung im Versuch R1-V4-1m-HF-D nach Abs. 4.4.2 - Herausgefallene Holzfaserdämmung aus dem Deckengefach

Durch den hohen Schmelzpunkt von über 1000 °C der Steinwolle kann dem Dämmstoff eine Durchwärmung zugeordnet werden. Ein Schmelzen oder Schrumpfen wie beispielsweise bei Glaswolle tritt hier nicht auf (vgl. Abs. 5.5). Somit tritt bei Steinwolle typischerweise ein Versagen nach Kategorie A bzw. B auf. Kategorie A wird durch die Schutzzeiten begrenzt. Kategorie B wird über das entsprechend Limit nach Gl. 5-39 bzw. 4-40 erfasst. Somit ist hier auch eine Berücksichtigung der Schutzwirkung über die Grundschutzzeit hinaus möglich. Durch den schnellen Temperaturanstieg der HTE- Dämmung entsprechend Abb. 5-46 nach dem Erreichen von 300 °C sowie der

beobachteten Schrumpfung über 300 °C im Teil 8- Versuch wird hier davon ausgegangen, dass für die hier untersuchte HTE Dämmung keine Schutzwirkung nach dem Erreichen von 300 °C auf der feuerabgewandten Seite erreicht wird.

Für die Glaswolle kann eine Zuordnung der Versagenstypen nach allen drei Kategorien erfolgen. Bei Einblasdämmstoffen aus Zellulosefasern (hergestellt aus Papier oder Holz) wurden Kategorie A sowie Kategorie B beobachtet. Maßgebend war entsprechend der Versuchsserie immer Kategorie B, da die Zellulose in der Deckenkonstruktion aus dem Gefach fällt und sich bei Wandkonstruktionen schollenartig aus dem Gefach löst. Eine Ausnahme bilden die Zellulosekonstruktionen mit einer Brandbeanspruchung von „oben“. Durch das verhinderte Herausfallen sowie Ablösen findet ein Abbrand des Dämmstoffes statt (Winter et al., 2019). Holzfaserdämmmatten zeigen ein entsprechendes Schrumpfungsverhalten und abhängig davon ein Herausfallen aus der Konstruktion oder seitliches Einbrennen. Somit werden diesen Dämmstoffen typischerweise die Versagensmechanismen B und C zugeordnet. Experimentelle Methoden zu Bestimmung von t_{prot} sind in der prEN 1995-1-2:2020-11 angegeben. Ebenso ein Verfahren zur Bestimmung von v_{rec} , basierend auf den Untersuchungen von Tiso. Davorliegende Gips- oder Dämmstoffplatten biegen sich nicht wie das verwendete Drahtgitter in den Versuchen nach Tiso (2018) durch. Somit entsteht hierdurch kein Spalt zwischen Einblasdämmstoffen oder flexiblen Dämmstoffen und Holzständer (vgl. Abbildung 5-76 und Abbildung 5-77). Es ergeben sich abhängig von den Fixierungsmaßnahmen unterschiedliche Rückzugsgeschwindigkeit am Holzständer.



Abbildung 5-76: Brandversuch mit ZF und Drahtgitter nach Tiso (2018)

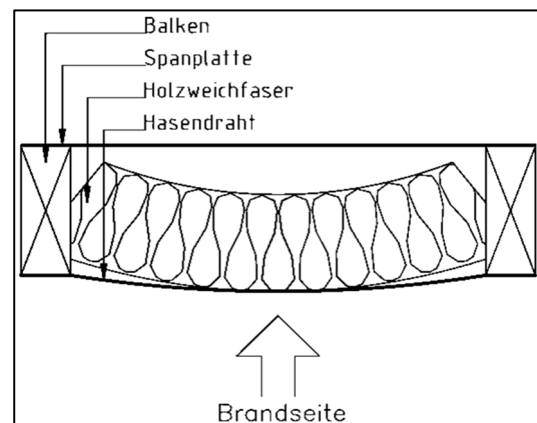


Abbildung 5-77: Lagesicherung der Dämmung durch Drahtgitter nach Abfallen der Bekleidung - Systemskizze (Winter et al., 2019)

Daher sollte hier zur Bestimmung der Rückzugsgeschwindigkeiten ein Fixierungssystem gewählt werden, das die realistische Einbausituation abbildet. Durch die Fixierung im Versuch zur Ermittlung von v_{rec} wird das Herausfallen des Dämmstoffes nicht miterfasst. Hierfür wird im nachfolgenden Abs. 5.8.3 ein experimenteller Aufbau zur Untersuchung des Abfallverhaltens nach Kategorie B angegeben.

5.8.3 Experimentelle Versuchskonfiguration zur Bestimmung von Versagenszeiten

Um spezifische Versagenszeiten von Dämmstoffen zu ermitteln, wird nachfolgend ein Beispiel für einen möglichen experimentellen Versuchsaufbau angegeben, der aus den Erkenntnissen der Versuche nach Abs. 4.4 resultiert:

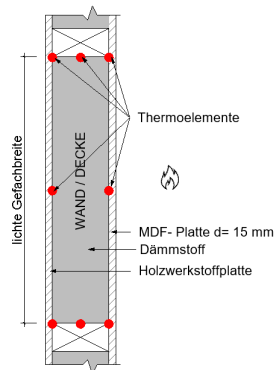


Abbildung 5-78: Beispielhafter Versuch zur Untersuchung der Versagenszeit von Dämmstoffen

Feuerzugewandt sollte eine Holzwerkstoffplatte montiert werden, die einen möglichst homogenen Durchbrand und einem steilen Temperaturgradienten auf der feuerabgewandten Seite gewährleistet. Hierfür eignen sich beispielsweise Holzwerkstoffplatten mit feinen Spänen. Grobspanplatten oder OSB-Platten zeigen ein inhomogeneres Abbrandverhalten und sind somit weniger gut geeignet. Das gleichmäßige Abbrandverhalten ermöglicht einen kalkulierbaren Versagenszeitpunkt der feuerzugewandten Bekleidung. Um das Rückzugsverhalten der Dämmung am Holzständer sowie den Wärmedurchgang im Gefach zu bestimmen, sollten mindestens drei Thermolemente am Holzständer (feuerzugewandt am Ständerrand, in Ständermitte, feuerabgewandt am Ständerrand) sowie mindestens zwei Thermolemente im Gefach (hinten der feuerzugewandten Bekleidung, auf der feuerabgewandten Seite der Dämmung) angebracht werden. Der Versuch sollte je nach Bauteil für Wände vertikal, für Decken horizontal durchgeführt werden. Die Versagenszeit der Schicht wird über die Differenz zwischen dem Zeitpunkt des Erreichens der 300 °C Isotherme vor und hinter der Dämmschicht bestimmt. Die lichte Gefachbreite sowie die Befestigung müssen dem späteren Anwendungsbereich entsprechen. Eine Untersuchung sollte entsprechend den Erkenntnissen aus Abs. 4.4 entweder im Maßstab entsprechend DIN EN 1363-1:2010-10 oder mit den Mindestabmessung 1 m x 1 m und dort unter Einhaltung der realen Gefachbreiten sowie Fixierungsmaßnahmen (z.B. Übermaß oder Lattung) durchgeführt werden. Da das Herausfallen auch von der Dämmstoffdicke abhängig ist, sollte jeweils die minimale und maximale Dicke geprüft werden.

5.8.4 Ableitung der Versagenszeiten von Dämmstoffen

Entsprechend Abs. 4.4 ist die ermittelte Versagenszeit der MDF- Platte in allen Versuchen vergleichbar. Somit kann die Versagenszeit der Dämmstoffe abgeleitet werden. Hierfür wurden jeweils die Thermoelemente am Holzständer sowie hinter dem Dämmstoff verglichen (vgl. Abbildung 5-78):

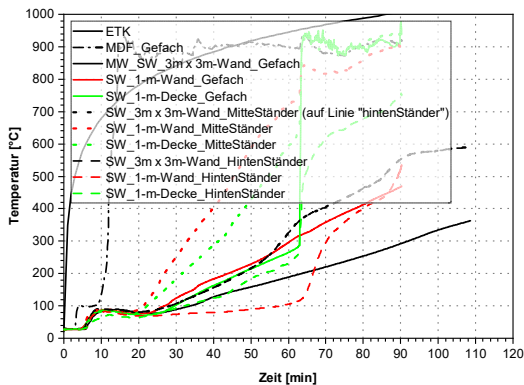


Abbildung 5-79: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Steinwolle im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (SW: Steinwolle)

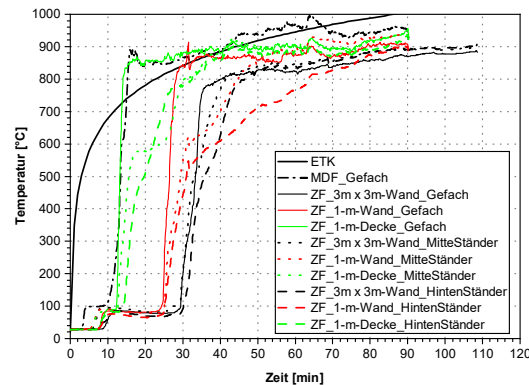


Abbildung 5-80: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Zellulosefaser im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (ZF: Zelluloseinblasdämmung)

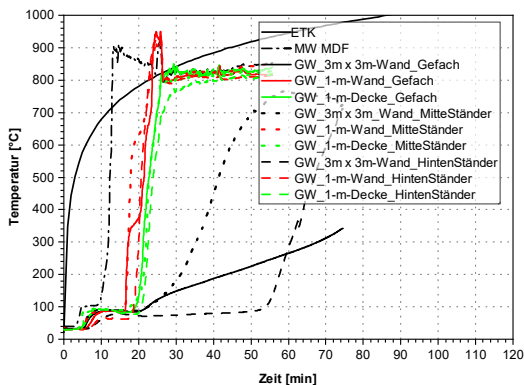


Abbildung 5-81: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Glaswolle im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (GW: Glaswolle)

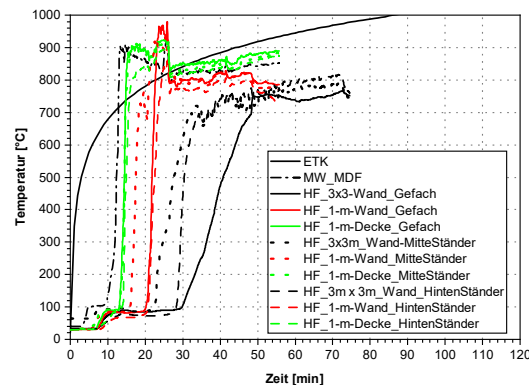


Abbildung 5-82: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Zellulosefaser im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (HF: Holzfaser)

Aus Abbildung 5-81 bis Abbildung 5-82 können die Versagenszeiten sowie der Versagenstyp von Dämmstoffen für eine Dicke von 120 mm abgeleitet werden. In allen Versuchen versagt die feuerzugwandte Bekleidung entsprechend Abbildung 4-35 zwischen 12 min und 15 min. Daher wird vereinfachend eine Versagenszeit von 13,5 min im Mittel zur Berechnung der Versagenszeit angesetzt.

Ein Sprung in dem Temperaturverlauf zeigt ein Herausfallen des Dämmstoffes. Bis auf die Glaswolle *Abbildung 5-81*, entspricht das Versagen der Prognose entsprechend *Tabelle 5-31*. Die in der $3\text{ m} \times 3\text{ m}$ Wand verwendete Glaswolle war als Glaswolle deklariert, hatte ein Rohdichte von $21,5\text{ kg/m}^3$, ist im Versuch aber nicht geschmolzen. Vermutlich wurde hier ein anderes Produkt bei der Fertigung eingebaut. Eine abschließende Erklärung nach dem Versuch konnte in diesem Fall nicht gefunden werden.

Tabelle 5-32: Experimentell ermittelte Versagenszeiten für das Modell zur Beurteilung des Versagens von Dämmstoffen

Material	Versagenstyp	Versagenszeit Versuch	Versagenszeit (Berechnung mit Begrenzung nach prEN 1995-1-2:2020-11)
Steinwolle $h_i = 120\text{ mm}$ $\rho = 38\text{ kg/m}^3$ WAND	Durchwärmen der Steinwolle (Erreichen von 270 °C auf der Rückseite)	Wand $3\text{ m} \times 3\text{ m}$: 90 min Wand 1-m : $60,9\text{ min}$	$t_{\text{prot, Daemm}} = 60,4\text{ min}$ $t_{\text{f, Daemm}} = 56,6\text{ min}$ <i>nach Gl. 5-41</i>
Steinwolle $h_i = 120\text{ mm}$ $\rho = 38\text{ kg/m}^3$ DECKE	Herausfallen der Steinwolle	Decke 1-m : 63 min	$t_{\text{prot, Daemm}} = 60,4\text{ min}$ $t_{\text{f, Daemm}} = 56,6\text{ min}$ <i>nach Gl. 5-41</i> <i>Nur mit mechanischer Fixierungsmaßnahme</i>
Zellulosefasereinblasdämmung $h_i = 120\text{ mm}$ $\rho = 58\text{ kg/m}^3$ WAND	schollenartiges Versagen (Herausfallen) der Zellulosedämmung	$\frac{h_i}{v_{\text{vers}}} = 10\text{ min}$ mit $v_{\text{vers}} = 12\text{ mm/min}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 8,6\text{ Min}$ mit $v_{\text{rec}} = 14\text{ mm/min}$ <i>Nur mit mechanischer Fixierungsmaßnahme</i>
Zellulosefasereinblasdämmung $h_i = 120\text{ mm}$ $\rho = 58\text{ kg/m}^3$ DECKE	schlagartiges Versagen (Herausfallen) der Zellulosedämmung zusammen mit der feuerzugewandten Holzwerkstoffplatte	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 0\text{ min}$ \rightarrow $t_{\text{f, ZF}} = t_{\text{f, Bekleidung}}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 8,6\text{ min}$ mit $v_{\text{rec}} = 14\text{ mm/min}$ <i>Nur mit mechanischer Fixierungsmaßnahme</i>
Glaswolle $h_i = 120\text{ mm}$ $\rho = 21,5\text{ kg/m}^3$ WAND	Schmelzen der Glaswolle	$\frac{h_i}{v_{\text{vers}}} = 8\text{ min}$ $v_{\text{vers}} = 24\text{ mm/min}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 4\text{ min}$ mit $v_{\text{rec}} = 30\text{ mm/min}$

Material	Versagenstyp	Versagenszeit Versuch	Versagenszeit (Berechnung mit Begrenzung nach prEN 1995-1-2:2020-11)
Glaswolle $h_i = 120 \text{ mm}$ $\rho = 21,5 \text{ kg/m}^3$ DECKE	Schmelzen der Glaswolle anschließendes Herausfallen	$\frac{h_i}{v_{\text{vers}}} = 8 \text{ Min}$ mit $v_{\text{vers}} = 15 \text{ mm/min}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 4 \text{ Min}$ mit $v_{\text{rec}} = 30 \text{ mm/min}$ <i>Nur mit mechanischer Fixierungsmaßnahme</i>
Holzfaserdämmmatte $h_i = 120 \text{ mm}$ $\rho = 45,5 \text{ kg/m}^3$ WAND	Schrumpfen und Herausfallen	$\frac{h_i}{v_{\text{vers}}} = 9 \text{ Min}$ $v_{\text{vers}} = 13,3 \text{ mm/min}$ $v_{\text{vrec}} = 13,6 \text{ mm/min}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 8,6 \text{ Min}$ mit $v_{\text{rec}} = 14 \text{ mm/min}$
Holzfaserdämmmatte $h_i = 120 \text{ mm}$ $\rho = 45,5 \text{ kg/m}^3$ DECKE	Herausfallen direkt nach dem Versagen der Bekleidung	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 0 \text{ Min}$ \rightarrow $t_{f,ZF} = t_{f,\text{Bekleidung}}$	$\frac{h_i}{v_{\text{rec}}} = 8,6 \text{ Min}$ mit $v_{\text{rec}} = 14 \text{ mm/min}$ <i>Nur mit mechanischer Fixierungsmaßnahme</i>
mit: h_i [mm] Dicke der Dämmung t_{prot} [min] Schutzzeit t_f [min] Versagenszeit / Abfallzeit v_{rec} [m/min] Rückzugsgeschwindigkeit v_{vers} [m/min] Versagensgeschwindigkeit (Vergleichswerte zur Rückzugsgeschwindigkeit zur Beschreibung des Versagens des Dämmstoffes abhängig von der Dicke)			

Trotz der abweichenden Vorgehensweise wird auch in dieser Versuchsreihe die Rückzugsgeschwindigkeit für Dämmstoffe nach prEN 1995-1-2:2020-11 bestätigt. Das Versagen des Dämmstoffes hängt dennoch nicht immer direkt mit der Rückzugsgeschwindigkeit zusammen. Am Beispiel der Glaswolle zeigt sich, dass die Versagensgeschwindigkeit für Wand- und Deckenbauteile unterhalb der angegebenen Rückzugsgeschwindigkeit liegt. Am Holzständer berechnet sich der Rückzug aus dem mittleren sowie feuerabgewandten Thermoelement und bestätigt das Ergebnis nach Tiso (2018). Die Ergebnisse der 1 m- Versuche stimmen mit den Schutzzeiten für Glaswolle überein. Für Steinwolle wurde das Limit nach prEN 1995-1-2:2020-11 an der Deckenkonstruktion ebenfalls bestätigt. In den untersuchten Wandkonstruktionen trat kein Versagen (Herausfallen), sondern ein nahezu linearer Wärmedurchgang auf. Somit wird für das Modell dieser Arbeit auf eine Begrenzung in Wandkonstruktionen verzichtet. Für biogene Dämmstoffe stimmt die Versagensgeschwindigkeit gut mit der Rückzugsgeschwindigkeit überein (vgl. Tabelle 5-32) und kann somit als Begrenzung für PL 2- Dämmstoffe eingesetzt werden.

5.8.5 Zusammenfassung und Diskussion

Die im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Dämmstoffe lassen sich alle über die in prEN 1995-1-2:2020-11 angegebenen Rückzugsgeschwindigkeiten hinsichtlich des Versagens beschreiben. Für Gefachdämmstoffe aus Glaswolle liegt das Ergebnis auf der sicheren Seite und die Versagenszeit könnte durch die Reduktion der Versagensgeschwindigkeit im Vergleich zur Rückzugsgeschwindigkeit erhöht werden. Die Untersuchung führt ebenso zu dem Ergebnis, dass ein Herausfallen des Dämmstoffes im Deckenbereich unabhängig von der Rückzugsgeschwindigkeit miterfasst werden muss. Mineralwollendämmstoffe aus Steinwolle im Wandfach zeigten kein „Herausfallen“ und somit muss deren Schutzzeit in den hier untersuchten Konstruktionen nicht begrenzt werden. Die vorgestellten Ergebnisse bestätigen die durch Tiso (2018) ermittelten Rückzugsgeschwindigkeiten für die Dämmstoffe in einer Dicke von 120 mm, trotz des abweichenden Prüfverfahrens.

