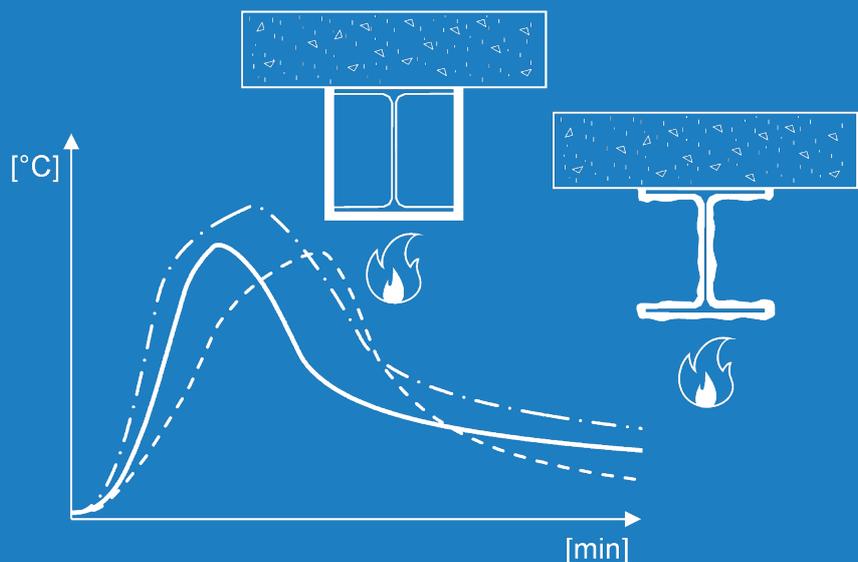


3/2018

## Forschungsbericht

Prüfverfahren für thermische  
Materialkennwerte von  
Brandschutzbekleidungen und  
reaktiven Brandschutz-  
systemen für die Bemessung  
von Stahltragwerken bei  
Naturbränden

19176 N



## Urheberbezeichnung (Copyright); Haftungsausschluss

Dieses Werk und dessen Inhalte sind urheberrechtlich geschützt. Die Nutzungs- und Verwertungsrechte liegen beim Deutschen Ausschuss für Stahlbau e.V. DASt (Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf). Verstöße gegen das Urheberrecht (z.B. das unberechtigte Kopieren von Texten) sind gemäß §§ 106 ff. UrhG strafbar und wird mit Freiheitsstrafe oder Geldstrafe bestraft. Der Versuch ist ebenfalls strafbar. Daneben könne zivilrechtliche Schadensersatz und Vergütungsansprüche bestehen.

Bei der Erstellung dieses Werkes wurde mit größter Sorgfalt vorgegangen. Trotzdem können Fehler nicht vollständig ausgeschlossen werden. Für fehlerhafte Angaben und deren Folgen kann daher keine Haftung übernommen werden; dies gilt nicht für Vorsatz oder grobe Fahrlässigkeit. Rechtsansprüche aus der Benutzung der Daten sind insoweit ausgeschlossen.

Angaben über Normen beziehen sich auf den Veröffentlichungszeitpunkt.

Für alle Hinweise und Verbesserungsvorschläge sind wir stets dankbar.

Herausgeber:  
Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt,  
Düsseldorf

Vertrieb:  
Stahlbau Verlags- und Service GmbH,  
Düsseldorf

Oktober 2021

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

**Forschungsvereinigung**      **Deutscher Ausschuss für Stahlbau e.V.  
DAST**

**Forschungsstellen**      **Technische Universität Braunschweig  
Institut für Baustoffe, Massivbau und  
Brandschutz, Fachgebiet Brandschutz**

**Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß**

**Leibniz Universität Hannover**

**Institut für Stahlbau  
Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann**

**IGF-Nummer**      **19176 N**

**DAST-Homepage**      **[www.stahlbauforschung.de](http://www.stahlbauforschung.de)**

## Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben „Prüfverfahren für thermische Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für die Bemessung von Stahltragwerken bei Naturbränden“, IGF-Projekt Nr. 19176 N, der Forschungsvereinigung Deutscher Ausschuss für Stahlbau, Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

---

## Danksagungen

Das IGF-Vorhaben 19176 N der Forschungsvereinigung Deutscher Ausschuß für Stahlbau e.V. – DAST, Sohnstraße 65, 40237 Düsseldorf wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung und -entwicklung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

An dieser Stelle sei nochmals allen Sponsoren und Unterstützern gedankt, die zum Gelingen dieses Forschungsprojekts beigetragen haben. Ein ganz besonderer Dank gilt der AiF und dem DAST sowie den Industriepartnern GOLDBECK Bauelemente Bielefeld SE, Rudolf Hensel mbH, Sika Deutschland GmbH, Fermacell GmbH, Knauf Gips KG, Promat GmbH und Proceram & Co. KG.

Des Weiteren wird den Mitgliedern des Arbeitsausschusses Brandschutz des DSTV als projektbegleitendem Ausschuss für ihre Unterstützung gedankt.

Prof. Dr.-Ing. Jochen Zehfuß

Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Lisa Sander, M.Sc.

Dipl.-Ing. Waldemar Weisheim

## Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsprojektes AIF 19176 N wurden thermoanalytische Messmethoden weiterentwickelt und Experimente durchgeführt, um das thermische Materialverhalten von Brandschutzplatten und reaktiven Brandschutzsystemen zum Schutz von Stahlbauteilen unter Naturbrand zu untersuchen. Mit Hilfe der Forschungsergebnisse sollen standardisierte Handlungsempfehlungen und Randbedingungen für Prüfverfahren zur experimentellen Bestimmung der thermischen Materialkennwerte für Naturbrände ermöglicht werden. Zudem sollen Kenntnislücken bzgl. des thermischen Materialverhaltens von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen sowohl für die Aufheizphase als auch die Abkühlphase von Naturbränden geschlossen werden. Hierfür wurden die Grenzen der Anwendung von thermoanalytischen Messverfahren und Messmethoden aufgezeigt und im Hinblick auf die betrachteten Brandschutzmaterialien untersucht. Die Anwendung der bestimmten thermischen Materialkennwerte wurde sowohl in einem großmaßstäblichen Naturbrandversuch als auch anhand von numerischen Modellen, die zur Berechnung der thermischen Schutzwirkung und des Erwärmungsverhaltens von geschützten Stahlbauteilen unter Naturbrand angewendet werden können, überprüft.

Untersucht wurden der aktuelle Stand der Erkenntnisse im Hinblick auf die thermischen Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen. Eine systematische Datenanalyse konnte die aktuellen Kenntnislücken zum temperaturabhängigen Materialverhalten der betrachteten Brandschutzmaterialien aufzeigen. Ferner wurden mit Brandsimulationsberechnungen (Zonen- und Feldmodelle) verschiedene Naturbrandszenarien berechnet. Hierfür erfolgte auf Basis typischer Anwendungsbereiche geschützter Stahlbauteile die Bestimmung möglicher Brandszenarien unter Variation der Brandraumgeometrie, der Ventilationsverhältnisse und der Brandlasten (Art und Menge). Auf Basis der Brandsimulationsergebnisse ist ein repräsentativer Naturbrandverlauf für die Untersuchungen ausgewählt worden. Weiterhin wurden thermoanalytische Messverfahren und Methoden angewendet, um die temperaturabhängigen Materialkennwerte der untersuchten Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen zu bestimmen. Anschließend wurde ein Großbrandversuch mit mechanisch belasteten, geschützten Stahlträgern und unbelasteten Stahlstützenabschnitten mit den untersuchten Brandschutzmaterialien durchgeführt, um die thermische Schutzwirkung der Brandschutzmaterialien unter Naturbrand und mechanischer Belastung im Großmaßstab zu ermitteln. Mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms Abaqus CAE 2016 wurden zweidimensionale Modelle von geschützten Stahlbauteilen erstellt und mit den Ergebnissen des Großbrandversuchs validiert. Mit Hilfe der numerischen und

---

experimentellen Untersuchungen konnte die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien unter Naturbrand beschrieben und bewertet werden.

## Abstract

Within the scope of the research project AIF 19176 N, test methods for determining the temperature-dependent thermal material properties of fire protection boards, fire protection plaster and intumescent coatings for the protection of steel components under natural fire were investigated. With the help of the research results, standardised boundary conditions for test procedures for the experimental determination of the thermal material properties for natural fires are to be made possible. In addition, the lack of knowledge about the thermal material behaviour of fire protection materials for heating phase and cooling phase of natural fires are to be closed. For this purpose, the limits of the application of thermoanalytical measurement methods and measuring methods were pointed out and examined the thermal properties of the protection materials. The application of the determined thermal material properties was tested both in a large-scale natural fire test and in finite element models, which can be used to calculate the thermal protection effect of the thermal behaviour of protected steel components under natural fire.

The current state of the art of the thermal material properties of fire protection boards, fire protection plaster and intumescent coatings was examined. A systematic data analysis was able to show the current lack of knowledge about the temperature-dependent material behaviour of the fire protection materials. Furthermore, various natural fire scenarios were calculated using fire simulation calculations. For this purpose, natural fire scenarios were determined on the basis of typical areas of application of protected steel components, varying the geometry, the ventilation conditions and the fire loads (quality and quantity). Based on the fire simulation results, a generally natural fire was determined. The natural fire was used for experimental investigations. Furthermore, thermoanalytical measurement procedures and methods were used to determine the temperature-dependent material properties of the fire protection materials. Subsequently, large scale fire tests were carried out with loaded, protected steel girders and unloaded steel sections with the examined fire protection materials in order to determine the thermal protection effect of the fire protection materials under natural fire and mechanical load on a large scale. Using the Abaqus CAE 2016 finite element program, two-dimensional models of protected steel components were created and validated with the results of the large-scale fire test.

Within numerical and experimental investigations, the thermal protection effect of the fire protection materials under natural fire could be described.

---

## Inhalt

Danksagungen .....	I
Kurzfassung .....	II
Abstract.....	IV
Inhalt .....	V
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1 Problemstellung und Zielsetzung.....	1
1.2 Vorgehensweise.....	2
<b>2 Thermische Materialeigenschaften von Brandschutzmaterialien – Stand der Erkenntnisse.....</b>	<b>3</b>
2.1 Einleitung .....	3
2.2 Brandschutzplatten .....	5
2.2.1 Allgemeines .....	5
2.2.2 Wärmeleitfähigkeit.....	8
2.2.3 Spezifische Wärmekapazität .....	14
2.2.4 Rohdichte.....	19
2.3 Brandschutzputz .....	23
2.3.1 Allgemeines .....	23
2.3.2 Wärmeleitfähigkeit.....	24
2.3.3 Spezifische Wärmekapazität .....	26
2.3.4 Rohdichte.....	28
2.4 Reaktive Brandschutzsysteme .....	30
2.4.1 Allgemeines .....	30
2.4.2 Expansionsverhalten .....	44
2.4.3 Wärmeleitfähigkeit.....	50
2.4.4 Spezifische Wärmekapazität .....	60
2.4.5 Rohdichte.....	63
2.5 Zusammenfassung.....	67
<b>3 Naturbrandszenarien.....</b>	<b>70</b>
3.1 Einleitung .....	70
3.2 Einflussparameter .....	71
3.3 Raumkonfigurationen und nutzungsspezifische Wärmefreisetzungsraten .....	75
3.4 Ergebnisse der Brandsimulationsberechnungen .....	86
3.5 Diskussion und Auswahl eines repräsentativen Naturbrandszenarios .....	91
3.6 Zusammenfassung.....	94
<b>4 Experimentelle Bestimmung thermischer Materialkennwerte.....</b>	<b>96</b>

---

4.1	Einleitung .....	96
4.2	Thermoanalytische Messmethoden und –verfahren .....	97
4.2.1	Allgemeines .....	97
4.2.2	Thermogravimetrische Analyse (TGA) .....	97
4.2.3	Differential Scanning Calorimetry (DSC).....	99
4.2.4	Transient Plane Source Method (TPS).....	101
4.2.5	Massenverlust im Cone Calorimeter.....	103
4.2.6	Digitale Expansionsanalyse.....	103
4.2.7	Erwärmungsversuche im Elektroofen .....	109
4.3	Brandschutzplatten .....	112
4.3.1	Wärmeleitfähigkeit.....	112
4.3.2	Spezifische Wärmekapazität .....	121
4.3.3	Rohdichte.....	127
4.3.4	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse .....	132
4.4	Brandschutzputz .....	134
4.4.1	Wärmeleitfähigkeit.....	134
4.4.2	Spezifische Wärmekapazität .....	136
4.4.3	Rohdichte.....	138
4.4.4	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse .....	140
4.5	Reaktive Brandschutzsysteme .....	142
4.5.1	Expansionsverhalten .....	142
4.5.2	Effektive Wärmeleitfähigkeit .....	147
4.5.3	Spezifische Wärmekapazität .....	160
4.5.4	Massenänderungsverhalten .....	163
4.5.5	Diskussion und Bewertung der Ergebnisse .....	166
4.6	Zusammenfassung.....	169
<b>5</b>	<b>Großmaßstäbliche Experimentelle Untersuchungen .....</b>	<b>170</b>
5.1	Einleitung .....	170
5.2	Versuchskörper und Brandschutzbekleidung .....	171
5.3	Versuchsaufbau .....	179
5.4	Stabilisierungskonstruktion.....	183
5.5	Versuchsdurchführung .....	185
5.5.1	Naturbrandbeanspruchung .....	186
5.5.2	Mechanische Belastung.....	187
5.6	Ergebnisse und Diskussion .....	189
5.6.1	Brandschutzplatten .....	192

---

5.6.2	Brandschutzputz .....	207
5.6.3	Reaktives Brandschutzsystem .....	217
5.7	Zusammenfassung.....	238
<b>6</b>	<b>Numerische Untersuchungen .....</b>	<b>240</b>
6.1	Einleitung .....	240
6.2	Ableitung der thermischen Materialkennwerte .....	240
6.2.1	Brandschutzplatten .....	240
6.2.2	Brandschutzputz .....	244
6.2.3	Reaktive Brandschutzsysteme .....	246
6.3	Simulationsmethoden und Parameter .....	249
6.3.1	Brandschutzplatten .....	249
6.3.2	Brandschutzputz .....	252
6.3.3	Reaktive Brandschutzsysteme .....	253
6.4	Nachrechnung des großmaßstäblichen Versuchs .....	257
6.4.1	Brandschutzplatten .....	257
6.4.2	Brandschutzputz .....	262
6.4.3	Reaktive Brandschutzsysteme .....	268
6.5	Zusammenfassung.....	275
<b>7</b>	<b>Empfehlungen für Prüfverfahren.....</b>	<b>277</b>
7.1	Einleitung .....	277
7.2	Allgemeines .....	278
7.3	Abgrenzung zu Zulassungsprüfungen .....	278
7.4	Brandschutzplatten und Brandschutzputze .....	279
7.4.1	Transient Plane Source Method (TPS).....	279
7.4.2	Differential Scanning Calorimetry (DSC) .....	283
7.4.3	Thermogravimetrische Analyse (TGA) .....	284
7.4.4	Massenverlust im Cone Calorimeter.....	285
7.4.5	Empfehlungen für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte .....	286
7.5	Reaktive Brandschutzsysteme .....	293
7.5.1	Anwendungsgrenzen.....	293
7.5.2	Mindestumfang an Untersuchungen.....	293
7.5.3	Hinweise für die Durchführung der Untersuchungen .....	294
7.5.4	Empfehlungen für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte .....	297
7.6	Zusammenfassung.....	298
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick.....</b>	<b>299</b>
8.1	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen.....	299

8.2	Ausblick.....	301
9	Literaturverzeichnis.....	<b>305</b>

# 1 Einleitung

## 1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Brandschutzbekleidungen und reaktive Brandschutzsysteme können zum Schutz von Stahlbauteilen vor einer Brandbeanspruchung eingesetzt werden. Ihre thermische Schutzwirkung führt zu einer verzögerten Erwärmung des zu schützenden Stahlbauteils und gewährleistet dadurch einen ausreichend langen Feuerwiderstand. Will man die Rechenverfahren der Eurocodes für die Bemessung der Stahlbauteile im Brandfall anwenden, müssen temperaturabhängige thermische Materialkennwerte der Brandschutzplattenbekleidungen bekannt sein. Im Nationalen Anhang zur DIN EN 1993-1-2 (2010) [7] werden derzeit nur konstante temperaturunabhängige Materialkennwerte für ausgewählte Brandschutzbekleidungen bereitgestellt, die auf Grundlage von Bauteilprüfungen unter Verwendung der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) ermittelt wurden.

Neben dem herkömmlichen Bemessungsverfahren ermöglicht der Eurocode auch einen leistungsbasierten Nachweis unter Verwendung realitätsnaher Naturbrandszenarien. Naturbrände stellen im Vergleich zur ETK ein realistisches Modell eines Realbrandes mit Entwicklungsphase, Vollbrandphase und Abkühlphase dar. Während die ETK von einem rapiden und kontinuierlichen Temperaturanstieg ausgeht, wird beim Naturbrand der gesamte Brandverlauf unter Berücksichtigung von Brandlastdichten, Brandraumgeometrien und Ventilationsverhältnissen betrachtet. Die Auslegung der Schutzmaßnahmen von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für natürliche Brände kann daher nicht auf Grundlage der Standard-Brandprüfungen erfolgen. Für die leistungsorientierte Bemessung brandbeanspruchter geschützter Stahlbauteile ist die temperaturabhängige Formulierung der thermischen Materialkennwerte sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase einer Naturbrandbeanspruchung unabdingbar.

Ziel des Forschungsvorhabens ist es, die thermischen Materialkennwerte (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte) für Brandschutzbekleidungen und reaktive Brandschutzsysteme für eine Bemessung von geschützten Stahlbauteilen unter Naturbrand anhand von geeigneten Prüfmethode zu bestimmen und bereitzustellen. Zurzeit existiert eine Vielzahl von thermoanalytischen Messverfahren und Methoden, die zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen angewendet werden können. Ein weiteres Ziel des Forschungsvorhabens ist es, Handlungsempfehlungen und Randbedingungen für standardisierte Prüfverfahren zur

Ermittlung von thermischen Materialkennwerten für Brandschutzplatten und reaktive Brandschutzsysteme zu entwickeln.

## 1.2 Vorgehensweise

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden systematisch experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt. Zur Umsetzung der Ziele sind folgende theoretische und experimentelle Bearbeitungsschritte durchgeführt worden:

- Datenanalyse zur Schaffung einer Datenbasis bereits existierender thermischer Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen. Systematische Aufbereitung der Literaturdaten hinsichtlich verwendeter thermoanalytischer Messverfahren und Methoden.
- Brandsimulationen unter Anwendung von Feld- und Zonenmodellen. Entwicklung von repräsentativen Naturbrandszenarien mit Aufheiz- und Abkühlraten unter Berücksichtigung von verschiedenen Brandlasten, Ventilationsverhältnissen und Brandraumgeometrien.
- Experimentelle Untersuchungen im Labormaßstab zur Ermittlung der thermischen Materialkennwerte von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für die Aufheiz- und Abkühlphase von Naturbränden.
- Durchführung eines realmaßstäblichen Großbrandversuches an geschützten Stahlbauteilen unter Naturbrandeinwirkung und mechanischer Belastung. Ermittlung von Maßstabeffekten und Ermittlung der thermischen Schutzwirkung der Brandschutzmaterialien im realen Maßstab.
- Ableitung von temperaturabhängigen Materialgesetzen aus den experimentellen Versuchsdaten und Überführung in ein numerisches Modell, das zur Berechnung der thermischen Schutzwirkung von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen angewendet werden kann. Validierung des numerischen Modells anhand der Temperaturen aus dem Großbrandversuch.
- Bewertung von thermoanalytischen Messverfahren und Messmethoden. Empfehlung für Randbedingungen, Auswertungsprozeduren und Handhabung thermoanalytischer Prüfverfahren zur Ermittlung von thermischen Materialkennwerten von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen.

## 2 Thermische Materialeigenschaften von Brandschutzmaterialien – Stand der Erkenntnisse

### 2.1 Einleitung

Zum Schutz von Stahlbauteilen unter Brandeinwirkung können Brandschutzmaterialien zum Einsatz kommen. Aufgrund ihrer thermischen Eigenschaften können Brandschutzmaterialien die Temperaturbeanspruchung des zu schützenden Bauteils verringern, indem sie den Wärmeübergang zwischen der Umgebungstemperatur und dem Bauteil verzögern. Die Temperaturerhöhung während einer Brandbeanspruchung in einem Stahlbauteil kann soweit verzögert werden, dass kritische Stahltemperaturen vermieden oder möglichst lange hinausgezögert werden können. Brandschutzmaterialien werden entsprechend häufig zum Schutz nicht-brennbarer Bauteile mit geringer eigener Feuerwiderstandsdauer, wie z. B. bei Stahlbauteilen eingesetzt. Aufgrund der thermischen Schutzwirkungen können Stahlbauteile mit Brandschutzmaterialien die Anforderung einer Feuerwiderstandsdauer gemäß DIN EN 13501 – 2 (2016) [18] erfüllen. Die brandschutztechnische Auslegung von Brandschutzmaterialien selbst erfolgt über Brandversuche. Unter Berücksichtigung des Profilkoeffizienten des zu schützenden Stahlbauteils, der Art der Brandschutzbekleidung sowie dessen thermischen Materialeigenschaften und die Art der Brandbeanspruchung kann die benötigte Dicke der Brandschutzmaterialien ermittelt werden. In Abhängigkeit der Dicke der Brandschutzmaterialien können Feuerwiderstandsdauern von bis zu 180 Minuten erfüllt werden. Brandschutzmaterialien können in Form von Brandschutzplatten, als Brandschutzputz oder in Form eines reaktiven Brandschutzsystems auf das zu schützende Stahlbauteil appliziert werden. Das Brandschutzmaterial kann dabei kastenförmig oder profillfolgend angeordnet werden. Die Qualität, Oberflächenbeschaffenheit und die jeweilige Dicke der Bekleidung sollte dabei über die gesamte Fläche/Länge des zu schützenden Bauteils gleichbleiben. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden unter dem Begriff Brandschutzmaterialien folgende Materialien zum Schutz von Stahlbauteilen betrachtet:

- Brandschutzplatten aus Gipskarton, Gipsfaser und Calciumsilikat,
- Brandschutzputze (Mineralputze, Vermiculit- und Perlitputze),
- Reaktive Brandschutzsysteme (wasserbasiert und lösemittelhaltig).

Zur Abschätzung der thermischen Schutzwirkung von Stahlbauteilen mit Brandschutzmaterialien sind die thermischen Materialeigenschaften der verwendeten Baustoffe von elementarer Bedeutung. Das thermische Materialverhalten kann unter der Kenntnis der temperaturab-

hängigen Materialgesetze umfassend untersucht werden. Die thermischen Materialkennwerte für Stahl sind nach DIN EN 1993-1-2 (2010) [6] geregelt. Für die thermischen Materialkennwerte der Brandschutzmaterialien werden bis dato nur konstante Werte in DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] bereitgestellt, die sich auf die folgenden Parameter beschränken:

- Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ ,
- Spezifische Wärmekapazität  $c_p$ ,
- Rohdichte  $\rho$ .

Als Bewertungsgrundlage für das thermische Materialverhalten bekleideter Stahlbauteile unter Naturbrand sind die thermischen Materialeigenschaften von besonderer Relevanz. Im Falle eines Brandes ist ein geschütztes Stahlbauteil hohen Temperaturen ausgesetzt. Die thermische Schutzwirkung und Leistungsfähigkeit der Brandschutzmaterialien beruht dabei im Wesentlichen auf der Dehydratation des chemisch und physikalisch gebundenen Wassers im Temperaturbereich um 100 °C. Die erhöhte Bauteiltemperatur kann physikalische und chemische Prozesse innerhalb der Brandschutzmaterialien auslösen. Die temperaturbedingten Baustoffreaktionen spiegeln sich auch in den thermischen Materialkennwerten wieder, weshalb die Materialgesetze zwingend temperaturabhängig formuliert werden müssen. Bisher existieren temperaturabhängige Materialkennwerte nur für wenige Produkte für die Aufheizphase. Der Verlauf der temperaturabhängigen Materialkennwerte für die Abkühlphase ist bisher unbekannt. In der Literatur finden sich einige thermische Materialkennwerte, die experimentell bestimmt worden oder numerisch durch Rückrechnungen von Brandversuchen ermittelt worden. Speziell gipsgebundene Plattenbekleidungen zum Schutz von Holzkonstruktionen bilden dabei den Schwerpunkt verschiedener Betrachtungen.

Zur Untersuchung bekleideter Stahlbauteile, insbesondere Stützen und Träger mit verschiedenen Brandschutzmaterialien unter Naturbrandbeanspruchung, liegen derzeit jedoch keine genauen Erkenntnisse und Untersuchungen vor. Im Folgenden wird eine Aufbereitung und Analyse der vorhandenen Daten für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  sowie die Rohdichte  $\rho$  aus verschiedenen Literaturquellen für die betrachteten Brandschutzbekleidungen vorgenommen. Die Datenbasis soll einerseits den Status quo über die Kenntnisse der thermischen Materialkennwerte aufzeigen und zum anderen zur Validierung der experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 3 verwendet werden.

Im Folgenden werden aus Literaturdaten die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda(\Theta)$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p(\Theta)$  sowie die Rohdichte  $\rho(\Theta)$  zusammengefasst und übersichtlich dargestellt. Dabei wird im Gesamten auf die jeweiligen charakteristischen Kurvenverläufe der tempera-

turabhängigen Materialkennwerte eingegangen, um einen Eindruck über das thermische Materialverhalten der betrachteten Brandschutzmaterialien zu erhalten. Im Vorwege ist darauf hinzuweisen, dass die thermische Materialkennwerte der verschiedenen Literaturquellen zum Teil stark voneinander unterscheiden. Insbesondere die Anwendung verschiedener Messmethoden und Verfahren kann die Differenz der Annahme begründen. Eine Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse der verschiedenen Verfahren ist nur bedingt möglich. Ein Streubereich, indem die thermischen Materialkennwerte der Bekleidungsmaterialien liegen können, wird verdeutlicht. Die Bestimmung der thermischen Materialkennwerte kann experimentell erfolgt sein oder vorhandene Materialkennwerte wurden in numerischen Untersuchungen optimiert und validiert. Ferner können die temperaturabhängigen Kurvenverläufe der thermischen Materialkennwerte von den jeweiligen Autoren modifiziert worden sein, um physikalische Prozesse und chemische Effekte während einer Brandbeanspruchung besser abzubilden. Allen Literaturangaben ist jedoch gemein, dass sich  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  lediglich auf den Aufheizprozess, jedoch nicht auf eine anschließende Abkühlung, bezieht. Folglich bietet die Zusammenstellung der systematischen Datenanalyse nur einen Anhaltspunkt, inwieweit sich die thermischen Materialkennwerte in Abhängigkeit der Temperatur quantitativ verändern und welche physikalischen und chemischen Prozesse während einer Brandbeanspruchung in Brandschutzbekleidungen auftreten können.

## **2.2 Brandschutzplatten**

### **2.2.1 Allgemeines**

Brandschutzplatten werden meist als kastenförmige Bekleidung zum Schutz von Stahlbauteilen eingesetzt. Innerhalb des Forschungsvorhabens werden gipshaltige Brandschutzplatten aus Gipskarton und Gipsfaser sowie Brandschutzplatten aus Calciumsilikat genauer untersucht. Die grundsätzlichen Anforderungen an Brandschutzplatten und dessen Brandverhalten werden in DIN EN 13501 - 1 (2016)[17] europäisch und DIN 4102-1(1998)[9] national beschrieben. Nach der DIN EN 13501 – 1(2016)[17] und DIN 4102-1(1998)[9] werden Brandschutzplatten in die Baustoffklasse A1, nichtbrennbar, eingestuft. Die Plattenbekleidungen werden gemäß ihren Eigenschaften und zu Kennzeichnungszwecken in verschiedenen Typen eingeteilt, wobei für den baulichen Brandschutz insbesondere der Typ F, der sich durch einen verbesserten Gefügezusammenhalt der Platte unter erhöhten Temperaturen auszeichnet, Anwendung findet. In DIN 18180 (2014)[21] werden Gipsplatten national hinsichtlich ihrer brandschutztechnischen Anforderungen geregelt. Auf europäischer Ebene sind für Gipsplatten (Typ F) die Produktnorm DIN EN 520 (2009)[2] sowie für faserverstärkte

Gipsplatten mit Vliesarmierung (Typ GM-F) die Produktnorm DIN EN 15283-1(2009)[19] relevant.

Gipskartonfeuerschutzplatten kurz GKF zeichnen sich durch einen erhöhten Gefügezusammenhalt bei einer Brandbeanspruchung aus. Sie bestehen aus einem Gipskern, der durch zwei widerstandfähige und feste Kartonplatten umschlossen wird. Alternativ kann für die Kartonplatten auch eine Vliesarmierung verwendet werden. Gipsfaserplatten nach DIN EN 15283 - 2 (2009)[20] finden im Zusammenspiel mit den Verwendbarkeitsnachweisen als Brandschutzbekleidung ihre Anwendung. Gipsfaserplatten bestehen aus Gips und Zellulosefasern. Sie zeichnen sich durch einen erhöhten Gefügezusammenhalt und entsprechend eine höhere Dichte aus. Aufgrund des gleichen Ausgangsstoffes (Gips) ist anzunehmen, dass sowohl die GKF-Platten als auch die Gipsfaserplatten ein ähnliches thermisches Materialverhalten aufweisen. Die Anwendung von Brandschutzplatten aus Calciumsilikat ist in den zugehörigen Verwendbarkeitsnachweisen der verwendeten Bauprodukte geregelt. Die calciumsilikatbasierten Brandschutzplatten bestehen gemäß den Herstellerangaben aus Zellulose, Mineralien wie Xonotlite, Tobermorit oder Wollastonite und Calciumsilikat, die unter Hitze und Druck gehärtet werden. Die Calciumsilikatplatten weisen eine hohe Formstabilität auf und eignen sich sowohl als Dämmmaterial als auch als Brandschutzbekleidung. Durch die geringe Rohdichte und das thermische Materialverhalten können Calciumsilikatplatten zur Verbesserung des Feuerwiderstandes von Bauteilen, insbesondere von Stahlbauteilen, beitragen.

*Tabelle 2-1: Temperaturabhängige Materialkennwerte von Brandschutzplatten gemäß Herstellerangaben*

Brandschutzplattenmaterial	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/(m·K)]	Spezifische Wärmekapazität $c_p$ [J/kg]	Rohdichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Gipskarton/ Gipsplatte mit Vliesarmierung	0,23	Keine Angaben	≥780
Gipsfaser	0,38	1000	1200 (± 50)
Calciumsilicat	0,083 (20°C) 0,10 (200°C) 0,11 (400°C)	950	450

Zur Ermittlung und Abschätzung der thermischen Schutzwirkung der Brandschutzplatten müssen die thermischen Materialgesetze der Brandschutzmaterialien bekannt sein. Die Hersteller der Brandschutzplatten stellen die thermischen Materialkennwerte der Bekleidungs-materialien zur Verfügung, die jedoch meist als konstante, temperaturunabhängige Werte Raumtemperatur angegeben werden. In Tabelle 2-1 sind die thermischen Materialkennwerte

der innerhalb des Forschungsvorhabens untersuchten Brandschutzplatten gemäß den Herstellerangaben aufgeführt.