Für Dämmstoffe wie Steinwolle im Deckenbereich oder Zellulosefaser im Wandbereich muss das Herausfallen, abhängig von der Fixierungsmaßnahme sowie der Ausrichtung miterfasst werden. Die Zelluloseeinblasdämmung im Wandfach entsprechend Abbildung 5-80 liefert jedoch auch ohne zusätzliche mechanische Fixierungsmaßnahme einen Beitrag zum Feuerwiderstand, der über die Rückzugsgeschwindigkeit beschreibbar ist.

Die vorgestellte Prüfmethodik ermöglicht eine Bestimmung der Schutzzeiten von Dämmstoffen unter Berücksichtigung der Fixierungsmaßnahmen. Alle in dieser Arbeit untersuchten mattenförmigen Gefachdämmstoffe wurden nur durch einen Einbau mit Übermaß gegen eine Herausfallen gesichert. Um die gewonnen Erkenntnisse zu verallgemeinern, kann die durchgeführte Testreihe auf unterschiedliche Dämmstoffdicken erweitert werden.

6 Zusammenfassung der abgeleiteten rechnerischer Ansätze

6.1 Allgemeines zum Berechnungsmodell

Im nachfolgenden Abschnitt werden die in Kapitel vier und fünf untersuchten Grundlagen und die einzelnen, materialspezifisch, abgeleiteten rechnerischen Ansätze in das optimierte Rechenmodell entsprechend Abs. 3.2 integriert und zusammengefasst. Durch die Kompatibilität mit dem aktuellen Modell der prEN 1995-1-2:2020-11 können die einzelnen Erkenntnisse unabhängig des hier vorgestellten optimierten Modells in die zukünftigen Methodik der prEN 1995-1-2:2020-11 übernommen werden. Die zugrundeliegenden numerischen Materialparameter sind in den zugehörigen Kapiteln mit dargestellt.

6.2 Anwendungsbereich

Die Untersuchungen dieser Arbeit beziehen sich auf die raumabschließende Funktion von Holzbauteilen unter ETK- Beanspruchung. Diese bleibt nur erhalten, falls die Tragfähigkeit über den berechneten Zeitraum gewährleistet ist. Ein Rechenverfahren zur Bestimmung der Tragfähigkeit, basierend auf den Ergebnissen von Tiso (2018) ist in prEN 1995-1-2:2020-11 enthalten. Die Schutz- und Abfallzeiten der in dieser Arbeit betrachteten Bekleidungen und Dämmstoffe können als Eingangswerte zur Berechnung der Tragfähigkeit herangezogen werden. Mit zunehmender Anzahl an Bauteilschichten nimmt die Sicherheit des Rechenverfahrens zu. Somit ist eine konservative Anwendung für hohe Feuerwiderstandsdauern möglich. Eine Validierung der Positionsbeiwerte auf Basis einer numerischen Analyse erfolgte in Abs. 5.7 bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 120 Minuten.

6.3 Zusammenfassung des optimierten Rechenverfahrens

Das bereits bestehende additive Rechenverfahren ermöglicht eine hohe Flexibilität. Durch den optimierten Ansatz dieser Arbeit, der die Schutzzeiten von geschützten Schichten und ungeschützten Schichten entkoppelt, kann das Abfallen einzelner Schichten im Modell unabhängig von deren Position berücksichtigt werden. Somit kann der positive Effekt von fixierten Mineralwollämmstoffen implementiert werden. Zusätzlich können mehrlagige feuerabgewandte Schichten realistischer abgebildet werden.

$$t_{ins} = \sum_{i=1}^{i-1} t_{prot,i} + t_{ins,i} \quad (Gl. 6-1)$$

$$t_{prot,i} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t) \cdot k_{j,i} \quad (Gl. 6-2)$$

$$t_{prot,max,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2} \quad (Gl. 6-3)$$

$$t_{prot,0,pr+1,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2 \cdot k_{pos,exp,pr+1,i}} = \frac{t_{prot,max,i}}{k_{pos,exp,pr+1,i}} \quad (Gl. 6-4)$$

$$t_{ins,0,pr+1,i} = \frac{t_{ins,0,i}}{k_2 \cdot k_{pos,exp,pr+1,i}} = \frac{t_{ins,max,i}}{k_{pos,exp,pr+1,i}} \quad (Gl. 6-5)$$

$$t_{prot,0,pr+1,i} = \frac{t_{prot,0,i}}{k_2 \cdot k_{pos,exp,pr+1,i}} = \begin{cases} t_{prot,max,i} + 0,6 \cdot t_{prot,i-1} \\ \sqrt[3]{\frac{t_{prot,max,i}^2}{0,25} \cdot t_{prot,i-1}} \end{cases} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \\ \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} \end{cases} \quad (Gl. 6-6)$$

<i>mit:</i>	$t_{ins,0,i}$	[min]	Isolationszeit für direkt beflamnte Schichten [min]
	$t_{prot,0,i}$	[min]	Grundschutzzeit für direkt beflamnte Schichten [min]
	$t_{prot,0,pr+1,i}$	[min]	maximale ideelle Grundschutzzeit für geschützte Schichten [min]
	$t_{ins,0,pr+1,i}$	[min]	maximale ideelle Grundisolationszeit für geschützte Schichten [min]
	$k_{pos,exp,pr+1,i}$	[-]	Positionsbeiwert feuerzugewandt der geschützten Schicht [-]
	$k_{pos,unexp}$	[-]	Positionsbeiwert feuerabgewandt [-]
	$t_{prot,pr+1,i}$	[min]	Maximale Schutzzeit einer geschützten Schicht <i>i</i>
	k_2	[-]	Schutzbeiwert
	$t_{prot,max,i}$	[min]	maximale Schutzzeit der geschützten Schicht (hier in der Regel Nr. 2)
	$t_{ins,max,i}$	[min]	maximale Isolationszeit der geschützten Schicht (hier in der Regel Nr. 2)
	$t_{prot,i-1}$	[min]	Schutzzeit der Schicht <i>i-1</i>
	$\sum t_{prot,i-1}$	[min]	Summe Schutzzeiten bis zur Schicht <i>i-1</i> (hier nur die Schutzzeit der schützenden Schicht)
	Δt	[min]	Faktor zur Berücksichtigung der Schutzwirkung über die Grundschutzzeit hinaus
	k_j	[-]	Fugenbeiwert

für GKF, GF, und MW (PL1) gilt nach prEN 1995-1-2:2020-11:

$$k_{pos,exp,pr,i} = \begin{cases} 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,pr+1,i}} \\ 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,pr,i}}{\sum t_{prot+1,i-1}}} \end{cases} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,pr,i}}{2} \\ \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,pr,i}}{2} \end{cases} \quad (Gl. 6-7)$$

Somit kann die maximale Schutzzeit einer geschützten Schicht an einer beliebigen Stelle innerhalb der Konstruktion vergleichbar zur Grundschutzzeit bestimmt werden.

$$t_{prot,i} = t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp} \cdot k_{pos,unexp} \quad (Gl. 6-8)$$

$$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i} \quad (Gl. 6-9)$$

Für Werte zwischen $t_{prot,i}$ und $t_{prot,pr+1,i}$ kann linear interpoliert werden, falls die schützende Schicht vor dem Erreichen der maximalen Schutzzeit versagt.

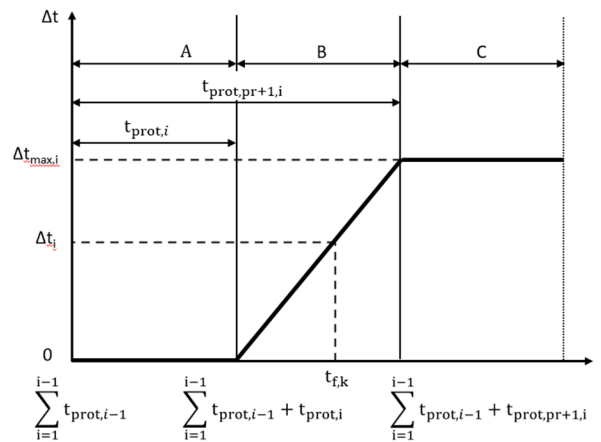


Abbildung 6-1: Systematik zur Berechnung des Δt - Wertes

Bereich A: $\sum t_{prot,i-1} = t_{f,i-1}$ (Gl. 6-10)

$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,i}$ (Gl. 6-11)

Bereich B: $\sum t_{prot,i-1} + t_{prot,i} \leq t_{f,i-1} < \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,pr+1,i}$ (Gl. 6-12)

$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i}$ (Gl. 6-13)

$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,i} + \frac{(t_{f,i-1} - \sum t_{prot,i-1})}{t_{prot,pr+1,i}} \cdot (t_{prot,pr+1,i} - t_{prot,i})$ (Gl. 6-14)

Bereich C: $t_{f,i-1} \geq \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,pr+1,i}$ (Gl. 6-15)

$t_{prot,pr+1,i} = t_{prot,0,pr+1,i} \cdot k_{pos,exp,pr+1,i} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,i}$ (Gl. 6-16)

$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,pr+1,i}$ (Gl. 6-17)

mit:

$t_{prot,i,\Delta t}$ [min] Schutzzeit der Schicht i inkl. Δt

$t_{f,i}$ [min] Versagenszeit der Schicht i

Vereinfachend kann auf die Berechnung von Δt verzichtet werden und anstelle davon die Schutzzeit direkt inklusive dem Beitrag von Δt bestimmt werden.

In Sonderfällen ist es möglich, die Schutzzeit nicht nur auf die nächste Lage, sondern auf mehrere, dahinterliegende Lagen zu übertragen. Hier ist die Überprüfung der ausreichenden Fixierung der jeweiligen Lagen erforderlich. Anderenfalls besteht die Gefahr, dass dahinterliegende Schichten zu einem Versagen der davorliegenden schützenden Schicht führen.

6.4 Grundschutzzeiten

Die Grundschutzzeit für das Rechenverfahren basiert auf der Definition des Beginns des Abbrandes hinter der jeweils schützenden Schicht und wird durch Zeitpunkt, wann die 270 °C *Isotherme* (für bestehende Ergebnisse) bzw. 300 °C *Isotherme* (für Holz- und Holzwerkstoffe sowie Gipsplatten) erreicht wird, festgelegt. Die gewonnenen Ergebnisse aus Kapitel fünf für die entsprechenden Einzelschichten sind in den nachfolgenden Tabellen dargestellt und ergänzen die SFM in prEN 1995-1-2:2020-11. Die Grundschutzzeit $t_{prot,0}$ wird für Holzwerkstoffplatten und Gipsbekleidungen mit dem Beginn des Abbrandes t_{ch} gleichgesetzt.

Tabelle 6-1: Modifizierte bzw. ergänzte Grundschutzzeiten von Bauteilschichten

Material	Grundschutzzeit $t_{prot,0,i}$	Grundisoliationszeit $t_{ins,0}$	
Gipsplatten (GF, GKF, Typ DF)	$2,8 \cdot h_p - 14$	$t_{prot,0,i} - (0,345 \cdot h_p - 1,5)$ oder $2,45 \cdot h_p - 12,5$	(Gl. 6-18)
Massivholzplatten (MHP), Spanplatten (SP), OSB- Platten (OSB), Mitteldichte Fa- serplatten (MDF) $h_p \leq 40 \text{ mm}$	$\beta = \beta_0 \cdot k_\rho \cdot k_h^{**} \geq 0,65^*$ $\frac{h_p}{\beta_0 \cdot k_\rho \cdot k_h^{**}}$ mit $\beta \geq 0,65^*$ mit $\beta_0 = 0,65 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$ für MHP $\beta_0 = 0,72 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$ für SP $\beta_0 = 0,9 \frac{\text{mm}}{\text{min}}$ für OSB / MDF	$\frac{h_p - d_{res}}{\beta_0 \cdot k_\rho}$ mit $\beta_0 \geq 0,65^*$ mit $d_{res} = 3,5 \cdot h_p^{0,2}$	(Gl. 6-19)
Zementestriche	$30 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,4}$	$18,5 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,4}$	(Gl. 6-20)
Calciumsulfatestriche	$44 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,5}$	$32 \cdot \left(\frac{h_p}{35}\right)^{1,55}$	(Gl. 6-21)
Fertigestriche basie- rend auf Gipsplatten	$2,8 \cdot h_p - 14$	$t_{prot,0,i} - (0,345 \cdot h_p - 1,5)$ oder $2,45 \cdot h_p - 12,5$	(Gl. 6-22)
Mineralische Dämm- stoffe aus Steinwolle $h_i \geq 40 \text{ mm}$	$0,3 \cdot h_i^{(0,75 \cdot \log(\rho_i) - \frac{\rho_i}{400})^{***}}$	$(0,01 \cdot \rho^{0,224} - 0,02) \cdot h_i^2^{***}$	(Gl. 6-23)

Material	Grundschutzzeit $t_{prot,0,i}$	Grundisoliationszeit $t_{ins,0}$	
Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle $h_i < 40 \text{ mm}$	$0,45 \cdot h_i^{(0,65 \cdot \log(\rho_i) - (\frac{\rho_i}{700}))}$	$(0,01 \cdot \rho_i^{0,224} - 0,02) \cdot h_i^2$ ***	(Gl. 6-24)

* Begrenzung, da nur wenige Versuchsergebnisse für geringere Abbrandraten zur Validierung vorliegen

** k_h müsste nur bei einer Hinterlegung mit Dämmstoffen angewendet werden. Vereinfachend wird die Korrektur als allgemeiner Faktor für Holzwerkstoffplatten empfohlen.

*** nach (Schleifer, 2009)

mit: $t_{prot,0}$	[min]	Grundschutzzeit der Schicht
$t_{ins,0}$	[min]	Grundisoliationszeit der Schicht
h_p	[mm]	Plattendicke der jeweiligen Schicht für Platten und Bekleidungen
h_i	[mm]	Dicke der Dämmung (Insulation)
d_{res}	[mm]	Restquerschnittsdicke
ρ_i	[kg/m ³]	Rohdichte der betrachteten Schicht
k_ρ	[-]	Faktor zur Berücksichtigung unterschiedlicher Rohdichten
k_h	[-]	Faktor zur Berücksichtigung geringer Dicken (nur für eine Hinterlegung mit Dämmstoffen)
β_0	[mm/min]	Bemessungswert der Abbrandrate

6.5 Einfluss davor- bzw. dahinterliegender Schichten

Die Positionsbeiwerte basierend auf Schleifer (2009) bzw. prEN 1995-1-2:2020-11 wurden in dieser Arbeit übernommen und für lange Brandbeanspruchungen validiert. Für Estriche auf Zementbasis wurden zusätzliche Faktoren für eine Hinterlegung mit Trittschalldämmstoffen aus Mineralwolle (Steinwolle) mit aufgenommen:

Tabelle 6-2: Positionsbeiwerte für Estriche auf Zementbasis sowie Calciumsulfatestriche mit davor, bzw. dahinterliegenden Mineralwollgedämmplatten (Steinwolle) mit hohen Rohdichten

Material	$k_{pos,exp}$	$k_{pos,unexp}$	
Zementestrich:	$k_{pos,exp} = \begin{cases} 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0}} & \text{mit } \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0}}{2} \\ 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0}}{\sum t_{prot,i-1}}} & \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0}}{2} \end{cases}$	0,85	(Gl. 6-25)
Calciumsulfat-estrich:		0,85	

6.6 Einfluss des Abfallens einzelner Schichten

Im Gegensatz zum ursprünglichen Modell nach Schleifer (2009) wird im Modell dieser Arbeit das Abfallen der einzelnen Schichten mitberücksichtigt. Während für feuerzugewandte Bekleidungsschichten die Versagenszeiten bekannt und in prEN 1995-1-2:2020-11 enthalten sind, müssen für Dämmstoffe innerhalb der Konstruktion die Versagenszeiten (falls möglich) angegeben werden. Abgeleitet aus den experimentellen Untersuchungen zu Ofenabmessung und Bauteilausrichtung konnten die Versagenszeiten für eine Dicke von 120 mm überprüft und bestätigt werden.

Tabelle 6-3: Werte für Abfallzeiten (t_i) von Dämmstoffen ohne mechanische Fixierungsmaßnahmen

Material	Wandbauteile mit einem Gefachabstand bis zu 625 mm	Deckenbauteile mit einem Gefachabstand bis zu 625 mm
Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle mit $\rho \geq 30 \text{ kg/m}^3$ und einem Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ }^\circ\text{C}$, eingebaut mit einem Übermaß von ca. 1 % der Gefachbreite und einer Dicke von mind. 100 mm	kein Herausfallen, wenn mind. 2/3 der Dicke der Dämmlage durch den Restquerschnitts des Holzständers gehalten werden. *	$\frac{h_i}{0,11 \cdot t_{f,Bekl}^{+1,3}} + t_{f,Bekl}$ (Gl. 6-26)*** ohne zusätzliche Fixierungsmaßnahme maximal 120 mm**
Mineralische Dämmstoffe aus Glaswolle mit $\rho \geq 20 \text{ kg/m}^3$ eingebaut mit einem Übermaß von ca. 1 % der Gefachbreite und einer Dicke von mind. 100 mm	$\frac{h_i}{v_{rec}}$ (Gl. 6-27) mit: $v_{rec} = 30 \text{ mm/min}$ ***	$t_{f, Daemm} = t_{f, Bekl}$ (Gl. 6-28)
Zellulosefasereinblasdämmung $h_i = 120 \text{ mm}$ $\rho = 58 \text{ kg/m}^3$	$\frac{h_i}{v_{rec}}$ (Gl. 6-29)*** mit: $v_{rec} = 14 \text{ mm/min}$ ***	$t_{f, Daemm} = t_{f, Bekl}$ (Gl. 6-30)
flexible Holzfaserdämmplatten	$\frac{h_i}{v_{rec}}$ (Gl. 6-31) mit: $v_{rec} = 15 \text{ mm/min}$ ***	$t_{f, Daemm} = t_{f, Bekl}$ (Gl. 6-32)

* für die Begrenzung abhängig von der Holzrippentiefe liegen keine Versuchsergebnisse vor, es wurden die Angaben entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 für teilgedämmte Decken (PL 2 oder PL 3) herangezogen

** für dickere Dämmstoffe wurde teilweise ein verfrühtes Herausfallen aufgrund des Eigengewichtes beobachtet. Hier sind weitere Untersuchungen notwendig

*** entsprechend der Begrenzung der Schutzzeit nach prEN 1995-1-2:2020-11

mit: h_i [mm] Plattendicke der jeweiligen Dämmschicht
 $t_{f, Bekl}$ [min] Versagenszeit der vor der Dämmung liegenden Bekleidung
 $t_{f, Daemm}$ [min] Versagenszeit der Dämmung
 v_{rec} [mm/min] Rückzugsgeschwindigkeit der Dämmung

Um die zusätzliche Schutzwirkung davorliegender Schichten, die auch nach dem Erreichen der Schutzzeit an der Konstruktion verbleiben zu berücksichtigen, kann die Schutzwirkung der nachfolgenden Schicht über den k_2 - Faktor erhöht werden. Die bestehenden k_2 - Faktoren entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 führen für Schichten hinter Dämmstoffen zu konservativen Ergebnissen bzw. konnte hinter Gipsplatten bestätigt werden.