Tabelle 2-2: Temperaturbedingte Phasenumwandlung von Gips

Temperatur	Phasenumwandlung	Stöchiometrie	Prozess	Quellen
Ab 100°C	Calciumsulfat-Dihydrat → Calciumsulfat-Halbhydrat + Wasser	$\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O} + \text{Energie}$ → $\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2} \text{H}_2\text{O} + \frac{3}{2} \text{H}_2\text{O} \uparrow$	exotherm	[55], [123], [137]
100°C – 220°C	Calciumsulfat – Halbhydrat → Calciumsulfat-Anhydrit III + Wasser	$\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2} \text{H}_2\text{O}$ → $\text{CaSO}_4 + \frac{1}{2} \text{H}_2\text{O}$ ↑+ Energie	exotherm	[55], [101], [123]
200°C – 500°C	Calciumsulfat-Anhydrit III → Anhydrit II	$\text{CaSO}_4$	endotherm	[55], [112]
300°C – 700°C	Anhydrit II (unlöslich)	$\text{CaSO}_4 \rightarrow \text{CaS} + \text{SO}_3$		
600°C – 800°C	Anhydrit III (löslich) Zerfall Anhydrit			
ab 700°C – 800°C	Calciumcarbonat → Calciumoxid + Kohlendioxid	$\text{CaCO}_3 \rightarrow \text{CaO} + \text{CO}_2 + \text{Energie}$	exotherm	[137]

Nach den Untersuchungen von Schleifer, 2009 [112] und Tsantarudis, 1999 [125] konnte festgestellt werden, dass die thermischen Materialkennwerte von Gipsplatten mit verschiedenen Kennzeichnungen (z.B. Typ F, Typ DF, Typ A) keine gravierenden Unterschiede hinsichtlich des quantitativen Verlaufes der thermischen Materialkennwerte aufweisen, sodass häufig die temperaturabhängigen Materialeigenschaften für gipshaltige Plattenbekleidungen zusammengefasst werden. Ferner werden in den Literaturstellen gipsgebundene Brandschutzplatten meist zusammen aufgeführt, sodass eine differenzierte Betrachtung von Gipsplatten und Gipsfaserplatten nur bedingt möglich ist. Folglich ist die Darstellung für die Gipsplatte (GM-F) und die Gipsfaserplatte (GF) zusammengefasst worden.

Bei gipsgebundenen Brandschutzplatten ist das thermische Materialverhalten maßgeblich durch chemische Umwandlungsprozesse vom Hauptbestandteil Gips geprägt. Die Phasenumwandlungen haben demnach auch einen deutlichen Einfluss auf den Verlauf der thermischen Kennwerte. In der folgenden Tabelle 2-2 ist die Thermochemie von Gips kurz zusammengestellt, die zur Begründung der Veränderungen im temperaturabhängigen Kurvenverläufe von  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  herangezogen werden kann.

Im Folgenden werden die thermischen Materialkennwerte  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  in Abhängigkeit der Temperatur für die im Rahmen des Forschungsvorhabens betrachteten Brandschutzplatten genauer betrachtet.

### 2.2.2 Wärmeleitfähigkeit

#### gipshaltige Brandschutzplatten

Das thermische Verhalten der gipsgebundenen Plattenbekleidung ist maßgeblich durch die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  geprägt. Die gipshaltigen Brandschutzplatten zeichnen sich durch eine geringe Wärmeleitfähigkeit aus, die im Wertebereich zwischen 0,04 und  $> 1,4$  [W/(m·K)] liegen kann. Für Raumtemperaturen (20°C) kann die Wärmeleitfähigkeit von Gipsplatten 0,2 bis 0,25 [W/(m·K)] [112] betragen. Für Gipsfaserplatten kann die Wärmeleitfähigkeit Werte im Bereich von 0,2 bis 0,4 [W/(m·K)] angenommen werden [112]. Die thermische Schutzwirkung der Brandschutzplatten ist durch das temperaturabhängige Materialverhalten geprägt, sodass die thermischen Materialkennwerte temperaturabhängig formuliert werden müssen. Die Wärmeleitfähigkeit kann durch folgende Faktoren beeinflusst werden:

- Porosität/ Inhomogenität,
- Dichte /Mikrostruktur,
- Temperatur,
- Feuchtegehalte.

Brandschutzplatten zeichnen sich durch ein poröses Materialgefüge aus und Gips gilt als hydrophiler Baustoff, sodass bei einer Temperaturbeanspruchung die Wärmeleitfähigkeit erhöhten Schwankungen ausgesetzt sein kann. In den vergangenen Jahrzehnten haben sich bereits einige Autoren mit dem thermischen Materialkennwert  $\lambda$  für gipshaltige Brandschutzplatten auseinandergesetzt. In Abbildung 2-2 sind einige temperaturabhängige Verläufe der Wärmeleitfähigkeit für gipshaltige Brandschutzplatten aufgeführt, die zum Teil experimentell bestimmt (Mehaffey, 1994[101], Bénichou, 2001[49], Wakili, 2008[71], Andersson, Jansson, 1987[45], Hollmann, 2012[80], König, 2006[92], Lazaro, 2016[95], Sultan, 2002[121]) oder mittel numerischen Untersuchungen (Schleifer, 2009[112], Hollmann, Schnetgöke, 2016[79], Thomas, 2002[123], Könnig, 2006[92]) modifiziert und optimiert worden sind.

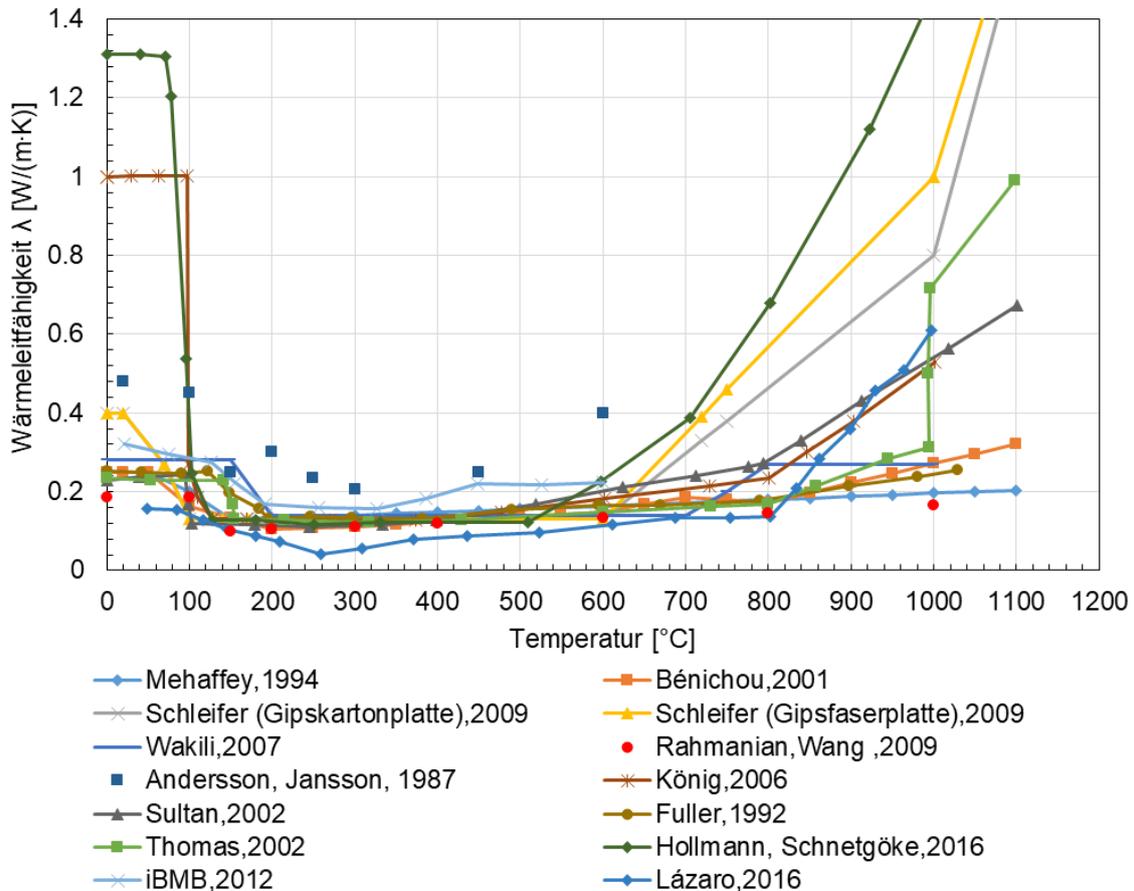


Abbildung 2-1: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für gipshaltige Brandschutzplatten

Anhand des temperaturabhängigen Verlaufes der Wärmeleitfähigkeit von gipsgebundenen Brandschutzplatten zeigt sich, dass  $\lambda$  temperaturabhängigen Schwankungen unterliegt. Die unterschiedlichen Literaturstellen weisen z.T. verschiedene Temperaturverläufe für die Wärmeleitfähigkeit auf, die sich jedoch in der Charakteristik des Verlaufes ähneln. Der quantitative Kurvenverlauf zeichnete sich durch einen konstanten Wert im Temperaturbereich von 20 °C bis 100 °C aus, der von 0,15 bis 1,31 [W/(m·K)] reichen kann. Zwischen 100 °C und 200 °C sinkt die Wärmeleitfähigkeit und geht in einen nahezu konstanten Bereich bis ca. 500 °C über, wobei die Wärmeleitfähigkeit zwischen 0,04 bis 0,235 [W/(m·K)] liegen kann. Anschließend erhöht sich die Wärmeleitfähigkeit wieder deutlich, wobei  $\lambda$  Werte  $> 1,4$  [W/(m·K)] annehmen kann. Der temperaturabhängige Kurvenverlauf kann demnach in drei Phasen eingeteilt und charakterisiert werden [49]:

- konstanter Anfangsbereich mit anschließender linearer Steigung (Abnahme) von  $\lambda(\Theta)$  bis ca. 200 °C
- konstanter Wert für  $\lambda(\Theta)$  zwischen 200 °C und ca. 500 bis 600 °C
- lineare Steigung (Zunahme) von  $\lambda(\Theta)$  ab ca. 500 bis 600 °C

In der Dissertation von Schleifer, 2009 [112] wurden experimentelle und numerische Untersuchungen an gipsgebundenen Brandschutzplatten vorgenommen. Basierend auf den Betrachtungen von König, 2006 [92] sind die temperaturabhängigen Kennwerte  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  weiterentwickelt und deren Temperaturverläufe für ein numerisches Modell modifiziert worden. Für Gipsplatten und Gipsfaserplatten wird anfänglich von einer Wärmeleitfähigkeit von  $0,4 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$  bei Raumtemperatur von ca.  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  ausgegangen, um den Massentransport des Wassers innerhalb der gipsgebundenen Brandschutzplatten zu berücksichtigen. Mit steigender Temperaturbeanspruchung kondensiert das bereits verdampfte Wasser in den noch kühleren Bereichen der Plattenbekleidung zunächst wieder, sodass sich aufgrund des erhöhten Wassergehalts eine höhere Wärmeleitfähigkeit der Gipsfaserplatten sowie der Gipsplatten einstellt, solange bis das Wasser vollständig verdampft [92][112]. Auch König, 2006 [92] und Hollmann, Schnetgöke, 2016 [79] berücksichtigten diesen Effekt im temperaturabhängigen Verlauf von  $\lambda$ , wobei sie von einer höheren Wärmeleitfähigkeit von  $1,00 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$  [92] bzw.  $1,31 \text{ [W/m}\cdot\text{K]}$  [79] im Temperaturbereich von  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $70 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  ausgehen. In den experimentellen Daten aus [80], die an Gipskartonfeuerschutzplatten mittels einer Transient Plane Source Method durchgeführt worden sind, ergeben sich im Temperaturbereich von  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  Werte für  $\lambda$  von  $0,29$  bis  $0,32 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$ . In den Daten aus [101], [70],[71],[121],[123],[92],[49] und [68] ergeben sich für den Temperaturbereich unter  $100^\circ\text{C}$  Wärmeleitfähigkeiten von  $0,23$  bis  $0,28 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$ . Lediglich die experimentelle Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von Gipsplatten in Lazaro, 2016[95] sowie die experimentellen und numerischen Untersuchungen von Rahmanian und Wang, 2009[106] haben geringere Wärmeleitfähigkeiten im Temperaturbereich von  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bestimmt. In [106] sind für Gipsplatten britischer Fabrikate eine Wärmeleitfähigkeit von  $\lambda = 0,185 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$  im Temperaturbereich zwischen  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  ermittelt worden. Lázaro, 2016[95] bestimmte mittels eines Lasher-Flash Verfahrens an herkömmlichen Gipsplatten die Wärmeleitfähigkeit unter  $100^\circ\text{C}$  zu  $\lambda = 0,15 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$ .

Ab  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  verdampft das freie und chemisch gebundene Wasser in den gipsgebundenen Brandschutzplatten, sodass im temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit sich ein linearer Abfall einstellt. Des Weiteren kann der Abfall der Wärmeleitfähigkeit im Temperaturbereich zwischen  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  auf den chemischen Umwandlungsprozess des Gipses in Halbhydrat zurückgeführt werden. Während in [80], [45] und [95] die Wärmeleitfähigkeit der gipsgebundenen Brandschutzplatten kontinuierlich abnimmt, sinkt bei [92] und [79]  $\lambda$  schlagartig bei einer Temperatur  $> 100 \text{ }^\circ\text{C}$  ab. Die Wärmeleitfähigkeit erreicht dabei Werte bis zu  $0,18 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$ . In den experimentellen und numerischen Untersuchungen von [68], [123], [80] und [71] zeigt sich zwischen  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bis  $120 \text{ }^\circ\text{C}$  weiterhin ein konstanter Wert für  $\lambda$  von  $0,25$  bis  $0,28 \text{ [W/(m}\cdot\text{K)]}$ , der erst ab  $150 \text{ }^\circ\text{C}$  linear abnimmt. Im Temperaturbereich zwi-

schen 200 °C bis 500 °C stellt sich ein nahezu konstanter Wert für die Wärmeleitfähigkeit der gipsgebundenen Brandschutzplatten ein. In [101],[71],[121],[123],[49],[92],[68],[112],[106] und [79] ist die Wärmeleitfähigkeit in diesem Temperaturbereich zu 0,105 bis 0,153 [W/(m·K)] bestimmt worden. Die Betrachtungen von Andersson, Jansson, 1987 [45] und Hollmann, 2012 [80] erzielen im Temperaturbereich 200 °C bis 500 °C deutlich höhere Wärmeleitfähigkeiten, die zwischen 0,15-0,3 [W/(m·K)] liegen. Die experimentellen Daten von Lazaro, 2016 [95] liegen mit  $\lambda = 0,04$  bis 0,09 [W/(m·K)] hingegen deutlich darunter.

Ab 500 °C geht die Wärmeleitfähigkeit der betrachteten Literaturstellen deutlich auseinander. Die steigende Radiation infolge fortschreitender Rissbildung der Plattenbekleidung wird durch eine steigende Wärmeleitfähigkeit ausgedrückt [123]. In Thomas, 2002 [123] wird zusätzlich ab 1.000 °C von einem Abfallen der Brandschutzplatte ausgegangen, weshalb ein schlagartiger Anstieg der Wärmeleitfähigkeit von 0,31 auf 0,71 [W/(m·K)] im Kurvenverlauf erkennbar ist. Mehaffey, 1987 [101] und Rahmania, Wang, 2009 [106] gehen von einer geringen Wärmeleitfähigkeit von 0,165 bis 0,204 [W/(m·K)] im Hochtemperaturbereich aus, wohingegen König, 2006 [92] und Sultan, 2002 [121] von einer erhöhten Wärmeleitfähigkeit bis  $\lambda = 0,5$  [W/(m·K)] bei 1.000 °C ausgehen. In [95] erfolgt ein linearer Anstieg der Wärmeleitfähigkeit erst ab 800 °C von 0,145 auf 0,61 [W/(m·K)]. In [112] wird hingegen bereits ab 600 °C von einem steilen Anstieg im Kurvenverlauf von  $\lambda$  ausgegangen. Bei der Betrachtung wird zusätzlich zwischen Gipsplatten und Gipsfaserplatten differenziert, wobei die Gipsfaserplatten schneller höhere Wärmeleitfähigkeiten von bis zu 1 [W/(m·K)] bei 1.000 °C erreichen. Die Gipsplatte weist im Temperaturbereich zwischen 600 °C bis 1.000 °C eine Wärmeleitfähigkeit von max. 0,8 [W/(m·K)] auf. Die numerischen Untersuchungen von Hollmann und Schnetgöke, 2016 [79] gehen von einem rapiden Anstieg der Wärmeleitfähigkeit bereits ab 500 °C aus. Die Wärmeleitfähigkeit liegt bei 500 °C bei 0,122 [W/(m·K)] und steigt bis auf  $> 1,4$  [W/m·K] bei Temperaturen von 1.000 °C.

Die betrachteten temperaturabhängigen Kurvenverläufe für die Wärmeleitfähigkeit von gipshaltigen Brandschutzplatten beschränken sich auf die Aufheizphase. Bis dato liegen keine erweiterten Erkenntnisse und Untersuchungen hinsichtlich des thermischen Materialkennwertes  $\lambda$  für die Abkühlphase vor.

### **Calciumsilicatplatten**

Neben den gipsbasierten Brandschutzplatten können auch Calciumsilikatplatten als Brandschutzbekleidungen zum Schutz von Stahlbauteilen angewendet werden. Calciumsilikatplatten weisen eine geringe Wärmeleitfähigkeit auf, sodass sie insbesondere als Isolationsmaterial häufig herangezogen werden. Da der thermische Kennwert  $\lambda$  insbesondere von der

Temperatur, dem Feuchtegehalt sowie der Dichte des Materials abhängig ist, variiert  $\lambda(\Theta)$  für verschiedene Calciumsilicatplatten. Je nach Dicke, Porosität und Feuchtegehalt der Platten können verschiedene temperaturabhängige Verläufe für die Wärmeleitfähigkeit erzielt werden (vgl. [51], [64]). Zudem gilt, je geringer die Dichte, desto höher die Festigkeit und die thermische Wärmeleitfähigkeit. Auch die baustofftechnologische Zusammensetzung der Calciumsilikatplatte kann einen Einfluss auf die thermische Wärmeleitfähigkeit der Brandschutzbekleidung haben. Beispielsweise können Mattiermittel wie Opacifiers bei der Herstellung von Calciumsilicatplatten hinzugefügt werden, die zu einer dauerhaft geringen Wärmeleitfähigkeit auch bei erhöhten Temperaturen führen. Bei Raumtemperatur kann die Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten zwischen 0,07 und 0,15 [W/(m·K)] liegen (vgl.[50],[51],[64]).

In Abbildung 2-2 ist eine Zusammenstellung verschiedener Literaturquellen für die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten dargestellt. Die Daten der genannten Literaturstellen basieren auf experimentellen Ergebnissen, die an unterschiedlichen Calciumsilicatplatten durchgeführt worden sind. Im Unterschied zu gipsgebundenen Brandschutzplatten existieren für den thermischen Materialkennwert  $\lambda$  sowohl für die Aufheizphase als auch für die anschließende Abkühlphase erste Erkenntnisse. Mit steigender Temperaturbeanspruchung ist eine Erhöhung des thermischen Materialkennwertes  $\lambda$  von Calciumsilicatplatten zu verzeichnen. Die verschiedenen Autoren gehen basierend auf ihren Untersuchungsergebnissen von einem quadratischen Anstieg der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Zeit aus. In der Aufheizphase gleichen sich die Kurvenverlauf von  $\lambda(\Theta)$ , wobei die Steigungen der Kurvenverläufe variieren und  $\lambda$  von 20 °C bis 1.000 °C Werte zwischen 0,06 bis 0,48 [W/(m·K)] annehmen kann. In Bentz, Prasad, 2007 [51] ist der kontinuierliche Anstieg der Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur auf die folgenden Phasenumwandlungen zurückzuführen:

- Verdunstung des freien Wassers bei 100 °C
- Dehydratation der Calciumsilikathydrate im Temperaturbereich zwischen 100°C bis 400°C
- Dehydratation der Calciumhydroxide im Bereich zwischen 400°C bis 600°C
- Decarbonatisierung im Temperaturbereich von 600°C bis 1.000°C

In den experimentellen Betrachtungen in [51] ist die Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten als Funktion der Temperatur mit einem Slug Calorimeter bestimmt worden. Bei Temperaturen < 100 °C ist  $\lambda$  konstant zu 0,075 [W/(m·K)] ermittelt worden. Ab 100°C steigt  $\lambda$  kontinuierlich an, wobei der temperaturabhängige Verlauf einem quadratischen Anstieg folgt. Bei 500°C ist die Wärmeleitfähigkeit bereits auf 0,218 [W/(m·K)] angestiegen und bei 750 °C

erreicht  $\lambda$  einen Wert von 0,385 [W/(m·K)]. In [50], [51] wird von einem geringen Anstieg der Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur ausgegangen, wobei die Ermittlung von  $\lambda$  ebenfalls mit einem Slug Calorimeter erfolgte. Bei Raumtemperatur liegt die Wärmeleitfähigkeit bei  $\lambda = 0,1$  [W/(m·K)] und steigt bis auf 0,201 [W/(m·K)] bei 500 °C. Die maximale Wärmeleitfähigkeit von 0,48 [W/(m·K)] wird bei einer Temperatur von 1.050 °C erreicht. Im Gegensatz dazu zeigen die experimentellen Daten aus Do, Bentz, Stutzmann, 2007[64] deutlich geringere Werte für die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit, die unter Verwendung der Transient Plane Source Method bestimmt worden sind. Im Temperaturbereich zwischen 20 °C bis 450 °C ist nur eine leichte Erhöhung von  $\lambda$  von 0,091 auf 0,11 [W/(m·K)] zu verzeichnen. Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Calciumsilikatplatte-3, die mit einem Plattenverfahren nach DIN EN 1946-2 (1999) [8] ermittelt worden ist, zeigt ebenfalls einen geringen Anstieg von  $\lambda = 0,085$  [W/(m·K)] bei 20 °C bis auf  $\lambda = 0,11$  [W/(m·K)] bei 40 °C. Je nach untersuchten Calciumsilikatplatten, dem Feuchtegehalt sowie der Ausprägung der chemischen/physikalischen Prozesse während einer Erwärmung der Calciumsilikatplatten kann die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit variieren.

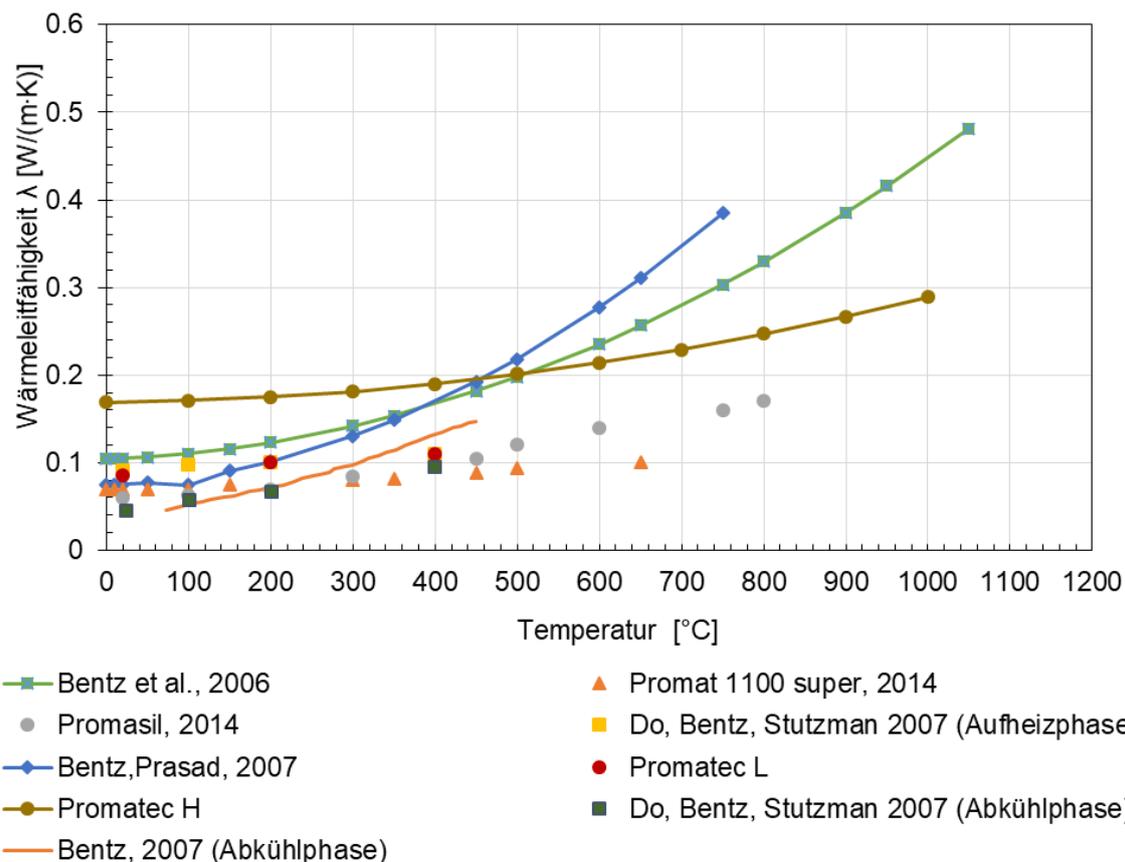


Abbildung 2-2: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Brandschutzplatten aus Calciumsilicat

Für die anschließende Abkühlphase kann konstatiert werden, dass  $\lambda$  geringere Werte als in der Aufheizphase annimmt, die zwischen 0,04 bis 0,14 [W/(m·K)] liegt. Die sinkende Wärmeleitfähigkeit kann durch eine Reduzierung des Feuchtegehalts durch Verdunstung des freien und gebundenen Wassers der temperaturbeanspruchten Calciumsilicatplatte begründet werden. Der Verlauf der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten gleicht quantitativ dem Verlauf der Aufheizphase. Die experimentelle Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit während des Abkühlprozesses ist jedoch nur im Temperaturbereich von 450°C auf Raumtemperatur durchgeführt worden (vgl. [50][51][64]). In [64] ist die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mittels der Transient Plane Source Methode, kurz TPS, nach DIN EN ISO 22007 (2015) vorgenommen worden. Bei 400 °C ist  $\lambda$  zu 0,04 [W/(m·K)] und bei 100°C zu 0,057 [W/(m·K)] bestimmt worden. Die Betrachtung in [50] erzielte mit den Slug Calorimeter ähnliche Wärmeleitfähigkeiten in der Abkühlphase. Bei 400 °C ist eine Wärmeleitfähigkeit von 0,13 [W/(m·K)] und bei 100 °C von 0,05 [W/m·K] gemessen worden. Im Abkühlprozess zeigt sich, dass die Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten geringere Werte als in der Aufheizphase aufweist. Der Verlauf der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit fällt jedoch gleichmäßig ab. Entsprechend der Aufheizphase ist auch in der Abkühlphase eine Streuung von  $\lambda$  zu erkennen, die auf unterschiedliche Einflussfaktoren wie Materialzusammensetzung, Feuchtegehalt etc. zurückzuführen ist. Insgesamt zeigt sich der temperaturabhängige Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten als quadratischen Anstieg, der in der Abkühlphase wieder kontinuierlich abfällt.

### 2.2.3 Spezifische Wärmekapazität

#### Gipsgebundene Brandschutzplatten

Der temperaturabhängige, massenbezogene Materialkennwert spezifische Wärmekapazität  $c_p$  gilt als Maß für den Widerstand eines Baustoffes, den er einer Temperaturerhöhung entgegensetzt. Der thermische Kennwert für gipsgebundene Brandschutzplatten kann gemäß Herstellerangaben bei Raumtemperatur zu 950 bis 1.700 [J/(kg·K)] angenommen werden. Die spezifische Wärmekapazität kann von folgenden Faktoren beeinflusst werden:

- Baustoffzusammensetzung,
- Temperatur,
- Rohdichte,
- Feuchtegehalt.

Auf Grund der baustofftechnologischen Besonderheiten und der schwankenden Feuchtegehalte von gipsgebundenen Brandschutzplatten kann sich die spezifische Wärmekapazität

temperaturbedingt verändern. Den temperaturabhängigen Verlauf von  $c_p$  von gipsgebundenen Brandschutzplatten haben in den vergangenen Jahrzehnten verschiedene Autoren genauer untersucht. Für die temperaturabhängige Darstellung der spezifischen Wärmekapazität  $c_p(\Theta)$  von gipsgebundenen Brandschutzplatten existieren demnach eine Vielzahl verschiedener Daten. Sowohl experimentelle Untersuchungen als auch numerische Betrachtungen und Optimierung von  $c_p(\Theta)$  wurden vorgenommen, die in Abbildung 2-3 zusammengefasst dargestellt sind. In Aire, 2014[43], Waklili, 2007[70], Bénichou, 2001[49], Park, 2009[105], Hollmann, 2012[80], Mehaffery 1994[101], Schleifer, 2009[112] wurde die spezifische Wärmekapazität von gipshaltigen Brandschutzplatten experimentell bestimmt. In den Betrachtungen von Schleifer, 2009[112], Rahmania und Wang, 2009[106], König, 2006[92], Sultan, 2002[121], Thomas, 2002[123], Hollmann und Schnetgöke, 2016[79] ist  $c_p$  anhand von numerischen Untersuchungen modifiziert worden.

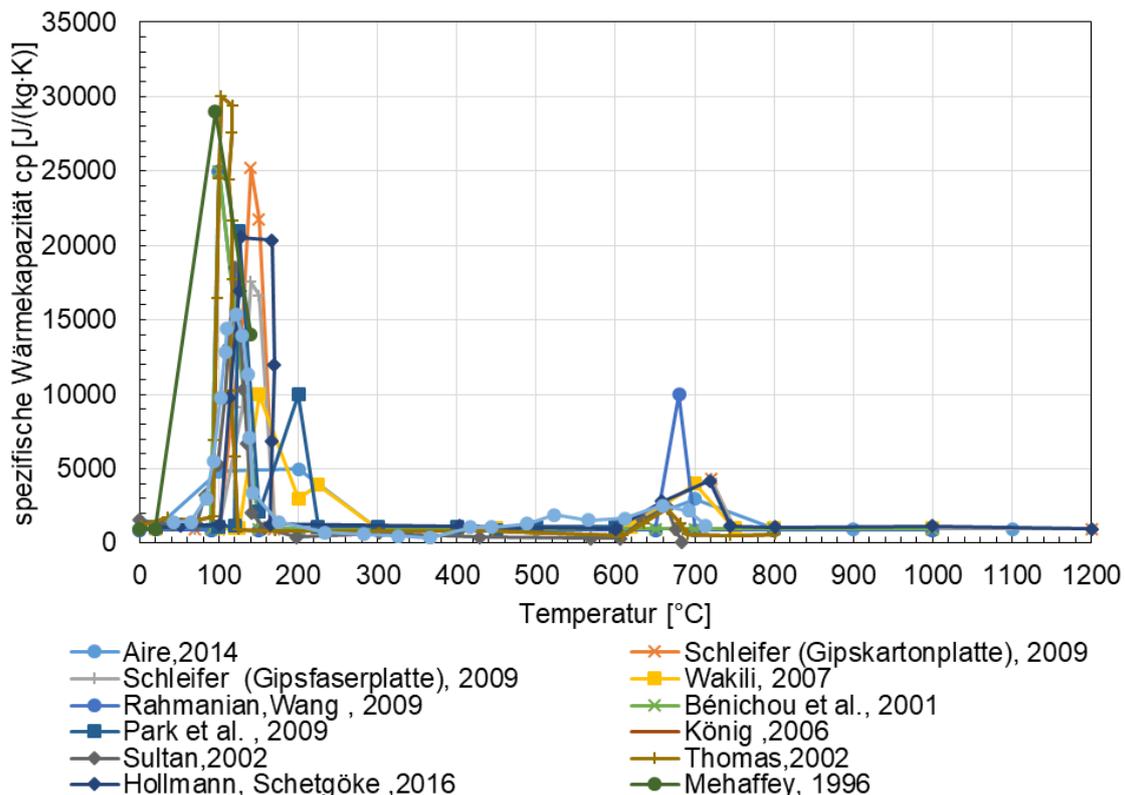


Abbildung 2-3: Temperaturabhängige spez. Wärmekapazität von gipsgebundenen Brandschutzplatten

Durch die Phasenumwandlungen, die der Hauptbestandteil Gips während einer Brandbeanspruchung ausgesetzt ist, sowie die daraus resultierenden endothermen und exothermen Prozesse verändern den thermischen Materialkennwert  $c_p$  deutlich. Speziell die Dehydratation des freien und chemisch gebundenen Wassers ist eine Begründung für die ausgeprägten Anstiege, die sogenannten Peaks, im temperaturabhängigen Kurvenverlauf der spezifischen

Wärmekapazität. Die unterschiedlichen Literaturquellen unterscheiden insbesondere die Zeitspanne, die Anzahl und den maximalen Wert der Peaks. Temperaturbedingt kann die spezifische Wärmekapazität  $c_p(\Theta)$  im Wertebereich zwischen 950 [J/(kg·K)] und 30.000 [J/(kg·K)] liegen. Der temperaturabhängige Kurvenverlauf der spezifischen Wärmekapazität von gipsgebundenen Brandschutzplatten kann in fünf Phasen eingeteilt werden:

- Konstanter Wert für  $c_p(\Theta)$  bis 100 °C
- Rapider Anstieg von  $c_p(\Theta)$  im Temperaturbereich zwischen 100 °C bis 200 °C
- Konstanter Wert für  $c_p(\Theta)$  im Temperaturbereich ab 200 °C/300 °C bis 600 °C
- Kurzfristiger Anstieg von  $c_p(\Theta)$  bei Temperaturen von 600 °C bis 750 °C/800 °C
- Konstanter Wert für  $c_p(\Theta)$  ab 750 °C bis 800 °C

Nach Untersuchungen von Schleifer, 2009 [112] kann auf das temperaturabhängige Materialverhalten von Gipsfaserplatten und Gipsplatten mit Hilfe der chemischen und physikalischen Prozesse des Hauptbestandteils Gips geschlossen werden. Im Temperaturbereich ab 100 °C kommt es zur Verdunstung des freien Wassers sowie des chemisch gebundenen Porenwassers in den gipshaltigen Brandschutzplatten, die abhängig von den vorliegenden Feuchtegehalt des Plattenmaterials ist. Ferner findet ein Umwandlungsprozess von Gips, Calciumsulfat-Hydrat ( $\text{CaSO}_4$ ), in Calciumsulfat-Halbhydrat ( $\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2} \text{H}_2\text{O}$ ) statt, wobei Wasser freigesetzt wird. Je höher die Feuchte der gipsgebundenen Brandschutzplatte ist, desto höher sind auch die latente Wärme und der Energiebedarf für den Verdampfungsprozess. Durch die Verdampfung des Wassers wird dem Gesamtsystem Energie entzogen, die sich in einer Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität  $c_p(\Theta)$  ausdrückt. Die Verdampfungsenthalpie wird durch die Ausprägung des Peaks ab 100°C im Kurvenverlauf von  $c_p$  verdeutlicht. In Bénichou, 2001[49] wird der ausgeprägte Peak der spezifischen Wärmekapazität von  $c_p = 28.000$  [J/(kg·K)] bei einer Temperatur von ca. 125 °C erreicht. Die Ermittlung des thermischen Materialkennwertes erfolgte dabei mit einer Differential Scanning Calorimetry- Analyse an im Vorwege getrockneten Proben (24 Std. bei 40 °C). Thomas, 2002 [123] und Mehaffey, 1994 [101] gehen von einem rapiden Anstieg von  $c_p$  auf 30.000 [J/(kg·K)] bei 100 °C aus, wohingegen Lazaro, 2016 [95] einen Anstieg von  $c_p$  von ca. 15.000 [J/(kg·K)] bei 120 °C ermittelt hat. In [112] wird  $c_p$  für Gipsfaserplatten und Gipskartonplatten differenziert voneinander betrachtet. Für Gipskartonplatten ist ein ausgeprägter Peak von ca. 25.000 [J/(kg·K)] bei 140 °C erfasst worden, während die maximale spezifische Wärmekapazität für Gipsfaserplatten bei der gleichen Temperatur zu 14.000 [J/(kg·K)] ermittelt wurde. Die Daten in [112] geben jedoch keinen Aufschluss über den Feuchtegehalt der untersuchten Proben, sodass nicht abschließend bewertet werden kann, ob der Unterschied der temperaturabhängigen, spezifischen Wärmekapazität für unterschiedliche gipshaltige Brand-

schutzplatten alleinig auf die Unterschiede in der baustofftechnologischen Zusammensetzung, des Feuchtegehaltes oder andere Einflussgrößen zurückzuführen ist.