Tabelle 6-4: k_2 - Faktoren zur Berücksichtigung der über die Schutzzeit hinausgehende Schutzwirkung davorliegender Schichten auf die nachfolgenden Bauteilschichten

Material	k_2 - Faktor entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11	
Gipsplatten Typ F, DF, GKF oder GF und Trockenstriche	$k_2 = 1 - \frac{h_p}{55}$	(Gl. 6-33)
Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle mit $\rho \geq 30 \text{ kg/m}^3$ und einem Schmelzpunkt $> 1000 \text{ °C}$	$k_2 = 0,6 \quad \text{für } h_p \geq 45 \text{ mm}$ $k_2 = 0,6 \quad \text{für } 20 \text{ mm} \leq h_p \leq 45 \text{ mm}$	(Gl. 6-34)
Zementestriche	$k_2 = \frac{15}{h_{\text{Estrich}}} + 0,003 \cdot h_{\text{SW}} - 0,045$ für Trittschalldämmstoffe (Steinwolle)	(Gl. 6-35)
	$k_2 = 0,8 - 0,006 \cdot h_{\text{Estrich}}$ für Holzmassiv- oder Holzwerkstoffplatten	(Gl. 6-36)

mit k_2 [-] Schutzbeiwert
 h_p [mm] Schichtdicke
 (bei Estrichen wurde zur Unterscheidung das Material mit angegeben)

6.7 Einfluss von Einbauteilen und Fugen

6.7.1 Einbauteile

Einbauteile wie Elektrodosen können unabhängig von deren Größe mit dem neuen Berechnungsmodell nachgewiesen werden. Hierfür sind folgende Annahmen zu treffen:

- Die Beanspruchung innerhalb des Bauteils (auch bei kleinen Einfachdosen) entspricht der Beanspruchung des flächigen Bauteils.
- Feuerzugewandte Kunststoffeinbauteile (Hohlwanddosen) schmelzen sehr schnell ($t < 5 \text{ min}$) und können im Berechnungsmodell vernachlässigt werden.
- Bei einer Brandbeanspruchung von der Seite des Einbauteils können zusammengedrückte, mineralische Dämmstoffe mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ °C}$ und einer Rohdichte $\geq 26 \text{ kg/m}^3$ als Maßnahme zur Kompensation der Schwächung

herangezogen werden. Durch das schnelle Schmelzen des Einbauteils ist eine Berücksichtigung mit der Ausgangsrohichte und Ausgangsdicke im Rechenmodell möglich. Durch die mehrdimensionale Temperaturlausbreitung im Bauteil kann die Grundschutzzeit des Dämmstoffes im Bereich des Einbauteils im Rechenmodell um:

- 20 % für Einbauteile bis zu 150 mm x 150 mm
- 50 % für Einbauteile bis zu 60 mm x 180 mm

erhöht werden.

- Mineralische Dämmstoffe aus Steinwolle (mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000 \text{ }^\circ\text{C}$) im Bereich von feuerzugewandten Einbauteilen schützen dahinterliegende Schichten auch nach dem Erreichen der Schutzzeit. Davorliegende Bekleidungsschichten verhindern ein vorzeitiges Versagen (Abfallen). Somit kann im Berechnungsmodell das Versagen des Dämmstoffes im Bereich des Einbauteils mit der Versagenszeit (herausfallen) des Dämmstoffes im restlichen Gefach gleichgesetzt werden.
- Die experimentelle Untersuchung des Einbauteils auf der feuerabgewandten Seite zeigt, dass ein Versagen des Raumabschlusses kurz nach dem Versagen (Abfallen) der feuerzugewandten Bekleidungslagen auftritt. Ein Schutz durch die Dämmung für das dahinterliegende Einbauteil nach dem Bekleidungsversagen ist nicht sichergestellt, da im Versuch ein Konvektionsstrom durch das Zusammendrücken hinter der Dämmung auftreten kann, der zu einem Raumabschlussversagen führt. Im Berechnungsmodell ergibt sich das Versagen somit aus dem Minimum zwischen der Schutzzeit des Dämmstoffes unter der prozentualen Berücksichtigung der Komprimierung (Reduktion der Dicke und Erhöhung der Rohdichte) und der Versagenszeit (Abfallzeit) der feuerzugewandten Bekleidungslagen bis zum Dämmstoff.
- Die seitlichen Abstände zu Holzbauteilen von mineralisch gedämmten Konstruktionen können nicht über die SFM berechnet werden. Hier wird auf die empirisch bzw. mittels Simulation bestimmten Mindestabstände, bis zum Beginn des seitlichen Abbrandes, verwiesen:
 - $\geq 50 \text{ mm}$ für 30 min Brandbeanspruchung
 - $\geq 100 \text{ mm}$ für 60 min Brandbeanspruchung
 - $\geq 150 \text{ mm}$ für 90 min Brandbeanspruchung

6.7.2 Fugen

Der Einfluss von Fugen wird im Rechenverfahren auf Basis der prEN 1995-1-2:2020-11 berücksichtigt. Da der Einfluss von Estrichfugen nicht gesondert untersucht wurde, werden hier die Fugenbeiwerte entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11 für Gipsplatten empfohlen. Trockenestriche entsprechen im Modell den Gipsfaserplatten, Nassestriche besitzen wesentlich größer Dicken und sind somit als günstiger anzusehen. Werden Estrichfugen oder Randbereiche von Estrich mit Randdämmstreifen aus nichtbrennbarer Mineralwolle mit einem Schmelzpunkt $\geq 1000^\circ\text{C}$ ausgefüllt, kann die Fuge im Rechenmodell vernachlässigt werden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Ergebnisse

Die vorliegende Arbeit liefert einen Beitrag zur Erweiterung empirischer, numerischer und analytischer Verfahren zur Beurteilung der raumabschließenden Funktion. Der Anspruch liegt darin, basierend auf den physikalischen Grundlagen bestehende Simulations- und Rechenmodelle für die raumabschließende Funktion zu diskutieren und hinsichtlich praktischer Erfordernisse zu erweitern. Hierbei ist für die Erweiterungen eine Kompatibilität mit dem aktuellen Modell der prEN 1995-1-2:2020-11 vorhanden, so dass die einzelnen Ergebnisse unabhängig des hier vorgestellten optimierten Modells in die zukünftige Methodik der prEN 1995-1-2:2020-11 implementiert werden können.

Einleitend zu dieser Arbeit werden die modellspezifischen Grundlagen zur Berechnung des Raumabschlusses von Bauteilen unter Brandbeanspruchung dargestellt, um ein Verständnis für die material- und modellspezifische Systematik effektiver Materialparameter sowie impliziter bzw. expliziter Einflussgrößen zu schaffen. Darauf basierend wird ein optimiertes, offenes Modellkonzept entwickelt, das eine lagenweise, explizite Berücksichtigung der Schutz- und Abfallzeiten aller Bauteilschichten ermöglicht. Entsprechend den Grundlagen für das Rechenmodell wird ein angepasstes numerisches Simulationsmodell vorgestellt.

Durch eine Kopplung des Simulationsmodells mit einer antwortflächenbasierten Optimierung wird eine Systematik entwickelt, die basierend auf experimentell ermittelten Ergebnissen als Zielfunktionen eine gezielte Sensitivitätsanalyse von Einflussfaktoren auf den Feuerwiderstand sowie das zugrundeliegende Materialmodell zulässt. Somit konnten für die in Kapitel fünf vorgestellten Bauteilschichten optimierte Materialmodelle für Holzwerkstoffplatten, Gipskartonfeuerschutzplatten und Fußbodenaufbauten mit Zementestrichen erarbeitet werden.

Ein experimenteller Vergleich unterschiedlicher Thermolemente zur Messung von Temperaturen in Prüfkörpern bei Brandversuchen zeigt, dass mit den Thermodrähten Typ K, parallel zur Isotherme eingebaut, auch mit unterschiedlichen Spitzenausbildungen (verschweißt, verdrillt, mit Kupferscheibe) vergleichbare Temperaturen innerhalb von Holztafelbauelementen gemessen werden. Die zweite Versuchsreihe bestand aus identischen Konstruktionsaufbauten mit unterschiedlichen Gefachdämmstoffen (Steinwolle, Glaswolle, Zellulosefaser und Holzfasern), die bis zum finalen Versagen des Raumabschlusses geprüft wurden. Thermolemente hinter jeder Bauteilschicht ermöglichen somit eine Validierung des analytischen Rechenmodells dieser Arbeit bis zur feuerabgewandten Seite. Ergänzend wurden alle Aufbauten mit Abmessungen von $500\text{ mm} \times 500\text{ mm}$ (in Anlehnung an DIN 4102-8), im Kleinbrandversuch als Wand und Decke (ca. $1,0\text{ m} \times 1,0\text{ m}$ sowie als Wand entsprechend EN 1363 ($3,0\text{ m} \times 3,0\text{ m}$)) geprüft. Hier konnte gezeigt werden, dass hinsichtlich der Durchwärmung von Holzwerkstoffplatten der Einfluss der Probekörperabmessung sowie deren Ausrichtung (Wand, Decke) unter gleichen konstruktiven Randbedingungen (Gefachabstände, Befestigungsmittel...) vernachlässigt werden kann. Die Prüfung im 1-m Ofen stellte in dieser Untersuchung immer die kritischste Prüfsituation dar. Auch ein Herausfallen der Dämmstoffe konnte in dieser Versuchsserie im 1-m Versuch realistisch und konservativ abgebildet werden.

Mithilfe dieser numerischen und experimentellen Ergebnisse werden ausgewählte Bauteilschichten analysiert, um das Rechenmodell für den Raumabschluss zu optimieren. Dabei war es ein Anspruch an die Untersuchung, dass die erzielten Ergebnisse nicht nur für das optimierte Modell dieser Arbeit angewendet werden können, sondern auch zu den bestehenden Modellen entsprechend prEN 1995-1-2 kompatibel sind.

Basierend auf den bestehenden Untersuchungen in der Literatur werden die Ansätze zur Bestimmung der Abbrandraten für Holzwerkstoffplatten analysiert und mit dem Modellansatz des Raumabschlusses verglichen. Auf Basis ergänzender experimenteller und numerischer Untersuchungen konnten neue Abbrand- bzw. Durchbrandraten ermittelt werden, die zu einer Homogenisierung der bisher bestehenden Modellansätze führen. Durch die numerische Analyse und Rückrechnung der Materialparameter werden neue Eingangsgrößen für die numerische Simulation ermittelt.

Das antwortflächenbasierte Optimierungsmodell wird genutzt, um bestehende Materialparameter für Gipskartonfeuerschutzplatten weiter zu validieren. Auf Basis bestehender Herstellerversuche aus der Datenbank (vgl. Abs. 4.2) werden ausschließlich aus normativen Bauteilprüfungen Zielkurven für Gipskartonfeuerschutzplatten definiert und als Grundlage zur Optimierung herangezogen. Hierbei können die Bestimmungsgleichung für den Beginn des Abbrandes entsprechend DIN EN 1995-1-2:2010-12 bestätigt werden. Die Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen können über den optimierten Modellansatz dieser Arbeit schichtenweise und somit flexibel bestimmt werden.

Auf nationaler Ebene in Deutschland muss für Deckenbauteile neben dem Nachweis von der Unterseite auch der Feuerwiderstand von der Oberseite nachgewiesen werden. Resultierend aus experimentellen und numerischen Ansätzen werden hierfür Materialparameter für die Simulation sowie Bestimmungsgleichung für die praktische Anwendung im Rechenmodell für Fußbodenaufbauten mit Zementestrichen auf mineralischer Trittschalldämmung vorgestellt.

Der Modellansatz für den Raumabschluss basiert auf Untersuchungen bis zu einem Feuerwiderstand von 60 Minuten. Die Vorerwärmungszeit als maßgebender Einflussfaktor wird für lange Brandbeanspruchungsdauern untersucht, um die Modellsystematik für eine Anwendbarkeit von bis zu 120 Minuten zu überprüfen. Das Ergebnis bestätigt die bereits bestehenden empirischen Validierungen für mehr als 90 Minuten Feuerwiderstand. Die optimierte Modellsystematik dieser Arbeit und die Berücksichtigung der Schutzwirkung der innerhalb der Konstruktion verbleibenden Dämmstoffe und deren Versagenszeiten führen zu wirtschaftlicheren, aber weiterhin konservativen Lösungsansätzen für den Raumabschluss.

Um Einbauteile rechnerisch abbilden zu können, wird die Modellsystematik auf den Bereich von einseitigen Querschnittsschwächungen, wie z.B. auf Steckdosen, übertragen. Mittels experimenteller und numerischer Untersuchungen konnten Mindestabstände der Einbauteile von den innenliegenden Holzkonstruktionen in Aufbauten mit nichtbrennbaren Dämmstoffen reduziert werden. Durch die explizite Berücksichtigung des Abfallens der Dämmstoffe im modifizierten Rechenmodell können auch Querschnittsschwächungen von Dämmstoffen im Bereich von Einbauteilen rechnerisch abgebildet werden.

7.2 Kritische Diskussion der Ergebnisse

Das modifizierte Modellkonzept dieser Arbeit ermöglicht die explizite Berücksichtigung des Abfallverhaltens einzelner Schichten im analytischen Modell sowie in der Simulation. Dadurch ist eine realistischere Abbildung des realen Bauteilverhaltens in Brandversuchen möglich. Feuchtetransportvorgänge innerhalb der Materialschichten werden in den Modellansätzen implizit abgebildet. Kondensations- bzw. Verdampfungsprozesse in den Grenzschichten werden somit im Modell nicht als extra Einflussfaktoren miteinbezogen. Somit ist eine Übertragbarkeit z.B. auf alternative Brandbeanspruchungen wie Naturbrand nur über modifizierte, angepasste Materialparameter möglich. Ebenso wurde gezeigt, dass unterschiedliche Hinterlegungsmaterialien für Gipsplatten die Materialparameter beeinflussen können. Für numerische Untersuchungen ist somit immer eine Validierung des Simulationsmodells anhand eines Referenzversuches notwendig, um die Gültigkeit für den entsprechenden Konstruktionsaufbau zu validieren. Zusätzlich führt das optimierte Modell zu einer erhöhten Flexibilität, aber gleichzeitig auch dazu, dass der spätere Anwender ein vertieftes ingenieurtechnisches Wissen benötigt.

7.3 Ausblick und weiterer Forschungsbedarf

Das vorgestellte analytische Modell ermöglicht eine Berücksichtigung des Abfallverhaltens der Dämmstoffe und eine Ergänzung von zusätzlichen Materialien im Rechenmodell. Somit können zukünftige Forschungs- und Versuchsergebnisse zum Abfallverhalten von Bauteilschichten sowie zu Fixierungsmaßnahmen von Dämmstoffen in das Modell integriert und dort berücksichtigt werden. Daher ist eine fortlaufende Optimierung möglich. Auf Basis der vorgestellten Optimierungsmethode können Materialkennwerte aus dem Simulationsmodell, basierend auf der Fourier'schen Wärmeleitgleichung, rückgerechnet werden. Somit ist eine Analyse von bisher nicht untersuchten Bauteilkonfigurationen bzw. alternativen Brandeinwirkungen (z.B. Naturbrand) und hierfür eine Bestimmung der entsprechenden Materialmodelle möglich. Das Optimierungsmodell lässt sich mit einer Analyse zur Tragfähigkeit koppeln, so dass zukünftig auch eine gezielte Optimierung einzelner Parameter zur Tragfähigkeit möglich ist. Ergänzend zu den in Kapitel fünf vorgestellten Bauteilschichten, können neue Materialien, wie z.B. zementgebundene Platten oder Schüttungen als Beschwerung unter Fertigestrichen in das Modell implementiert werden. Hohlräume wurden entsprechend bestehender Modelle integriert und führen zu konservativen Ergebnissen. Hier ist ebenso weiteres Optimierungspotential möglich. Die vorgestellte Datenbank bildet eine Grundlage, um diese Ergebnisse zu erfassen und automatisiert auszuwerten. Dies setzt eine ständige Pflege der Daten voraus. Das vorgestellte Modell lässt sich automatisieren und wurde in ein Excel-Rechentool überführt. Somit wurde eine Grundlage erarbeitet, auf deren Basis durch eine Kopplung mit statistischen Analysetools (z.B. @Risk) eine Riskobetrachtung des Rechenmodells unter Berücksichtigung des semiprobabilistischen Sicherheitskonzeptes möglich ist. Eine weiterführende Bearbeitung dieser Themen wird seitens des Autors angestrebt.

8 Literaturverzeichnis

- Albrecht, P. (2020). Untersuchung der Einflussgrößen auf die Tragfähigkeit flächiger Holztafelbauelemente im Brandfall [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- American Wood Council (Hrsg.). (2014). Component Additive Method (CAM) for Calculating and Demonstrating Assembly Fire Resistance.
- Ang, C. & Wang, Y. (2004). The effect of water movement on specific heat of gypsum plasterboard in heat transfer analysis under natural fire exposure. *Construction and Building Materials*, 18 (7), S. 505–515.
- ANSYS. (2020). Ansys Workbench Mechanical (Version 2020 R2) [Computer software]. ANSYS, Inc. Products.
- Arbeitsgemeinschaft der Brandschutzlaboratorien der Materialprüfanstalten. (2014). Prüfung von Decken verschiedener Bauart in Verbindung mit Estrichen; Übertragung von Prüfergebnissen: Beschluss Nr. BT-PRF-DE-02-01.
- ASTM C 1396/C 1396M:2017. Standard Specification for Gypsum Board (Standard Specification ASTM C 1396/C 1396M). West Conshohocken. ASTM International.
- Baehr, H. D. & Kabelac, S. (2009). *Thermodynamik: Grundlagen und technische Anwendungen* (14. Aufl.). Springer-Lehrbuch. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Musterbauordnung (2019 & i.d.F.v. November 2002, zuletzt geändert durch Beschluss der Bauministerkonferenz vom 27.09.2019).
- Muster Verwaltungsvorschrift Technische Baubestimmungen (2020 & i.d.F.v. 2019/1).
- Bayerische Bauordnung (2020 & i.d.F.v. 14. August 2007).
- Bénichou, N., Sultan, M. A., MacCallum, C. & Hum, J. K. (2001). Thermal properties of wood, gypsum and insulation at elevated temperatures. National Research Council, Canada.
- Böckh, P. v. & Wetzel, T. (2011). *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis* (4. Aufl.). Springer-Lehrbuch. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Brogstetter, J. (2020). Experimentelle Untersuchungen zum Einfluss von Mineralwolldämmstoffen auf den Feuerwiderstand [Bachelorarbeit]. Technische Universität München, München.
- BS 5268-4: 1990. British Standard: Structural use of timber - Part 4 Section 4.2. British Standards Institution, London.
- Bundesverband der Gipsindustrie e.V. (2013). GIPS-Datenbuch. Berlin.

- Canadian Commission on Building and Fire (2015). National Building Code of Canada. National Research Council.
- Clancy, P. (2001). Advances in modelling heat transfer through wood framed walls in fire. *Fire and Materials*, 25 (6), S. 241–254.
- Collier, P. & Buchanan, A. H. (2002). Fire Resistance of Lightweight Timber Framed Walls. *Fire Technology* (38), S. 125–145.
- Cooper, L. Y. (1997). The Thermal Response of Gypsum-Panel/Steel-Stud Wall Systems exposed to fire Environments - A Simulation for use in Zone-Type Fire Models. National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg.
- Demandt, M. (2020). Untersuchung des Einflusses von Einbauten auf den Feuerwiderstand von Holzkonstruktionen [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- Bauregelliste A, B und C (2015 & i.d.F.v. 2015/2).
- Deutsches Institut für Bautechnik. (2021). Prioritätenliste – Ausgewählte verwendungsspezifische Leistungsanforderungen zur Erfüllung der Bauwerksanforderungen. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.
- DIN 14011:2010-06. Begriffe aus dem Feuerwehrwesen. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18180:2014-09. Gipsplatten - Arten und Anforderungen. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18560-4:2012-06 (2012/06). Estriche im Bauwesen: Teil 4: Estriche auf Trennschicht. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 4102-2:1977-09. Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen: Teil 2: Bauteile - Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 4102-4:2016-05. Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen: Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 4102-8:2003-10. Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen: Teil 8: Kleinprüfstand. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 12369-1:2001-04 (2001-04). Charakteristische Werte für die Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken: Teil 1: OSB, Spanplatten und Faserplatten; Deutsche Fassung EN 12369-1:2001 (DIN EN 12369-1). Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 13162:2015-04. Wärmedämmstoffe für Gebäude: Werkmäßig hergestellte Produkte aus Mineralwolle (MW); Deutsche Fassung EN 13162:2012+A1:2015. Beuth Verlag, Berlin.

- DIN EN 13353:2011-07 (2011-07). Massivholzplatten (SWP) – Anforderungen; Deutsche Fassung EN 13353:2008 + A1:2011 Kennzeichnung. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 13381-7:2019-06. Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen – Teil 7: Brandschutzmaßnahmen für Holzbauteile; Deutsche Fassung EN 13381-7:2019. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 13501-1:2019-05. Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten – Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten; Deutsche und Englische Fassung prEN 13501-1:2019-05. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 13501-2:2016-06. Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten – Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen; Deutsche Fassung EN 13501-2:2016. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1363-1:2010-10. Feuerwiderstandsprüfungen: Teil 1: Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 1363-1:2012. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1364-1:2015-09. Feuerwiderstandsprüfungen für nichttragende Bauteile: Teil 1: Wände; Deutsche Fassung EN 1364-1:2015. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1365-2:2015-02. Feuerwiderstandsprüfungen für tragende Bauteile: Teil 2: Decken und Dächer; Deutsche Fassung EN 1365-2:2014. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 13986:2015-06. Holzwerkstoffe zur Verwendung im Bauwesen – Eigenschaften, Bewertung der Konformität und Kennzeichnung; Deutsche Fassung EN 13986:2004+A1:2015. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 14135:2004-11. Brandschutzbekleidungen: Bestimmung der Brandschutzwirkung; Deutsche Fassung EN 14135:2004. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 14915:2020-03. Wand- und Deckenbekleidungen aus Massivholz – Eigenschaften, Anforderungen und Kennzeichnung; Deutsche Fassung EN 14915:2013+A2:2020. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 15283-2:2009-12. Faserverstärkte Gipsplatten – Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren – Teil 2: Gipsfaserplatten; Deutsche Fassung EN 15283-2:2008+A1:2009. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1990:2010-12. Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. Beuth Verlag, Berlin.

- DIN EN 1991-1-2:2010-12. Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1991-1-2:2002 + AC:2009. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1992-1-2/NA:2010-12. Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken –: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1992-1-2:2010-12. Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1992-1-2:2004 + AC:2008. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 1995-1-2:2010-12. Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1995-1-2:2004 + AC:2009. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 312:2010-12. Spanplatten: Anforderungen; Deutsche Fassung EN 312:2010. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 520:2009-12. DIN EN 520 Gipsplatten – DIN EN 520 Gipsplatten: Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren; Deutsche Fassung EN 520:2004+A1:2009. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 60584-1:2017-07. Thermoelemente – Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen: (IEC 60584-1:2013); Deutsche Fassung EN 60584-1:2013. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN EN 622-5:2010-03. Faserplatten – Anforderungen: Teil 5: Anforderungen an Platten nach dem Trockenverfahren (MDF); Deutsche Fassung EN 622-5:2009. Beuth Verlag, Berlin.
- Dumler, P. (2017). Vergleich und Weiterentwicklung brandschutztechnischer Bemessungskonzepte für Brettsperrholzelemente [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- Dynardo GmbH. (06.2020). Methods for multi-disciplinary optimization and robustness analysis.
- E DIN 4108-10:2021-02. Wärmeschutz und Energie-Einsparung in Gebäuden: Teil 10: Anwendungsbezogene Anforderungen an Wärmedämmstoffe. Beuth Verlag, Berlin.
- Ebbinghaus, H.-D., Flum, J. & Thomas, W. (2018). Einführung in die mathematische Logik (6. Aufl. 2018). Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Ehrlenspiel, R., Seemann, M. & Wegener, G. (2001). Temperaturbeanspruchung von Bauholz: Abschlußbericht (Studie) zum Vorhaben (Bauforschung T-2951). Stuttgart.
- EN 1995-1-2:2004-11. Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall. Beuth Verlag, Berlin.

- Engel, T., Brunkhorst, S., Steeger, F., Winter, S., Zehfuß, J., Kampmeier, B. & Werther, N. (2020). TIMpuls Grundlagenforschung zum Brandschutz im Holzbau. Bautechnik, 97 (S2), S. 97–107.
- Fachverband Mineralwolleindustrie e.V. (2021). Steinwolle. <https://www.fmi-mineralwolle.de/mineralwolle/steinwolle>
- Fahni, R., Schmid, J., Klippel, M. & Frangi, A. (2018). Investigation of Different Temperature Measurement Designs and Installations in Timber Members as Low Conductive Material. SiF 2018– The 10th International Conference on Structures in Fire. Ulster University, Belfast, UK.
- Fic, E. (2014). Fire properties of wood-based panels. Forestry and Wood Technology (86), Artikel 2014:109-113.
- Field, J. (2018). London, Londoners and the Great Fire of 1666: Disaster and recovery. Routledge research in early modern history. Routledge.
- Fischer, N. & Treml, S. (2012). Abbrandgeschwindigkeit von Holz und Holzwerkstoffen in Abhängigkeit der Rohdichte, der Spangröße und der Ausrichtung der Späne. In European Journal of Wood (2012) (70), S. 327–335.
- Frangi, A. (2001). Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken [Dissertation]. ETH Zürich, Zürich.
- Frangi, A., Angehrn, C., Brühwilder, I. & Wiederkehr, R. (2019). Feuerwiderstandsbemessung: Bauteile und Verbindungen. Lignum-Dokumentation Brandschutz: Bd. 3.1.
- Friquin Leikanger, K. (2010). Charring rates of heavy timber structures for Fire Safety Design: A study of the charring rates under various fire exposures and the influencing factor [Dissertation]. Norwegian University of Science and Technology, Trondheim.
- Fuller, J. J., Leichti, R. J. & White, R. H. (1992). Temperature distribution in a nailed gypsum-stud joint exposed to fire. Fire and Materials, 16 (2), S. 95–99.
- Gersonde, M. & Deppe, H.-J. (1978). Untersuchungen zur Verbesserung des Brandverhaltens von Holzwerkstoffen. Schlussbericht zum Forschungsvorhaben 2283.
- Gräfe, M., Merk, M., Werther, N., Fülle, C., Leopold, N., Sprinz, D., Busch, M. & Brunn, M. (2015). Regeldetailkatalog für den mehrgeschossigen Holzbau in Gebäudeklasse 4. Bauforschung für die Praxis: Bd. 111. Fraunhofer IRB Verlag.
- Groth, C. & Müller, G. (2009). Temperaturfelder: Basiswissen und Arbeitsbeispiele zu FEM-Anwendungen der Temperaturfeldberechnung; Lösungen mit dem FE-Programm ANSYS (5. Aufl.). Bd. 45. Expert-Verlag, Renningen.

- Hafner, A., Schäfer, S., Krause, K., Rauch, M., Merk, M., Werther, N. & Opitsch, W. (2016). Methodenentwicklung zur Beschreibung von Zielwerten zum Primärenergieaufwand und CO₂-Äquivalent von Baukonstruktionen zur Verknüpfung mit Grundstücksvergaben und Qualitätssicherung bis zur Entwurfsplanung. Ruhr-Universität, Bochum.
- Harmathy, T. Z. (1965). Ten rules of fire endurance rating. *Fire Technology*, 1 (2), S. 93–102.
- Harmathy, T. Z. (1983). *Properties of Building Materials at Elevated Temperatures*. NRC Institute for Research in Construction. Vorab-Onlinepublikation.
- Heintze. (2016). *Lehrbuch zur Experimentalphysik Band 2: Kontinuumsmechanik und Thermodynamik*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Hering. (2017). *Taschenbuch der Mathematik und Physik*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg.
- Hosser, D. (2013). *Leitfaden Ingenieurmethoden des Brandschutzes: Technischer Bericht vfdb TB 04-01*. Altenberge, Braunschweig.
- Huber, M. (2020). *Analyse und Vergleich des Abbrandmodells für massive Holzquerschnitte mit der „Separating Function Method“* [Bachelorarbeit]. Technische Universität München, München.
- Huntierová, Z. (1995). *Analyse des Brandverhaltens von Holz und Holzwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einsatzes von Feuerschutzmitteln* [Dissertation]. Buchverlag Gräffeling.
- Institut für Schadenverhütung und Schadenforschung. (2020). *IFS-Brandursachenstatistik 2020*. <https://www.ifs-ev.org/schadenverhuetung/ursachenstatistiken/ursachenstatistik-brandschaden-2020/>. Abgerufen am 18.06.2021.
- Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an hochfeuerhemmende Bauteile in Holzbauweise (2004).
- Muster-Richtlinie über brandschutztechnische Anforderungen an Bauteile in Holzbauweise für Gebäude der Gebäudeklassen 4 und 5 (2021).
- ISO 834-1:1999. *Fire-resistance tests — Elements of building construction: Part 1: General requirements*. International Organization for Standardization.
- Janssens, M. L. (1994). *Thermo-physical properties for wood pyrolysis models*. Pacific Timber Engineering Convergence Gold Coast. Australia.
- Joas, C. (2016). *Numerische Beurteilung des Abbrandverhaltens* [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- Just, A. (2010). *Structural Fire Design of Timber Frame Assemblies Insulated by Glass Wool and Covered by Gypsum Plasterboards* [Dissertation]. Tallinn University of Technology, Tallinn.

- Just, A., Schmid, J. & Östman, B. (2012). Fire protection abilities provided by gypsum plasterboards. World Conference on Timber Engineering.
- Källsner, B. & König, J. (2000). 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 W18 - Timber Structures, Delft.
- Kampmeier, B. (2020). Verbundvorhaben: Mehr als nur Dämmung – Zusatznutzen von Dämmstoffen aus nachwachsenden Rohstoffen (NawaRo-Dämmstoffe): Teilvorhaben Arbeitsbereich 1 „Brandschutz und Glimmverhalten“.
- Kaufmann, H., Krötsch, S. & Winter, S. (2017). Atlas Mehrgeschossiger Holzbau (1. Aufl.). DETAIL Atlas. Edition Detail, München.
- Keulers, J. (2020). Vergleich internationaler brandschutztechnischer Bemessungsregeln zum Raumabschluss von Holzbauteilen [Bachelorarbeit]. Technische Universität München, München.
- Klippel, M., Leyder, C., Frangi, A. & Fontana, M. (2014). Fire Tests on Loaded Cross-laminated Timber Wall and Floor Elements. Fire Safety Science, 11, S. 626–639.
- Koch, P. (1969). Specific heat of oven-dry spruce pine wood and bark. Wood science, Volume 1.
- König, J., Norén, K., Olesen, F. & Hansen, F. (1997). Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires: Part 1: Fire tests. Institutet för Träteknisk Forskning, Stockholm.
- König, J. & Rydholm, D. (2003). Small-scale fire tests of heavy timber components (Trätek, Rapport P 0310036). Institutet för Träteknisk Forskning, Stockholm.
- König, J. & Walleij, L. (1999). One-dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially Unprotected and Postprotection Situations. Rapport (Trätek, Rapport I 9908029). Institutet för Träteknisk Forskning. Stockholm.
- König, J. & Walleij, L. (2000). Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires: Part 2: A design model for standard fire exposure. Institutet för Träteknisk Forskning, Stockholm.
- Kordina, K. & Meyer-Ottens, C. (1995). Holz-Brandschutz-Handbuch (2. Aufl.). Ernst, Berlin.
- Kraudok, K. (2015). Protective Effect of Gypsum Plasterboards for the Fire Design of Timber Structures [Masterarbeit]. Tallinna Tehnikaülikool. Tallinn.
- Kuchling, H. (2004). Taschenbuch der Physik: Mit zahlreichen Abbildungen und Tabellen (17., verb. Aufl.). Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verlag, Leipzig.

- Lache, M. (1992). Untersuchungen zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschichtholzträger [Dissertation]. Ludwig-Maximilians-Universität München, München.
- Landolt, H.H. & Börnstein R. (1961). Zahlenwerte und Funktionen aus Physik, Chemie, Astronomie, Geophysik, Technik: Band II, 4. Teil, Kalorische Zustandsgrößen (Sechste Auflage). Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- Lingens, A. (2003). Untersuchung des Abbrandes und der Brandgase ausgewählter Holzarten in Abhängigkeit vom chemischen und strukturellen Holzaufbau [Dissertation]. Technische Universität München. München.
- Mäger, K. N. (2016). Implementation of new materials to the component additive method for fire design of timber structures (SP Report 2016:71). SP Technical Research Institute of Sweden. Borås.
- Mäger, K. N., Just, A. & Frangi, A. (2018). Improvements to the Component Additive Method. SiF 2018– The 10th International Conference on Structures in Fire. Ulster University, Belfast, UK.
- Mäger, K. N., Just, A., Schmid, J., Werther, N., Klippel, M., Brandon, D. & Frangi, A. (2019). Procedure for implementing new materials to the component additive method. Fire Safety Journal, 107, S. 149–160.
- Mändl, M. (2019). Untersuchung des Beitrages von Fußbodenaufbauten zum Feuerwiderstand von Deckenkonstruktionen [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- McKay, M. D., Beckman, R. J. & Conover, W. J. (1979). Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. Technometrics, 21 (2), S. 239–245.
- Mehaffey, J. R., Cuerrier, P. & Carisse, G. (1994). A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire. Fire and Materials, 18 (5), S. 297–305.
- Merk, M. (2020). Die Muster-Holzbaurichtlinie – erweiterte Regelungen für das Bauen mit Holz bis zur Hochhausgrenze. Bautechnik, 97 (8), S. 583–588.
- Meyn, W. (2009). Experimentelle und numerische Analyse des thermischen sowie Grundlagen des strukturmechanischen Verhaltens von Holzrahmenwänden bei thermischer instationärer Einwirkung unter Berücksichtigung des nichtlinearen Materialverhaltens. dissertation.de - Verlag im Internet GmbH.
- Mueller, A. (2017). Zusammenstellung, Analyse und Auswertung durchgeführter Brandprüfungen hinsichtlich brandschutztechnischer Beurteilungskriterien [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.

- Müller, R., Rudolphi, R., Sagelsdorff, R., Ghazi Wakili, K., Frank, T. & Rickert, H. (1995). 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 (EMPA), Dübendorf.
- Niemz, P. & Sonderegger, W. U. (2017). Holzphysik: Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe. Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag. Leipzig.
- Nitsche, H. (1952). Grundlagen von Normensystemen [Dissertation]. Technische Hochschule Hannover, Hannover.
- Norén, J. (1994). Additionsmetoden : beräkning av brandmotstånd hos avskiljande väggar = Addition method : calculation of fire resistance. Rapport (Träteknisk, Rapport I 9312070). Institutet för Träteknisk Forskning. Stockholm.
- Norén, J. & Östman, B. (1986). Contribution To Fire Resistance From Building Panels. Fire Safety Science, 1, S. 325–335.
- Nußelt, W. (1915). Das Grundgesetz des Wärmeüberganges. Der Gesundheits-Ingenieur (38), S. 477–496.
- ÖNORM B 1995-1-2:2011-09. Eurocode 5: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauten Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Bemessung für den Brandfall Nationale Festlegungen zu ÖNORM EN 1995-1-2, nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen. Österreichisches Normungsinstitut (ON).
- Östman, B., Esko, M., Stein, R. & Frangi, A. (2010). Fire safety in timber buildings: Technical guideline for Europe. SP Report. SP Technical Research Institute of Sweden, Stockholm
- Povel, D. (2002). Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall [Dissertation]. Technische Universität Berlin. Frauenhofer-IRB-Verlag, Stuttgart.
- prEN 13813:2017-03. Estrichmörtel, Estrichmassen und Estriche - Estrichmörtel und Estrichmassen: Eigenschaften und Anforderungen; Deutsche und Englische Fassung prEN 13813:2017. Beuth Verlag, Berlin.
- prEN 1995-1-2:1994-05. Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten: Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung ENV 1995-1-2: 1994. Beuth Verlag. Berlin.
- prEN 1995-1-2:2020-11. Eurocode 5 - Design of timber structures, Part 1-2: General - Structural fire design: Part 1-2: General - Structural fire design (3. Draft, October 31, 2020).
- Rauch, M., Engel, T. & Werther, N. (2019). Neue Möglichkeiten im Holzbau - Fokus Brandschutz. Bauprodukte Aktuell (06), S. 4–8.