Ein weiterer, zweiter Peak bei 150 °C bis < 200 °C kann durch die Umwandlung von Calciumsulfat-Halbhydrat ( $\text{CaSO}_4 \cdot \frac{1}{2} \text{H}_2\text{O}$ ) in Calciumsulfat-Anhydrit ( $\text{CaSO}_4$ ) entstehen. Bei der Phasenumwandlung wird ebenfalls Wasser freigesetzt. Lediglich in [70] und [105] ist dieser zweite Peak im temperaturabhängigen Verlauf von  $c_p$  ermittelt worden, der einen maximalen Wert von 10.000 [J/(kg·K)] bei 200 °C Park, 2009 [105] und von 1.100 [J/(kg·K)] bei 225 °C Wakili, 2007 [70] aufweist. Nach [70] können die zwei Dehydratationsstufen und die damit verbundenen Peaks nur erfasst werden, wenn bei der experimentellen Bestimmung mit Hilfe einer Differential Scanning Calorimetry eine Heizrate von < 5 °C/Minute gewählt wird. Nach dem rapiden Anstieg und schnellen Abfall der spezifischen Wärmekapazität im Temperaturbereich von 100 °C bis 200 °C nimmt  $c_p$  wieder einen konstanten Wert an, der im Bereich von 780 [J/(kg·K)] bis 1.160 [J/(kg·K)] liegen kann. Bis zu 600 °C zeigt sich keine Änderung von  $c_p$ . Lediglich die Betrachtungen von Lázaro, 2016 [95] zeigen, dass die spezifische Wärmekapazität im Temperaturbereich von 200 °C bis 360 °C kontinuierlich bis auf 360 [J/(kg·K)] sinken kann. Anschließend steigt  $c_p$  bei der Untersuchung von Lázaro, 2016 [95] auch wieder an und erreicht bei 600 °C einen Wert von ca. 1.600 [J/(kg·K)].

Im Temperaturbereich zwischen 600 °C bis 800 °C zeigt sich im Kurvenverlauf der spezifischen Wärmekapazität von gipsgebundenen Brandschutzplatten erneut ein kurzfristiger Peak, dessen Größenordnung je nach Literaturstelle unterschiedlich stark ausfällt. Der Anstieg im Kurvenverlauf von  $c_p$  kann mit der Zersetzung von Calciumcarbonat ( $\text{CaCO}_3$ ) unter Freisetzung von Kohlendioxid begründet werden. In [49] und [70] wird ein Peak von ca. 4.200 [J/(kg·K)] bei 700 °C erfasst, der mit der Decarbonisierung der untersuchten Gipsplatten begründet wird. Schleifer, 2009 [112] und Hollmann, Schnetgöke, 2016 [79] haben bei einer Temperatur 720 °C die spezifische Wärmekapazität ebenfalls von ca. 4.200 [J/(kg·K)] ermittelt. Rahmanian und Wang, 2009 [106] gehen von einem Anstieg von  $c_p$  auf 10.000 [J/(kg·K)] bei einer Temperatur von 680 °C aus. Lediglich Thomas, 2002 [123] hat in seinen Untersuchungen den Peak von  $c_p$  mit 2.500 [J/(kg·K)] bei 650 °C geringer angenommen. Die experimentelle Bestimmung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität ist versuchsbedingt meist auf den Temperaturbereich < 750 °C begrenzt, weshalb ab 800 °C nur noch die numerischen Ergebnisse der Literaturstellen für  $c_p$  zusammengetragen werden können. Anhand der Zusammenstellung in Abbildung 2-3 wird sichtbar, dass die spezifische Wärmekapazität bei Temperaturen > 800 °C einen konstanten Verlauf annimmt. Die spezifische Wärmekapazität kann dabei im Wertebereich von 980 bis 1.160 [J/(kg·K)] liegen.

An der Zusammenstellung von  $c_p(\Theta)$  der verschiedenen Literaturstellen wird deutlich, dass der thermische Materialkennwert mit steigender Temperatur in einem sich ändernden Wertebereich liegt. Insgesamt ist jedoch quantitativ ein charakteristischer Verlauf für die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität für gipshaltige Brandschutzplatten zu erkennen. Insbesondere die Peaks bei 100 °C bis 200 °C und bei 700 °C charakterisieren den temperaturabhängigen Verlauf der spezifischen Wärmekapazität. Die Daten beschränken sich jedoch allesamt auf die Aufheizphase, sodass keine fundierte Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf von  $c_p$  in der Abkühlphase gemacht werden kann.

### Calciumsilicatplatten

Der thermische Materialkennwert der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  für Calciumsilicatplatten muss ebenfalls als temperaturabhängiger Wert formuliert werden. Die temperaturabhängige Materialeigenschaft ist insbesondere von der Dichte, der baustofftechnologischen Zusammensetzung sowie dem Feuchtegehalt der Calciumsilicatplatte abhängig. Bei Raumtemperatur kann die spezifische Wärmekapazität von Brandschutzplatten aus Calciumsilicat gemäß Herstellerangaben Werte zwischen 800 bis 1.200 [J/(kg·K)] annehmen. Die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität für Brandschutzplatten aus Calciumsilikat zum Schutz von Stahlbauteilen ist bis dato jedoch kaum untersucht worden. Im Rahmen der Datenanalyse hat lediglich Bentz et al., 2006[51] den thermischen Materialkennwert experimentell erfasst. Der temperaturabhängige Verlauf ist in Abbildung 2-4 dargestellt.

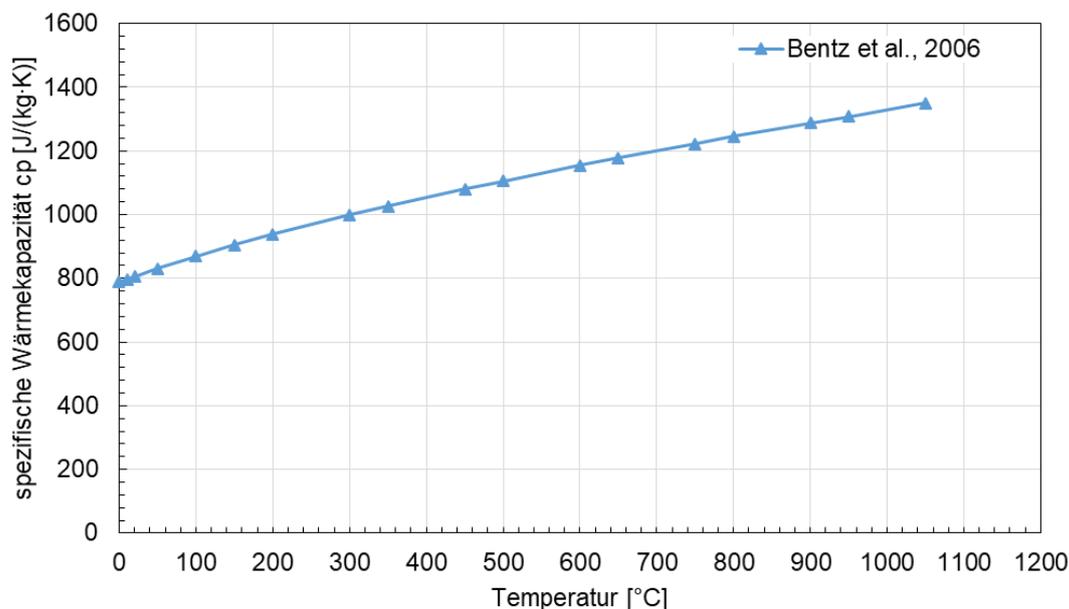


Abbildung 2-4: Temperaturabhängige spez. Wärmekapazität von Calciumsilicatplatten

Es wird deutlich, dass die spezifische Wärmekapazität mit steigender Temperatur kontinuierlich zunimmt. Die Dehydratation von Wasser und die chemischen Umwandlungsprozesse

innerhalb von Calciumsilikatplatten äußern sich gemäß der Daten von Bentz et al., 2006 [51] nicht im temperaturabhängigen Kurvenverlauf von  $c_p$ . Bei Raumtemperatur kann die spezifische Wärmekapazität zu 800 [J/(kg·K)] angenommen werden. Mit steigender Temperatur erhöht sich  $c_p$  auf ca. 1.100 [J/(kg·K)] bei 500 °C. Das Maximum von knapp 1.400 [J/(kg·K)] erreicht  $c_p$  bei 1.050 °C.

In der Literatur lassen sich keine weiteren Daten über die temperaturabhängige, spezifische Wärmekapazität von Calciumsilicatplatten ausfindig machen. Es liegen folglich erhebliche Kenntnislücken vor. Diese Erkenntnis unterstreicht die Notwendigkeit einer tiefgreifenden, wissenschaftlichen Betrachtung von Brandschutzplatten aus Calciumsilikat sowohl für Aufheiz- und Abkühlphase.

## 2.2.4 Rohdichte

### Gipshaltige Brandschutzplatten

Die Rohdichte  $\rho$  gilt als thermischer Parameter, dessen Kenngröße sich ebenfalls bei einer steigenden Temperatureinwirkung verändert. Die thermische Stoffkenngröße ist sowohl Temperatur als auch druckabhängig. Mit steigender Temperatur kann es zur Ausdehnung und Stoffumwandlungen sowie Gefügeänderungen in den Brandschutzplatten kommen, die mit einer Veränderung der Rohdichte einhergehen.

Insbesondere bei der Rohdichte unterscheiden sich die gipsgebundenen Brandschutzplatten voneinander. Bei Raumtemperatur kann die Rohdichte von Gipskartonfeuerschutzplatten je nach Hersteller zwischen 720 bis 960 [kg/m<sup>3</sup>] liegen. Die Gipsfaserplatten weisen mit  $\rho \leq 1.250$  [kg/m<sup>3</sup>] gemäß Herstellern eine deutlich höhere Rohdichte auf als Gipskartonfeuerschutzplatten. Die Diskrepanz der Rohdichte von Gipsplatten und Gipsfaserplatten ist auf den erhöhten Faseranteil bei Gipsfaserplatten zurückzuführen. Zur Ermittlung der temperaturabhängigen Rohdichte wird meist die thermogravimetrische Analyse verwendet, die durch Wägung unter gleichzeitiger Temperaturbeanspruchung den temperaturabhängigen Massenverlust bestimmt. Unter Annahme, dass das Volumen der Brandschutzplatten während der Temperaturbeanspruchung gleichbleibt, kann eine Umrechnung in die temperaturabhängige Rohdichte erfolgen. Eine Vielzahl von Literaturquellen hat sich mit der temperaturabhängigen Rohdichte in Form des Massenverlustes auseinandergesetzt. Dabei wurde jedoch bis auf die Untersuchungen in [112] keine Unterscheidung unterschiedlicher gipsgebundener Brandschutzplatten vorgenommen. Eine Zusammenstellung der Daten ist in Abbildung 2-5 dargestellt. Die Daten basieren auf Literaturangaben, dessen Temperaturverläufe auf experimentellen oder numerischen Untersuchungen zur Ermittlung und Optimierung thermischer Materialkennwerte basieren.

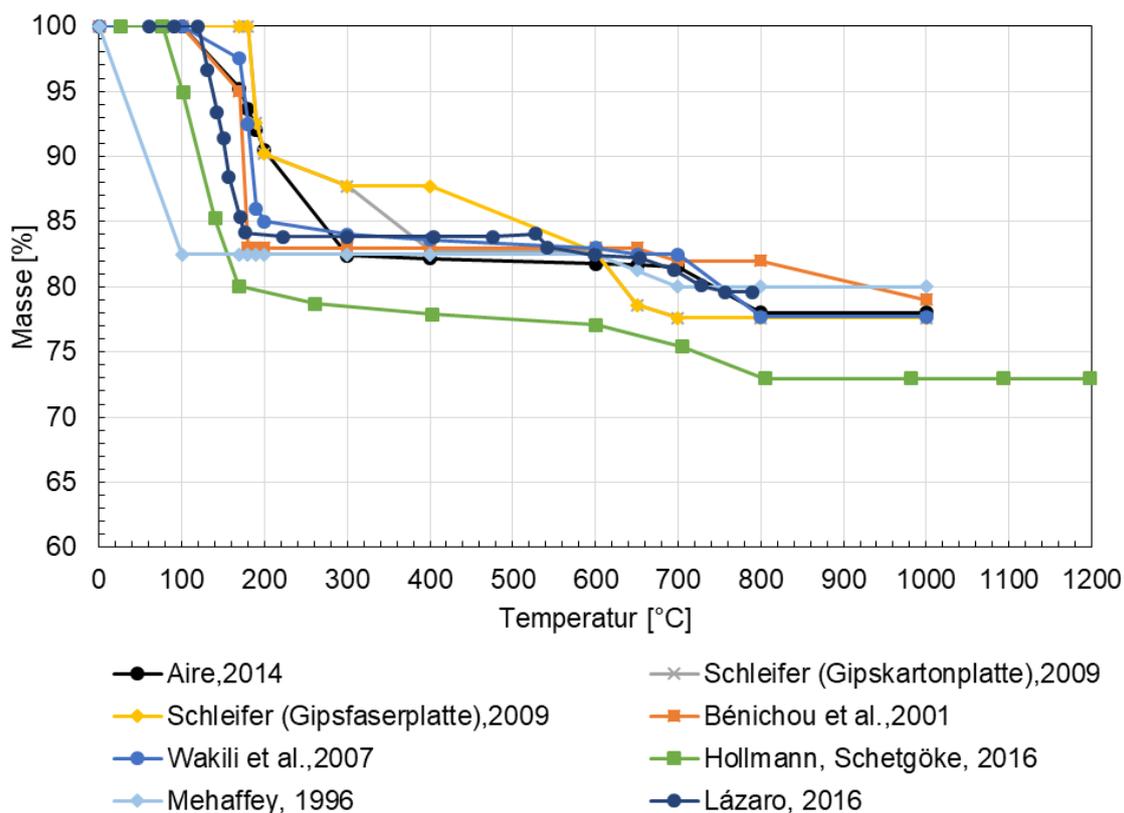


Abbildung 2-5: Temperaturabhängiger Verlauf der Masse von gipsgebundenen Brandschutzplatten

Die Rohdichte der gipsgebundenen Brandschutzplatten nimmt mit steigender Temperatur deutlich ab. Insbesondere im Temperaturbereich von 100 °C bis 200 °C und ab 700 °C ist ein deutlicher Abfall zu erkennen. Der temperaturabhängige Kurvenverlauf der Rohdichte in Form des prozentualen Massenverlustes von gipsgebundenen Brandschutzplatten kann in fünf Phasen eingeteilt werden:

- Konstanter Wert für  $\rho(\Theta)$  bis 100 °C
- Schneller Abfall von  $\rho(\Theta)$  im Temperaturbereich zwischen 100 °C bis 200 °C
- Konstanter Wert für  $\rho(\Theta)$  im Temperaturbereich ab 200 °C bis 600 °C
- Kurzfristiger Abfall von  $\rho(\Theta)$  bei Temperaturen von 600 °C bis 700 °C/ 800 °C
- Konstanter Wert für  $\rho(\Theta)$  ab 700°C- 800°C

Die Abnahme der Rohdichte bei steigenden Temperaturen wird hauptsächlich durch den Feuchteverlust und die chemischen Stoffumwandlungen von Gips verursacht. Ab 100 °C äußert sich die Abnahme der Rohdichte durch einen Massenverlust von bis zu 20 %, der auf die Dehydratation des Wassers und die Phasenumwandlung von Gips (Calciumsulfat-Dihydrat) zu Calciumsulfat-Halbhydrat und anschließend zu Calciumsulfat-Anhydrit zurückzuführen ist. Bei 100 °C ermittelt Wakili, 2007 [70] einen Massenverlust von 15% und Lazaro,

2016 [95] von 16 %. In [101] wird bereits von einem linearen Abfall der Rohdichte ab 20 °C ausgegangen. Ab 100 °C sind in den Untersuchungen von [101] schon 18 % Massenverlust zu verzeichnen. Hollmann, Schnetgöke, 2016 [79] gehen von deutlich höheren Massenverlusten und folglich höheren Abnahmen der Rohdichte bei steigender Temperatur aus. Bei 160 °C sind bereits 20% Massenverlust angenommen worden, die sich mit steigenden Temperaturen erhöhen. In den Untersuchungen von [112] findet eine Unterscheidung von Gipskarton und Gipsfaserplatten statt. Beide Brandschutzplatten weisen im Vergleich zu den anderen Literaturstellen jedoch lediglich 10 % Massenverlust bei 100 °C auf. Ferner zeigen die Ergebnisse, dass nur im Temperaturbereich zwischen 300 °C bis 600 °C ein differenter Verlauf der Rohdichte für unterschiedliche gipsgebundene Brandschutzplatten vorliegt. Während bei der Gipskartonplatte bei 400 °C bereits ein Massenverlust von 18 % aufgetreten ist, sind es bei der Gipsfaserplatte erst 13 %. Im Temperaturbereich von 200 °C bis 600 °C bleibt die temperaturabhängige Rohdichte konstant (Massenverlust zwischen 16 bis 18 %) (vgl. [43], [70],[71], [101], [49] und [95]). Lediglich Hollmann, Schnetgöke, 2016 [79] gehen von einer sinkenden Rohdichte von 23M.-% Massenverlust bis zu 600 °C aus. Ab 600 °C ist ein zweiter Abfall der temperaturabhängigen Rohdichte für gipsgebundene Brandschutzplatten zu verzeichnen, der bis auf 800 °C anhält. Die verschiedenen Literaturstellen unterscheiden sich dabei hinsichtlich der Größenordnung des prozentualen Massenverlustes. Bei [70], [95]und [112] sinkt der Massenverlust von 18 % auf 23 %. In [101] sind nur weitere 2 % Massenverlust bestimmt worden. Hollmann und Schnetgöke, 2016 [79] gehen sogar von bis zu 28 % bei einer Temperatur von 800 °C aus. Ab 800 °C stellt sich dann ein konstanter Wert für die Rohdichte von gipsgebundene Brandschutzplatten ein, da der Massenverlust nicht weiter zunimmt. Lediglich zeigen die Untersuchungen von Bénichou, 2001[49], dass eine weitere Abnahme der Rohdichte verbunden mit einer Reduzierung der Masse von 3 % bis 1.000 °C eintreten kann.

Im Gesamten kann bis in den Hochtemperaturbereich von 1.000 °C eine Abnahme der Masse von 20 – 28 % eintreten. Insgesamt ist quantitativ ein charakteristischer Verlauf für den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte für gipshaltige Brandschutzplatten zu erkennen. In der Aufheizphase kann folglich konstatiert werden, dass die temperaturabhängige Rohdichte von gipsgebundenen Brandschutzplatten sinkt. Für den Abkühlprozess fehlen in der Literatur die Angaben, weshalb keine fundierte Aussage zum temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte in der Abkühlphase getroffen werden kann. Nach dem temperaturbedingten Massenverlust ist von einer konstanten Rohdichte in der Abkühlphase auszugehen. Die Annahme muss jedoch anhand von experimentellen Ergebnissen belegt werden.

### Calciumsilicatplatten

Die temperaturabhängige Rohdichte  $\rho$  von Calciumsilicatplatten stellt ebenfalls einen temperaturabhängigen Materialkennwert dar, dessen Kurvenverlauf genauer analysiert werden muss. Mit steigender Temperatur kommt es zur Veränderung des Materialgefüges, die eine Verringerung der Rohdichte zur Folge hat. Wie auch bei gipsgebundenen Plattenbekleidungen ist der Feuchtegehalt maßgeblich für den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte verantwortlich.

Bei Raumtemperatur kann die Rohdichte von Calciumsilicatplatten zwischen leichter, mittlerer und hoher Rohdichte unterschieden werden. Als Brandschutzplatten eignen sich jedoch nur Calciumsilicatplatten mit einer geringen Rohdichte, die zwischen  $200 \text{ [kg/m}^3\text{]}$  und  $550 \text{ [kg/m}^3\text{]}$  liegen (vgl. [51], [64]). In der Literatur sind nur begrenzte Angaben zum temperaturabhängigen Materialverhalten von Calciumsilicatplatten zu finden, weshalb nur begrenzte Daten zur Bewertung des thermischen Materialkennwertes zur Verfügung stehen. In Abbildung 2-6 ist der Verlauf der Rohdichte in Abhängigkeit der Temperatur aufgetragen. Die Ergebnisse basieren auf experimentellen Untersuchungen von Plattenmaterial aus Calciumsilicatplatten.

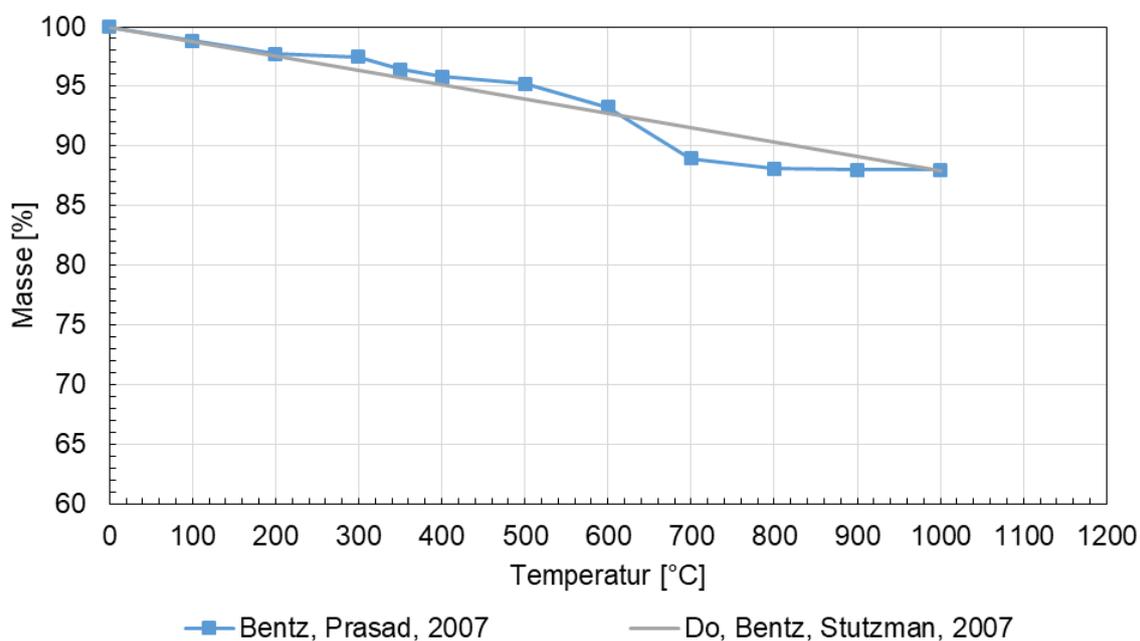


Abbildung 2-6: Temperaturabhängige Rohdichte/ Massenverlust von Brandschutzplatten aus Calciumsilikat

Anhand der Kurvenverläufe wird deutlich, dass die Rohdichte von Calciumsilicatplatten in Abhängigkeit steigender Temperaturen sinkt, wobei ein Massenverlust von maximal 13 % auftreten kann. In [51] ist der temperaturabhängige Verlauf unter Anwendung einer thermogravimetrischen Analyse ermittelt worden. Die Ergebnisse zeigen, dass mit steigender Tem-

peratur eine kontinuierliche Abnahme von  $\rho$  erfolgt. Insbesondere bei 600 °C erfolgt eine höhere Abnahme der Masse von 7 % auf 12 %, die zu einer weiteren Verringerung der temperaturabhängigen Rohdichte führt. In [64] ist die Masse einer Probe aus einer Calciumsilicatplatte ledig vor und nach einer Temperaturbeanspruchung (bis 1.000 °C) durch Wägung ermittelt worden. Als Vereinfachung wird von einem kontinuierlichen, linearen Abfall des Massenverlustes und somit auch der temperaturabhängigen Rohdichte ausgegangen. Die Ergebnisse lassen demnach nur einen Rückschluss auf den absoluten Massenverlust nach 1.000 °C zu. Die Ergebnisse liefern jedoch keine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf des Massenverlusts respektive der Rohdichte. Um eine fundierte Aussage über die temperaturabhängige Rohdichte von Calciumsilicatplatten zu tätigen, muss die Datenbasis um weitere experimentelle Untersuchungen erweitert werden. Für die Abkühlphase liegen bis dato keine Erkenntnisse vor, sodass eine wissenschaftlich vertiefende Betrachtung der Rohdichte für Calciumsilicatplatten sowohl für die Aufheiz- als auch für die Abkühlphase zwingend notwendig ist.

## 2.3 Brandschutzputz

### 2.3.1 Allgemeines

Neben den Plattenbekleidungen kann auch sogenannter Brandschutzputz als Bekleidungs-material seine Anwendung finden. Es können verschiedene Putzsysteme zum Schutz von Stahlbauteilen angewendet werden, wobei hinsichtlich ihres Aufbaus in Putzbekleidungen unterschieden wird. Der Brandschutzputz kann mit oder ohne Haftgrund sowie mit und ohne Putzträger auf das zu schützende Bauteil appliziert werden. Die Verwendung und Ausführung der Brandschutzputze wird durch die DIN 4102 - 4 (2016) und DIN EN 13501-2 (2016) sowie durch Verwendbarkeitsnachweise geregelt. Zement, Perlit oder auch Vermiculit stellen in der baustofftechnologischen Zusammensetzung von Brandschutzputzen sogenannte Additive dar, die für eine hohe Porosität und eine geringe Rohdichte eingesetzt werden (vgl.[42]). Als Brandschutzputz können folgende Materialien verwendet werden:

- Kalk- Zementmörtel nach DIN EN 998-1 oder Gipskalkmörtel nach DIN EN 1379-1 (in Verbindung mit DIN 18550-2 und DIN EN 13914-4)
- Putz aus Gipsmörtel nach DIN EN 13279-1 (in Verbindung mit DIN 18550-2 und DIN EN 13914-4)
- Vermiculit- oder Perlitmörtel (Zement oder Gipsputze)

Der Brandschutzputz wird meist profilfolgend auf das zu schützende Stahlbauteil appliziert. Mit Hilfe eines nichtbrennbaren Putzträgers in Form von Drahtgewebe oder Streckmetal nach DIN 4102-2 (2016)[10] kann der Brandschutzputz auch kastenförmig aufgebracht werden. Die Verarbeitung kann händisch oder mit Hilfe einer Putzmaschine erfolgen, sodass eine spritzraue Oberfläche des beschichteten Stahlbauteils entsteht. Die Putzschichtdicke sollte möglichst gleichbleibend aufgetragen werden, denn sie bestimmt die thermische Schutzwirkung und kann zu hohen Feuerwiderstandsdauern der geschützten Bauteile führen.

### 2.3.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit von verschiedenen Brandschutzputzen wird insbesondere durch den Feuchtegehalt, die Porosität und die Rohdichte bestimmt (vgl.[55]). Während einer Brandbeanspruchung ist der thermische Materialkennwert jedoch einer temperaturbedingten Änderung unterworfen, weshalb  $\lambda$  für den Brandschutzputz zwingend temperaturabhängig formuliert werden muss. Bis dato existieren überwiegenden Daten für die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputz, die bei Raumtemperatur ermittelt worden sind. Bei Raumtemperatur kann die Wärmeleitfähigkeit je nach verwendetem Brandschutzputz im Bereich von 0,03 – 0,5 [W/(m·K)] liegen (vgl.[43], [83], [88]). Die unterschiedlichen baustofftechnologischen Zusammensetzungen und die sich darauf ergebenden Unterschiede in der Rohdichte sowie der Feuchtegehalt von verschiedenen Brandschutzputzen begründet die Schwankungsbreite der Wärmeleitfähigkeit. Bis dato existieren nur wenige Veröffentlichungen, die sich wissenschaftlich mit den temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen zum Schutz von Stahlbauteilen auseinandersetzen haben. Die Abbildung 2-7 zeigt entsprechend eine geringe Datenbasis über den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit. Die Ergebnisse der Literaturdaten basiert auf experimentellen Untersuchungen von Vermiculit-Gipsputzen, Perlit-Zementputzen sowie Putz aus Gipsmörtel während einer steigenden Temperaturbeanspruchung. Aufgrund der unterschiedlichen Brandschutzputze ergibt sich bereits eine Diskrepanz der temperaturabhängigen Kurvenverläufe der Wärmeleitfähigkeit. Die Daten können entsprechend nur einen Anhaltswert über den temperaturabhängigen Verlauf von  $\lambda$  in der Aufheizphase liefern.

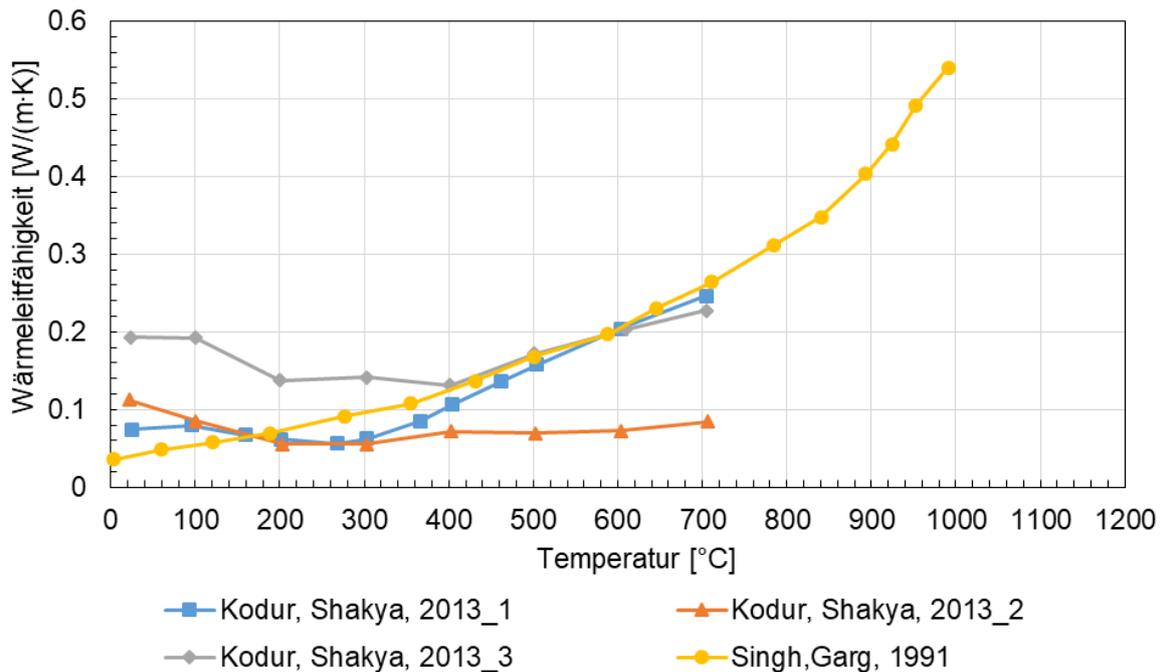


Abbildung 2-7: Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für verschiedene Brandschutzputze

Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von verschiedenen Brandschutzputzen kann Werte von 0,036 bis 0,54 [W/(m·K)] annehmen. In [88] sind drei verschiedene Zusammensetzungen von Vermiculit-Gipsputzen hinsichtlich ihrer temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit bis 700 °C untersucht worden. Die Bestimmung von  $\lambda$  erfolgt dabei mit Hilfe des Hot Disk Verfahren unter Anwendung der Transient Plane Source Methode nach DIN EN ISO 22007 (2015). Aus den Ergebnissen von Kodur, 2013 [88] wird deutlich, dass bei Vermiculit-Gipsputzen bereits durch die unterschiedliche baustofftechnologische Zusammensetzung unterschiedliche temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeiten erzielt werden. Bereits bei Raumtemperaturen kann  $\lambda$  Werte von 0,07 bis 0,12 [W/(m·K)] annehmen. Während der Brandschutzputz 2 bis 200 °C kontinuierlich abfällt, ist  $\lambda$  bei Brandschutzputz 1 und 3 zwischen Raumtemperatur und 100 °C nahezu konstant. Ab 100 °C sinkt die Wärmeleitfähigkeit jedoch bei allen drei untersuchten Brandschutzputzproben, wobei im Minimum  $\lambda = 0,07 - 0,13$  [W/(m·K)] erreicht werden. Bei Brandschutzputz 3 ist die Wärmeleitfähigkeit bei 400°C konstant bei 0,14 [W/(m·K)]. Ab 300°C bis 400°C steigt der thermische Materialkennwert der Vermiculit-Gipsputze stetig an. Die Probe 2 steigt dabei lediglich von 0,07 [W/(m·K)] bei 400 °C auf 0,084 [W/(m·K)] bei 700 °C an. Einen deutlichen Anstieg der Wärmeleitfähigkeit ab 400 °C zeigt sich jedoch in den Kurvenverläufen von  $\lambda$  für die Putzproben 1 und 3. Im Maximum können bei 700 °C Wärmeleitfähigkeiten von bis zu 0,246 [W/(m·K)] ermittelt werden.

Die experimentellen Betrachtungen in Singh, 1991 [116] zeigt die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Perlit- Zementputz, die mit steigender Temperatur kontinuierlich ansteigt. Bei Raumtemperatur ist  $\lambda$  zu 0,03 [W/(m·K)] ermittelt worden. Ab 350 °C ist die Wärmeleitfähigkeit bereits deutlich angestiegen und liegt bei  $\lambda = 0,1$  [W/(m·K)]. Im Temperaturbereich von 400 °C bis 700 °C gleichen sich die temperaturabhängigen Verläufe der Vermiculit-Gipsputze (Probe 1 und 3) sowie des Perlit-Zementputzes. Die Messungen von Singh, 1991 [116] gehen über 700 °C hinaus, sodass auch eine Aussage zu dem thermischen Kennwert  $\lambda$  von Perlit-Zementputzen im Hochtemperaturbereich getroffen werden kann. Die Wärmeleitfähigkeit steigt auch bei einer weiteren Temperaturerhöhung weiter steil an. Im Maximum erreicht die Wärmeleitfähigkeit des Perlit- Zementputzes bei ca. 1.000 °C einen Wert von  $\lambda = 0,54$  [W/(m·K)].

In einer experimentellen Untersuchung von Abidi, 2015 [42] wird deutlich, dass beim steigendem Perlit-/ Vermiculitgehalt die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen sinkt. In der Betrachtung in [42] sind sowohl Perlit- sowie Vermiculit- Zementputze untersucht worden. Die Wärmeleitfähigkeit der untersuchten Brandschutzputze bezieht sich jedoch nur auf die Mischungsverhältnisse von Brandschutzputzen mit unterschiedlichen Additiven und den Porengehalt des untersuchten Putzmaterials, weshalb keine grundsätzliche Aussage zur temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit getroffen werden kann. Die Ergebnisse in [42] zeigen jedoch, dass mit steigender Porosität der Brandschutzputze die Wärmeleitfähigkeit sinkt. Je nach Verwendung der unterschiedlichen Additive Zement, Perlit oder Vermiculit kann die Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur zwischen 0,05 und 0,5 [W/(m·K)] liegen.

Aufgrund der differentiellen Kurvenverläufe der Datenzusammenstellung kann auf keinen charakteristischen Verlauf der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen geschlossen werden. Auch eine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen in der Abkühlphase kann aufgrund fehlender wissenschaftlicher Betrachtungen nicht getroffen werden. Die Daten zeigen somit Kenntnislücken hinsichtlich der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit auf, die durch die Arbeiten im Forschungsvorhaben geschlossen werden sollen.

### **2.3.3 Spezifische Wärmekapazität**

Die spezifische Wärmekapazität von Brandschutzputzen ist sowohl von der Feuchte, der Porosität und Dichte aus auch von der Temperatur abhängig (vgl. [42], [55]). Eine Formulierung des thermischen Materialkennwertes in Abhängigkeit von der Temperatur ist somit unbedingbar. Im Verlauf der spezifischen Wärmekapazität können temperaturbedingt Veränderungen auftreten, die sich durch chemische und physikalischen Prozesse und Strukturumwandlungen des Brandschutzputzes begründen lassen. Aufgrund fehlender Daten für die

temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität wird bis dato  $c_p$  konstant angenommen. Bei Raumtemperatur kann  $c_p$  für verschiedene Brandschutzputze und je nach Hersteller im Wertebereich zwischen 1.000 -1.200 [J/(kg·K)] liegen. In [88] sind Vermiculit-Gipsputze verschiedener Hersteller mit unterschiedlichen stofflichen Zusammensetzungen experimentell untersucht worden. Den Verlauf der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität für Brandschutzputze auf Basis von Gips und Vermiculit ist in der folgenden Abbildung dargestellt. Die Daten basieren auf Ergebnissen, die unter Anwendung der Transient Plane Source Method nach DIN EN ISO 22007 (2015) [25], erfasst worden sind.

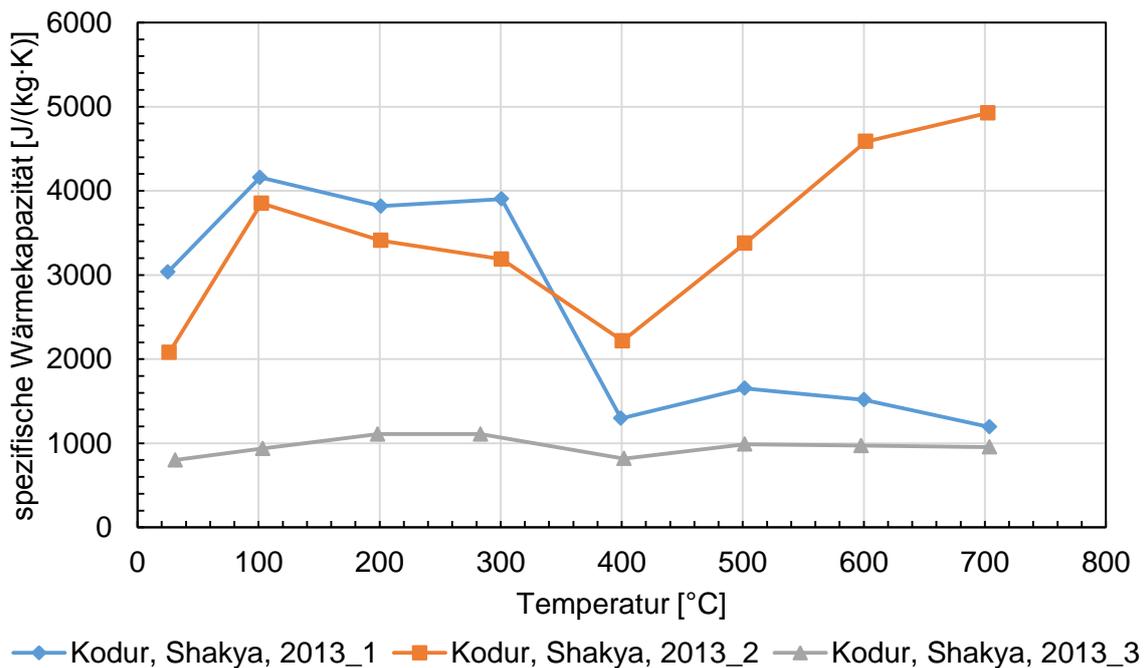


Abbildung 2-8: Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Vermiculit-Gipsbasierten Brandschutzputzen

Die in Abbildung 2-8 dargestellten Kurvenverläufe der spezifischen Wärmekapazität von Vermiculit-Gipsputzen zeigen, dass  $c_p$  von Brandschutzputz unter Brandbeanspruchung in einem sich ändernden Wertebereich von 800 bis ca. 5.000 [J/(kg·K)] liegen kann. Bei Raumtemperatur ist die spezifische Wärmekapazität im Bereich von 800 bis 3.000 [J/(kg·K)] ermittelt worden. Im Temperaturbereich  $< 100$  °C steigt die spezifische Wärmekapazität der Proben linear an, wobei bei den Proben 1 und 2 ein deutlicher steiler Anstieg im temperaturabhängigen Verlauf von  $c_p$  zu erkennen ist. Die Probe 3 zeigt während einer Temperaturerhöhung auf bis zu 700 °C nur geringe Schwankungen, die sich im Bereich von 800 bis 1.100 [J/(kg·K)] bewegen. Probe 2 zeigt ab 100 °C einen erneuten Abfall bis auf 2.200 [J/(kg·K)] bei 400°C, das etwa dem Wert bei Raumtemperatur entspricht. Aufgrund der Verdampfung des freien und chemische gebundenen Wassers im Brandschutzputz, kann die Verringerung der Wärmeleitfähigkeit auf die Reduzierung des Feuchtegehalts zurückgeführt

werden. Ab 400 °C ist bei Probe 2 ein erneuter Anstieg der spezifischen Wärmekapazität zu erkennen, der sein Maximum von knapp 5.000 [J/kg·K] bei 700 °C erreicht. Die Probe 3 hingegen zeigt zwischen 100 °C – 300 °C nur einen geringen Abfall von  $c_p = 4.100$  [J/(kg·K)] auf  $c_p = 3.900$  [J/(kg·K)]. Anschließend fällt die spezifische Wärmekapazität steil auf 1.300 [J/kg·K] ab und steigt im Hochtemperaturbereich nur noch leicht an. Bei 1.000 °C wird schließlich eine spezifische Wärmekapazität von 1.200 [J/kg·K] gemessen.

Die experimentellen Ergebnisse von Kodur, 2013 [88] verdeutlichen die Spannungsbreite der temperaturabhängigen, spezifischen Wärmekapazität von Vermiculit-Gipsputzen. Anhand der Daten wird deutlich, dass aufgrund der baustofftechnologischen Unterschiede kein charakteristischer Verlauf von  $c_p(\Theta)$  für Vermiculit-Gipsputz in der Aufheizphase zu erkennen ist. Eine generelle und allgemeine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf für  $c_p$  von Brandschutzputzen kann nicht getätigt werden. Ebenso besteht eine gravierende Kenntnislücke über die Wärmeleitfähigkeit in der Abkühlphase. Bis dato liegen keine wissenschaftlichen Erkenntnisse vor.

### 2.3.4 Rohdichte

Die Rohdichte von Brandschutzputzen ist ebenfalls temperaturabhängig zu formulieren. Um der thermischen Schutzwirkung gerecht zu werden, weisen Brandschutzputze in der Regel eine hohe Porosität und eine geringe Rohdichte auf. Bei Raumtemperatur kann  $\rho$  je nach Brandschutzputz im Bereich von 180 bis 450 [kg/m<sup>3</sup>] liegen (vgl. [88], [42]). Die temperaturabhängige Formulierung der Rohdichte erfolgt meist über die Darstellung des Massenverlusts, der sich mit steigender Temperatur darstellt. In [88] ist der Verlauf des Massenverlustes respektive der Rohdichte mit steigender Temperatur mit Hilfe einer thermogravimetrischen Analyse an Vermiculit-Gipsputzen ermittelt worden. Die Brandschutzputzproben 1-3 unterschieden sich hinsichtlich ihrer Zusammensetzung, sodass auch die Rohdichte und der Massenverlust bei steigenden Temperaturen verschieden ausfallen. In der Veröffentlichung von Abidi, 2015 [42] ist der Massenverlust von einem Gipsputz in Abhängigkeit der Temperatur experimentell bestimmt worden. Der Verlauf lässt ebenfalls einen Rückschluss auf die temperaturabhängige Rohdichte von Brandschutzputz zu. Die Daten der Literaturstellen Abidi, 2015 [42] und Kodur, 2013 [88] sind für den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte als prozentualen Massenverlust in Abbildung 2-9 dargestellt.

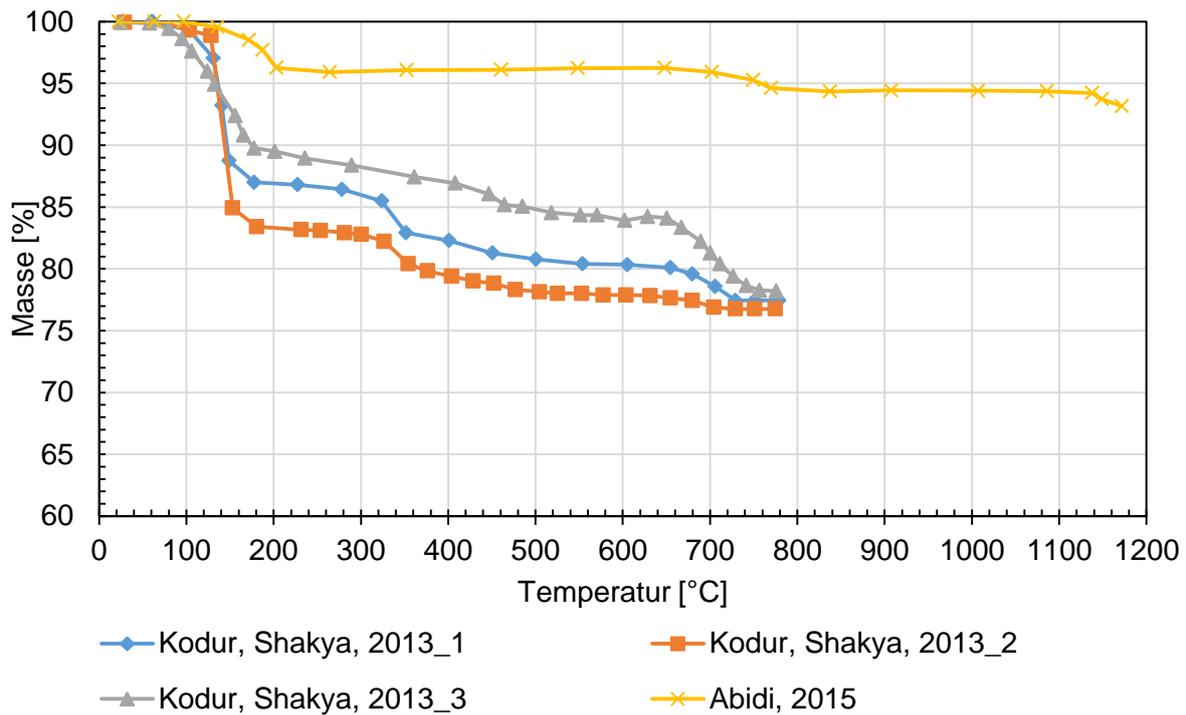


Abbildung 2-9: Temperaturabhängiger Verlauf der Masse von verschiedenen Brandschutzputzen

Anhand der Zusammensetzung des temperaturabhängigen Massenverlustes wird deutlich, dass die Rohdichte von verschiedenen Brandschutzputzen bei einer Temperaturbeanspruchung sinkt. Es können Massenverluste von bis zu 24 % auftreten. Bei den Vermiculit-Gipsputzen stellt sich ein charakteristischer Verlauf ein, der sich durch eine Abnahme der Rohdichte mit steigender Temperatur auszeichnet. Insbesondere im Temperaturbereich von 100 °C bis 200 °C ist ein deutlicher Abfall der Masse zu erkennen. Bei Probe 2 sind bei einer Temperatur von 150 °C bereits 16% Massenverlust aufgetreten, während es bei Probe 1 12 % und bei Probe 3 8 % sind. Anschließend ist eine kontinuierliche Abnahme von  $\rho$  anhand des Massenverlustes sichtbar, der bei 350 °C zusätzlich einen weiteren Abfalls von 14-18 % auf 18-20 % erfährt. In Probe 3 ist ein zweiter, geringerer Abfall von  $\rho$  im temperaturabhängigen Kurvenverlauf erst bei 450 °C zu erkennen. Im Temperaturbereich von 400 bis 650 °C stellt sich in allen drei Proben des Vermiculit-Gipsputzes ein konstanter Abfall des Massenverlustes ein, der im Bereich zwischen 14 – 23 % liegt. Bei Temperaturen um 650 °C ist ein dritter deutlicher Abfalls der Rohdichte im temperaturabhängigen Kurvenverlauf zu erkennen. Letztlich ist bei 750 °C noch 76-78 % der ursprünglichen Brandschutzprobe vorhanden.

Vergleichend wird in Abbildung 2-9 der Massenverlust eines Gipsputzes in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Abidi, 2015 [42] hat den Massenverlust bis in den Hochtemperaturbereich von 1.200 °C mittels Thermogravimetrie nach DIN 51006 (2005) bestimmt. Das Ergeb-

nis zeigt, dass sich bei Brandschutzputzen auf Gipsbasis geringere Massenverluste mit steigender Temperatur einstellen. Im Maximum ist ein Massenverlust von bis zu 7 % gemessen worden. Bei Temperaturen unterhalb von 150 °C zeigt sich im Kurvenverlauf von  $\rho$  keine Veränderung, weil kein Massenverlust auftritt. Ab 150 °C bis 200 °C tritt eine Reduzierung der Masse um 4 % auf, die sich mit der Verdunstung des freien und gebundenen Wassers im Gipsputz und den Phasenumwandlungen des Gipses begründen lässt. Im Temperaturbereich zwischen 200 °C und 700 °C ist die temperaturabhängige Rohdichte weitestgehend konstant. Ab 700 °C findet eine Decarbonatierung (Calciumcarbonat  $\rightarrow$  Calciumoxid + Kohlendioxid) statt, die sich in einer weiteren Abnahme der Rohdichte und in der Reduzierung der Masse des Gipsputzes äußert. Ab Temperaturen oberhalb von 750 °C ist keine Reduzierung des Massenverlustes gemessen worden, sodass auch die Rohdichte in dem Temperaturbereich konstant bleibt. Bei 1.170 °C ist ein Massenverlust von 7 % gemessen worden. Lediglich ab 1.150 °C ist ein weiterer Massenverlust zu erkennen, der durch eine fortschreitende Rissbildung des Brandschutzputzes begründet werden könnte.

Die Darstellung der temperaturabhängigen Rohdichte anhand des prozentualen Massenverlustes für Vermiculit-Gipsputze und Gipsputze zeigt, dass in der Aufheizphase eine Annahme des thermischen Kennwertes  $\rho$  vorliegt. Eine generelle und allgemeingültige Aussage für Brandschutzputze kann jedoch aufgrund der geringen Datenlage nicht getroffen werden. Ebenso existieren keine Daten für die Abkühlphase, sodass der temperaturabhängige Verlauf von  $\rho$  für Brandschutzputze unbekannt ist.

## 2.4 Reaktive Brandschutzsysteme

### 2.4.1 Allgemeines

Reaktive Brandschutzsysteme (RBS) zeichnen sich im Gegensatz zu Brandschutzplatten und -putzen durch eine geringe Trockenschichtdicke aus. Anders als bei herkömmlichen Brandschutzbekleidungen wird die thermische Schutzwirkung der reaktiven Brandschutzsysteme erst bei einem Brandereignis ausgebildet. Infolge einer thermischen Einwirkung expandiert das Brandschutzsystem um ein Vielfaches der Ausgangsschichtdicke und bildet eine verkohlte, geschlossenzellige Schaumstruktur mit guten wärmedämmenden Eigenschaften, die den Wärmeeintrag in das zu schützende Stahlbauteil reduziert und dessen Erwärmung zeitlich verzögert (vgl. Abbildung 2-10).



Abbildung 2-10: Mit einem reaktiven Brandschutzsystem beschichtete Stahlplatte vor (links) und nach (rechts) einer thermischen Einwirkung

Reaktive Brandschutzsysteme werden immer dann im Stahlbau eingesetzt, wenn neben Brandschutzanforderungen auch gestalterische Ansprüche an das Tragwerk gestellt werden. Bedingt durch die geringen Trockenschichtdicken bleibt die Sichtbarkeit des Stahltragwerks erhalten, sodass die Akzentuierung des Tragwerks immer mehr in den Vordergrund rückt. Für den architektonischen Stahlbau sind die Brandschutzsysteme daher inzwischen unverzichtbar geworden.

Die auch unter dem Begriff der intumeszierenden Anstriche bekannten Brandschutzsysteme bestehen in der Regel aus drei Schichten (vgl. Abbildung 2-11). Während die Grundierung als Korrosionsschutz und Haftvermittler fungiert, wird die thermische Schutzwirkung des Brandschutzsystems durch die reaktive Komponente (Dämmschichtbildner) realisiert. Ein Decklack schützt die reaktive Komponente vor Umwelteinflüssen und fungiert zugleich als gestalterisches Element. Die chemische Abstimmung der Einzelschichten ist Grundvoraussetzung für eine ordnungsgemäße Reaktion des Brandschutzsystems und die Ausbildung der für die thermische Schutzwirkung hauptverantwortlichen Schaumstruktur.

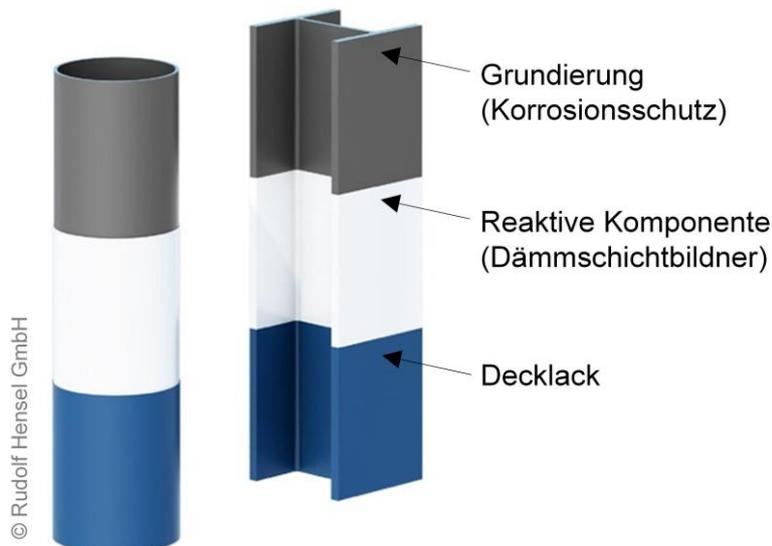


Abbildung 2-11: Schichtaufbau eines herkömmlichen reaktiven Brandschutzsystems

Der beschriebene Aufbau der RBS lässt sich klassischerweise bei wasserbasierten und lösemittelhaltigen Beschichtungen wiederfinden. Epoxidharzbasierte Systeme kommen hingegen aufgrund ihrer chemischen Formulierung auch ohne eine Grundierung oder einen Decklack aus. Im Rahmen dieses Abschlussberichts wird der Fokus ausschließlich auf die reaktive Komponente der Brandschutzsysteme gelegt. Der Einfluss der Grundierung und des Decklacks auf die thermische Schutzwirkung ist Teil des aktuellen Zulassungsverfahrens und ist daher über den derzeitigen Stand der Technik produktspezifisch abgedeckt.

Die chemischen Zusammensetzungen der reaktiven Brandschutzsysteme unterscheiden sich je nach Produkthersteller. Die Formulierungen der reaktiven Komponenten basieren jedoch in der Regel auf den in Abbildung 2-12 aufgeführten Hauptbestandteilen. Zwar werden den jeweiligen Komponenten eine bzw. mehrere Funktionen während des Reaktionsablaufs der Expansion zugesprochen, ein optimaler Reaktionsablauf wird jedoch erst durch die gezielte Abstimmung der Einzelbestandteile und deren Interaktionen sichergestellt.

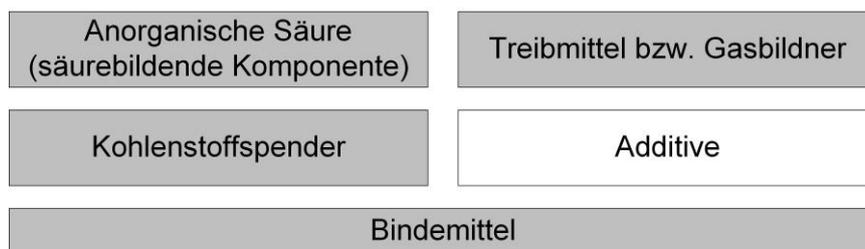


Abbildung 2-12: Hauptbestandteile der reaktiven Komponente eines reaktiven Brandschutzsystems

Um ein vertieftes Verständnis über den Reaktionsmechanismus innerhalb einer thermisch aktivierten reaktiven Komponente zu gewinnen, werden im Folgenden die Hauptbestandteile und deren Funktionen näher vorgestellt. Das Hauptaugenmerk wird dabei auf die am häufigsten verwendeten chemischen Bestandteile gelegt.

### **Anorganische Säure / säurebildende Komponente**

Die anorganische Säure stellt den Hauptbestandteil der reaktiven Komponente dar. Neben der eigentlichen Säure werden auch deren Salze als Säurespender verwendet (vgl. Bermes [52]). Als anorganische Säure wird nach Angaben von Gomes-Marez [72] besonders häufig *Ammoniumpolyphosphat* (APP, vgl. Abbildung 2-13), ein Ammoniumsalz der Phosphorsäure, verwendet.

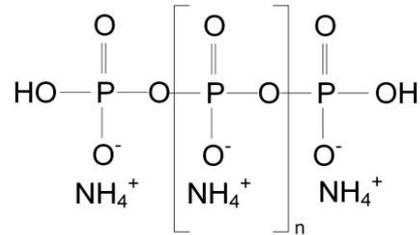


Abbildung 2-13: Strukturformel von Ammoniumpolyphosphat  $(\text{NH}_4\text{PO}_3)_n$

Das APP wird ab einer Temperatur von 150 - 350 °C in flüchtiges Ammoniak ( $\text{NH}_3$ ) und in *Metaphosphorsäure* ( $\text{HPO}_3$ ) zersetzt, die wiederum in einer Folgereaktion mit dem Kohlenstoffspender die Freisetzung von Kohlenstoff induziert und damit die Grundlage für die Ausbildung der kohlenstoffhaltigen Schaumstruktur sicherstellt (vgl. Simon [115]). Die Temperatur, bei der die Abspaltung von Ammoniak einsetzt, ist von der Kettenlänge des APPs abhängig. Während ein langkettiges APP ( $n = 1000$ ) erst bei Temperaturen von 350 °C thermisch zersetzt wird, erfolgt die Reaktion von kurzkettigen APPs ( $n = 100$ ) bereits bei 150 °C (vgl. Kruse [94]).

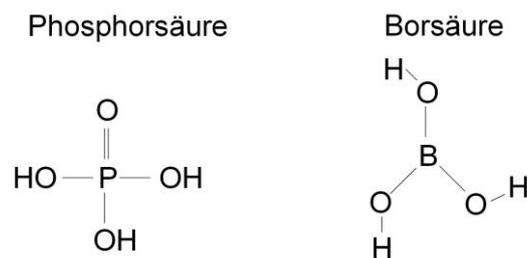


Abbildung 2-14: Strukturformel von Phosphorsäure ( $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) und Borsäure ( $\text{H}_3\text{BO}_3$ )

Als Alternative für APP haben Longdon et al. [98] sowie Gao et al. [69] in ihren Untersuchungen erfolgreich den Einsatz von *Phosphorsäure* ( $\text{H}_3\text{PO}_4$ ) und teratogener *Borsäure* ( $\text{H}_3\text{BO}_3$ ) als säurebildende Komponente in reaktiven Brandschutzsystemen getestet. Die Strukturformeln der beiden Säuren sind in Abbildung 2-14 aufgeführt. Ein verbreiteter Einsatz der beiden Elemente ist von Seiten der Produkthersteller jedoch bisher ausgeblieben.

### Kohlenstoffspender

Die Grundlage für die verkohlte, geschlossenzellige Schaumstruktur eines reaktiven Brandschutzsystems stellt in der Regel eine kohlenstoffreiche, organische Verbindung dar. Im Rahmen der Forschungsarbeiten von Longdon et al. [98] wurde 2005 *Resorcin* ( $\text{C}_6\text{H}_6\text{O}_2$ ) erfolgreich als Kohlenstoffspender getestet (vgl. Abbildung 2-15). Das aus einem Benzolring und zwei Hydroxylgruppen bestehende Phenol reagiert bei Zugabe einer anorganischen Säure und dem Vorhandensein von Formaldehyd unter stark exothermer Reaktion zu einem Harz. Resorcin wird daher vorrangig in Farb- und Klebstoffe eingesetzt.

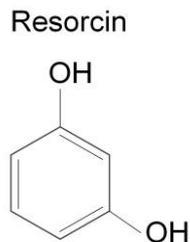


Abbildung 2-15: Strukturformel von Resorcin ( $C_6H_6O_2$ )

Deutlich häufiger als Resorcin wird *Pentaerythrit* (PER) als Kohlenstoffspender in reaktiven Brandschutzsystemen eingesetzt (vgl. Bermes [52]). Das unter dem Namen 2,2-Bis(hydroxymethyl)-1,3-propanediol bekannte Polyol stellt einen 4-wertigen Alkohol mit insgesamt fünf Kohlenstoffatomen dar (vgl. Karrer [86] und Abbildung 2-16). Im Jahr 1882 von Tollens et al. [124] erstmalig synthetisiert, lässt sich Pentaerythrit bei Vorhandensein einer anorganischen Säure verestern und schafft damit eine Grundlage für die Entwicklung einer kohlenstoffhaltigen Schaumstruktur während der Expansion eines reaktiven Brandschutzsystems dar.

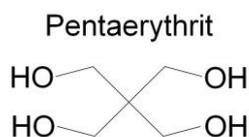


Abbildung 2-16: Strukturformel von Pentaerythrit ( $C_5H_{12}O_4$ )

Untersuchungen von Lu et al. [99] aus dem Jahr 2010 zeigen, dass sich auch eine abgewandelte Form des Pentaerythrits in Form von *Tripentaerythrit* (TPE,  $C_{15}H_{32}O_{10}$ ) für den Einsatz als Kohlenstoffspender in reaktiven Brandschutzsystemen eignet.