- Rauch, M., Morelli, F., Werther, N. & Just, A. (2018). Evaluation of the Component Additive Method until 90 minutes fire exposure. In J. Schmid (Hrsg.), Fire safe use of bio-based building products: Book of abstracts of the final conference COST FP 1404, Zürich, 1st and 2nd October 2018 (S. 87–90). Eidgenössische Technische Hochschule Zürich. Zürich.
- Rauch, M., Suttner, E. & Werther, N. (2019a). „F-REI90“-Ein analytisches Berechnungsverfahren für Holzrahmen- und Holzmassivbauteile bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten: Projektskizze. Technische Universität München. München.
- Rauch, M., Suttner, E. & Werther, N. (2019b). Weiterentwicklung und Optimierung der brandschutztechnischen Bemessungsverfahren für raumabschließende Holzbauteile. 6th Symposium Structural Fire Engineering - Technische Universität Braunschweig. Braunschweig.
- Rauch, M., Werther, N., Kurzer, C., Winter, S., Kaufmann, H. & et. al. (12.2019). Anpassung des österreichischen Kataloges geprüfter Holzbauteile www.dataholz.com auf die Rahmenbedingungen in Deutschland, Erstellen einer Plattform mit in Deutschland baurechtlich verwendbaren Bauteilaufbauten www.dataholz.de: dataholz.de - Abschlussbericht zum Forschungsprojekt dataholz.de. München.
- Rauch, M., Werther, N., Winter, S (2020): FIRE DESIGN METHODS FOR TIMBER FLOOR ELEMENTS THE CONTRIBUTION OF SCREED FLOOR TOPPING TO THE FIRE RESISTANCE. In: World Conference on Timber Engineering. 20/21.URL. <https://mediatum.ub.tum.de/1579052>
- Rosenthal, M., Dörrhöfer, A. & Staib, G. (2013). Elemente und Systeme: Modulares Bauen – Entwurf, Konstruktion, neue Technologien. De Gruyter. Basel.
- Schaffer, E. (1967). Charring rate of selected woods - transverse to grain. Research paper: FPL-RP-69. Forest Produkt Laboratory, Madison.
- Schleifer, V. (2009). Zum Verhalten von raumabschliessenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall [Dissertation]. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Zürich.
- Schleifer, V., Frangi, A. & Fontana, M. (2007). Experimentelle Untersuchungen zum Brandverhalten von Plattenelementen. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich. Zürich.
- Schmid, J. (Hrsg.). (2018). Fire safe use of bio-based building products: Book of abstracts of the final conference COST FP 1404, Zürich, 1st and 2nd October 2018. ETH - Eidgenössische Technische Hochschule.
- Schmid, J., Klippel, M., Fahrni, R., Frangi, A., Tiso, M., Just, A. & Werther, N. (2018). An improved model for the fire design of Cross Laminated Timber in bending: Konferenzbeitrag WCTE 2018.

- Schnell, W. (1985). Zur Ermittlung von Belegreife und Ausgleichsfeuchte von mineralisch gebundenen Estrichen. Boden Wand Decke (Heft 1).
- Schwarz, H. (2020). optiSLang: Modellkalibrierung - Sensitivitätsanalyse - Optimierung - Robustheitsbewertung - Robust Design Optimierung - Metamodellierung. Dynoardo GmbH.
- Siebertz, K., van Bebber, D. & Hochkirchen, T. (2010). Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE). VDI-Buch. Springer Verlag. Heidelberg.
- Spille, J. & Zehfuß, J. (2019). Neuer Ansatz der thermischen Leitfähigkeit von Beton für die Brandschutzbemessung in Eurocode 2. Bautechnik, 96 (6), S. 450–458.
- Spindler, A. (2018). Untersuchungen zur Vergleichbarkeit von Dämmstoffen aus Mineralwolle im Brandfall [Masterarbeit]. Technische Universität München, München.
- Standards Australia (2019). Australian Standard -Timber structures: Part 4: Fire resistance for structural timber elements (AS/NZS 1720.4:2019).
- Steinert, C. (1996). Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall: Abschlußbericht. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB).Braunschweig
- Studhalter, J., Kolb, J., Weber, H., Wiederkehr, R. & Kammer, P. (2010). Haustechnik: Installationen und Abschottungen. Lignum-Dokumentation Brandschutz: Bd. 6.1.
- Sultan, M. A. (1996). A model for predicting heat transfer through non insulated unloaded steel-stud gypsum board wall assemblies exposed to fire. Fire Technology (Third Quarter).
- Sultan, M. A. (2006). Fire Resistance Furnace Temperature Measurements: Plate Thermometers vs Shielded Thermocouples. Fire Technology, 42 (3), S. 253–267.
- Sultan, M. A., Leroux, P. & Séguin, Y. P. (1998). Results of Fire Resistance Tests on Full-Scale Floor Assemblies. National Research Council Canada, Institute for Research in Construction.
- Suttner, E., Werther, N. & Dumler, P. (2020). Stand der Technik zur Qualität von Bauteil- und Elementfugen in Holzbaukonstruktionen im Hinblick auf den Durchtritt von Feuer und Rauch: Bericht basierend auf den Forschungstätigkeiten der Projekte dataholz.de; pr EN 1995-1-2; E DIN 4102-4 A1 und Holzbau-RLBR. Technische Universität München. München.
- Takeda, H. (2003). A model to predict fire resistance of non-load bearing wood-stud walls. Fire and Materials, 27 (1), S. 19–39.
- Takeda, H. & Mehaffey, J. R. (1998). WALL2D: A model for predicting heat transfer through wood-stud walls exposed to fire. Fire and Materials, 22 (4), S. 133–140.

- Teibinger, M., Matzinger, I. & Charwat-Pessler, J. (2009). Grundlagen zur Bewertung des Feuerwiderstandes von Holzrahmenkonstruktionen: Ergebnisbericht zu den Grundlagenuntersuchungen des thermischen Verhaltens von Baustoffen (Beplankungen, Dämmstoffe) und Baustoffkombinationen (Nr. 416). Holzforschung Austria, Wien.
- Thomas, G. (2002). Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures. *Fire and Materials*, 26 (1), S. 37–45.
- Thomas, G. C. (1996). Fire Resistance of Light Timber Framed Walls and Floors [Dissertation], University of Canterbury. Canterbury.
- Tiso, M. (2018). The Contribution of Cavity Insulations to the Load- Bearing Capacity of Timber Frame Assemblies Exposed to Fire [Dissertation]. Tallinn University of Technology, Tallinn.
- Tsantaridis, L. D. & Östman, B. (1998). Charring of protected wood studs. *Fire and Materials*, 22 (2), S. 55–60.
- VDI. (2013). VDI-Wärmeatlas: Mit 320 Tabellen (11. Aufl.). Springer reference. Springer Vieweg. Berlin.
- Verein Deutscher Ingenieure (12014). Zeitverhalten von Berührungsthermometern Experimentelle Bestimmung von Zeitprozentkennwerten: VDI 3522 Blatt 2. Beuth Verlag, Berlin.
- Vogel, V. (2017). Vergleichende Bewertung brandschutztechnischer Beurteilungsverfahren zur raumabschließenden Wirkung von Holzbauteilen [Masterarbeit]. Technische Universität München. München.
- Wagner, P.-R., Fahrni, R., Klippel, M., Frangi, A. & Sudret, B. (2020). Bayesian calibration and sensitivity analysis of heat transfer models for fire insulation panels. *Engineering structures*, 205.
- Werther, N. (2016). Einflussgrößen auf das Abbrandverhalten von Holzbauteilen und deren Berücksichtigung in empirischen und numerischen Beurteilungsverfahren [Dissertation], Technische Universität München. München.
- Werther, N., O’Naill, J. W., Spellman, P. M., Abu, A. K., Moss, P. J., Buchanan, A. H. & Winter, S. (2012). Parametric Study of Modelling Structural Timber in Fire with different Software Packages. In *Structures in fire. SIF’2012, proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire*. S. 427-436. Zürich.
- White, R. H. (1982). Wood-based paneling as thermal barriers. Research paper: FPL-RP-408. Forest Products Labor.
- Wickstroem, U. (1994). The plate thermometer - a simple instrument for reaching harmonized fire resistance tests. *Fire Technology*, 30 (2), S. 195–208.

- Winter, S., Werther, N., Hofmann, V., Kammerer, E. & Rauch, M. (2019). Standardisierung der brandschutztechnischen Leistungsfähigkeit von Holztafelkonstruktionen mit biogenen Dämmstoffen: Abschlussbericht. Forschungsinitiative Zukunft Bau: F 3101. Fraunhofer IRB Verlag. Stuttgart.
- Wörle, V. (2019). Ganzheitliche Betrachtung der Abbrandrate von Holz und Holzwerkstoffen: Einflüsse, Rahmenbedingungen der Brandbeanspruchung und Vorgehen bei der Ermittlung [Masterarbeit]. Technische Universität München. München.

9 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Brandursachenstatistik auf Basis des Instituts für Schadenverhütung und Schadenforschung (2020).....	5
Abbildung 2-2: Branddreieck.....	5
Abbildung 2-3: Brandentwicklungsphasen eines natürlichen Brandes in Anlehnung an Hosser (2013).....	6
Abbildung 2-4: Wärmeübertragung am Beispiel eines Holzbauteiles	11
Abbildung 2-5: Strahlungsaustausch zwischen zwei infinitesimalen Oberflächen..... (DIN EN 1991-1-2:2010-12).....	18
Abbildung 2-6: Wärmeübertragung bei Holzbauteilen	19
Abbildung 2-7: Einfluss unterschiedlicher Emissivitäten (ϵ_{exp}) auf der feuerzugewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperatur unter ETK- Beanspruchung a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{\text{exp}} = 25 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\alpha_{\text{unexp}} = 4 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{unexp}} = 0,8$ b) Einfluss auf GKF-Platten (GKF) mit $\alpha_{\text{exp}} = 25 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\alpha_{\text{unexp}} = 4 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{unexp}} = 0,8$	22
Abbildung 2-8: Einfluss unterschiedlicher Emissivitäten (ϵ_{unexp}) und Wärmeübergangswerte (α_{unexp}) auf der feuerabgewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperaturentwicklung unter ETK- Beanspruchung..... a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{\text{exp}} = 25 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{exp}} = 0,8$ b) Einfluss auf GKF-Platten (GKF) mit $\alpha_{\text{exp}} = 25 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{exp}} = 0,8$	22
Abbildung 2-9: Einfluss unterschiedlicher Wärmeübergangswerte auf der feuerzugewandten Seite auf die feuerabgewandte Temperaturentwicklung unter ETK- Beanspruchung:..... a) Einfluss auf Massivholzplatten (MHP) mit $\alpha_{\text{unexp}} = 4 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{exp}} = \epsilon_{\text{unexp}} = 0,8$ b) Einfluss auf GKF-Platten (GKF) mit $\alpha_{\text{unexp}} = 4 \text{ [W/m}^2\text{K]}$, $\epsilon_{\text{exp}} = \epsilon_{\text{unexp}} = 0,8$	23
Abbildung 2-10: Wärmeübertragung in Bauteilschichten ohne Hohlräume	25
Abbildung 2-11: Wärmeübertragung - Dämmstoffe	25
Abbildung 2-12: Wärmeübertragung - Hohlräume	25
Abbildung 2-13: Modellbeschreibung Bild 4.3 nach Schleifer (2009).....	27
Abbildung 2-14: Systematische Bauteildarstellung als Grundlage für das additive Berechnungsverfahren entsprechend der Lignum Dokumentation in der Schweiz, basierend .. auf dem Verfahren nach Schleifer (2009).....	28

Abbildung 2-15: Vergleich der Beurteilungsverfahren für den Raumabschluss unterschiedlicher Bemessungsverfahren.....	31
Abbildung 3-1: Abgrenzung Bauteilfugen - Bauteil	34
Abbildung 3-2: Brandprüfung – Temperaturdurchgang nach DIN 4102-8:2003-10 Beanspruchung: Einheits-Temperaturzeitkurve Fuge: Übergang zwischen Bauteilschichten SW: Steinwolle SP: Spanplatte	39
Abbildung 3-3: Systematik nach Schleifer, Schutz- und Isolationszeiten, dargestellt anhand des ... Temperaturdurchganges entsprechend des Brandversuchs nach Abbildung 3-2	39
Abbildung 3-4: Korrelation zwischen Abfallzeiten und Temperatur nach Just (2010)	40
Abbildung 3-5: Untersuchungen mehrlagiger Bekleidungen nach Rauch, Suttner und Werther (2019b).....	40
Abbildung 3-6: Modell für den Raumabschluss, $t_{\text{prot}} = t_f \rightarrow$ Typ A.....	47
Abbildung 3-7: Modell für den Raumabschluss $t_{f,1} \leq t_{\text{prot},1}$ und $t_{\text{prot},2} = t_{f,2} \rightarrow$ Typ B.....	47
Abbildung 3-8: Modell für den Raumabschluss $t_{f,1} \geq t_{\text{prot},1}$ und $t_{f,2} = t_{\text{prot},2} \rightarrow$ Typ C.....	48
Abbildung 3-9: Durch König und Rydholm (2003) mittels Brandversuchen ermittelter k_2 - Faktor für Gipskartonfeuerschutzplatte (GF) und Gipskartonplatten Typ A (GA) sowie einer zweilagigen Bekleidung (GA + GF) die normativen Gleichungen für den Schutzfaktor der Abbrandrate / Durchwärmung von durch Gipsplatten geschützten Schichten.....	49
Abbildung 3-10: Schematische Darstellung des Berechnungsmodells für $t_{\text{prot},0,\text{pr}}$ einer bis zum vollständigen Durchbrand geschützte Holzwerkstoffplatte.....	50
Abbildung 3-11: Korrekturzeiten für geschützte Bauteilschichten in Anlehnung an prEN 1995-1-2:2020-11, gilt ebenso für das neue Modell.....	52
Abbildung 3-12: Temperaturverlauf hinter Spanplatte (SP) bzw. auf der feuerabgewandten Seite der Versuche R1-V5-GV-SW entsprechend Abs. 4.4 dieser Arbeit.....	54
Abbildung 3-13: FE-Modell durch ein Bauteil (Strahlung, Konvektion an der Bauteiloberfläche, Wärmeleitung im Bauteil).....	55
Abbildung 3-14: Exemplarischer Temperaturverlauf durch ein Bauteil zum Zeitpunkt $t = 30$ min mit GKF- Bekleidung feuerabgewandt und feuerzugewandt sowie einer Gefachdämmung aus Steinwolle. (Der Temperaturverlauf wurde exemplarisch ohne ein Abfallen von Schichten dargestellt.).....	57

Abbildung 3-15: Vergleich der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 19 mm . Spanplatte mit unterschiedlichen maximalen Zeitschritten.....	58
Abbildung 3-16: Vergleich der Temperaturverläufe auf der feuerabgewandten Seite einer 19 mm .. Spanplatte mit unterschiedlichen Netzweiten	58
Abbildung 3-17: Das Optimierungsmodell dieser Arbeit	61
Abbildung 3-18: Systematik des Optimierungsmodells für Materialparameter (Siebertz et al., 2010) (DoE: Design of Experiments).....	61
Abbildung 3-19: Übertragung der Systematik aus Siebertz et al., (2010) auf das Problem der..... Optimierung der Materialparameter für die thermische Simulation.....	62
Abbildung 3-20: Beispielhafte Darstellung der Antwortfläche für Glaswolle unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rohdichten in hohen Temperaturbereichen zwischen 510 °C bzw. 1200 °C.	64
Abbildung 3-21: Optimierungsergebnis am Beispiel von Gipsplatten Typ F – Dicke 15 mm mit den zugehörigen Stützstellen (Zeit [min], Temperatur [°C])	65
Abbildung 3-22: Systematik Pareto Grenze in Anlehnung an(Siebertz et al., 2010).....	66
Abbildung 3-23: Pareto Grenze im Anwendungsbeispiel für GFK-Platten mit unterschiedlichen Hinterlegungsmaterialien (eigene Simulation).....	66
Abbildung 4-1: Systematik einer relationalen Datenbank mit Brandprüfberichten, schematische Darstellung nach Mueller (2017)	69
Abbildung 4-2: Systematischer Prüfaufbau Messmethoden (Ebene hinter GKF).....	71
Abbildung 4-3: Typen von Mantelthermoelementen (Systemskizze).....	72
Abbildung 4-4: Mantelthermoelement – Spitze gegenüber Mantel isoliert (I) bzw. Spitze mit Mantel verschweißt (V), 3 mm (äußerlich kein Unterschied erkennbar).....	73
Abbildung 4-5: Mantelthermoelement Spitze offen (O), 3 mm	73
Abbildung 4-6: Mantelthermoelement – Spitze gegenüber Mantel isoliert bzw. Spitze mit Mantel verschweißt, 1,5 mm (äußerlich kein Unterschied erkennbar).....	73
Abbildung 4-7: Mantelthermoelement Spitze offen (O), 1,5 mm	73
Abbildung 4-8: Thermodraht Typ K, verschweißt, Spitze abgeklebt.....	73
Abbildung 4-9: Thermodraht Typ K, verschweißt.....	73

Abbildung 4-10: Thermodraht Typ K, Spitze verdreht 3 mm Länge, Darstellung ohne Abklebung.	73
Abbildung 4-11: Thermodraht Typ K, Spitze verdreht, 20 mm Länge, Darstellung ohne Abklebung	73
Abbildung 4-12: Oberflächenthermoelement	73
Abbildung 4-13: Oberflächenthermoelement abgeklebt	73
Abbildung 4-14: Oberflächenthermoelement mit Abdeckfilz.....	73
Abbildung 4-15: Anordnung der Thermolemente V1 bis V4 mit den entsprechenden Messquadranten A-D	74
Abbildung 4-16: Versuchsergebnis – Einfluss unterschiedlicher Messmethoden auf die Temperaturmessung.....	75
Abbildung 4-17: Versuchsergebnis – Einfluss der Messmethoden zur Bestimmung der Ofentemperatur	76
Abbildung 4-18: Konstruktionsaufbau.....	80
Abbildung 4-19: Probekörper ZF, 3 m x 3 m - Ofen.....	81
Abbildung 4-20: Probekörper SW/ ZF, 1 m - Ofen.....	81
Abbildung 4-21: Probekörper ZF, Teil 8 - Ofen	81
Abbildung 4-22: Übersicht der geprüften Konstruktionen.....	82
Abbildung 4-23: Systemskizze -Teil 8 - Ofen	83
Abbildung 4-24: Prüfaufbau - Teil 8 - Ofen	83
Abbildung 4-25: Systemskizze - 1 m x 1 m Wand / Decke	83
Abbildung 4-26: Brandprüfung - 1 m x 1 m Wand / Decke.....	83
Abbildung 4-27: Systemskizze Brandversuch 3 m x 3 m.....	83
Abbildung 4-28: Brandversuch 3 m x 3 m.....	83
Abbildung 4-29: 3 m x 3 m Wand ZF/SW kurz vor dem Durchbrand im ZF- Gefach.....	84
Abbildung 4-30: 1 m x 1 m Wand / Decke zum Zeitpunkt des Durchbrandes an der Decke im ZF- Gefach	84