### **Treibmittel**

Maßgeblich für die Expansion der kohlenstoffhaltigen Schaumstruktur von reaktiven Brandschutzsystemen sind Treibmittel. Diese sorgen aufgrund ihrer temperaturinduzierten Reaktion für eine Vervielfachung der Ausgangstrockenschichtdicke des Brandschutzsystems durch die Freisetzung von Gasen, die in der zuvor geschmolzenen Bindemittelmatrix eingeschlossen werden.

Bermes [1], Longdon et al. [98] und Liang et al. [97] geben an, dass in erster Linie *Melamin* (MEL) als Treibmittel in reaktiven Brandschutzsystemen eingesetzt wird. Die im Jahre 1834 von Justus von Liebig erstmals hergestellte heterocyclische, aromatische Verbindung liegt bei Raumtemperatur als festes weißes Pulver vor und weist einen Schmelzpunkt von 354 °C auf. Ab einer Temperatur von ca. 250 °C beginnt die Zersetzung des seinen Melamins unter

Freisetzung von Ammoniak ( $\text{NH}_3$ ) zu *Melam* ( $\text{C}_6\text{H}_9\text{N}_{11}$ ), welches wiederum unter Abspaltung von Ammoniak zu *Melem* ( $\text{C}_6\text{H}_6\text{N}_{10}$ ) und *Melon* ( $\text{C}_3\text{H}_3\text{N}_9$ ) reagiert (vgl. Bermes [52]).

Als Bestandteil eines reaktiven Brandschutzsystems geht das Melamin (vgl. Abbildung 2-17) anders als im reinen Zustand Wechselreaktionen mit den restlichen Komponenten des Brandschutzsystems ein. Aus diesem Grund führt Simon [115] auf, dass bei diesen Wechselreaktionen zusätzlich Wasser ( $\text{H}_2\text{O}$ ), Kohlenstoffdioxid ( $\text{CO}_2$ ) und Stickstoff ( $\text{N}_2$ ) gebildet werden kann, die neben dem Ammoniak die Expansion des Brandschutzsystems begünstigen. Gomes-Marez et al. [72] konnten anhand von Fourier-Transformations-Infrarotspektrometer-Messungen (FTIR) die Bildung von  $\text{CO}_2$  und  $\text{H}_2\text{O}$  während der Reaktion eines epoxidharzbasierten Brandschutzsystems nachweisen und damit die Hypothese von Simon [115] belegen.

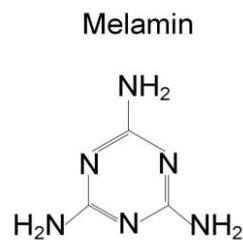


Abbildung 2-17: Strukturformel von Melamin ( $\text{C}_3\text{H}_6\text{N}_6$ )

Neben Melamin konnten Bermes [52] und Wang et al. [127] *Melaminphosphat* (MP) als weiteres Treibmittel in reaktiven Brandschutzsystemen verwenden. Infolge einer Kondensation bilden sich aus Melaminphosphat (vgl. Abbildung 2-18) zunächst Melaminpolyphosphate, die bei Temperaturen zwischen 330 und 650 °C unter Abspaltung von Wasser ( $\text{H}_2\text{O}$ ), Ammoniak ( $\text{NH}_3$ ) und Melamin ( $\text{C}_3\text{H}_6\text{N}_6$ ) zersetzt werden. Das freiwerdende Melamin unterliegt anschließend der bereits oben geschilderten Zersetzungsreaktion unter Freisetzung von Ammoniak. Während Melamin bereits bei 370 °C vollständig dekomponiert wird, liegt das Temperaturspektrum, in dem die Umwandlung von Melaminphosphat abläuft, zwischen 330 und 650 °C. Der Einsatz von Melaminphosphat anstelle von Melamin als Treibmittel in einem reaktiven Brandschutzsystem kann somit in einer längeren Intumeszenzphase resultieren. Als Nachteil ist hingegen die um ca. 80 °C verzögerte Freisetzung von Ammoniak zu nennen und die damit verbundene ungehinderte Erwärmung des Substrats als Folge der verspäteten Expansion.

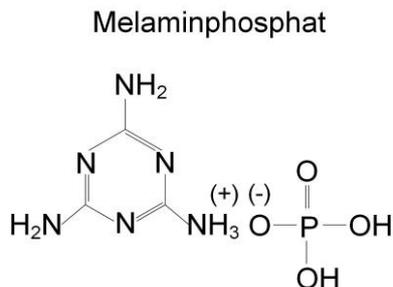


Abbildung 2-18: Strukturformel von Melaminphosphat ( $C_3H_9N_6O_4P$ )

In der Fachliteratur (vgl. Longdon et al. [98] und Liang et al. [97]) wird angegeben, dass auch Urea ( $CH_4N_2O$ ) als mögliches Treibmittel in reaktiven Brandschutzsystemen eingesetzt werden kann. Die auch unter dem Begriff des Harnstoffes bekannte organische Verbindung kondensiert beim Überschreiten des Schmelzpunktes unter Abspaltung von Ammoniak zunächst zu Isocyanensäure, die mit Harnstoff weiter zu Biuret reagiert. Bei einer weiteren Temperaturerhöhung bilden sich Kondensationsprodukte, wie Triuret, Guanidin und Melamin.

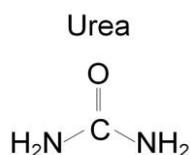


Abbildung 2-19: Strukturformel von Urea ( $CH_4N_2O$ )

### **Bindemittel**

Bindemittel, wie Kunststoffe, Harze oder Kunstharze erfüllen in reaktiven Brandschutzsystemen im Wesentlichen zwei Funktionen. Bereits während der Trocknungsphase, in der die Lösungsmittelanteile, wie Wasser, Xylol oder Decanol (vgl. Simon[115]) verflüchtigen, sorgt das Bindemittel für eine zusammenhängende Matrix, die die Haftung des Brandschutzanstrichs sowohl zum Untergrund als auch zu den nachfolgenden Schichten sicherstellt. Während das Bindemittel bei Raumtemperatur besonders widerstandsfähig gegenüber mechanischen Einwirkungen sein sollte, muss es bei thermischer Einwirkung eine Änderung des Aggregatzustands von fest nach flüssig vollziehen, um den Prozess der Intumeszenz zu ermöglichen.

Gu et al. [73] beschreiben in ihren Untersuchungen, dass das Bindemittel sich positiv auf die Ausbildung der verkohlten Schaumstruktur auswirkt. Untersuchungen von reaktiven Brandschutzsystemen mit und ohne Bindemittel haben gezeigt, dass das Bindemittel die Freisetzung der Gase, die durch die Treibmittel gebildet werden, in reaktiven Brandschutzsystemen reguliert und so für eine gleichmäßige Kohlenstoffstruktur sorgt. Beim Fehlen des Bindemittels konnte beobachtet werden, dass die Freisetzung der Gase unkontrolliert abläuft, sodass

sehr große Poren ausgebildet werden, die eine deutlich schlechtere thermische Schutzwirkung aufweisen.

Im Rahmen ihrer Forschungsarbeiten zur thermischen Beständigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen geben Olcese et al. [104] Rezepturen für wasserbasierte, lösemittelhaltige und epoxidharzbasierte Brandschutzsysteme an. Für wasserbasierte Brandschutzsysteme schlagen sie als Bindemittel Vinyl-Polymere, wie *Polyvinylacetat* (PVAC) oder *Polyvinylalkohol* (PVAL) vor (vgl. Abbildung 2-20). In beiden Fällen handelt es sich um wasserlösliche, synthetisch hergestellte Kunststoffe, deren Schmelzpunkte (70 – 230 °C) von ihrem Polymerisationsgrad abhängen.

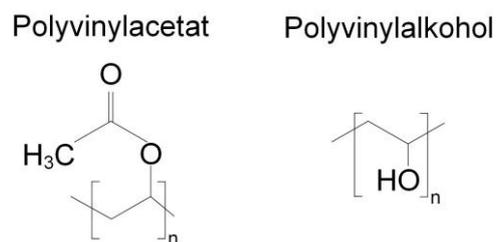


Abbildung 2-20: Strukturformel von *Polyvinylacetat* ( $C_4H_6O_2$ ) und *Polyvinylalkohol* ( $C_2H_4O$ ) als Bindemittel für wasserbasierte Brandschutzsysteme

Für lösemittelhaltige Brandschutzsysteme empfehlen Olcese et al. [104], Longdon et al. [98] und Bodzay et al. [53] als Bindemittel (*Poly*-)Acrylate einzusetzen, die sich durch ihre Acrylgruppe ( $CH_2=CH-COR$ ) auszeichnen. Bermes [52] und Wang et al. [127] schlagen hingegen *Polypropylen* (PP) bzw. *Polyethylen* (PE) vor, da diese eine gute mechanische Dauerhaftigkeit sowie eine gute chemische Resistenz aufweisen (vgl. Abbildung 2-21).

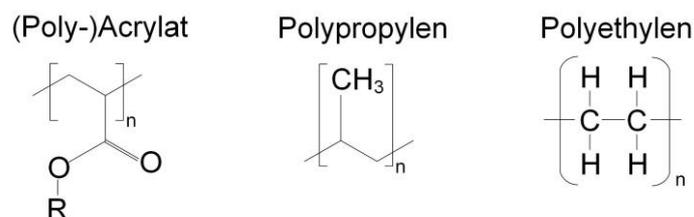


Abbildung 2-21: Strukturformel von (*Poly*-)Acrylat, *Polypropylen* und *Polyethylen* als Bindemittel für lösemittelhaltige Brandschutzsysteme

Bei epoxidharzbasierten Brandschutzsystemen kommen ausschließlich Zwei-Komponenten-Harze zum Einsatz. Während Gomez-Mares et al. [72] und Gao et al. [69] Epoxidharze wie (2,2-[(1-methylethyliden)bis(4,1-phenyleneoxymethylen)]bisoxiran) in ihren Untersuchungen verwenden, verweisen Gu et al. [73] darauf, dass auch Polyester-Harze als Bindemittel verwendet werden können.

Bei ihren Bestrebungen, ein besonders thermisch stabiles, wasserbasiertes Brandschutzsystem zu entwickeln, verwendeten Wang et al. [129] als Bindemittel ein Epoxid-Harz, dessen

molare Masse variiert wurde. Ihre Beobachtungen zeigen, dass mit zunehmender Molmasse der Schmelzpunkt der Bindemittelmatrix erhöht wird. Damit setzt die Expansion des Brandschutzsystems zwar zu einem späteren Zeitpunkt ein, durch die in höhere Temperaturbereiche verlagerte Dekomposition des Bindemittels weist das Brandschutzsystem jedoch insgesamt eine verbesserte thermische Stabilität auf. Anders als von den Autoren vermutet, führe wiederum eine zu hohe molare Masse des Bindemittels zur Ausbildung einer ungleichmäßigen und ungebundenen Schaumstruktur.

### **Additive**

Unter dem Begriff der *Additive* sind chemische Zusatzstoffe zu verstehen, die für die eigentliche Reaktion der Brandschutzsysteme nicht zwingend erforderlich sind, jedoch gezielt die chemischen und physikalischen Eigenschaften verbessern. Bermes [52] beschreibt in seiner Arbeit Additive als zusätzliche Salze, die aufgrund ihrer katalytischen Wirkung eine Vergrößerung der Schaumschicht bewirken oder die Pyrolyse der organischen Bestandteile verzögern können.

So schlagen Gomez-Mares et al. [72] und Koo [89] neben *Perlite* und *Glasfüllstoffen* auch *keramische Fasern* und *Magnesiumsilikate* als mögliche Additive für reaktive Brandschutzsysteme vor. Welche Wirkung diese Füllstoffe auf die Performance der Brandschutzsysteme haben, wird in ihren Arbeiten jedoch nicht weiter beschrieben.

Erst Olcese et al. [104] haben im Rahmen ihrer Untersuchungen die Auswirkung von Glasfüllstoffen auf das thermomechanische Verhalten von wasser- und lösemittelhaltigen sowie epoxidharzbasierten Brandschutzsystemen analysiert. Aus ihren Ergebnissen geht hervor, dass die Glasfüllstoffe in erster Linie den Schmelzpunkt der Bindemittelmatrix heraufsetzen und gleichzeitig zu einer Verminderung der Rauchemission durch Kohlenstoffmonoxid (CO) und Kohlenstoffdioxid (CO<sub>2</sub>) von bis zu 25 % führen.

Bodzay et al. [53] fanden eine Möglichkeit, sowohl die mechanische als auch die thermische Beständigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen zu verbessern, indem sie drei mineralische Nano-Lehme (engl. *nanoclays*) verwendeten. Sie untersuchten die Wirkung der Schichtsilikate *Montmorillonit* (MT), *Palygorskit* (PAL) und *Sepiolith* (SEP) und fanden heraus, dass sich vor allem Sepiolith aufgrund seiner feinfaserigen Kristallstruktur dazu eignet, die Widerstandsfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen gegenüber der Pyrolyse zu erhöhen und damit die thermische Schutzwirkung auch im Hochtemperaturbereich aufrechtzuerhalten. Ähnliche Bestrebungen sind den Arbeiten von Wang et al. [127] und Wang et al. [128] zu entnehmen, bei denen metallische *Chelatkomplexe* (CuSAO, CoCAO und NiSAO) zum Einsatz kamen, die auf *Salicylaldoxim* (SAO, C<sup>7</sup>H<sub>7</sub>NO<sub>2</sub>) basierten. Ihren Ergebnissen zufolge begünstigen die metallischen Additive die Ausbildung einer kompakten und stabilen

Kohlenstoffschaumstruktur, was in einem späteren Einsetzen des Massenverlustes in Temperaturbereichen höher 400 °C resultiert. Grundlage hierfür ist eine Vernetzung der Schaumstruktur, die aufgrund einer hohen Viskosität der Bindemittelmatrix-Schmelze ausgebildet wird. Zusätzlich erfolgt eine Vernetzung zwischen den Phosphaten und dem Polyvinylalkohol, die durch die Katalyse der metallischen Chelatkomplexe begünstigt wird.

### **Reaktionsabläufe während der Expansion**

Das Verständnis über die Reaktionsabläufe innerhalb reaktiver Brandschutzsysteme beruht in der Regel auf einer APP-PER-MEL-Formulierung. Die Ausbildung der Kohlenstoffstruktur während der Expansion reaktiver Brandschutzsysteme wird signifikant durch die thermischen Eigenschaften der Einzelbestandteile und deren Interaktionen bzw. Synergieeffekte beeinflusst. Wie die DTA-Kurven von Wang et al. [132] in Abbildung 2-22 zeigen, weisen Ammoniumpolyphosphat (APP), Pentaerythrit (PER) und Melamin (MEL) nahezu deckungsgleiche Temperaturbereiche auf, in denen sie thermisch aktiviert bzw. umgesetzt werden. Unter der DTA ist dabei die Differenz-Thermoanalyse zu verstehen; eine angewandelte Messmethode der dynamischen Differenzkalorimetrie (engl. Differential Scanning Calorimetry, kurz: DSC), die zur Analyse von Reaktionen und Phasenübergängen genutzt wird.

Ammoniumpolyphosphat (APP), das als Säurespender bei der Ausbildung der Kohlenstoffstruktur fungiert, schmilzt ab einer Temperatur von 198 °C und zerfällt ab 260 °C in Phosphorsäure und Ammoniak (vgl. Abbildung 2-23). Die Phosphorsäure kann wiederum ab Temperaturen von 300 °C zu Pyrophosphaten und Polyphosphaten dehydrieren (vgl. Wang et al. [132]) Insgesamt lassen sich diese Reaktionen in den beiden Peaks der DTA-Kurve von APP in Abbildung 2-22 wiederfinden.

Anders als APP unterliegt Pentaerythrit (PER) bei Temperaturen zwischen 181 – 208 °C zunächst einer Transformation der kristallinen Struktur bevor zwischen 238 – 266 °C der Schmelzvorgang einsetzt. Bei einer weiteren Temperatursteigerung (266 – 382 °C) wird PER thermisch umgesetzt, wie den Peaks aus der DTA-Kurve in Abbildung 2-22 entnommen werden kann.

Melamin (MEL), das als Treibmittel in reaktiven Brandschutzsystemen zum Einsatz kommt, unterliegt bei Temperaturerhöhung (200 – 395 °C) einer mehrstufigen Kondensationsreaktion. Hierbei wandelt sich Melamin unter Abspaltung von flüchtigem Ammoniak (NH<sub>3</sub>) zunächst in Melam und anschließend in Melem um (vgl. Abbildung 2-24). Eine direkte Bildung von Melem aus Melamin ist nach Angaben von Costa et al. [60] ebenfalls möglich. Den Hauptreaktionspeak bei der thermischen Umsetzung von Melamin haben Wang et al. [132] bei einer Temperatur von 361 °C detektiert.

Die Kondensationsreaktion von Melamin tritt primär ein, wenn kein Reaktionspartner vorhanden ist. Im Beisein von APP kann Melamin auch zu Melaminphosphat (MP) bzw. Melaminpolyphosphat (MPP) reagieren (vgl. Weil [134]). Sowohl MP als auch MPP werden heutzutage als Flammschutzmittel eingesetzt.

Die Visualisierung der Reaktionstemperaturen von APP, PER und Melamin in Abbildung 2-22 verdeutlicht, dass die Ausbildung der Kohlenstoffschaumstruktur nur aufgrund der Deckungsgleichheit der Temperaturbereiche möglich ist.

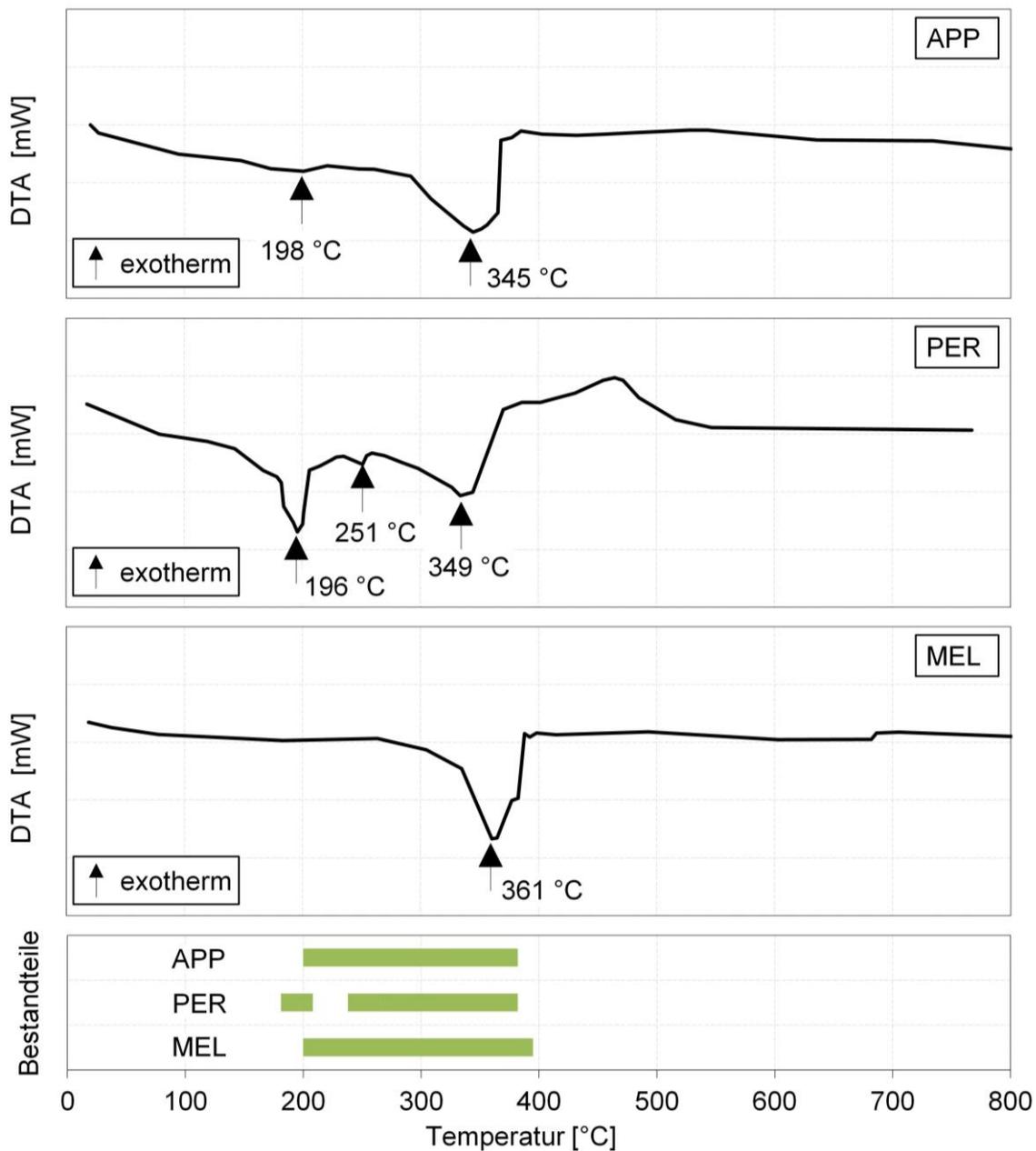


Abbildung 2-22: DTA-Kurven von Ammoniumpolyphosphat (APP), Pentaerythrit (PER) und Melamin (MEL) sowie die zugehörigen Reaktionstemperaturen (unten) nach Wang et al. [132]

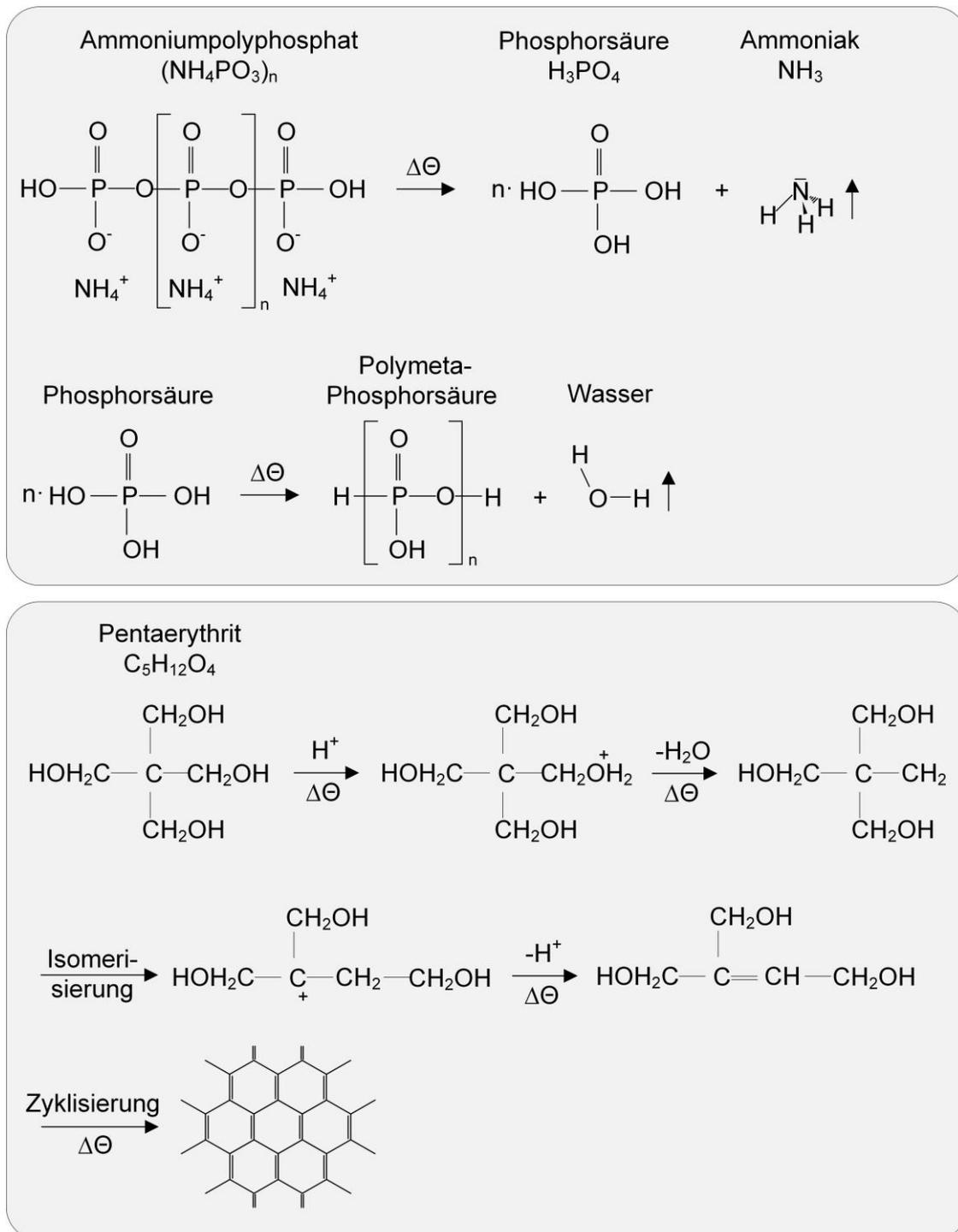


Abbildung 2-23: Thermischer Abbau von Ammoniumpolyphosphat (APP) und Bildung des Kohlenstoffgrundgerüsts durch Pentaerythrit (PER) nach Wang et al. [132]

Initiiert wird die Reaktion reaktiver Brandschutzsysteme durch den Schmelzvorgang des PERs und der gleichzeitigen Umwandlung des APPs in Phosphorsäure bzw. Metaphosphorsäure und Ammoniak (vgl. Tabelaing [122] und Wang et al. [132]). PER unterliegt anschließend aufgrund des Vorhandenseins der aus dem APP gebildeten Säure einer Dehydrierung. Diese Dehydrierung wird durch die Veresterung des PERs durch die Säure eingeleitet. Bei

dieser Reaktion bilden sich aufgrund einer Isomerisierung langkettige Kohlenwasserstoffverbindungen, die infolge einer nachgeschalteten Zyklisierung das für reaktive Brandschutzsysteme typische, kohlenstoffhaltige Grundgerüst ausbilden (vgl. Abbildung 2-23). Parallel dazu setzt die Kondensationsreaktion des Treibmittels ein, bei der flüchtiges Ammoniak ( $\text{NH}_3$ ) gebildet wird, das für die Gasfreisetzung und die damit verbundene Ausbildung der wabenförmigen Schaumstruktur der Brandschutzsysteme verantwortlich ist (vgl. Abbildung 2-24).

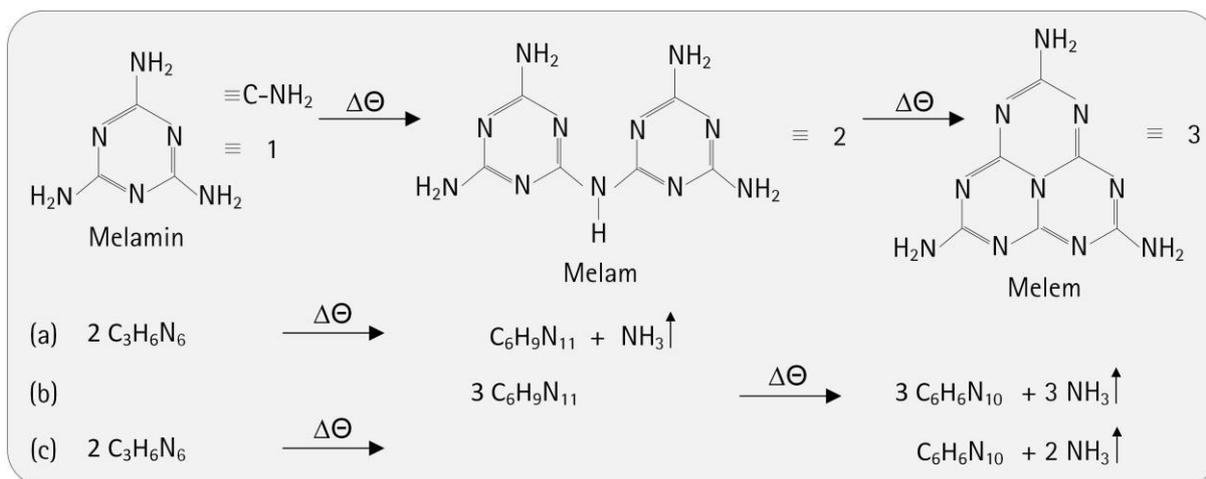


Abbildung 2-24: Temperaturinduzierte Kondensation von Melamin nach Costa et al. [60]

Titandioxid ( $\text{TiO}_2$ ), das in reaktiven Brandschutzsystemen in der Regel als weißes Pigment eingesetzt wird, geht nach Auffassung von Duquesne et al. [65] eine Reaktion mit dem APP ein und bildet Titanpyrophosphat. Dieses Titanpyrophosphat verbleibt als weißer Rückstand, nachdem sämtliche organische Bestandteile verbrannt sind, und gibt dem Brandschutzsystem das markante Erscheinungsbild. Während Tabelaing [122] diesen Zustand in einen Temperaturbereich von 570 °C einordnet, gehen Wang et al. [132] davon aus, dass der Oxidationsvorgang der Kohlenstoffschaumstruktur erst bei Temperaturen oberhalb von 620 °C einsetzt. Mit Einsetzen des Oxidationsvorgangs verliert das reaktive Brandschutzsystem an thermischer Schutzwirkung. Die Ursache hierfür liegt in der Ausbildung einer offenporigen Schaumstruktur, dessen Wärmedurchlasswiderstand gegenüber der geschlossenzelligen Struktur deutlich geringer ist (vgl. Tabelaing [122]).

### Nationale und Europäische Zulassungsregelungen

Reaktive Brandschutzsysteme zählen zu den normativ nicht geregelten Bauprodukten. In Deutschland werden sie daher auf der Grundlage von allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen (abZ) bzw. europäischen technischen Bewertungen (ETA) in den Markt eingeführt. Im Rahmen einer Zulassungserwirkung müssen die Brandschutzsysteme zahlreichen Prüfungen unterzogen werden. Während die Durchführung der Prüfungen auf nationaler Ebene auf der Grundlage der Zulassungsgrundsätze des Deutschen Instituts für Bautechnik

(DIBt) [76] erfolgt, werden auf europäischer Ebene die Zulassungsversuche durch die Leitlinie für europäische technische Zulassungen ETAG 018-2 [28] geregelt. Die thermische Schutzwirkung von RBS wird anhand von Erwärmungsversuchen an beschichteten Stahlplatten und I-Profilen bei Zugrundelegung der DIN EN 13381-8 [16] untersucht. Darüber hinaus wird in den Zulassungsversuchen das Brandverhalten der Systeme gemäß DIN EN ISO 11925-2 [12] analysiert sowie ein „Fingerprint“ anhand einer thermogravimetrischen und infrarotspektroskopischen Analyse durchgeführt.

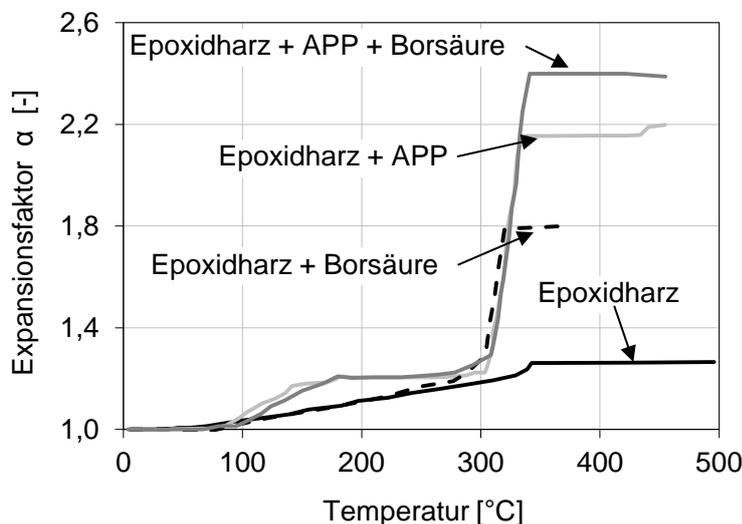
Der im Folgenden vorgestellte Stand der Forschung bezieht sich ausschließlich auf reaktive Brandschutzsysteme mit einem Dämmschichtbildner als reaktive Komponente. Ablations- und Sublimationsbeschichtungen sind nicht Teil dieses Abschlussberichts.

## 2.4.2 Expansionsverhalten

Ein Maß für die Bewertung der thermischen Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen stellt u.a. der Expansionsfaktor  $\alpha$  dar. Dieser beschreibt nach Gleichung (2.1) das Verhältnis zwischen der expandierten Schaumschichtdicke  $d_{\theta}$  und der Trockenschichtdicke  $d_0$  bei einer Materialtemperatur  $\theta$ .

$$\alpha(\theta) = \frac{d_{\theta}}{d_0} [-] \quad (2.1)$$

Jimenez et al. [85] untersuchten im Jahr 2006 das Expansionsverhalten eines Epoxidharzes in Kombination mit Ammoniumpolyphosphat (APP) und Borsäure bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min in einem Temperaturbereich von 25 – 500 °C (vgl. Abbildung 2-25).



### Epoxidharz:

Diglycidylether von Bisphenol A (DGEBA) in Kombination mit Polyaminoamid

### Borsäure:

Firma Aldrich (99 %)

### APP:

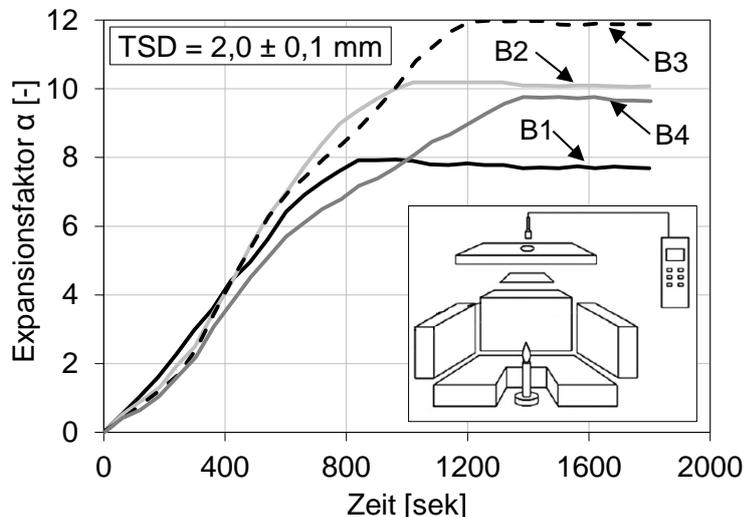
Firma Clariant AG

Abbildung 2-25: Expansionsverhalten von Epoxidharz in Kombination mit Ammoniumpolyphosphat (APP) und Borsäure aus Rheometer-Messungen gemäß Jimenez et al.[85]

Während das Epoxidharz in ihren Untersuchungen lediglich einen Expansionsfaktor von  $\alpha = 1,3$  aufweist, führt die Addition von APP und Borsäure zu einer geringfügigen Zunahme des Expansionsfaktors auf  $\alpha = 2,4$ . Höhere Expansionswerte konnten im Rahmen der Rheometer-Messungen (ARES-20A Thermal Scanning Rheometer, Proben: 25 x 25 x 3 mm) aufgrund des Fehlens eines Treibmittels sowie eines Kohlenstoffspenders nicht bestimmt werden.

Auch Wang et al. [129] untersuchten den Einfluss epoxidharzbasierter Bindemittel auf das Expansionsverhalten eines reaktiven Brandschutzsystems. In ihrer aus dem Jahr 2012 stammenden Studie wurden insgesamt vier Bindemittel in eine APP-MEL-PER-TiO<sub>2</sub>-Formulierung integriert. Die Bindemittel unterscheiden sich in ihren Molmassen sowie in den Mischungsverhältnissen zwischen Epoxidharz und Härter (vgl. Abbildung 2-26). Das Expansionsverhalten der untersuchten Proben wurde im Rahmen eines Gasbrennerversuchs

(Dauer: 30 Minuten) mithilfe einer Videokamera (FS10 Canon Co. Japan) aufgezeichnet. Hierzu wurden Proben mit einer Trockenschichtdicke von  $2,0 \pm 0,1$  mm auf Stahlplatten mit den Abmessungen  $150 \times 80 \times 1$  mm appliziert.



Bez.	Molmasse [g/mol]	Verhältnis [g] Epoxid/Härter
B1	446	18,9 / 6,6
B2	568	20,4 / 5,1
B3	1025	22,3 / 3,2
B4	1739	23,2 / 2,3

APP ( $n > 1000$ ): Weidong Chemistry Co.  
 MEL: Luming Chemistry Co.  
 PER +  $TiO_2$ : Guoyao Chemical Reagent Co.

Abbildung 2-26: Einfluss von epoxidharzbasierten Bindemitteln (B1-B4) auf das Expansionsverhalten einer APP+MEL+PER+ $TiO_2$ -Formulierung im Rahmen eines Gasbrenner-versuchs gemäß Wang et al. [129]

Wie Abbildung 2-26 entnommen werden kann, lässt sich kein eindeutiger Zusammenhang zwischen den Molmassen der Bindemittel und den ermittelten Expansionsfaktoren feststellen. So weisen die Proben mit der kleinsten und größten Binder-Molmasse mit  $\alpha = 7,7$  (B1) und  $\alpha = 9,7$  (B4) die geringsten Expansionsfaktoren auf.

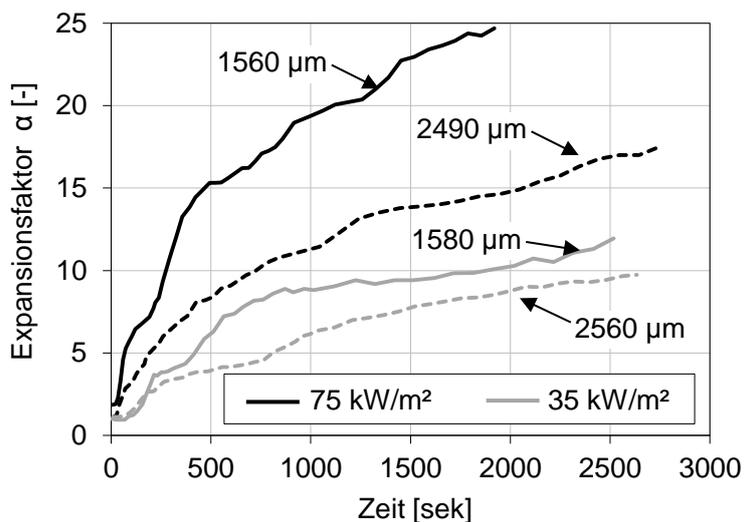
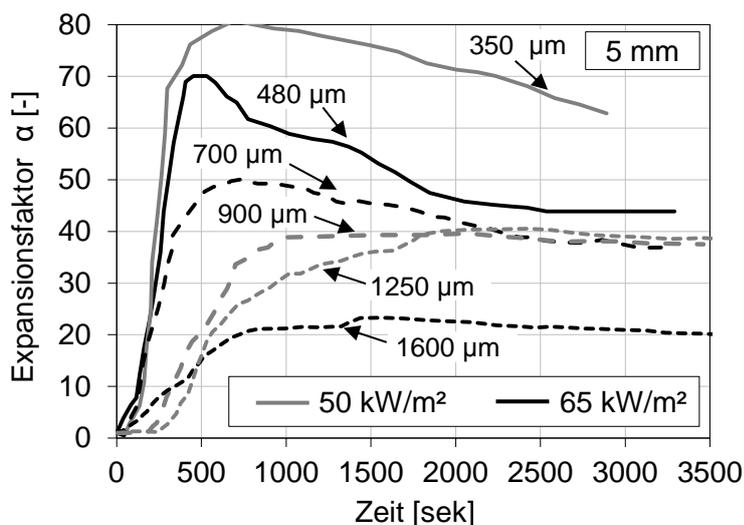


Abbildung 2-27: Gemessene Expansionsfaktoren eines wasserbasierten Brandschutzsystems im Rahmen von Cone-Calorimeter-Versuchen für einen konstanten Wärmestrom von 35 und 75  $kW/m^2$  und variierende Trockenschichtdicken nach Mesquita et al. [102]

Während Wang et al. [129] den Einfluss von Bindemitteln auf das Expansionsverhalten reaktiver Brandschutzsysteme untersuchten, fokussierte sich die Studie von Mesquita et al. [102]

aus dem Jahr 2009 auf den Einfluss verschiedener Wärmeströme (35 und 75 kW/m<sup>2</sup>) auf das Expansionsverhalten zweier wasserbasierter Brandschutzsysteme (CIN Protective Coatings und Nullfire) im Rahmen von Cone-Calorimeter-Versuchen. Anhand von beschichteten Stahlplatten (100 x 100 x 4 mm) fanden sie heraus, dass die untersuchten wasserbasierten Brandschutzsysteme ein stärkeres Expansionsverhalten aufweisen, wenn sie höheren Wärmeströmen ausgesetzt sind. Zudem konnten Mesquita et al. [102] bei jeweils gleichen Wärmeströmen größere Expansionsfaktoren für kleinere Trockenschichtdicken der Brandschutzsysteme ermitteln (vgl. Abbildung 2-27).



Cone-Calorimeter-Versuche:  
 Stahlplatten: 100 x 100 mm  
 Wasserbasiertes RBS (Firetex, Leights Paints, GB)  
 Videobasierte Analyse der Expansion (MATLAB-Auswertung)  
 TSD: 280 – 1.650 µm

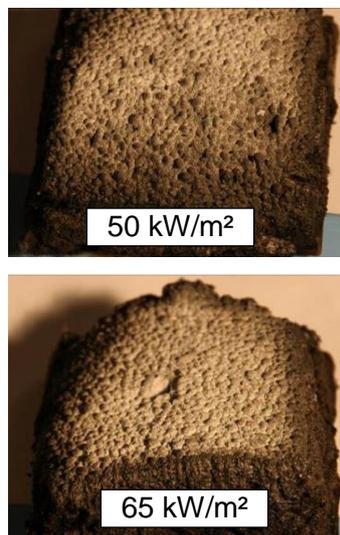
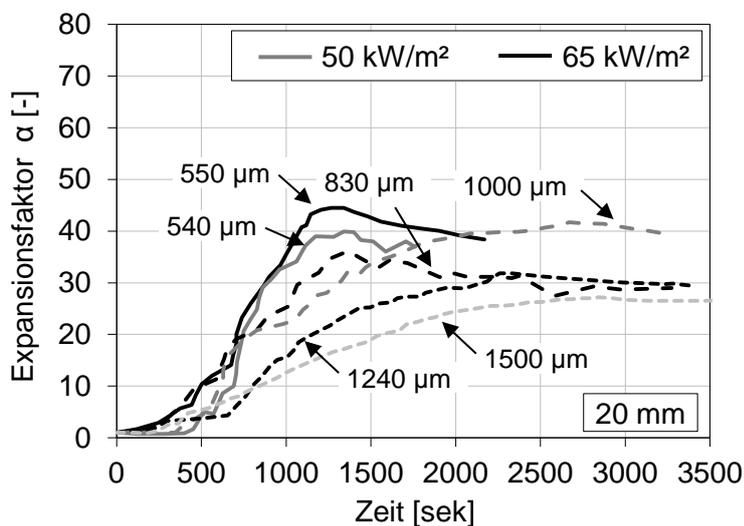


Abbildung 2-28: Aus Cone-Calorimeter-Versuchen von Zhang et al. [141] berechnete Expansionsfaktoren eines wasserbasierten Brandschutzsystems für unterschiedliche Stahlplatten- und Trockenschichtdicken sowie Wärmeströme von 50 und 65 kW/m<sup>2</sup>

Zhang et al. [141] führten wenige Jahre später ebenfalls Cone-Calorimeter-Versuche für ein wasserbasiertes Brandschutzsystem durch, erweiterten dabei jedoch den Parameterbereich gegenüber Mesquita et al. [102], indem sie andere Wärmeströme (50 und 65 kW/m<sup>2</sup>), Stahl-

plattendicken (5, 10 und 20 mm) sowie Trockenschichtdicken (ca. 500, 1000 und 1500  $\mu\text{m}$ ) untersuchten. In Abbildung 2-28 sind auszugsweise Ergebnisse für das wasserbasierte Brandschutzsystem Firetex der Firma Leights Paints (Großbritannien) für 5 und 20 mm dicke Stahlplatten dargestellt. Aufgrund der zum Teil sehr stark streuenden Trockenschichtdicken des Brandschutzsystems ist eine Aussage hinsichtlich des Einflusses der Wärmeströme auf das Expansionsverhalten nicht möglich. Hinzu kommt, dass die Wärmeströme mit 50 und 65  $\text{kW/m}^2$  gegenüber den Untersuchungen von Mesquita et al. [102] deutlich näher bei einander liegen. Daher sind aller Voraussicht nach keine signifikanten Unterschiede in der Oberflächenbeschaffenheit der Schaumstruktur für die beiden Wärmeströme zu verzeichnen (vgl. Abbildung 2-28, rechts). Nichtsdestotrotz bestätigen die Ergebnisse von Zhang et al. [141], dass das Expansionsmaß von der Trockenschichtdicke des Brandschutzsystems und der Massigkeit der Stahlplatten abhängt. So werden die größten Expansionsfaktoren für Proben mit kleinster Trockenschichtdicke (TSD = 350  $\mu\text{m}$ ) und geringster Stahlplattendicke von 5 mm gemessen (vgl. Abbildung 2-28, oben).

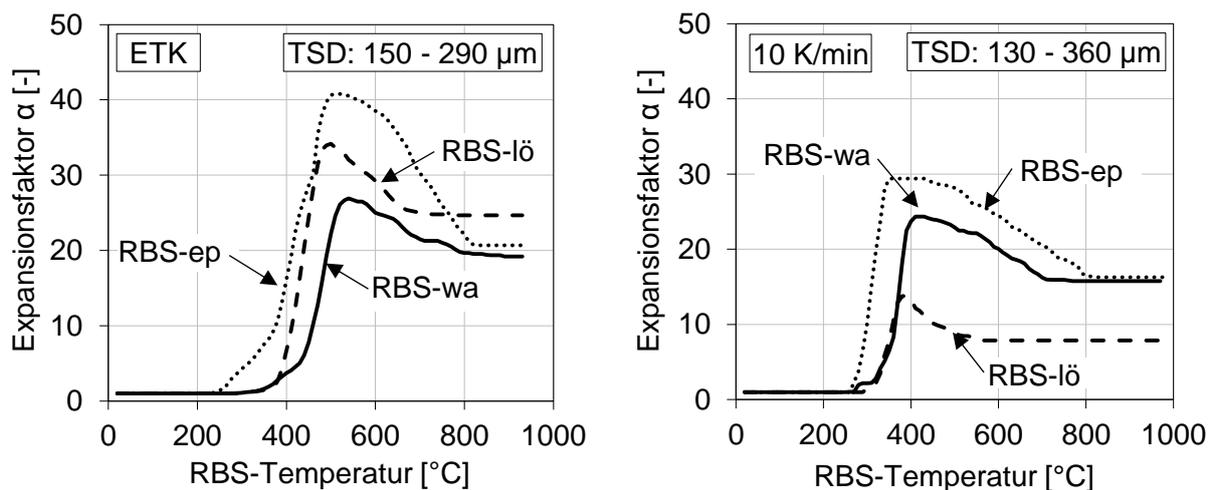
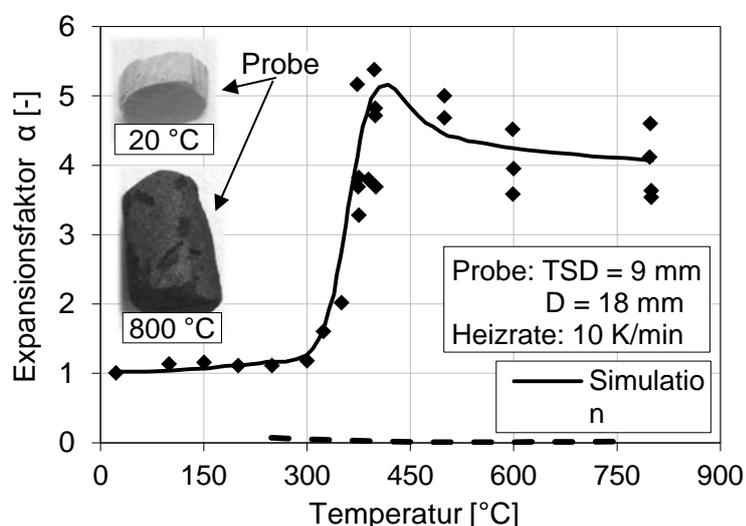


Abbildung 2-29: Gemessene Expansionsfaktoren eines wasserbasierten (wa), lösemittelhaltigen (lö) und epoxidharzbasierten (ep) RBS bei einer Temperatureinwirkung infolge ETK und einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min nach Tabeling [122]

Eine systematische Analyse des Expansionsverhaltens von wasserbasierten, lösemittelhaltigen und epoxidharzbasierten Brandschutzsystemen bei variierenden Temperatureinwirkungen führte Tabeling [122] in seiner Arbeit im Jahr 2014 durch. Neben der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) legte er konstante Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und 50 K/min in einem Temperaturbereich von 20 – 1000 °C seinen Untersuchungen im Elektroofen (Nabertherm LE 1/11) zugrunde. Das Expansionsverhalten der untersuchten Brandschutzsysteme ermittelte er an dünnen Stahlplatten (20 x 20 x 1 mm) mit Trockenschichtdicken zwischen 130 und 360  $\mu\text{m}$ . Gegenüber den anderen, literaturbekannten Untersuchungen wurden die Trockenschichtdicken der Brandschutzsysteme bewusst gering gewählt, um

den Temperaturgradienten innerhalb der expandierten Schaumschicht während der Temperaturmessung so gering wie möglich zu halten. Auf diese Weise konnte Tabeling [122] durch eine bildbasierte Analyse den Expansionsfaktor der Brandschutzsysteme in Abhängigkeit der mittleren RBS-Temperatur ermitteln. Als Bestätigung für die Untersuchungen von Mesquita et al. [2] verweist Tabeling [122] in seiner Arbeit darauf, dass das Expansionsverhalten der untersuchten Brandschutzsysteme grundsätzlich von der Aufheizgeschwindigkeit abhängt. Die Einflüsse unter den verschiedenen Produktklassen fallen jedoch unterschiedlich stark aus. So reduziert sich z.B. der Expansionsfaktor vor allem für das lösemittelhaltige und das epoxidharzbasierte Brandschutzsystem bei geringen Aufheizgeschwindigkeiten am stärksten (vgl. Abbildung 2-29).



Epoxidharzbasiertes Brandschutzsystem von Akzo Nobel:

2,2'-[(1-methylethylidene)bis(4,1-Phenyleneoxymethylene)]bis-oxirane

Ammoniumpolyphosphat (APP)

Borsäure

N-(2-aminoethyl)-N\_-[2-[(2-aminoethyl)amino]ethyl]-1,2-ethanediamine

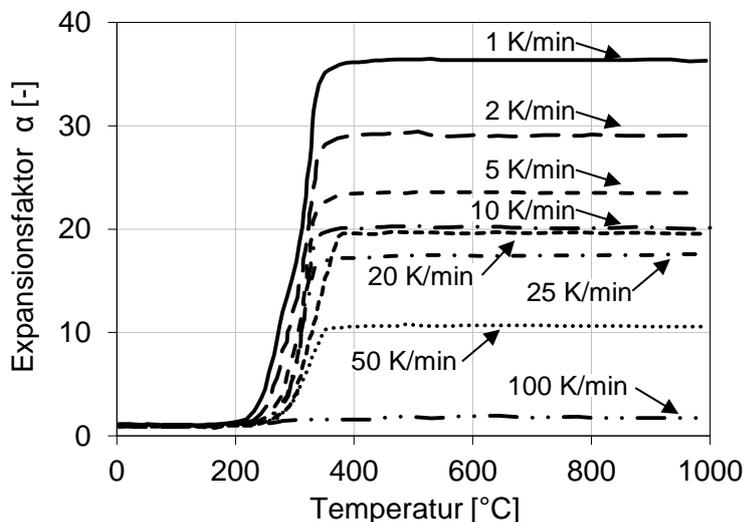
Calciumcarbonat und Magnesiumsilikat als Additive

Abbildung 2-30: Gegenüberstellung der gemessenen und simulierten Expansionsfaktoren eines epoxidharzbasierten Brandschutzsystems für eine Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min innerhalb eines fixed-bed tubular reactors nach Gomez-Mares et al. [72]

Während Mesquita et al. [102], Zhang et al. [141] und Tabeling [122] ihre Expansionsuntersuchungen an beschichteten Stahlplatten (jedoch mit unterschiedlichen Dicken) durchführten, untersuchten Gomez-Mares et al. [72] das Expansionsverhalten eines epoxidharzbasierten Brandschutzsystems der Firma Akzo Nobel im Rahmen eines *Fixed-Bed Tubular Reactors*. Bei diesem Versuchsaufbau (vgl. auch Barontini et al. [48]) handelt es sich um ein Edelstahlröhrchen ( $D_{\text{innen}} = 18$  mm, Länge = 60 mm), in dem eine 9 mm dicke Probe des Brandschutzsystems ohne Substrat positioniert wird. Das mit der Probe bestückte Edelstahlröhrchen wird wiederum in einem weiteren Edelstahlrohr ( $D_{\text{innen}} = 31$  mm, Länge = 638 mm) platziert, das sich in einem Elektroröhrenofen (HST 12/300 Carbolite) befindet. Auf diese Weise wird ein geschlossenes System ausgebildet, sodass Messungen der Gasphase während der Expansion des Brandschutzsystems mithilfe eines Fourier-Transformations-Infrarotspektrometers (FTIR) möglich sind.

Trotz der hohen Probertemperaturen von bis zu 800 °C bei einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min erreicht das untersuchte, epoxidharzbasierte Brandschutzsystem lediglich einen maximalen Expansionsfaktor von  $\alpha = 5,4$ . Dies ist zum einen der hohen Trockenschichtdicke der Proben als auch dem Versuchsaufbau geschuldet. Durch die Anordnung der Proben innerhalb des Röhrchens entsteht ein reibungsbasierter Widerstand zwischen der expandierenden Schaumstruktur des Brandschutzsystems und der inneren Mantelfläche des Röhrchens. Hierdurch wird die Expansion des Brandschutzsystems stark gehindert. Aus diesem Grund können die Ergebnisse von Gomez-Mares [72] nicht ohne Weiteres mit den Ergebnissen von Wang et al. [129] verglichen werden.

Grundsätzlich unterscheidet sich der Versuchsaufbau von Gomez-Mares [72] signifikant von anderen Untersuchungsmethoden. Zum einen befinden sich die Proben in einem undurchsichtigen Edelstahlröhrchen, sodass eine kontinuierliche Messung der Expansion nicht möglich ist. Des Weiteren kann mit diesem Versuchsaufbau der Einfluss des Substrats durch die Variation der Massigkeit (Änderung der Stahlplattendicke) nicht untersucht werden. Zudem erfolgt die Erwärmung der Probe über die Mantelfläche des Röhrchens und damit senkrecht zu der Expansionsrichtung der Probe. Bei stahlplattenbasierten Untersuchungen erfolgt die Erwärmung des Brandschutzsystems hingegen unidirektional und parallel zu der Expansionsrichtung.



#### Analytische Expansionskurven:

*Grundlage: Materialmodell von Amon et al. [44]*

*Anwendung für variierende Stahlplatten- und Trockenschichtdicken sowie Temperatureinwirkungen*

*Validierung anhand der Ergebnisse von Zhang et al. [141]*

*Abbildung 2-31: Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten auf das Expansionsverhalten eines reaktiven Brandschutzsystems nach den analytischen Ansätzen von Cirpici et al. [57]*

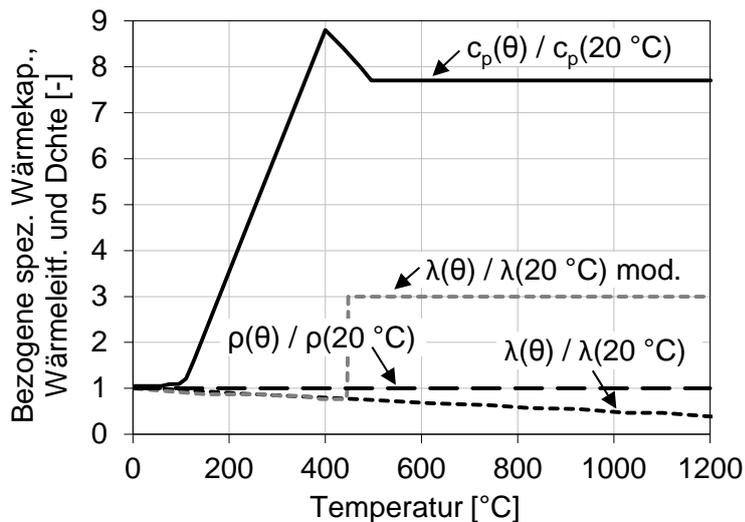
Ergebnisse, die ebenfalls aus dem Rahmen fallen, wurden von Cirpici et al. [57] im Jahr 2016 veröffentlicht. Sie gehen zwar davon aus, dass das Expansionsverhalten von reaktiven Brandschutzsystemen durch unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten beeinflusst wird, entgegen der Erkenntnisse von Mesquita et al. [102] und Tabeling [122] beschreiben sie in ihrem Modell jedoch ein umgekehrtes Verhalten. Demnach tritt in ihrer Modellvorstellung die

größte Expansion bei geringen Aufheizgeschwindigkeiten auf. Eine fundierte Begründung, worauf sie dieses Verhalten zurückführen, geben sie jedoch nicht weiter an. Daher gilt es die Ergebnisse von Cirpici et al. [57] kritisch zu hinterfragen.

Die Literaturanalyse hinsichtlich des Expansionsverhaltens von reaktiven Brandschutzsystemen bestätigt insgesamt, dass reaktive Brandschutzsysteme ein heizratenabhängiges Verhalten aufweisen. Mehrere voneinander unabhängige Untersuchungen bestätigen dabei, dass reaktive Brandschutzsysteme vor allem bei hohen Aufheizgeschwindigkeiten bzw. Wärmestromdichten ein stärkeres Expansionsvermögen besitzen. Mit zunehmender Reduktion der Temperaturbeanspruchung bilden sich hingegen geringere Schaumschichtdicken aus, wie den Ergebnissen von Mesquita et al. [102] und Tabeling [122] entnommen werden kann.

### **2.4.3 Wärmeleitfähigkeit**

Die Wärmeleitfähigkeit stellt zusammen mit dem Expansionsfaktor und der Ausbildung einer gleichmäßigen, feinporigen Schaumstruktur die wesentlichen Einflussgrößen für die thermische Schutzwirkung reaktiver Brandschutzsysteme dar. Diese Erkenntnis wurde erst mit zunehmender Erforschung der Brandschutzsysteme in den letzten Jahrzehnten gewonnen. Hosser et al. [82] gingen in ihren ersten Untersuchungen aus dem Jahr 1994 zunächst noch davon aus, dass die thermische Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen primär durch die hohe spezifische Wärmekapazität dominiert wird. Im Rahmen ihres Forschungsprojektes führten sie umfangreiche Vergleichsrechnungen an gusseisernen Stützen mit einem reaktiven Brandschutzsystem durch und leiteten auf diese Weise aus Erwärmungsversuchen die Dichte, die spezifische Wärmekapazität und die Wärmeleitfähigkeit für das untersuchte Brandschutzsystem ab (vgl. Abbildung 2-32). Für die Wärmeleitfähigkeit wurde hierbei ein Wert von  $18,00 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  bei  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  zugrunde gelegt und eine lineare Reduktion in Abhängigkeit der Temperatur unterstellt. Um konservative Ergebnisse zu erzielen, empfahlen Hosser et al. [82] zusätzlich die Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems ab einer Materialtemperatur von  $450 \text{ }^\circ\text{C}$  der Wärmeleitfähigkeit von Baustahl gleichzusetzen. Die entsprechend modifizierte Kurve für die Wärmeleitfähigkeit des untersuchten Brandschutzsystems kann Abbildung 2-32 entnommen werden.

Materialkennwerte bei 20 °C:

$$\lambda = 18,00 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$$

$$\rho = 1800,00 \text{ kg}/\text{m}^3$$

$$c_p = 1558,80 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$$

Die Verifikation der Materialkennwerte erfolge im Rahmen einer Nachrechnung von Versuchen mit gusseisernen Stützen unter ETK-Bedingungen.

Abbildung 2-32: Temperaturabhängige Kennwerte für die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität und die Dichte von RBS nach Hosser et al. [82]

Entscheidend für die Bewertung der Ergebnisse von Hosser et al. [82] ist, dass eine direkte und damit versuchsbasierte Messung der Wärmeleitfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme als eigenständigen Materialkennwert nicht möglich war. Somit bedienten sie sich der Vergleichsrechnungen, um den Materialkennwert abzuschätzen. Einen anderen Ansatz wählte hingegen Hollmann [78] in seiner Arbeit aus dem Jahr 2011. Er untersuchte zwar reaktive Brandschutzsysteme für Holzbauteile, wählte jedoch einen analytischen Ansatz für die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit, der in ähnlicher Form inzwischen auch im Stahlbau von unterschiedlichen Autoren angewandt wird und u.a. auf Spitzer [117] zurückzuführen ist.

Mit dem in Gleichung (2.2) beschriebenen Ansatz wird für das reaktive Brandschutzsystem eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit berechnet, die von der Porosität  $\psi$  und dem mittleren Porendurchmesser  $d_x$  abhängig ist. Insgesamt wird auf diese Weise die Wärmeleitung infolge des Feststoffgerüsts und der Gase innerhalb der Poren sowie des Strahlungsanteils innerhalb der Poren berücksichtigt:

$$\lambda_{\text{äq}} = \frac{1}{1+\eta} \cdot (\lambda_{\text{P+G}} + 2 \cdot \eta \cdot \lambda_{\text{RBS}} + 4 \cdot \sigma \cdot \epsilon_{\text{res}} \cdot \theta_{\text{M}}^3 \cdot d_x) \quad (2.2)$$

$$\eta = \frac{1}{3} \cdot (1-\psi) \quad (2.3)$$

Es bedeuten:

$\lambda_{\text{P+G}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Gases in der Pore [W/(m·K)]

$\lambda_{\text{RBS}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Feststoffgerüsts [W/(m·K)]

$\sigma$ : Stefan-Boltzmann Konstante [W/(m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>)]

$\epsilon_{\text{res}}$ : Resultierender Emissionsgrad [-]

$\theta_{\text{M}}$ : Mittlere Temperatur in der Pore [K]

$d_x$ : Breite der Würfelpore [m]

$\psi$ : Porosität [-]  
 $\eta$ : Faktor

Während Hollmann [78] für die Porosität eine temperaturabhängige Entwicklung unterstellt, nimmt er für den Porendurchmesser der Schaumstruktur einen einheitlichen Wert an, den er zwischen 1,0 und 9,0 mm variiert und schlussendlich zu 30 mm festlegt. Bei der Beschreibung der Porenform beschränkt sich Hollmann [78] ausschließlich auf eine Würfelgeometrie und begründet diese Annahme mit Computertomographie-Aufnahmen.

Den Anfangswert der Wärmeleitfähigkeit legt Hollmann [78] mit 7,5 W/(m·K) fest, beschreibt über die temperaturbedingte Zunahme der Porosität jedoch eine signifikante Reduktion der Wärmeleitfähigkeit auf Werte von bis zu 0,25 W/(m·K). Für den Temperaturbereich oberhalb von 600 °C berücksichtigt er eine erneute Zunahme der Wärmeleitfähigkeit, die das Abfallen des Brandschutzsystems nach der Entzündung des holzbasierten Substrats beschreiben soll (vgl. Abbildung 2-33).

Einen ähnlichen Ansatz zur Beschreibung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme verfolgten Di Blasi et al. [61]. Für ihre analytische Formulierung gehen sie davon aus, dass die Reaktion des Brandschutzsystems schichtweise erfolgt. Durch einen Wärmestrom aktiviert, expandiert das Brandschutzsystem zunächst an der Oberfläche und bildet eine verkohlte Schaumstruktur. In der darunterliegenden Schicht laufen hingegen noch die chemischen Reaktionen ab, in denen die Einzelbestandteile ( $S_1$  bis  $S_3$ ) einer Umwandlung in flüchtige Bestandteile ( $V_1$  bis  $V_3$ ) und der Ausbildung einem verkohlten Schaumgerüst (C) unterliegen (vgl. Abbildung 2-34). In der untersten Schicht befindet sich das Ausgangsmaterial hingegen noch in einem unreaktierten Zustand und reagiert erst, wenn die entsprechende Aktivierungstemperatur erreicht wird.