Abbildung 4-31: Teil- 8- Versuch ZF kurz vor dem Durchbrand	84
Abbildung 4-32: Deckenversuch, feuerzugewandt mit einer 18 mm GKF- Platte bekleidet	84
Abbildung 4-33: 1-m- Versuch (Wand / Decke), feuerzugewandt mit einer 18 mm GKF- Platte bekleidet	84
Abbildung 4-34: Ofentemperatur in den verschiedenen Ofenabmessungen	85
Abbildung 4-35: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Probekörperabmessungen hinter der MDF- Platte	85
Abbildung 4-36: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der SW-Dämmung	86
Abbildung 4-37: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der ZF-Dämmung	86
Abbildung 4-38: Mittelwerte der Temperaturen abhängig von den Ofengrößen hinter der GKF-Bekleidung im Deckenversuch	87
Abbildung 4-39: Vergleich der Mittelwerte der Ofentemperatur zwischen Plattenthermoelementen (PL) mit Mantelthermoelementen (MT) im Deckenversuch.....	87
Abbildung 4-40: Zuordnung der Durchwärmungsgeschwindigkeit der feuerzugewandten Holzwerkstoffplatte / Dämmung, abhängig von der Größe der beflamnten Fläche in verschiedenen Brandprüföfen dieser Untersuchung.....	88
Abbildung 4-41: V Einbauteile V1	90
Abbildung 4-42: Einbauteile V2	90
Abbildung 4-43: Einbauteil V3a	91
Abbildung 4-44: Einbauteil V3b	91
Abbildung 4-45: Einbauteil V4a	91
Abbildung 4-46: Einbauteil V4b	91
Abbildung 4-47: Vergleich der Temperaturbeanspruchung – Mittelwerte.....	92
Abbildung 4-48: Vergleich der Temperaturbeanspruchung - Einzelwerte.....	92
Abbildung 4-49: Temperaturen auf der feuerabgewandten Seite der Einbauteile	93

Abbildung 4-50: Temperaturen direkt hinter den Maßnahmen von V4a und V4b	93
Abbildung 4-51: Temperaturprofil - Hohlwanddose feuerabgewandt (V2, Einbauteil 1)	93
Abbildung 4-52: Randabstände V1, Einbauteil (EbT) 1,3,4.....	94
Abbildung 4-53: Versuchsübersicht „Thermoelemente“ entsprechend Abs. 4.3.....	95
Abbildung 4-54: Versuchsübersicht „Ofengrößen“ (1 m- Ofen bzw. Teil 8 – Ofen) entspr. Abs. 4.4	96
Abbildung 4-55: Versuchsübersicht „Ofengrößen“ (3 m x 3 m Wand) entsprechend Abs. 4.4.....	97
Abbildung 4-56: Versuchsübersicht „Einbauteile “ (1 m- Ofen) entspr. Abs. 4.5	97
Abbildung 4-57: Versuchsübersicht „Einbauteile “ (Teil 8 - Ofen) entspr. Abs. 4.5.....	98
Abbildung 5-1: Abbildung Wärmedurchgangspfad – Holzständer bzw. Massivholzelement.....	100
Abbildung 5-2: Vergleich der Isolationszeiten (t_{ins}) nach der SFM und dem Abbrandmodell	101
Abbildung 5-3: Kategorisierung der in dieser Arbeit untersuchten Holzwerkstoffe in Anlehnung an Niemz und Sonderegger (2017).....	102
Abbildung 5-4: Vergleich von t_{prot} und t_{ins} für Massivholzplatten (MHP) nach Schleifer (VS) mit dem Abbrandmodell nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12).....	105
Abbildung 5-5 in Anlehnung an Norén und Östman (1986): Einfluss der Rohdichte auf die Abbrandrate von Holzwerkstoffplatten nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 ($\beta = 0,9$ mm/min) und nach den experimentellen Ergebnissen von Norén und Östman (1986).	105
Abbildung 5-6: Einfluss der Plattendicke, Vergleich der Simulationsergebnisse für t_{prot} und t_{ins} nach den Materialkennwerten von Schleifer (2009)	106
Abbildung 5-7: Wärmeleitfähigkeit nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009) und dieser Arbeit	109
Abbildung 5-8: Rohdichteabnahme nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009).....	109
Abbildung 5-9: spezifische Wärmekapazität nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009) und die aufsummierte, aufgenommene Energie in kJ/kg bis 1200 °C	110
Abbildung 5-10: Vergleich der Materialmodelle für Holzwerkstoffplatten für t_{prot} (270 °C) nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009)	111

Abbildung 5-11: Vergleich der Materialmodelle für Holzwerkstoffplatten für t_{ins} (160 °C) nach EC 5 (DIN EN 1995-1-2:2010-12) sowie nach VS (Schleifer, 2009)	111
Abbildung 5-12: Vergleich der feuerabgewandten Temperatur mit dem Versuchsergebnis für eine 15 mm MDF-Platte, hinterlegt mit SW.....	111
Abbildung 5-13: Vergleich der Berechnungsmodelle nach DIN EN 1995-1-2:2010-12 (EC 5) und Schleifer (2009) (VS) mit Versuchsergebnissen aus der Literatur für Spanplatten	114
Abbildung 5-14: Vergleich des Dickeneinflusses auf die Isolationszeit bzw. nach dem Abbrandmodell der DIN EN 1995-1-2:2010-12 (EC5) und Schleifer (2009) (VS) sowie dieser Arbeit mittels d_{res} entsprechend Abs. 5.2.8	114
Abbildung 5-15: Temperaturverlauf auf der feuerabgewandten Seite von Massivholzplatten (MHP) bis 50 mm bzw. Massivholz (MH) bis zu einer Dicke von 200 mm.....	115
Abbildung 5-16: Abstand der 300 °C Isotherme zur Temperatur von 160°C (t_{ins}), abhängig von der Dicke des Massivholzes	115
Abbildung 5-17: Vergleich des Bemessungsmodelles und des Simulationsmodelles (sim) nach Schleifer (2009) (VS) sowie dieser Arbeit für Massivholzplatten ($\rho=450 \text{ kg/m}^3$).....	117
Abbildung 5-18: Vergleich des Bemessungsmodelles und des Simulationsmodelles (sim) nach Schleifer (2009) (VS), sowie dieser Arbeit für Spanplatten (SP) ($\rho=580 \text{ kg/m}^3$)	117
Abbildung 5-19: Vergleich des Bemessungs- modelles und des Simulationsmodelles (sim) nach Schleifer (2009) (VS) und dieser Arbeit für OSB- Platten Platten ($\rho=580 \text{ kg/m}^3$)	118
Abbildung 5-20: Vergleich der Temperaturentwicklung hinter unterschiedlichen Gefachbreiten von MDF-Platten	119
Abbildung 5-21: Vergleich der Temperaturentwicklung hinter unterschiedlichen Ausrichtungen von MDF-Platten	119
Abbildung 5-22: Vergleich der Berechnungsmodelle entsprechend Tabelle 5-8 und exerimenteller Ergebnisse (270 °C Isotherme hinter einer GKF- Platte)	124
Abbildung 5-23: Vergleich der Berechnungsmodelle entsprechend Tabelle 5-8 und exerimenteller Ergebnisse (300 °C Isotherme hinter einer GKF- Platte)	124
Abbildung 5-24: Optimierungsergebnis GKF 15 mm auf Massivholz bzw. Holzwerkstoffplatte auf Basis der vorliegenden Versuche im Vergleich zum Ausgangswert nach Schleifer (2009) (VS)	125

Abbildung 5-25: numerische Simulation der Temperatur hinter einer 15 mm GKF Platte (basierend auf den Materialkennwerten nach Schleifer (2009) auf Massivholz bzw. unterschiedlichen Holzwerkstoffplatten).....	125
Abbildung 5-26: Vergleich der Berechnungsergebnisse für t_{ch} und t_{prot} mit den Versuchswerten der Datenbank für Gipsplatten.....	127
Abbildung 5-27: Experimentelles Versuchsergebnis – Vergleich 1 x 25 mm GKF und 2 x 12,5 mm GKF innerhalb eines Durchwärmungsversuches im Teil- 8 Ofen unter ETK- Beanspruchung sowie das Simulationsergebnis mit den optimierten Parametern entsprechend Tabelle 5-12	127
Abbildung 5-28: Vergleich zwischen Versuchsergebnis (V) und Simulationsergebnis (SIM) der GKF 18 mm, im Versuch auf Brettsperholz (BSP) bzw. hinterlegt mit Mineralwolle (MW)	129
Abbildung 5-29: Validierung der GKF 12,5 mm hinterlegt mit Mineralwolle (MW)	129
Abbildung 5-30: Rissbild der ersten Lage GKF einer zweilagigen Bekleidung (2 x 12,5 mm) hinterlegt mit einer 19 mm Spanplatte	131
Abbildung 5-31: Rissbild einer Lage GKF (25 mm) hinterlegt mit einer 19 mm Spanplatte	131
Abbildung 5-32: Vergleich zwischen der Grundschutzzeit und Grundisulationszeit von Gipsplatten	133
Abbildung 5-33: Ergänzung neuer Materialien in die SFM	139
Abbildung 5-34: Modellsystematik mit den Randbedingungen für das Simulationsmodell	139
Abbildung 5-35: Versuchsserie der Estrichaufbauten a) Brandprüfstand nach DIN 4102-8:2003-10 b) Prüfkörper, vertikal eingebaut c) Versagen des Isolationskriteriums (Temperaturerhöhung 140 K) nach 160 min Brandbeanspruchung	141
Abbildung 5-36: Temperaturverlauf hinter den Estrichen und Darstellung der Schutzzeit (Test 270 °C entspricht der Zeit bis zum Erreichen von 270°C).....	142
Abbildung 5-37: Temperaturverlauf hinter den Estrichen – hinterlegt mit Steinwolldämmung und ... Darstellung der Schutzzeit (Test 270 °C entspricht der Zeit bis zum Erreichen von 270°C). 142	142
Abbildung 5-38: Temperaturverlauf hinter der Steinwolldämmung – hinterlegt mit Estrich und..... Darstellung der Schutzzeit (Test 270°C - Zeit bis zum Erreichen von 270°C).....	143
Abbildung 5-39: Temperaturabhängige Veränderung der Rohdichte nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 und dieser Arbeit (Kurven liegen übereinander)	145

Abbildung 5-40: Temperaturabhängige Veränderung der Wärmeleitfähigkeit (oberer und unterer ... Grenzwert nach DIN EN 1992-1-2:2010-12 , Werte nach Mändl (2019) sowie dieser Arbeit (entspricht der oberen Grenze).....	145
Abbildung 5-41: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität nach DIN EN 1992-1-2:2010- 12 sowie dieser Arbeit	146
Abbildung 5-42: Simulationsergebnis mit den validierten Materialparametern für Zementestriche...	146
Abbildung 5-43: Vergleich zwischen Bestimmungsgleichung (EQ), Simulation (FEM) und Versuchsergebnissen (Test) von Zement (CT)- und Calciumsulfatestrichen.	148
Abbildung 5-44: Vergleich zwischen den Positionsbeiwerten entsprechend der Simulation sowie für Holzwerkstoffplatten (HWP), GKF- Platten, etc. nach Schleifer (2009)	148
Abbildung 5-45: Diagramm mit begrenzender Gleichung für die Schutzzeit der Dämmung (SW: Steinwolle, ZF: Zelluloseeinblasdämmung)	152
Abbildung 5-46: Versuchsserie der Mineralwollämmstoffe a) Brandprüfstand nach DIN 4102- 8:2003-10 b) Prüfkörper Durchbrand (V4) c) Prüfkörper nach dem Versuch (V4) Ansicht der brandbeanspruchten Seite	153
Abbildung 5-47: Temperaturverlauf der unterschiedlichen Mineralwollämmplatten, hinterlegt mit einer Spanplatte bzw. einer Betonplatte sowie die zugehörigen Schutzzeiten.....	154
Abbildung 5-48: Vergleich der Dämmstoffe im Versuch von V5 (40 mm SW 117,7 kg/m ³), V6 (180 mm HTE 38,2 kg/m ³) und V7 (180 mm SW 28,6 kg/m ³).....	155
Abbildung 5-49: Vergleich der Versuche mit den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung der Materialparameter nach Schleifer (2009).....	156
Abbildung 5-50: Stützstellen der Optimierung und Optimierungsergebnis (SW: Steinwolle) Für die Optimierung wird die Zeit in Sekunden verwendet.	156
Abbildung 5-51: Korrelationsmatrix zur Optimierung der Materialeigenschaften mittels optiSLang	156
Abbildung 5-52: Vergleich der Bestimmungsgleichungen für hohe Rohdichten von..... Mineralwollämmstoffen	158
Abbildung 5-53: Grundlage zur Ermittlung des Positionsbeiwertes nach Schleifer (2009) für eine ... Schutzzeit bis zu 60 Minuten.....	162

Abbildung 5-54: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit..... unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von Massivholzplatten (d = 10 - 40 mm), geschützt durch Holzwerkstoffplatten	164
Abbildung 5-55: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit..... unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von Massivholzplatten (d = 10 - 40 mm), geschützt durch Mineralwolle (Steinwolle)	164
Abbildung 5-56: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit..... unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von GKF-Platten (d = 12,5 – 30 mm) geschützt durch Holzwerkstoffplatten.....	164
Abbildung 5-57: Vergleich von t_{ins} berechnet (calc) und entsprechend Simulation (sim) mit..... unterschiedlichen Vorerwärmungszeiten von GKF-Platten (d = 12,5 – 30 mm) geschützt durch Mineralwolle (Steinwolle)	164
Abbildung 5-58: Vergleich t_{ins} von GKF- Platten hinter Dämmstoffen mit den Gleichungen abhängig von der Vorerwärmung (nur ein Versuch 2 x 12,5 mm GKF) Versuch: t_{ins} Berechnungsmodell: calc Simulation: sim.....	165
Abbildung 5-59: Vergleich t_{ins} von GKF- Platten hinter Holzwerkstoffplatten Versuch: t_{ins} Berechnungsmodell: calc Simulation: sim.....	165
Abbildung 5-60: Wärmedurchgangspfad mit und ohne Einbauteil.....	169
Abbildung 5-61: Simulationsmodell mit Einbauteil	170
Abbildung 5-62: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 60 min ETK- Beanspruchung.....	170
Abbildung 5-63: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 100 mm zum Holzständer, Bekleidung 18 mm GKF + 18 mm OSB	171
Abbildung 5-64: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 150 mm zum Holzständer – Bekleidung abweichend 2 x 18 mm GKF .	171
Abbildung 5-65: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 150 mm zum Holzständer – Bekleidung 2 x 25 mm GKF	171
Abbildung 5-66: Simulationsmodell mit Einbauteil nach 90 min ETK- Beanspruchung und Abstand des Einbauteils von 100 mm zum Holzständer – Bekleidung 2 x 25 mm GKF	171
Abbildung 5-67: Simulationsmodell für Einbauteile 3-D. Horizontalschnitt Einbauteil 60 mm x 180 mm, vertikal angeordnet nach 60 min Brandbeanspruchung	172

Abbildung 5-68: Simulationsmodell für Einbauteile 3-D. Vertikalschnitt Einbauteil 60 mm x 180 mm, vertikal angeordnet nach 60 min Brandbeanspruchung	172
Abbildung 5-69: Vergleich der Temperaturen hinter 80 mm Steinwolle zwischen Versuchsergebnis und Simulationsmodell 2-D sowie 3-D für ein Einbauteil mit den Abmessungen 150 mm x 150 mm.....	173
Abbildung 5-70: Vergleich des Versuchsergebnis mit dem Simulationsmodell 2-D sowie 3-D für... Einbauteile mit den Abmessungen 60 mm x 180 mm und 150 mm x 150 mm.....	173
Abbildung 5-71: Bestimmung der PL für Dämmstoffe nach prEN 1995-1-2:2020-11	176
Abbildung 5-72: Versagen der Steinwolle im Versuch R1-V3-1m-SW-D nach Abs. 4.4.2 Herausfallen der Steinwolle aus dem Deckengefach	178
Abbildung 5-73: Versagen der Zelluloseeinblasdämmung (ZF) im Versuch R1-V3-1m-ZF-W nach .. Abs. 4.4.2 – schollenartiges Versagen der ZF im Wandgefach.....	178
Abbildung 5-74: Versagen der Glaswolle im Versuch R1-V4-1m-GW-D nach Abs. 4.4.2 – Schmelzen der Glaswolle aus dem Deckengefach	178
Abbildung 5-75: Versagen der Holzfaser im Versuch R1-V4-1m-HF-D nach Abs. 4.4.2 - Herausgefallene Holzfaserdämmmatte aus dem Deckengefach.....	178
Abbildung 5-76: Brandversuch mit ZF und Drahtgitter nach Tiso (2018).....	179
Abbildung 5-77: Lagesicherung der Dämmung durch Drahtgitter nach Abfallen der Bekleidung - Systemskizze (Winter et al., 2019).....	179
Abbildung 5-78: Beispielhafter Versuch zur Untersuchung der Versagenszeit von Dämmstoffen	180
Abbildung 5-79: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Steinwolle im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (SW: Steinwolle)	181
Abbildung 5-80: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Zellulosefaser im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (ZF: Zelluloseeinblasdämmung)	181
Abbildung 5-81: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Glaswolle im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (GW: Glaswolle).....	181
Abbildung 5-82: Vergleich der Temperaturverläufe hinter der Zellulosefaser im Gefach und am Holzständer entsprechend den Versuchen aus Abs. 4.4 (HF: Holzfaser).....	181
Abbildung 6-1: Systematik zur Berechnung des Δt - Wertes.....	187

Abbildung 11-1: Wandaufbau des Berechnungsbeispiels für den Raumabschluss (vgl. Tabelle 3-4)
..... 224