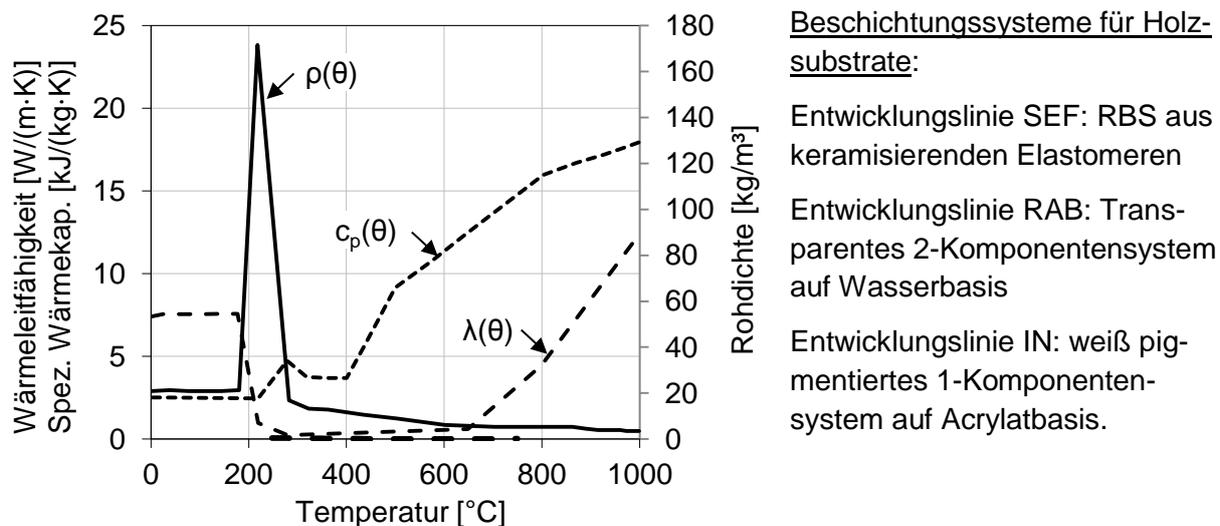


Abbildung 2-33: Standardisierte thermische Materialkennwerte für Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen für einen Entzündungsschutz von 30 Minuten von Holzbauteilen nach Hollmann [78]

Ausgehend von diesem Modell unterstellen Di Blasi et al. [61], dass die Wärmeleitfähigkeit der expandierten Schaumschicht eines reaktiven Brandschutzsystems ausschließlich von dem Grundmaterial und der innerhalb der ausgebildeten Poren eingeschlossenen Gase abhängig ist. Als Maß für die Beschreibung des Porenanteils führen Di Blasi et al. [61] die Porosität  $\psi$  ein und verwenden diese als Gewichtungsfaktor bei der Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit eines reaktiven Brandschutzsystems nach der sog. *Mixture-Rule* (vgl. Abbildung 2-34, rechts). Der Strahlungsanteil, der bei Hollmann [78] berücksichtigt wird, bleibt dabei unberücksichtigt.

Tabeling [122] greift den Ansatz von Di Blasi et al. [61] in seiner Arbeit auf und erweitert diesen um den Strahlungsanteil innerhalb der Poren in Anlehnung an Staggs [118]. Dabei unterstellt er, dass die Temperatur innerhalb der Poren nahezu homogen ist und die innerhalb der Schaumstruktur auftretende Wärmestrahlung vollständig von dem Grundmaterial der Poren absorbiert bzw. emittiert wird. Hierdurch ergibt sich der in Abbildung 2-35 rechts dargestellte mathematische Zusammenhang für die Berechnung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit eines reaktiven Brandschutzsystems. Die Berechnung der Porosität erfolgt dabei in Abhängigkeit des Expansionsfaktors. Daher ergeben sich für unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten (10 bis 50 K/min) leicht unterschiedliche Kurven für die Wärmeleitfähigkeit (vgl. Abbildung 2-35). Bedingt durch das heizratenabhängige Expansionsverhalten führt Tabeling [122] mit seinem Ansatz damit erstmals auf, dass auch die Wärmeleitfähigkeit eine Heizratenabhängigkeit aufweist.

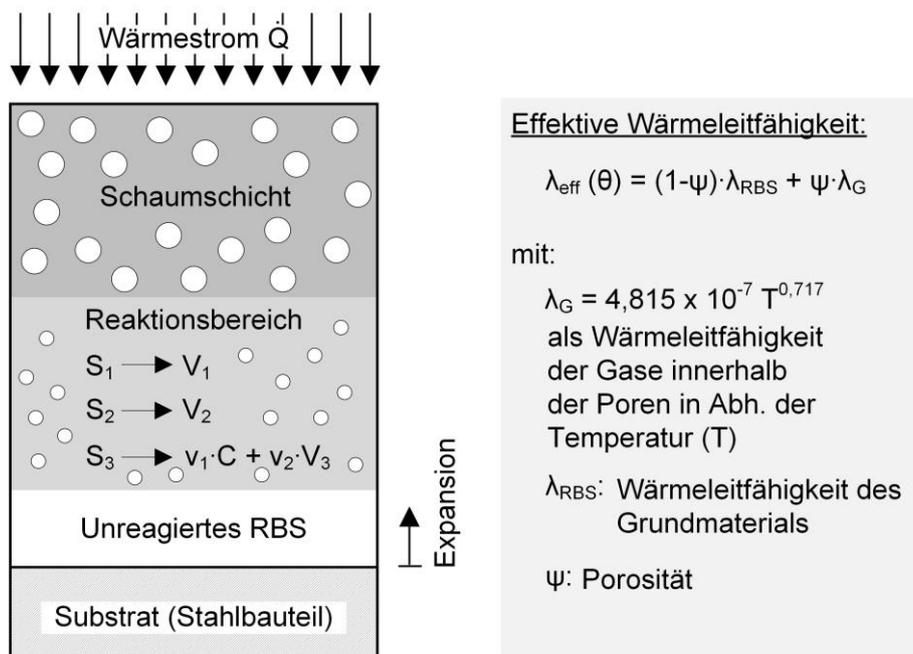
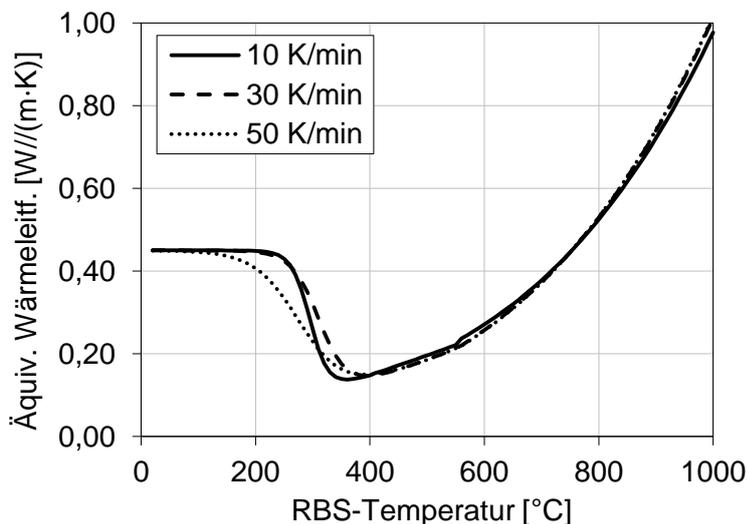


Abbildung 2-34: Schematische Darstellung der schichtweisen Reaktion von RBS und der daraus resultierenden effektiven Wärmeleitfähigkeit nach Di Blasi et al. [61]

Den Anfangswert der Wärmeleitfähigkeit definiert Tabeling [122] mit  $0,45 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  für alle von ihm untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten gleich. Zusätzlich berücksichtigt er in seinem Ansatz die Ausbildung einer offenporigen Schaumstruktur infolge der Pyrolyse organischer Bestandteile durch eine lineare, künstliche Erhöhung des Porendurchmessers von 1,2 auf 2,0 mm ab einer RBS-Temperatur von  $550 \text{ }^\circ\text{C}$ .



Berechnung der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit nach Tabeling:

$$\lambda_{\text{äq}} = \psi \cdot (\lambda_{\text{P+G}} + 4 \cdot \sigma \cdot \theta_{\text{M}}^3 \cdot dx) + (1 - \psi) \cdot \lambda_{\text{RBS}}$$

mit  $\lambda_{\text{P+G}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren

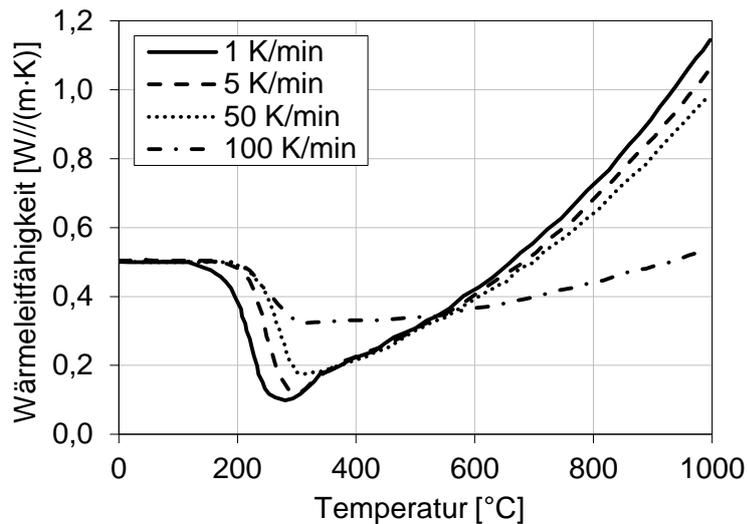
$\lambda_{\text{RBS}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials

$dx$ : Porendurchmesser

$\psi$ : Porosität

Abbildung 2-35: Berechnete, äquivalente Wärmeleitfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme für Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und 50 K/min nach Tabeling [122]

Cirpici et al. [57] leiten ebenfalls eine mathematische Formulierung für die Wärmeleitfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen her und berücksichtigen dabei sowohl die Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials und der Gase innerhalb der Poren als auch den Strahlungsanteil innerhalb der Poren. In Analogie zu Tabeling [122] berücksichtigen Cirpici et al. [57] die Porosität innerhalb ihres mathematischen Ansatzes, die sie aus den heizratenabhängigen Expansionsfunktionen aus Abbildung 2-31 berechnen. Da Cirpici et al. [57] in ihrem Modell unterstellen, dass die größte Expansion ihres untersuchten Brandschutzsystems bei den geringsten Aufheizgeschwindigkeiten auftritt, resultiert hieraus die geringste Wärmeleitfähigkeit daher ebenfalls für die geringste Aufheizgeschwindigkeit (vgl. Abbildung 2-36). Dies steht im Widerspruch zu den Untersuchungen von Tabeling [122].



Berechnung der effektiven  
Wärmeleitfähigkeit nach Cirpici:

$$\lambda_{\text{effektiv}} = \frac{\lambda}{\alpha} \quad [\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})]$$

mit  $\lambda$ : Wärmeleitfähigkeit aus dem nebenstehenden Diagramm [W/(m·K)]

$\alpha$ : Expansionsfaktor [-]

Abbildung 2-36: Berechnete, heizratenabhängige Wärmeleitfähigkeit eines reaktiven Brandschutzsystems unter Berücksichtigung des Expansionsverhaltens (Änderung der Porengröße) nach Cirpici et al. [57]

Um die thermische Schutzwirkung eines wasserbasierten und eines lösemittelhaltigen reaktiven Brandschutzsystems zu untersuchen, führten Bartholmai et al. [48] im Jahr 2003 Cone Calorimeter Versuche an beschichteten Stahlplatten (100 x 100 x 5 mm) durch. Der Einfluss variierender Erwärmungen wurde dabei anhand von unterschiedlichen Wärmestromdichten (30, 45, 60, 75 und 90 kW/m<sup>2</sup>) analysiert. Neben der Stahltemperatur, die sie auf der Rückseite der Stahlplatte ermittelten, berechneten sie zudem die effektive Wärmeleitfähigkeit bzw. den Wärmedurchlasswiderstand der reaktiven Brandschutzsysteme mithilfe der Fourier'schen Wärmeleitungsgleichung. Für die Berechnungen verwendeten sie das Programm IOPT2D, das an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) entwickelt wurde. In Abbildung 2-37 sind exemplarisch die Ergebnisse ihrer Untersuchungen für das wasserbasierte Brandschutzsystem mit einer Trockenschichtdicke von ca. 1,0 mm dargestellt. Ihre Messergebnisse zeigen, dass die effektive Wärmeleitfähigkeit des wasserbasierten Brandschutzsystems nach der Expansion für alle untersuchten Wärmestromdichten nahezu konstant ist, jedoch für höhere Wärmestromdichten höhere Werte aufweist. Auch der Wärmedurchlasswiderstand (vgl. Abbildung 2-37, rechts) deutet darauf hin, dass das Brandschutzsystem eine bessere thermische Schutzwirkung für geringere Wärmestromdichten aufweisen. In wieweit dies plausibel ist und ob die Ergebnisse im Widerspruch zu den Ergebnissen von Tabeling stehen, wird bei der Betrachtung der Berechnungsvorschrift der effektiven Wärmeleitfähigkeit (vgl. Gleichung 2.4) diskutiert.

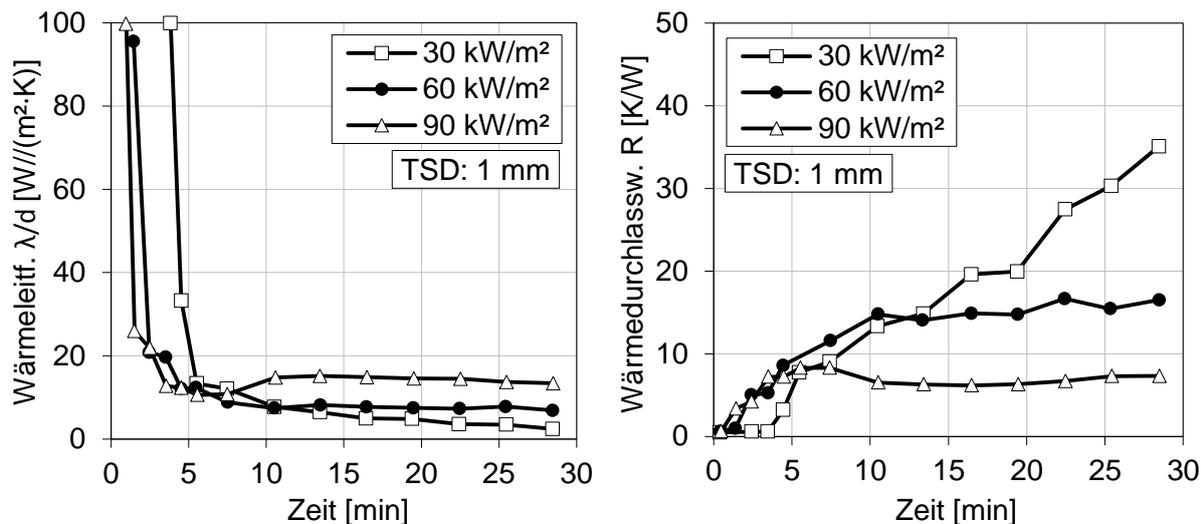


Abbildung 2-37: Effektive Wärmeleitfähigkeit (links) und Wärmedurchlasswiderstand (rechts) eines wasserbasierten RBS aus Cone Calorimeter Messungen für variierende Wärmestromdichten von Bartholmai et al. [48]

Ähnlich wie Bartholmai et al. [48] bewerteten Wang et al. [130] die thermische Schutzwirkung ihres wasserbasierten Brandschutzsystems unter Zuhilfenahme der effektiven Wärmeleitfähigkeit. Hierzu führten sie Versuche an beschichteten Stahlplatten (100 x 100 x 10 mm) in einem Elektroofen durch. Als thermische Einwirkung legten sie Brandkurven zugrunde, die in ihrem Verlauf sehr stark der Einheits-Temperaturzeitkurve ähneln und sich lediglich in der Maximaltemperatur (Brandkurve I: 450 °C; Brandkurve III: 830 °C) nach 90 Minuten unterscheiden. Wie Abbildung 2-38 entnommen werden kann, konnten Wang et al. [130] keinen eindeutigen Zusammenhang zwischen der effektiven Wärmeleitfähigkeit und den untersuchten Brandkurven feststellen. Gleichwohl liegt ein signifikanter Unterschied in der effektiven Wärmeleitfähigkeit für die unterschiedlichen Trockenschichtdicken von 1,0 und 2,0 mm vor. Zwar bilden die Proben mit einer Trockenschichtdicke von 2,0 mm eine größere Endschichtdicke (28,91 mm (Brandkurve I) und 30,88 mm (Brandkurve III)) gegenüber den Proben mit einer Trockenschichtdicke von 1,0 mm (17,14 mm (Brandkurve I) und 22,60 mm (Brandkurve III)), die effektive Wärmeleitfähigkeit ist jedoch etwa doppelt so groß. Dies stellt auf den ersten Blick einen Widerspruch dar, da die ermittelten Stahlplattentemperaturen für die Proben mit größerer Trockenschichtdicke geringer ausfallen. Bei näherer Betrachtung der Berechnungsgleichung für die effektive Wärmeleitfähigkeit (vgl. Gleichung 2.4) wird jedoch ersichtlich, dass die Trockenschichtdicke in der Gleichung als linearer Faktor eingeht und bei einem annähernd gleichen Quotienten aus Temperaturänderung in der Stahlplatte ( $\Delta\theta_{a,t}$ ) und der Differenz zwischen Brandraum- und Stahlplattentemperatur ( $\theta_t - \theta_{a,t}$ ) in höheren Werten für die effektive Wärmeleitfähigkeit resultiert. Aus diesem Grund kann die Bewertung der thermischen Schutzwirkung eines reaktiven Brandschutzsystems anhand der effektiven Wärmeleitfähigkeit allein zu Fehlinterpretationen führen und bedarf einer großen Expertise.

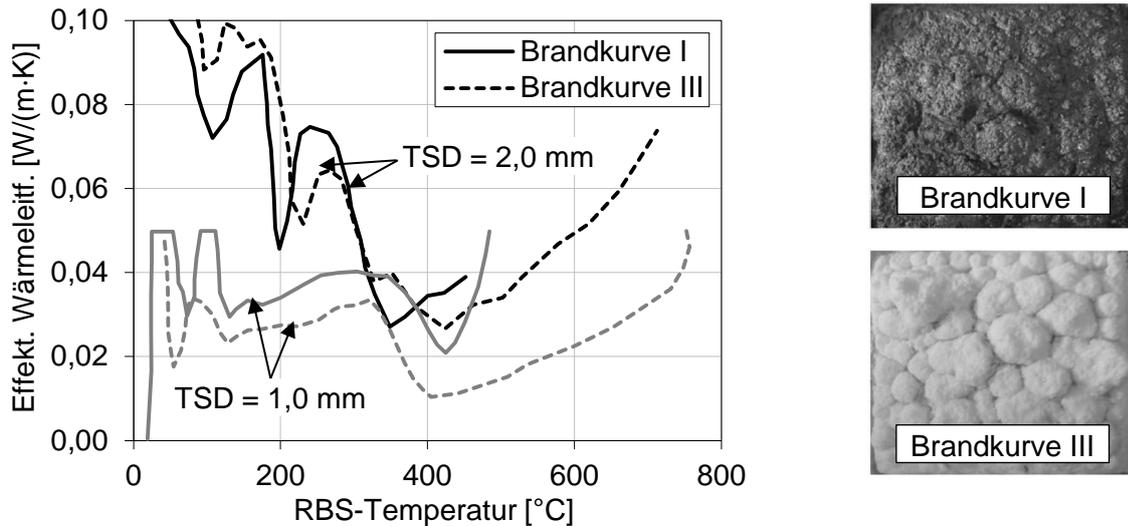


Abbildung 2-38: Berechnete Wärmeleitfähigkeit eines wasserbasierten Brandschutzsystems (PMA, Renitherm) infolge zweier von der ETK abweichenden Temperatur-Zeit-Kurven nach Wang et al. [130]

Ähnliche Rückschlüsse lassen sich ebenfalls anhand der experimentellen Untersuchungen von Wang et al. [131] ziehen. Sie bewerteten die Performance ihres untersuchten reaktiven Brandschutzsystems (Angaben zu der Produktklasse fehlen) ebenfalls anhand der effektiven Wärmeleitfähigkeit und führten hierzu Brandversuche an allseitig beschichteten Stahlplatten (270 x 200 x 16 mm) durch. Die Trockenschichtdicke variierten sie ähnlich wie Wang et al. [130] jeweils zu 1,0 und 2,0 mm. Als thermische Einwirkung verwendeten sie jedoch die Einheits-Temperaturzeitkurve.

Trotz der Tatsache, dass die Proben mit der höheren Trockenschichtdicke in geringeren Stahlplattentemperaturen resultieren und höhere expandierte Schaumschichtdicken aufweisen (Endschichtdicke: 85 mm für eine TSD = 2,0 mm und Endschichtdicke: 47 mm für eine TSD = 1,0 mm), führt die Anwendung von Gleichung (2.4) zu den in Abbildung 2-39 dargestellten Verläufen der effektiven Wärmeleitfähigkeit. Auch hier ergeben sich für die höheren Trockenschichtdicken des Brandschutzsystems höhere Werte für die effektive Wärmeleitfähigkeit trotz der besseren thermischen Schutzwirkung. Da in diesem Fall die Beflammung der Stahlplatten allseitig erfolgte, was gegenüber den gängigen Prüfkonzepten unüblich ist, werden aufgrund des veränderten Profilfaktors und der höheren thermischen Einwirkung infolge der Einheits-Temperaturzeitkurve größere effektive Wärmeleitfähigkeiten ermittelt als bei Wang et al. [130].

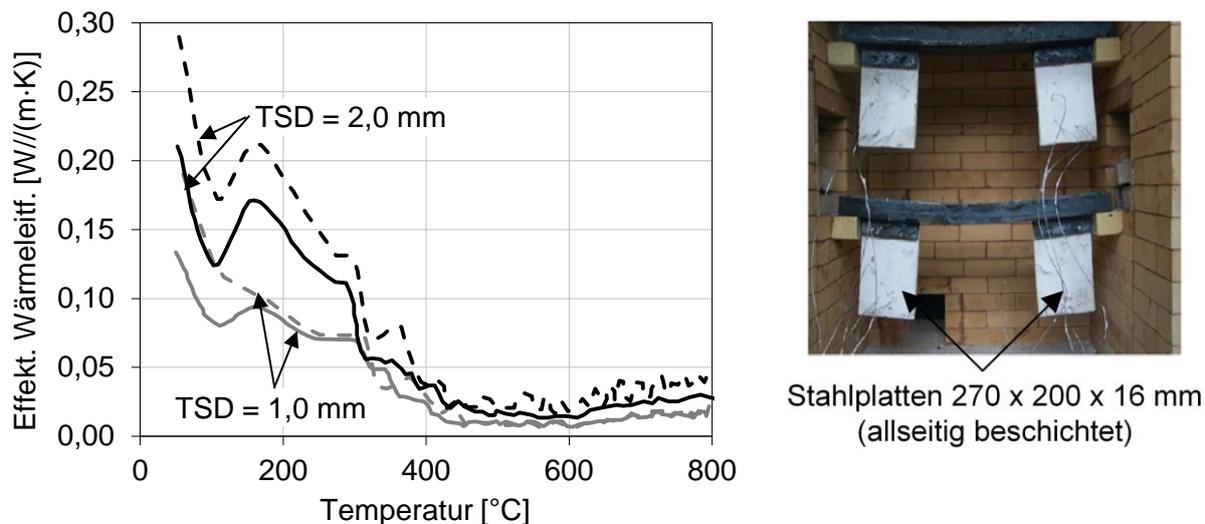


Abbildung 2-39: Berechnete Wärmeleitfähigkeit eines RBS gemäß DIN EN 13381-4 für allseitig beschichtete Stahlplatten nach Wang et al. [131]

Als Berechnungsvorschrift für die effektive Wärmeleitfähigkeit legen Wang et al. [131] den Ansatz aus DIN EN 13381-4 [15] für passive Brandschutzmaterialien zugrunde, vernachlässigen dabei jedoch den Anteil des Wärmespeichervermögens durch das Brandschutzmaterial. Auf diese Weise reduzieren sie die normativ geregelte Berechnungsvorschrift auf den Ansatz in Gleichung (2.4), der in derselben Form inzwischen in DIN EN 13381-8 [16] definiert ist.

$$\lambda_{p,t}(t) = \left[ d_p \cdot \frac{V}{A_p} \cdot c_a \cdot \rho_a \cdot \frac{1}{(\theta_t - \theta_{a,t}) \cdot \Delta t} \right] \cdot \Delta \theta_{a,t} \quad (2.4)$$

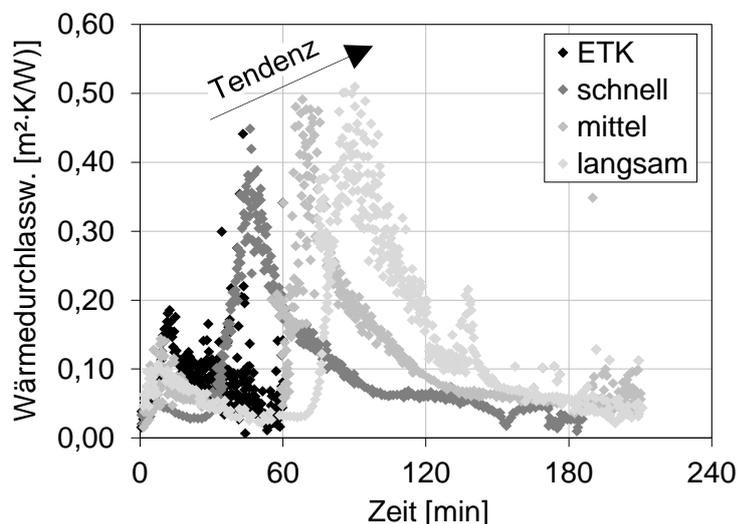
Es bedeuten:

- $d_p$ : Trockenschichtdicke des reaktiven Produkts [m]
- $V/A_p$ : Inverse des Profilkfaktors [m]
- $c_a$ : Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität des Baustahls [J/(kg·K)]
- $\rho_a$ : Dichte des Baustahls [kg/m<sup>3</sup>]
- $\theta_t$ : Temperatur im Brandraum [°C]
- $\theta_{a,t}$ : Stahltemperatur [°C]
- $\Delta t$ : Zeitschrittweite [sek]
- $\Delta \theta_{a,t}$ : Anstieg der Stahltemperatur innerhalb des Zeitschritts  $\Delta t$  [K]

Lucherini et al. [100] orientierten sich bei der Auswertung ihrer Ergebnisse direkt an der Berechnungsvorschrift der DIN EN 13381-8 [16], führten jedoch nicht die effektive Wärmeleitfähigkeit sondern den Wärmedurchlasswiderstand (vgl. Abbildung 2-40) als eine Messgröße zur Bewertung der thermischen Schutzwirkung ihrer untersuchten reaktiven Brandschutzsysteme auf. Insgesamt untersuchten sie auf diese Weise ein wasserbasiertes und ein lösemit-

telhaltiges Brandschutzsystem, das sie jeweils auf ein IPE400-Profil sowie auf Stahlplatten 100 x 100 x 10 mm applizierten. Ihre Versuche führten Lucherini et al. [100] sowohl in einem Elektroofen als auch in einem gasbrennerbetriebenen Ofen sowie in einem Cone Calorimeter durch. Auf diese Weise untersuchten sie den Einfluss verschiedener Temperaturzeitkurven mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten und variierender Wärmestromdichten auf das thermische Verhalten der beiden Brandschutzsysteme. Als Referenzgröße diente wiederum die Einheits-Temperaturzeitkurve.

In Abbildung 2-40 sind die Wärmedurchlasswiderstände des wasserbasierten Brandschutzsystems dargestellt, die aus Brandversuchen an IPE400-Profilen für Temperaturzeitkurven mit einer schnellen, mittleren und geringeren Aufheizgeschwindigkeit sowie für die Einheits-Temperaturzeitkurve ermittelt wurden. Die zugehörigen Temperaturzeitkurven sind in Abbildung 2-41 aufgeführt.



Berechnung des thermischen  
Wärmedurchlasswiderstandes  
nach Lucherini et al.:

$$R(t) = \frac{d_p(t)}{\lambda_p(t)} \quad [\text{m}^2 \cdot \text{K/W}]$$

$$R(t) = \frac{1}{\rho_s \cdot c_s} \cdot \frac{T_g(t) - T_s(t)}{\Delta T_s(t)} \cdot \frac{A_s}{V_s} \cdot \Delta t$$

mit  $T_g$ : Brandraumtemperatur  
und  $T_s$ : Stahltemperatur

Abbildung 2-40: Berechneter Wärmedurchlasswiderstand eines wasserbasierten Brandschutzsystems ( $TSD = 890 - 950 \mu\text{m}$ ) in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit aus Brandversuchen an beschichteten IPE400-Profilen nach Lucherini et al. [100]

Mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit nimmt der Wärmedurchlasswiderstand des untersuchten Brandschutzsystems vermeintlich ab. Diesen Zusammenhang vermittelt zumindest die zeitliche Darstellung des Wärmedurchlasswiderstandes in Abbildung 2-40. Der von Lucherini et al. [100] definierte Effizienzparameter  $\eta_p(t)$  steht diesem Zusammenhang jedoch entgegen und zeigt eindeutig, dass die thermische Schutzwirkung der beiden untersuchten Brandschutzsysteme mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit zunimmt (vgl. Abbildung 2-41). Das lösemittelhaltige Brandschutzsystem reagiert dabei im Vergleich zu dem wasserbasierten Brandschutzsystem sensitiver auf die unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten.

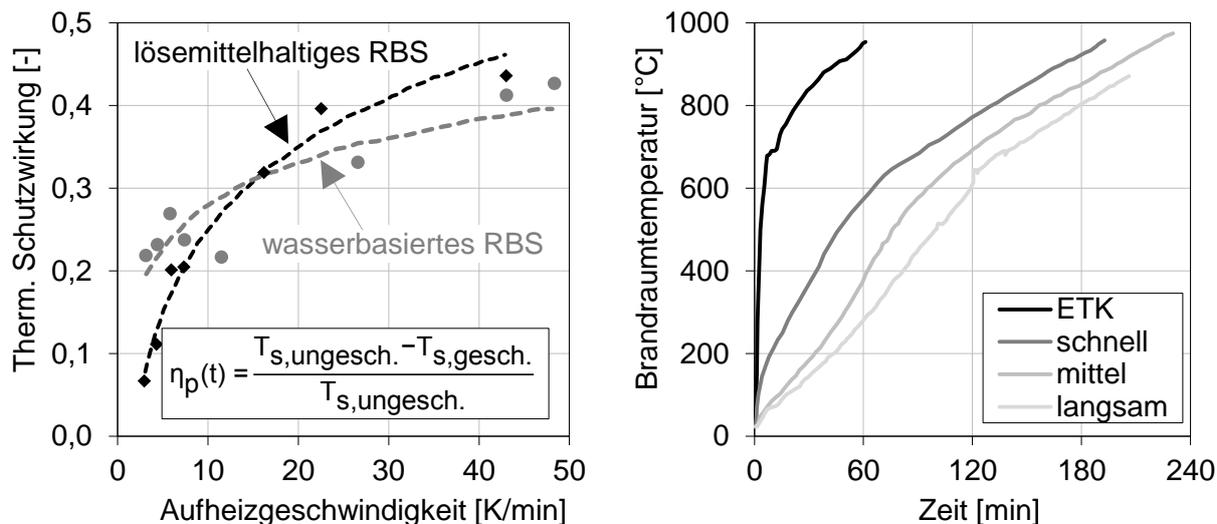


Abbildung 2-41: Thermische Schutzwirkung (bezogene Temperaturdifferenz zwischen ungeschützten und geschützten Proben) eines lösemittelhaltigen und wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit (links) und untersuchte Brandraumtemperaturen (rechts) nach Lucherini et al. [100]

Den Effizienzparameter definieren Lucherini et al. [100] in ihrer Arbeit als Temperaturdifferenz zwischen ungeschützten und geschützten Stahlprofilen, wobei sie den Differenzwert noch zusätzlich auf die Temperatur der ungeschützten Probe beziehen. Auf diese Weise erhalten sie einen dimensionslosen Parameter, der bei geringen Unterschieden zwischen den ungeschützten und den geschützten Proben und damit bei einer geringen thermischen Schutzwirkung der reaktiven Brandschutzsysteme klein ausfällt (vgl. Abbildung 2-41).