Abbildung 11-2: Rechentool zur Berechnung des Raumabschlusses 231

10 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Emissivitäten von Gipsbekleidungen, Holz- und Holzwerkstoffen sowie Dämmstoffen und Zementestrichen / Beton unter ETK- Beanspruchung	21
Tabelle 2-2: Wärmeübergangskoeffizienten von Gipsbekleidungen, Holz- und Holzwerkstoffen sowie Dämmstoffen und Zementestrichen / Beton unter ETK-Beanspruchung	24
Tabelle 3-1: Versagensarten von Konstruktionsteilen bzw. Bauteilschichten	36
Tabelle 3-2: Implizite und explizite Parameter in der Simulation bzw. im Berechnungsmodell	41
Tabelle 3-3: Grundlagen zum Sicherheitskonzept von Eingangswerten	45
Tabelle 3-4: Validierung des Verfahrens anhand durchgeführter Brandversuche	
(nur Raumabschluss) und Vergleich mit alternativen Berechnungsmodellen (Eine beispielhafte Berechnung ist im Anhang (Abs. A1.1) dargestellt)	53
Tabelle 3-5: Temperaturabhängige Materialparameter für Mineralwolle $\rho \leq 14 \text{ kg/m}^3$ (Glaswolle) nach Schleifer (2009) und einem angepassten Rohdichtefaktor	63
Tabelle 4-1: Versuchsaufbauten zum Vergleich von Thermoelementen.....	72
Tabelle 4-2: Varianten der Thermoelemente.....	73
Tabelle 4-3: Versuchsbezeichnungen für die verschiedenen Probekörperabmessungen.....	79
Tabelle 4-4: Versuchsreihen	81
Tabelle 4-5: Versuchsaufbauten	90
Tabelle 5-1: Vergleich des Abbrandmodells mit der SFM (t_{prot}) für unbekleidete BSP- Decken-Elemente, mit dem Versuchsergebnis nach Klippel et al. (2014) nach der zweiten Lage	101
Tabelle 5-2: Materialkennwerte für Massivholzplatten und Holzwerkstoffplatten nach Schleifer (2009) bzw. DIN EN 1995-1-2:2010-12	108
Tabelle 5-3: Modifizierte Eingangswerte in das ρ - c_p - λ -Modell basierend auf den Materialparametern der DIN EN 1995-1-2:2010-12.....	112
Tabelle 5-4: Bemessungswerte der Abbrandraten (DIN EN 1995-1-2:2010-12)	113
Tabelle 5-5: Grundschutzzeiten für Holzwerkstoffplatten (Schleifer, 2009).....	113
Tabelle 5-6: Abbrandraten für Holz- und Holzwerkstoffplatten nach dieser Arbeit.....	116

Tabelle 5-7: Typen von Gipsplatten und die zugehörigen Eigenschaften	121
Tabelle 5-8: Vergleich der Schutzzeiten unterschiedlicher normativer Grundlagen	123
Tabelle 5-9: Materialparameter für Gipsplatten Typ F, optimiert auf Holz- und Holzwerkstoffplatten	125
Tabelle 5-10: Bestimmungsgleichungen für Gipsplatten Typ F.....	126
Tabelle 5-11: Materialparameter für Gipsplatten Typ F, optimiert mit einer Hinterlegung durch Holzwerkstoffplatten und Dämmstoffe aus Steinwolle.....	127
Tabelle 5-12: Validierungswerte – GKF 15 mm hinterlegt mit Spanplatte	128
Tabelle 5-13: Validierungswerte für Steinwolle.....	128
Tabelle 5-14: Vergleich der Schutzzeiten einer zweilagigen Bekleidung (2 x 12,5 mm GKF) mit den Versuchsergebnissen	131
Tabelle 5-15: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen auf Holz- bzw. Holzwerkstoffplatten (t_{prot}) oder in der Mitte des Holzständers von Holztafelbau-Wandkonstruktionen, bzw. auf der feuerabgewandten Seite (t_{ins}). Die erste Lage ist die dem Feuer zugewandte Lage.	134
Tabelle 5-16: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen im Gefach von Holztafelbau-..... Wandkonstruktionen (hinterlegt mit Dämmstoffen). Die erste Lage ist die dem Feuer zugewandte Lage.....	135
Tabelle 5-17: Schutzzeiten mehrlagiger Gipsbekleidungen an der Decke einer	136
Tabelle 5-18: Experimentelle Untersuchungen der Estrichaufbauten und Versuchsübersicht	141
Tabelle 5-19: Temperaturabhängige Rohdichte für Zementestriche	144
Tabelle 5-20: Temperaturabhängige Materialkennwerte für Zementestriche	146
Tabelle 5-21: Temperaturabhängige Materialkennwerte für CAF- Estriche	147
Tabelle 5-22: Vergleich t_{prot} hinter Estrich und Dämmschicht.....	147
Tabelle 5-23: Grundsutzzeiten von Estrichelementen	148
Tabelle 5-24: $k_{\text{pos,unexp}}$ sowie $k_{\text{pos,exp}}$ von Estrichelementen auf Trittschalldämmung	149
Tabelle 5-25: k_2 für Materialien hinter Estrichen	149

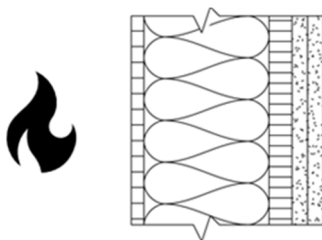
Tabelle 5-26: Experimentelle Versuchsreife zu Mineralwolledämmstoffen.....	153
Tabelle 5-27: Materialparameter für Dämmstoffe aus Steinwolle.....	157
Tabelle 5-28: Vergleich der Ergebnisse des Berechnungsmodells mit den Versuchsergebnissen	159
Tabelle 5-29: Konstruktive Maßnahmen für Einbauteile entsprechend prEN 1995-1-2:2020-11.	167
Tabelle 5-30: Berechnung des Raumabschlusses von Einbauteilen (Aufbau entsprechend V1 und V2 nach Abs. 4.5).....	169
Tabelle 5-31: Versagensmechanismen von Dämmstoffen	177
Tabelle 5-32: Experimentell ermittelte Versagenszeiten für das Modell zur Beurteilung des..... Versagens von Dämmstoffen	182
Tabelle 6-1: Modifizierte bzw. ergänzte Grundschutzzeiten von Bauteilschichten	188
Tabelle 6-2: Positionsbeiwerte für Estriche auf Zementbasis sowie Calciumsulfatestriche mit davor, bzw. dahinterliegenden Mineralwolledämmplatten (Steinwolle) mit hohen Rohdichten	189
Tabelle 6-3: Werte für Abfallzeiten (t_f) von Dämmstoffen ohne mechanische Fixierungsmaßnahmen	190
Tabelle 6-4: k_2 - Faktoren zur Berücksichtigung der über die Schutzzeit hinausgehende..... Schutzwirkung davorliegender Schichten auf die nachfolgenden Bauteilschichten.....	191

A ANHANG

A 1 Berechnungsbeispiel Wandkonstruktion

Als Anwendungsbeispiel wurde die in Tabelle 3-4 angegebene Wandkonstruktion berechnet, für die entsprechende Versuchsergebnisse im Großmaßstab bis zum Versagen des Raumabschlusses vorlagen (vgl. Abs. 4.4).

Aufbau: von der feuerzugewandten Seite aus:



- MDF 15 mm
 $\rho = 600 \text{ kg/m}^3$
- Steinwolle d = 120 mm und
 $\rho = 30 \text{ kg/m}^3$
- Spanplatte d = 22 mm und
 $\rho = 600 \text{ kg/m}^3$
- GF 15 mm
- GF 15 mm

Abbildung A1-1: Wandaufbau des Berechnungsbeispiels für den Raumabschluss (vgl. Tabelle 3-4)

Isolationszeit der Konstruktion nach Abs. 6.3

$$t_{ins,n} = \sum_{i=1}^{i-1} t_{prot,i} + t_{ins,i}$$

$$t_{prot,i} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t) \cdot k_{j,i}$$

Schutzzeit der ersten Lage feuerzugewandt (15 mm MDF):

$$t_{prot,0,MDF} = \frac{15}{0,9 \cdot \sqrt{\frac{450}{600}} \cdot \sqrt{\frac{20}{15}}} = 16,7 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp,MDF} = 1,0$$

$$k_{pos,unexp,MDF} = 0,5 \cdot 15 \text{ mm}^{0,15} = 0,75$$

$$t_{prot,MDF} = 16,7 \text{ min} \cdot 0,75 = 12,5 \text{ min}$$

Vergleichswert – Versuch (Wand): ca. 14,6 min (3 x 3 m-Wand), ca. 12,6 min (1 m-Wand)

Schutzzeit der zweiten Lage (120 mm SW):

$$t_{prot,0,SW} = 0,3 \cdot h_2^{(0,75 \cdot \log(\rho_2) - \frac{\rho_2}{400})} = 0,3 \cdot 120^{(0,75 \cdot \log(30) - \frac{30}{400})} = 42,1 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp,SW} = 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,SW,200}} = 1 - 0,6 \cdot \frac{12,5}{42,1} = 0,82$$

$$k_{pos,unexp,SW} = 1$$

$$t_{prot,SW} = t_{prot,0,SW} \cdot k_{pos,exp,SW} \cdot k_{pos,unexp,SW} = 42,1 \cdot 0,82 \cdot 1 = 34,5 \text{ min}$$

$$\sum t_{prot,SW} = 12,5 + 34,5 = 47,0 \text{ min}$$

Versagenszeit der Steinwolle: ca. 90 min (3 x 3 m-Wand), ca. 62 min (1 m-Wand)

Nachfolgend wird davon ausgegangen, dass die Steinwolle bis zum Versuchsende im Gefach verbleibt und die nachfolgenden Schichten schützt.

Schutzzeit der dritten Lage (22 mm Spanplatte):

$$t_{prot,0,SP} = \frac{h_p}{\beta_0 \cdot k_p \cdot k_h} = \frac{22}{0,72 \cdot \sqrt{\frac{450}{650}} \cdot 1} = 36,7 \text{ min} \rightarrow \frac{22}{0,65} = 33,8 \text{ min} \quad \beta_{sp}=0,6 < 0,65 \rightarrow \beta=0,65 \text{ mm/min}$$

Spanplatte wird durch SW geschützt $\rightarrow k_{2,SW} = 0,60$

$$t_{prot,max,SP} = \frac{t_{prot,0,SP}}{k_2} = \frac{33,9}{0,60} = 56,5 \text{ min}$$

$$t_{prot,0,pr+1,SP} = \begin{cases} A = (t_{prot,max,2} + 0,6 \cdot t_{prot,0,SW} = 56,5 + 0,6 \cdot 42,1 = 81,76 \text{ min}) \\ B = \left(\sqrt[3]{\frac{t_{prot,max,2}^2}{0,25}} \cdot t_{prot,0,SW} = \sqrt[3]{\frac{56,5^2}{0,25}} \cdot 42,1 = 81,3 \text{ min} \right) \end{cases}$$

$$\text{mit} \quad \begin{aligned} A, \text{ wenn: } t_{prot,0,SW=42,1 \text{ min}} &\leq \frac{t_{prot,0,pr,SP}}{2} = 40,9 \text{ min} \\ B, \text{ wenn: } t_{prot,0,SW=42,1 \text{ min}} &> \frac{t_{prot,0,pr,SP}}{2} = 40,7 \text{ min} \end{aligned}$$

$\rightarrow t_{prot,0,pr+1,SP} = 81,3 \text{ min}$

$$k_{pos,exp,pr+1,i} = \begin{cases} A = 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,pr+1,i}} = 1 - 0,6 \cdot \frac{47}{81,3} = 0,65 \\ B = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{\sum t_{prot,i-1}}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{81,3}{47}} = 0,66 \end{cases}$$

$$\text{mit} \quad \begin{aligned} A, \text{ wenn: } \sum t_{prot,i-1=47 \text{ min}} &\leq \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} = 40,7 \\ B, \text{ wenn: } \sum t_{prot,i-1=47 \text{ min}} &> \frac{t_{prot,0,pr+1,i}}{2} = 40,7 \rightarrow \text{maßgebend} \end{aligned}$$

$$k_{pos,unexp,SP} = 1$$

$$t_{prot,pr+1,SP,max} = t_{prot,0,pr+1,SP} \cdot k_{pos,pr+1,SP} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,SP} = 81,3 \cdot 0,66 \cdot 1 = 53,7 \text{ min}$$

Interpolation der Schutzzeit entfällt, da die Steinwolle im Gefach verbleibt.:

$$\sum t_{prot,SP} = 12,5 + 34,5 + 53,7 = 100,7 \text{ min}$$

Vergleichswert – Versuch (Wand): **> 108 min (3 x 3 m-Wand), Versuch abgebrochen (1 m-Wand)**

Schutzzeit der vierten Lage (15 mm GF- Platte):

$$t_{prot,0,GF,15 \text{ mm}} = 2,8 \cdot h_p - 14 = 2,8 \cdot 15 - 14 = 28 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp,GF} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{pro,0,GKF}}{\sum t_{prot,i-1}}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{28}{109,4}} = 0,25$$

$$k_{pos,unexp,GF} = 1,0$$

$$t_{prot,GF} = 28 \text{ min} \cdot 0,25 \cdot 1 = 7,0 \text{ min}$$

$$\sum t_{prot,GF} = 100,7 + 7,0 = 107,7 \text{ min}$$

Vergleichswert – Versuch (Decke): **nicht mehr erreicht, da Prüfung abgebrochen.**

Schutzzeit der fünften Lage (15 mm GF- Platte):

$$t_{ins,0,GF,15 \text{ mm}} = 2,45 \cdot h_p - 12,5 = 2,45 \cdot 15 - 12,5 = 24,25 \text{ min}$$

GF wird durch davorliegende GF geschützt

$$k_{2,GF} = 1 - \frac{h_p}{55} = 1 - \frac{15}{55} = 0,73$$

$$t_{ins,max,0,i} = \frac{t_{prot,0,GF}}{k_2} = \frac{24,25}{0,73} = 33,22 \text{ min}$$

$$t_{ins,0,pr+1,GF} = \begin{cases} A = (t_{prot,max,2} + 0,6 \cdot t_{prot,0,GF} = 33,22 \text{ min} + 0,6 \cdot 28,0 \text{ min} = 50,2 \text{ min}) \\ B = \left(\sqrt[3]{\frac{t_{prot,max,2}^2}{0,25} \cdot t_{prot,i-1}} = \sqrt[3]{\frac{33,22^2}{0,25} \cdot 28} = 49,81 \rightarrow \text{maßgebend} \right) \end{cases}$$

$$\text{mit } \begin{cases} A, \text{ wenn: } t_{prot,GF=28 \text{ min}} \leq \frac{t_{ins,0,pr+1,GF}}{2} = 25,1 \text{ min} \\ B, \text{ wenn: } t_{prot,GF=28 \text{ min}} > \frac{t_{prot,0,pr+1,GF}}{2} = 24,9 \text{ min} \end{cases}$$

$$k_{pos,exp,pr+1,GF} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{ins,0,GF}}{\sum t_{prot,i-1}}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{49,81}{107,7}} = 0,34$$

$$k_{pos,unexp,GF} = 1$$

$$t_{ins,pr+1,GF,max} = t_{ins,0,pr+1,GF} \cdot k_{pos,exp,pr+1,GF} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,GF} = 49,81 \cdot 0,33 \cdot 1 = 16,9 \text{ min}$$

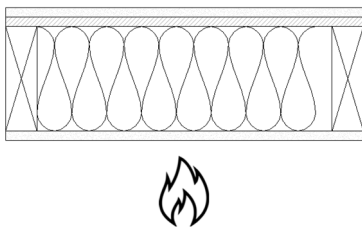
Interpolation der Schutzzeit entfällt, da ein Abfallen der feuerabgewandten Bekleidung hinter der Steinwolle nicht zu erwarten ist.

$$\sum t_{ins,GESAMT} = 107,7 + 16,9 = 124,6 \text{ min}$$

A 2 Berechnungsbeispiel Deckenkonstruktion

Als Anwendungsbeispiel wurde eine Deckenkonstruktion gewählt, für die entsprechende Versuchsergebnisse im Großmaßstab bis zum Versagen des Raumabschlusses vorlagen.

Aufbau: von der feuerzugewandten Seite aus:



- GKF 18 mm
- Spanplatte (SP)
d = 18 mm und $\rho = 650 \text{ kg/m}^3$
- Steinwolle (SW) d = 200 mm und
 $\rho = 46 \text{ kg/m}^3$
- GKF 18 mm, befestigt mit Klammern,
a = 80 mm und einer Spannweite von
625 mm

Abbildung A2-1: Deckenaufbau des Berechnungsbeispiels für den Raumabschluss

Isolationszeit der Konstruktion nach Abs. 6.3

$$t_{ins,n} = \sum_{i=0}^{1i-1} t_{prot,i-1} + t_{ins,i}$$

$$t_{prot,i} = (t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp,i} \cdot k_{pos,unexp,i} + \Delta t) \cdot k_{j,i}$$

Schutzzeit der ersten Lage feuerzugewandt (18 mm GKF):

$$t_{prot,0,GKF,18mm} = 2,8 \cdot h_p - 14 = 2,8 \cdot 18 \text{ mm} - 14 = 36,4 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp} = 1,0$$

$$k_{pos,unexp} = 0,5 \cdot 18 \text{ mm}^{0,15} = 0,77$$

$$t_{prot,GKF} = 36,4 \text{ min} \cdot 0,77 = 28,1 \text{ min}$$

Vergleichswert – Versuch (Decke): **ca. 27 min**

$$t_{f,GKF} = 42 \text{ min (aus Versuch)}$$

$$t_{f,SW} = 64 \text{ min (aus Versuch)}$$

Schutzzeit der zweiten Lage (200 mm SW):

$$t_{prot,0,SW,200} = 0,3 \cdot h_2^{(0,75 \cdot \log(\rho_2) - \frac{\rho_2}{400})} = 0,3 \cdot 200^{(0,75 \cdot \log(46) - \frac{46}{400})} = 120,8 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp} = 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,SW,200}} = 1 - 0,6 \cdot \frac{28,1}{120,8} = 0,86$$

$$k_{pos,unexp} = 1$$

$$t_{prot,i} = t_{prot,0,i} \cdot k_{pos,exp} \cdot k_{pos,unexp} = 120,8 \cdot 0,86 \cdot 1 = 103,9 \text{ min}$$

Versagenszeit der Steinwolle:

$$t_{f,SW,Versuch} = 64 \text{ min}$$

➔ Maßgebend ist hier die Abfallzeit der Steinwolle (die Schutzzeit wurde nicht erreicht). Somit muss diese als maximale Schutzzeit für die weitere Berechnung herangezogen werden.

Nachfolgend wird dennoch exemplarisch die maximale Schutzzeit der Steinwolle nach dem modifizierten Verfahren dieser Arbeit bestimmt.

$$k_{2,GKF} = 1 - \frac{h_p}{55} = 1 - \frac{18}{55} = 0,67$$

$$t_{prot,max,SW} = \frac{t_{prot,0,SW}}{k_2} = \frac{120,8}{0,67} = 179,6 \text{ min}$$

$$t_{prot,0,pr+1,SW} = \begin{cases} t_{prot,max,SW} + 0,6 \cdot t_{prot,i-1} \\ \sqrt[3]{\frac{t_{prot,max,SW}^2}{0,25} \cdot t_{prot,i-1}} \end{cases} \quad \text{mit} \quad \begin{cases} \sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,pr,SW}}{2} \\ \sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,pr,SW}}{2} \end{cases}$$

$$t_{prot,0,pr+1,SW} = t_{prot,max,SW} + 0,6 \cdot t_{prot,0,GKF} = 179,6 \text{ min} + 0,6 \cdot 36,4 \text{ min} = 201,44 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp,pr+1,SW} = 1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,pr+1,SW}} = 1 - 0,6 \cdot \frac{28,1}{201,4} = 0,92$$

$$k_{pos,unexp,max} = 1$$

$$t_{prot,pr+1,SW,max} = t_{prot,0,pr+1,SW} \cdot k_{pos,exp,pr+1,SW} \cdot k_{pos,unexp,pr+1,SW} = 201,44 \cdot 0,92 \cdot 1 = 185,32 \text{ min}$$

Interpolation der Schutzzeit:

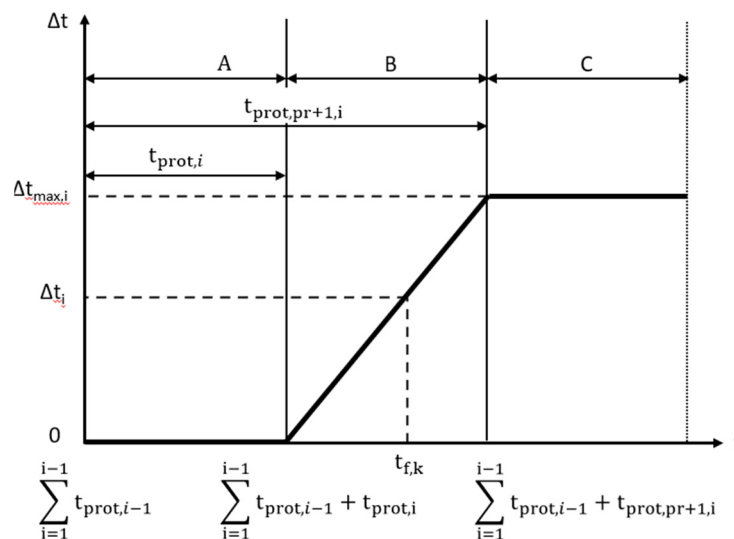


Abbildung A2-2: Deckenaufbau des Berechnungsbeispiels für den Raumabschluss

Bereich B: $\sum t_{prot,i-1} + t_{prot,i} \leq t_{f,k} < \sum t_{prot,i-1} + t_{prot,pr+1,SW}$

$$t_{prot,i,\Delta t} = t_{prot,SW} + \frac{(t_{f,i-1} - \sum t_{prot,i-1})}{t_{prot,pr+1,SW}} \cdot (t_{prot,pr+1,SW,max} - t_{prot,SW}) =$$

$$103,9 + \frac{(42,0 - 28,1)}{185,32} \cdot (185,32 - 103,9) = 110,0 \text{ min}$$

Da die Steinwolle nach 64 min versagt, ist t_f maßgebend und wird für die weitere Berechnung verwendet.

Schutzzeit der dritten Lage (18 mm Spanplatte):

$$t_{prot,0,SP} = \frac{h_p}{\beta_0 \cdot k_h \cdot k_p} = \frac{18}{0,72 \cdot \sqrt{\frac{20}{18}} \sqrt{\frac{450}{650}}} = 27,7 \text{ min} \quad \beta=0,63 < 0,65 \rightarrow \beta=0,65 \text{ mm/min}$$

$$k_{pos,exp} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,SP}}{\sum t_{prot,i-1}}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{27,7}{64}} = 0,33$$

$$k_{pos,unexp} = 1,0$$

$$t_{prot,SP} = 27,7 \text{ min} \cdot 0,33 \cdot 1,0 = 9,10 \text{ min}$$

Vergleichswert - Versuch (Decke): **ca. 13 min**

$$\sum t_{prot,SP} = 64 + 9,1 = 73,1 \text{ min}$$

Vergleichswert - Versuch (Decke): **ca. 78 min**

Schutzzeit der vierten Lage (18 mm GKF- Platte):

$$t_{ins,0,GKF} = 2,45 \cdot h_p - 12,5 = 2,45 \cdot 18 \text{ mm} - 12,5 = 31,6 \text{ min}$$

$$k_{pos,exp} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{ins,0,GKF}}{\sum t_{prot,i-1}}} = 0,5 \cdot \sqrt{\frac{31,6}{73,1}} = 0,33$$

$$k_{pos,unexp} = 1,0$$

$$k_{j,GKF,gespachtelt} = 0,8$$

$$t_{ins,GKF} = 31,6 \text{ min} \cdot 0,33 \cdot 0,8 = 8,3 \text{ min}$$

$$\sum t_{ins,GKF} = 73,1 + 8,3 = 81,4 \text{ min}$$

Vergleichswert - Versuch (Decke):

ca. 91 min (Kurz vor Durchbrand erreichen der 180 K Temperaturerhöhung)

A 3 Berechnungstool zur Validierung der Rechenmethoden

Das Berechnungsverfahren nach Schleifer (2009) wurde in einer durch den Autor betreuten Masterarbeit (Vogel, 2017) automatisiert und durch den Autor für die Berechnungsmodelle nach prEN 1995-1-2:2020-11 sowie für diese Arbeit weiterentwickelt. Somit wurde die Möglichkeit der Automatisierung geprüft und die untersuchten Konstruktionen konnten mit Hilfe des Tools mit geringem Aufwand nachgewiesen werden. Somit lässt sich auch das überarbeitete Verfahren zukünftig in Rechentools implementieren. Der dargestellte Ausschnitt zeigt das Ergebnis des Berechnungsbeispiels der Decke (A2).

Programm zur Berechnung der Schutz- /Isolationszeit von raumabschliessenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall

Schicht	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Material	GKF	Steinwolle	Spanplatten	GKF						
Breite [mm]	18	200	18	18						
Rohdichte [kg/m ³]		46	650							
Fugentyp	Keine_Fuge	Keine_Fuge	Keine_Fuge	Gespachtelt						

Konstruktion	Decke	Isolationszeit der Konstruktion [min]		81,42	Isolationszeit berechnen	Konstruktion spiegeln	Eingabe löschen	<input type="checkbox"/> Putz (Faktor 1,25)
	Auswahl	Isolationszeit der Konstruktion unter Berücks. von PL [min]			PL greift nicht, da Option nicht ausgewählt		Bitte Fugen manuell eingeben !!!	<input type="checkbox"/> Protection_Level
Grundzeiten $t_{prot/min,0,x}$	36,4000	120,7938	27,6923	31,6000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
t_f	42,0000	64,0000	-	-	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
$K_{cool,max,x}$	1,0000	0,8605	0,3289	0,3287	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
$K_{cool,min,x}$	0,7714	1,0000	1,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
$trpto,0max_{GKF}$	36,4000	255,9190	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
$\Delta t_{t_{1,100}}$	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
Fugenbeiwert	1,0000	1,0000	1,0000	0,8000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
k_{Fall}	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
Schutz-/ Isolationszeit	28,0777	64,0000	9,1079	8,3101	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
SUMME	28,0777	64,0000	73,1079	81,4181	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000

Abbildung A3-1: Rechentool zur Berechnung des Raumabschlusses

A 4 Angaben zum Simulationsmodell für eine spätere Verwendung

Das Simulationsmodell wurde in Ansys Workbench (ANSYS, 2020) umgesetzt. Um eine entsprechende spätere Reproduktion der Optimierungs- und Simulationssystematik zu gewährleisten, werden die hierfür notwendigen Grundlagen anhand eines dreischichtigen, eindimensionalen Modells dargestellt. Das entsprechende Modell wird parametrisch aufgebaut.

Modellbildung



- 3- Schichtmodell mit adiabaten Rändern und einer Kopplung der Schichten untereinander
- Beanspruchung der feuerzugewandten Seite durch die ETK
- Raumtemperatur auf der feuerabgewandten Seite: 20 °C

Abbildung A4-1: Abbildung des Simulationsmodells

Eingangsparameter für Parameterstudien:

Um flexible Parameterstudien durchführen zu können, werden folgende variablen Eingangsparameter definiert:

- Geometrie:
 - Dicke der einzelnen Lagen des Modells
 - Breite des 1- D- Modells
- Material:

Faktoren zur Veränderung der Eingangswerte, basierend auf einem definierten Ausgangsmaterial für:

 - Spezifische Wärmekapazität
 - Wärmeleitfähigkeit
 - Rohdichte
- Versagen der Schichten:
 - Versagenszeit oder Versagenstemperatur der ersten Bauteilschicht
 - Versagenszeit oder Versagenstemperatur der zweiten Bauteilschicht

Versagen von Einzelschichten

Da eine Berücksichtigung des temperatur- oder zeitabhängigen Versagens der Einzelschichten nicht möglich ist, wird hierfür eine Implementierung über Befehle in der Ansys internen Scripting- Sprache APD (Ansys Parametric Design Language) notwendig. Die Systematik ist in nachfolgendem Flussdiagramm dargestellt:

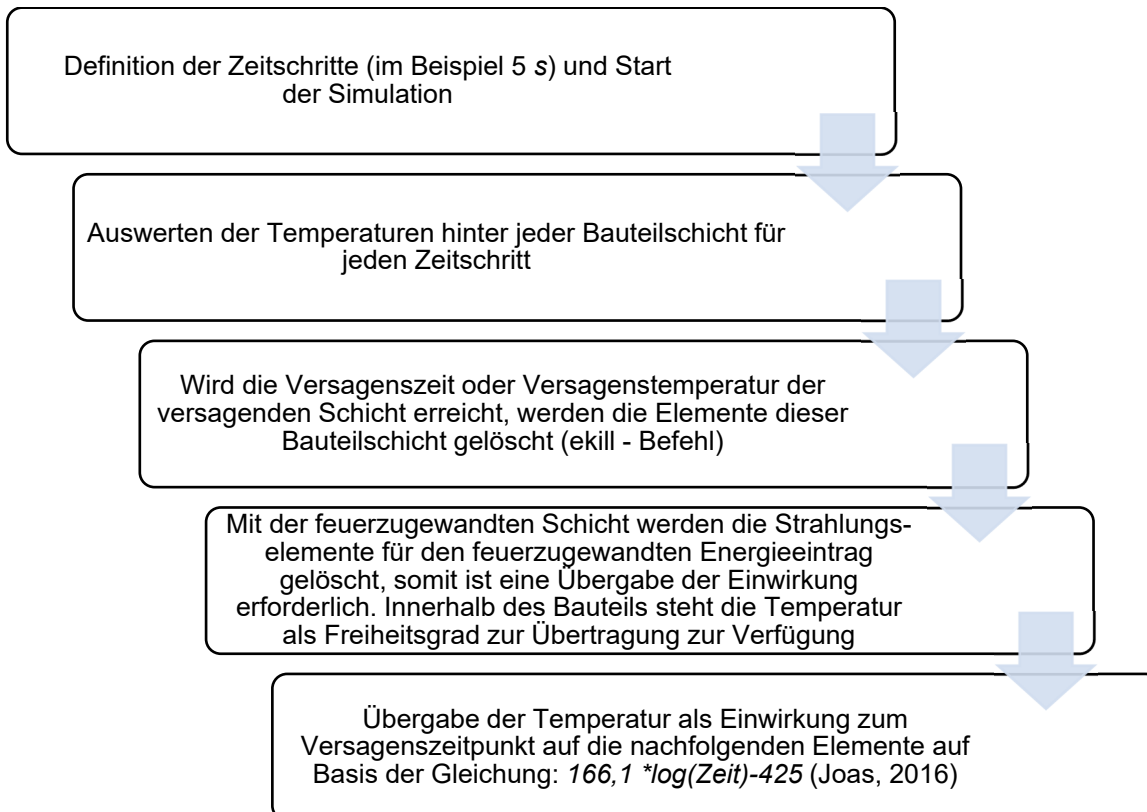
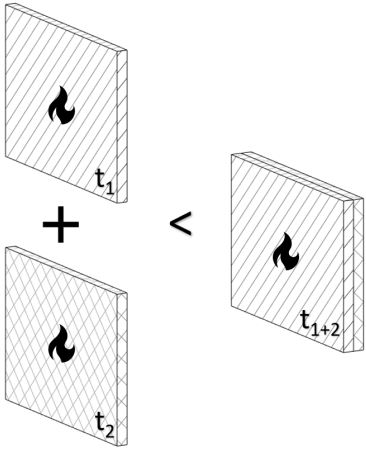
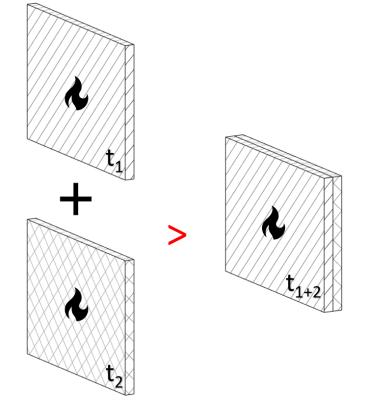
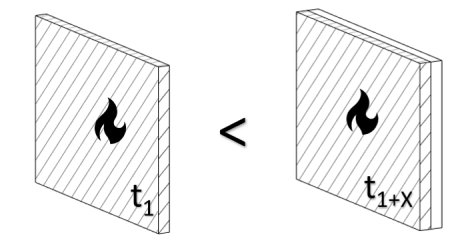
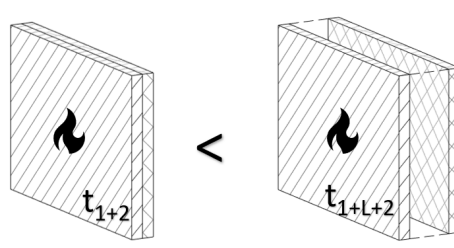
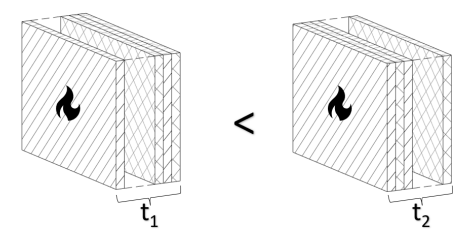
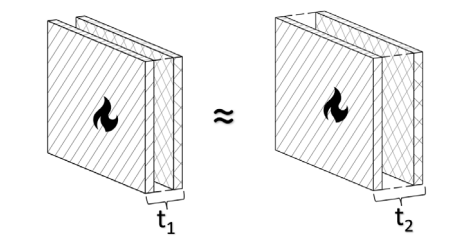
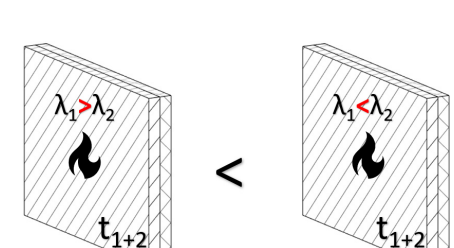


Abbildung A4-2: Flussdiagramm zur Implementierung in die numerische Simulation

A 5 Zehn Regeln zur Beurteilung des Feuerwiderstandes von Wand- und Deckenkonstruktionen

Die zehn Regeln nach Harmathy (1965) wurden in dieser Arbeit in Abs. 3.1.2 sinngemäß übersetzt und die enthaltenen Piktogramme überarbeitet. Nachfolgend ist die Zusammenstellung dieser Regeln dargestellt. Durch die Vorerwärmung und das Entfernen der Schicht nach dem Erreichen der Schutzzeit wird im Rechenverfahren die Schutzzeit der Lage hinter der ersten Schicht abgemindert. Dies gilt für brennbare Schichten (z.B. Holz- oder Holzwerkstoffplatten) und widerspricht der Regel eins. Die Summe der Schutzzeiten der Konstruktion ist in diesem Fall geringer als die Schutzzeiten dieser Schichten bei einzelner, direkter Beanspruchung. Verbleibt die erste Schicht dagegen am Bauteil, wird der Δt -Wert berücksichtigt und es ist möglich, dass die Schutzzeit von hintereinanderliegenden Schichten größer ist als die Summe der Schutzzeiten, falls diese Schichten einzeln beansprucht werden (Regel 1). Somit wird nachfolgen ein optimierter Vorschlag für Regel eins angegeben (Regel 1a).

Nr.	Regel
1	 <p>Die „thermische“ Feuerwiderstandsdauer einer Konstruktion, die aus mehreren parallelen Schichten besteht, ist immer größer als die Summe der „thermischen“ Feuerwiderstandsdauern dieser Schichten, falls diese einzeln und separat beansprucht werden.</p>
1a	 <p>Die „thermische“ Schutzwirkung einer Konstruktion, die aus mehreren hintereinanderliegenden Schichten besteht, ist immer kleiner als die Summe der „thermischen“ Schutzwirkung der einzelnen Schichten, falls diese einzeln und separat beansprucht werden und nach dem Erreichen der thermischen Schutzwirkung die dahinterliegende Schicht nicht mehr vor der direkten Brandbeanspruchung schützen.</p>

2		<p>Die Feuerwiderstandsdauer einer Konstruktion wird durch das Hinzufügen von zusätzlichen Schichten nicht geringer. (ausgenommen sind dünne Schichten aus Metall)</p>
3		<p>Die Feuerwiderstandsfähigkeit von Konstruktionen, die durchgehende Luftspalten oder Hohlräume enthalten, ist größer als die Feuerwiderstandsfähigkeit ähnlicher Konstruktionen mit gleichem Aufbau, jedoch ohne durchgehende Hohlräume.</p>
4		<p>Je weiter ein Luftspalt oder ein Hohlraum von der beanspruchten Seite entfernt ist, desto größer ist der positive Beitrag zum Feuerwiderstand der Konstruktion.</p>
5		<p>Der Feuerwiderstand einer Konstruktion kann nicht durch eine Vergrößerung eines nach außen vollständig abgeschlossenen Luftspaltes / Hohlraumes erhöht werden. Dies gilt ab einer Mindestdicke von ca. 1,3 cm (0,5 Inches).</p>
6		<p>Schichten aus Materialien mit geringer Wärmeleitfähigkeit sollten auf der Seite der Konstruktion eingesetzt werden, auf der ein Ausbruch des Feuers am wahrscheinlichsten ist. Diese Regel gilt nicht für Materialien, die durch physikalische oder chemische Veränderungsprozesse Energie absorbieren oder abgeben.</p>

7		<p>Der Feuerwiderstand von asymmetrischen Konstruktionen hängt von der Richtung des Wärmestromes ab.</p>
8		<p>Feuchtigkeit, wenn sie nicht zu explosionsartigen Abplatzungen führt, erhöht die Feuerwiderstandsfähigkeit</p>
9		<p>Lastabtragende Elemente wie Balken, Träger und Unterzüge erreichen im Vergleich zu einzeln geprüften Elementen höhere Feuerwiderstandsdauern, wenn sie als Teile von Fußboden-, Dach- oder Deckenbauteilen geprüft werden. Die Elemente werden hier ein- oder mehrseitig geschützt, zusätzlich werden Beanspruchungen umgelagert.</p>
10		<p>Die lastabtragenden Elemente (Balken, Träger, Unterzüge usw.) einer Fußboden-, Dach- oder Deckenkonstruktion können durch andere lastabtragende Elemente ersetzt werden, die bei einer separaten, einzelnen Prüfung eine Feuerwiderstandsfähigkeit aufweisen, die nicht geringer ist als die der Konstruktion selbst.</p>