Insgesamt lässt sich festhalten, dass mehrere voneinander unabhängige Untersuchungen bestätigen, dass reaktive Brandschutzsysteme eine heizratenabhängige Wärmeleitfähigkeit besitzen, diese jedoch durch die effektive Wärmeleitfähigkeit nach DIN EN 13381-8 [16] fehlinterpretiert werden kann. Daher bedarf es bei der Bewertung der effektiven Wärmeleitfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen stets eine hohe Expertise. Alternativ sollte die Wärmeleitfähigkeit nach den Ansätzen von Di Blasi [61] und Tabeling [122] aus den Expansionskurven berechnet werden. Auf diese Weise wird anstelle der effektiven eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit ermittelt, die den Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten korrekt wiedergibt.

#### 2.4.4 Spezifische Wärmekapazität

In ihren Nachrechnungen von Erwärmungsversuchen an gusseisernen Stützen gingen Hosser et al. [82] im Jahr 1994 noch davon aus, dass die Funktionsweise von reaktiven Brandschutzsystemen primär durch die spezifische Wärmekapazität geprägt ist. Sie gingen davon aus, dass die spezifische Wärmekapazität des von ihnen untersuchten Brandschutzsystems ab einer Temperatur von 100 °C linear ansteigt und bei 400 °C seinen Maximalwert erreicht.

Ab 500 °C unterstellten Hosser et al. [82] einen konstanten Verlauf für die spezifische Wärmekapazität (vgl. Abbildung 2-32). Hollmann [78] ist hingegen der Auffassung, dass die Zunahme der spezifischen Wärmekapazität erst ab einer Temperatur von 400 °C einsetzt und nahezu kontinuierlich bis 1000 °C ansteigt (vgl. Abbildung 2-33). Endotherme Effekte, wie das Schmelzen des Brandschutzsystems oder die Ausbildung der verkohlten Schaumschicht werden durch die spezifische Wärmekapazität nicht abgebildet. Dabei existiert mit der dynamischen Differenzkalorimetrie (engl. Differential Scanning Calorimetry, kurz: DSC) eine Messmethode, mit der sowohl eine genaue Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität als auch einzelner Reaktionen und Phasenübergänge beliebiger Materialien bestimmt werden können. Eine abgewandelte Messmethode der DSC, die Differenz-Thermoanalyse (DTA), verwendeten Wang et al. [132] in ihrer Arbeit, um die chemischen Reaktionen, die während der Expansion ihres eigens entwickelten reaktiven Brandschutzsystems ablaufen, detektieren und einzelnen Temperaturbereichen zuzuordnen zu können. So ordnen sie die endothermen Peaks in Abbildung 2-42 bei 190 und 389 °C jeweils dem Schmelzen von Pentaerythrit (PER) und der Ausbildung der verkohlten Schaumschicht zu. Den exothermen Peak bei 661 °C führen sie hingegen auf die Oxidation organischer Bestandteile und die Bildung von Kohlenstoffdioxid (CO<sub>2</sub>), das sich als Gas aus dem Brandschutzsystem verflüchtigt.

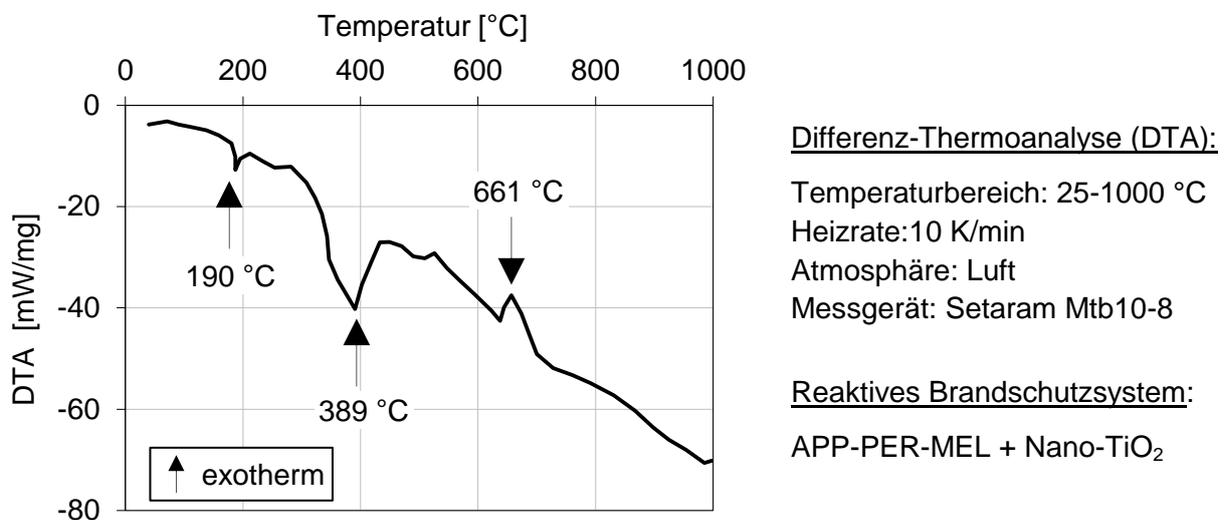
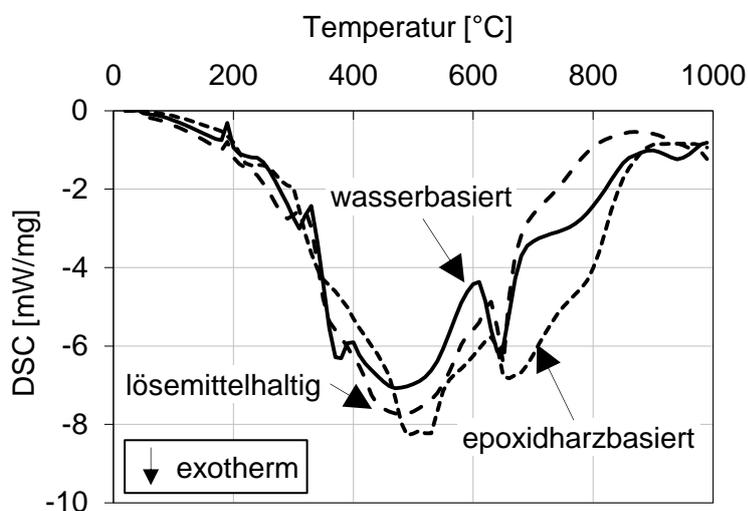


Abbildung 2-42: Gemessene DTA-Kurve eines reaktiven Brandschutzsystems bei 10 K/min und Luftatmosphäre nach Wang et al. [132]

Tabeling [122] wendete in seiner Arbeit die DSC-Analyse an, um die spezifische Wärmekapazität von drei verschiedenen reaktiven Brandschutzsystemen zu bestimmen. Hierfür verwendete er Kleinstmengen (3 – 6 mg) der Produkte in Pulverform, die er in einem Aluminiumoxidtiegel (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) bei unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten untersuchte. Ergebnisse für 10 K/min sind beispielhaft in Abbildung 2-43 aufgeführt. Trotz der unterschiedlichen Rezepturen, finden die wesentlichen Reaktionen in den untersuchten Brandschutzsystemen

annähernd in den gleichen Temperaturbereichen statt. Lediglich die Intensität und damit die Größe der Peaks weisen Unterschiede auf.



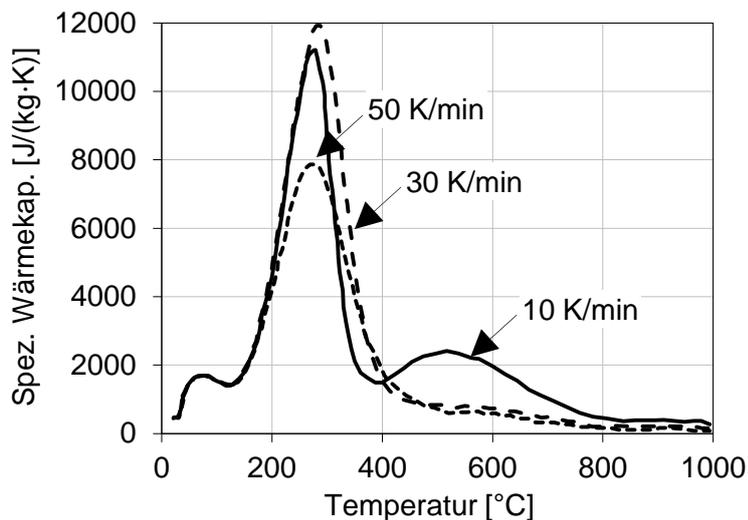
Dynamische Differenzkalorimetrie (DSC):

Temperaturbereich: 20-1000 °C  
 Heizrate: 10 K/min  
 Atmosphäre: 80 % Ar / 20 % O<sub>2</sub>  
 Messgerät: NETZSCH STA 409 PC/PG

Reaktive Brandschutzsysteme:  
 Produkte eines deutschen Herstellers

Abbildung 2-43: Gemessene DSC-Kurven eines wasserbasierten, lösemittelhaltigen sowie epoxidharzbasierten Brandschutzsystems nach Tabeling [122]

Die gemessenen DSC-Signale (aufgenommene bzw. abgegebene Wärmemenge je Masseneinheit) verwendete Tabeling [122], um die spezifische Wärmekapazität der untersuchten Brandschutzsysteme zu berechnen. Hierbei berücksichtigte er neben der Aufheizgeschwindigkeit auch die Massen- und Volumenänderung der Proben, die er aus der thermogravimetrischen Analyse (vgl. Kapitel 2.4.5) und der Expansionsanalyse (vgl. Kapitel 2.4.2) erhielt.



Berechnung der spezifischen Wärmekapazität aus DSC-Messungen nach Tabeling:

$$c_p = \frac{1}{M} \cdot \frac{dQ}{dt} \cdot \frac{dt}{d\theta}$$

mit  $\frac{1}{M} \cdot \frac{dQ}{dt}$ : gemessenes DSC-Signal

$\frac{dt}{d\theta}$ : Kehrwert der Aufheizgeschwindigkeit

Abbildung 2-44: Spezifische Wärmekapazität reaktiver Brandschutzsysteme unter Berücksichtigung der Volumen- und Massenänderung für unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten nach Tabeling [122]

Auf diese Weise erhielt Tabeling [122] die in Abbildung 2-44 dargestellten spezifischen Wärmekapazitäten in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit. Eine Differenzierung zwi-

schen den einzelnen Brandschutzsystemen (lösemittelhaltig, wasser- und epoxidharzbasiert) nahm Tabeling [122] nicht mehr vor. Die in Abbildung 2-44 aufgeführten spezifischen Wärmekapazitäten stellen daher Mittelwerte aller von ihm untersuchten Brandschutzsysteme dar. Anders als beim Expansionsverhalten und der effektiven Wärmeleitfähigkeit finden sich für die spezifische Wärmeleitfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen in der Literatur wenige Angaben. Die meisten Untersuchungen stammen aus der Produktentwicklung bzw. -optimierung, sodass sich die Analysen größtenteils auf die Reaktionen und Phasenumwandlungsprozesse fokussieren. Dennoch existiert mit der dynamischen Differenzkalorimetrie und ihren abgewandelten Formen eine Methode, mit der die spezifische Wärmekapazität ermittelt werden kann. Die Festlegung unterschiedlicher Aufheizgeschwindigkeiten im Rahmen der Messmethode erlaubt zudem die Analyse der Performance von Brandschutzsystemen bei Naturbränden.

## 2.4.5 Rohdichte

Hosser et al. [82] sowie Raveglia [107] nehmen jeweils vereinfachend in ihren Arbeiten an, dass die Rohdichte von reaktiven Brandschutzsystemen temperaturunabhängig ist. Während Hosser et al. [82] von einer Rohdichte von  $1800 \text{ kg/m}^3$  ausgehen (vgl. Abbildung 2-32), begrenzt sie Raveglia [107] auf einen Wert von  $10 \text{ kg/m}^3$ . Dieser erscheint für den Ausgangszustand reaktiver Brandschutzsysteme als sehr gering, erweist sich jedoch in guter Näherung als zutreffend für den expandierten Reaktionszustand.

Hollmann [78] geht in seiner Modellvorstellung ebenfalls von einer geringen Rohdichte ( $20 \text{ kg/m}^3$ ) aus, die jedoch mit zunehmender Temperatur in einem maximalen Peak von  $170 \text{ kg/m}^3$  bei  $200 \text{ °C}$  resultiert. Worauf Hollmann [78] diesen Peak zurückführt, wird nicht ersichtlich. Zumal erscheint dieser in Anbetracht der Volumenzunahme reaktiver Brandschutzsysteme infolge der Expansion als unrealistisch. Durch die Volumenzunahme ist vielmehr von einer Reduktion der Rohdichte auszugehen. Darüber hinaus existiert mit der thermogravimetrischen Analyse (TGA) ein Messverfahren, mit dem eine temperaturabhängige Massenänderung reaktiver Brandschutzsysteme ermittelt werden kann. So führen Choi et al. [56] in ihrer Arbeit auf, dass der Reaktionsablauf von reaktiven Brandschutzsystemen in mehreren Schritten erfolgt und sich dies in dem temperaturabhängigen Massenverlust widerspiegelt (vgl. Abbildung 2-45). Die erste Reaktion und den damit zusammenhängenden Massenverlust führen sie auf die Dehydratation ihres wasserbasierten Brandschutzsystems zurück. Dies bestätigen sie durch eine zusätzliche massenspektroskopische Untersuchung, mit der sie die Freisetzung von Wasser ( $\text{H}_2\text{O}$ ) und Hydroxidionen ( $\text{OH}^-$ ) nachweisen (vgl. Abbildung 2-45).

Somit unterliegen reaktive Brandschutzsysteme infolge der thermisch aktivierten Reaktionen einem Massenverlust, der zusammen mit der Volumenzunahme infolge Expansion in einer starken Reduktion der Rohdichte resultieren muss. Veranschaulicht wird dies von Choi et al. [56] zudem durch Rasterelektronenmikroskop-(REM)-Aufnahmen in Abbildung 2-45.

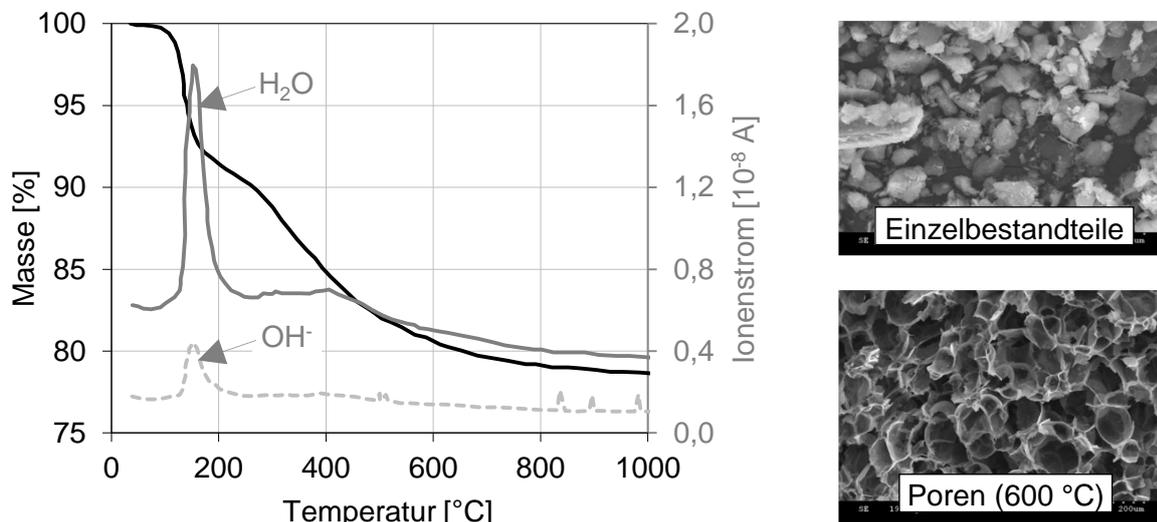
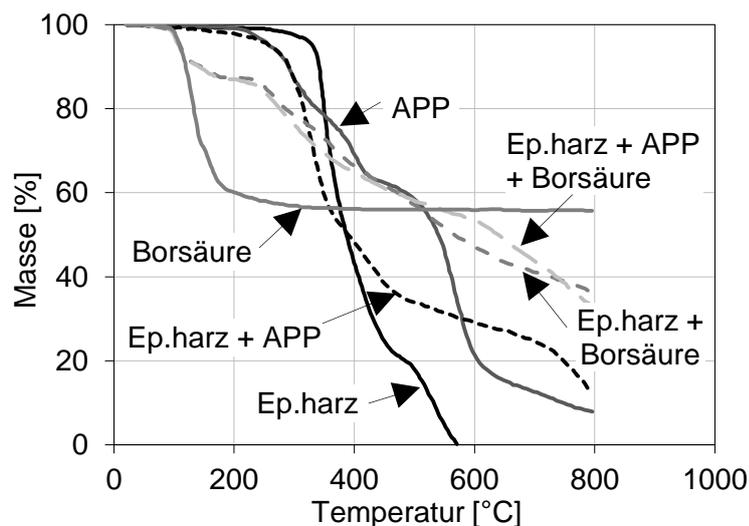


Abbildung 2-45: Massenänderung des reaktiven Brandschutzsystems FC-MAX und Massenspektrometrie für H<sub>2</sub>O und OH<sup>-</sup> sowie Rasterelektronenmikroskop-(REM)-Aufnahmen der Einzelbestandteile und der Porenstruktur bei 600 °C nach Choi et al. [56]

Da die thermogravimetrische Analyse (TGA) nicht nur für reaktive Brandschutzsysteme sondern auch für ihre Einzelbestandteile angewendet werden kann, führten Jimenez et al. [85] im Jahr 2006 Untersuchungen an Ammoniumpolyphosphat (APP), Borsäure und einem Epoxidharz sowie deren Kombinationen durch.



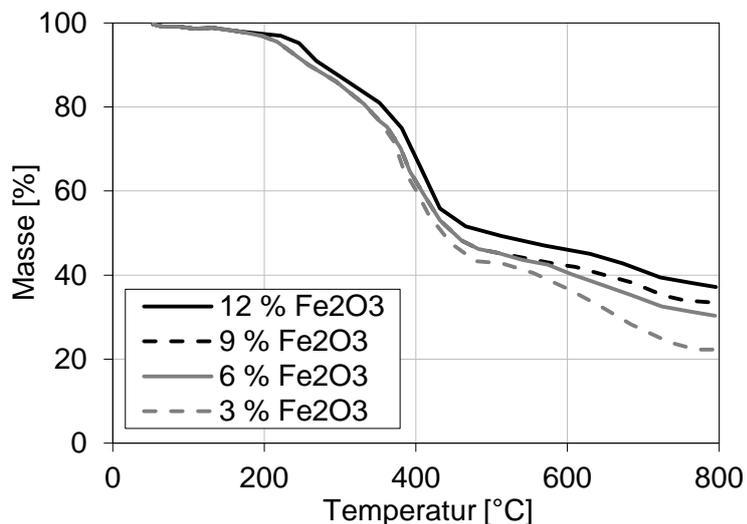
Thermogravimetrische Analyse (TGA):

Temperaturbereich: 20-800 °C  
 Heizrate: 10 K/min  
 Probenmasse: 10 mg  
 Atmosphäre: Synthetische Luft  
 Durchfluss: 50 ml/min  
 Messgerät: Setaram TG 92 microbalance

Eigenschaften der Einzelkomponenten siehe Abbildung 2-25

Abbildung 2-46: Massenänderung von Epoxidharz, Ammoniumpolyphosphat (APP), Borsäure und deren Kombinationen nach Jimenez et al. [85]

Sie stellten u.a. fest, dass das Epoxidharz bereits bei 570 °C vollständig thermisch umgesetzt wird, durch die Zugabe von Borsäure jedoch eine Restmenge von 37 % bis 800 °C verbleibt. Das APP hat wiederum in der Kombination mit der Borsäure und dem Epoxidharz keinen signifikanten Einfluss auf die Massenänderung, da der Reaktionspartner in Form von Pentaerythrit (PER) in der Verbindung fehlt.



Thermogravimetrische Analyse (TGA):

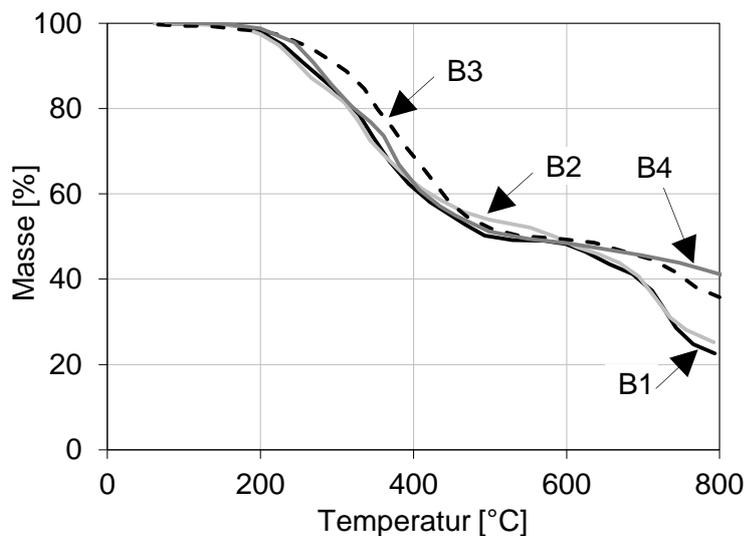
Temperaturbereich: 25-800 °C  
 Heizrate: 10 K/min  
 Probenmasse: 10 mg  
 Atmosphäre: Luft  
 Messgerät: SDTQ 600 TA

Reaktives Brandschutzsystem:

APP:PER:MEL = 2:1:1  
 APP (n = 1000) Dujiangyan  
 Kangan Fireproof & Burning-prohibited Group Co. Ltd, China

Abbildung 2-47: Einfluss von Eisen(III)-Oxid auf die Massenänderung einer APP-PER-MEL-Formulierung nach Li et al. [96]

Untersuchungen, welchen Einfluss Eisen(III)-Oxid sowie verschiedene Bindemittel auf das Massenänderungsverhalten einer APP-PER-MEL-Formulierung haben, wurden von Li et al. [96] und Wang et al. [129] durchgeführt. In beiden Fällen wendeten sie die thermogravimetrische Analyse an, wobei sie mit 10 und 20 K/min jeweils unterschiedliche Aufheizgeschwindigkeiten für ihre Analysen zugrunde legten (vgl. Abbildung 2-47 und Abbildung 2-48).



Thermogravimetrische Analyse (TGA):

Temperaturbereich: 50-800 °C  
 Heizrate: 20 K/min  
 Atmosphäre: Luft  
 Durchfluss: 40 ml/min  
 Messgerät: Pyris 1 TG analyzer

Reaktive Brandschutzsysteme:

APP/PER/MEL/TiO<sub>2</sub> =  
 31,1/18,8/15,2/6,9 [m-%] + Bindemittel (B1-B4)  
 B1: 446 g/mol; B2: 568 g/mol  
 B3: 1025 g/mol; B4: 1739 g/mol

Abbildung 2-48: Einfluss der Molmasse eines epoxidharzbasierten Bindemittels auf das Massenänderungsverhalten einer APP-PER-MEL-TiO<sub>2</sub>-Formulierung nach Wang et al. [129]

Tabeling [122] widmete sich hingegen in seinen Untersuchungen der Fragestellung, ob die von ihm untersuchten Brandschutzsysteme ein stark abweichendes Massenänderungsverhalten aufweisen. In seinen TG-Analysen, die er mit dem Analysegerät NETZSCH STA 409 PC/PG bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min durchführte, stellte er fest, dass das wasserbasierte Brandschutzsystem gegenüber den beiden anderen Produkten eine geringfügig bessere thermische Stabilität aufweist (vgl. Abbildung 2-49).

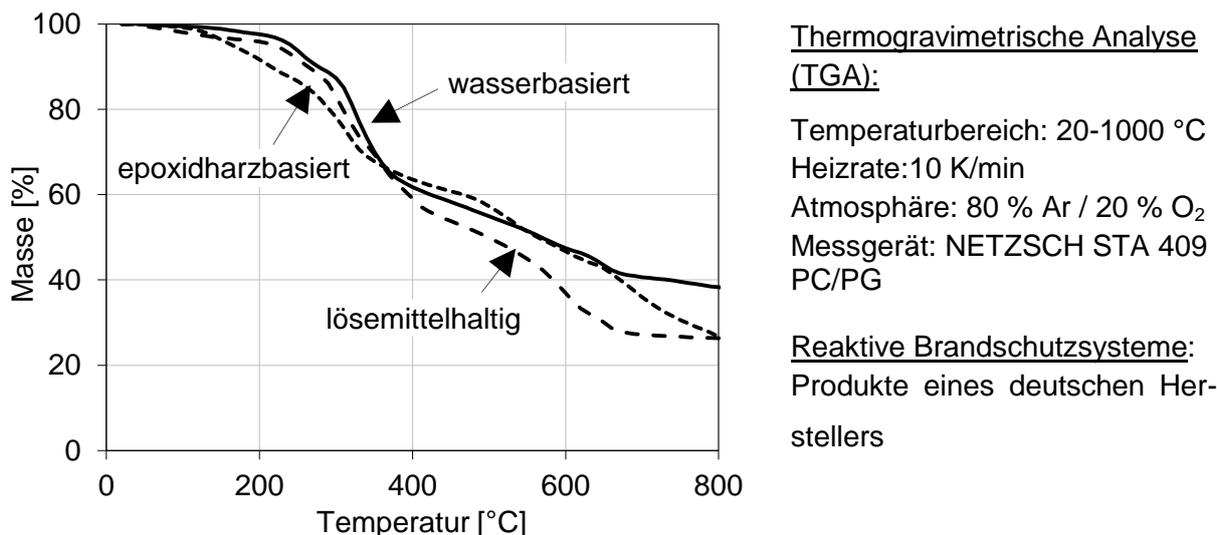


Abbildung 2-49: Massenänderungsverhalten eines wasserbasierten, lösemittelhaltigen sowie epoxidharzbasierten Brandschutzsystems nach Tabeling [122]

Unter Berücksichtigung des Expansionsverhaltens (vgl. Kapitel 2.4.2) konnte Tabeling [3] mithilfe der gemessenen Massenänderungskurven die in Abbildung 2-50 dargestellte Materialrohddichte für die von ihm untersuchten reaktiven Brandschutzsysteme ermitteln. Er differenziert dabei nicht zwischen den einzelnen Brandschutzsystemen und definiert die Materialrohddichte für die Einheits-Temperaturzeitkurve.

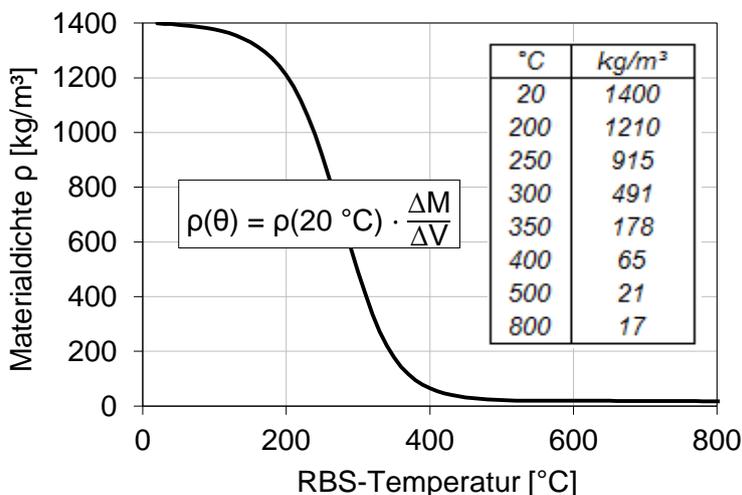


Abbildung 2-50: Temperaturabhängige Materialrohddichte von reaktiven Brandschutzsystemen nach Tabeling [122]

Da sowohl die Volumenänderung infolge Expansion als auch die Massenänderung für variierende Aufheizgeschwindigkeiten ermittelt werden kann, lässt sich mit dem Ansatz von Tabelling [122] auch die Rohdichte für variierende Aufheizgeschwindigkeiten von Naturbränden ermitteln.

Insgesamt finden sich in der Literatur wenige Angaben für die Rohdichte von reaktiven Brandschutzsystemen und deren heizratenabhängiges Verhalten. Vielmehr wird in den literaturbekanntesten Untersuchungen das Massenänderungsverhalten beleuchtet. Dennoch lassen sich die Ergebnisse der thermogravimetrischen Analysen dazu verwenden, um die Materialrohichte von reaktiven Brandschutzsystemen zu bestimmen. Hierzu muss jedoch die heizratenabhängige Volumenänderung der Brandschutzsysteme bekannt sein.

## 2.5 Zusammenfassung

Unter Berücksichtigung der verschiedenen Versuchsrandbedingungen der Literaturquellen wurde eine Datenbasis geschaffen, die insbesondere die thermischen Materialkennwerte für Brandschutzmaterialien in der Aufheizphase zusammenfasst. Die bestehende Kenntnislücke in der Abkühlphase und die fehlenden Materialkennwerte unter Naturbrandbeanspruchung, speziell bei Calciumsilikatplatten und dem Brandschutzputz, konnten während der systematischen Aufbereitung der Daten ermittelt und aufgezeigt werden. Ferner hat die Auswertung der bestehenden Literaturquellen ergeben, dass für gipsgebundene Plattenbekleidungen (Gipskarton, Gipsfasern) bereits verschiedene thermoanalytische Untersuchungen vorgenommen worden sind. Für gipshaltige Plattenbekleidung ist somit eine umfassende Datenbasis vorhanden, die bereits eine grobe Abschätzung der thermischen Materialkennwerte für die Aufheizphase einer Naturbrandbeanspruchung ermöglicht. Eine differenzierte Betrachtung der thermischen Kennwerte  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  von Gipsplatten und Gipsfaserplatten erfolgte jedoch nicht. Die Literaturstudie hat jedoch weiterhin ergeben, dass die thermischen Materialkennwerte aus den verschiedenen Literaturquellen sich zum Teil stark voneinander unterscheiden. Die Differenz der Angaben kann auf die unterschiedlichen Zielrichtungen der Untersuchungen der jeweiligen Autoren, die Materialunterschiede der Brandschutzbekleidungen und die verschiedenen Versuchsdurchführungen sowie auf die Wahl der Messmethoden und Verfahren zurückgeführt werden. Ferner haben die einzelnen Autoren die thermischen Materialkennwerte modifiziert, um chemische und physikalische Materialreaktionen während einer Brandbeanspruchung besser abzubilden. Folglich divergieren die thermischen Materialkennwerte der Brandschutzbekleidungen, sodass keine allgemeingültige Aussage über das temperaturabhängige Materialverhalten von Brandschutzbekleidungen getroffen werden kann. Speziell für die Anwendung der Brandschutzmaterialien an geschützten Stahlbauteilen

unter Naturbrand besteht Forschungsbedarf, da die thermischen Kennwerte  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase in Abhängigkeit der Temperatur bekannt sein sollten. Zusätzlich ergibt sich die Streuung der thermischen Materialkennwerte durch die Anwendung verschiedener thermoanalytischer Messverfahren. Die Ergebnisse zeigen somit die Notwendigkeit nach Rahmenbedingungen für standardisierte Prüfverfahren zur Ermittlung der thermischen Materialkennwerte von Brandschutzmaterialien, die im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit erarbeitet werden.

Reaktive Brandschutzsysteme haben die Besonderheit, dass sie erst im Brandfall ihre thermische Schutzwirkung entfalten, indem sie um das Vielfache ihrer Trockenschichtdicke expandieren. Bei Raumtemperaturbedingungen weisen sie eine geringe Trockenschichtdicke auf und haben daher aufgrund von gestalterischen Möglichkeiten im architektonischen Stahlbau stark an Bedeutung gewonnen.

Hauptbestandteile von reaktiven Brandschutzsystemen sind eine anorganische Säure, ein Kohlenstoffspender, ein Treibmittel sowie ein Bindemittel, das alle Komponenten vereint. Die Funktionsweise von reaktiven Brandschutzsystemen wird dadurch gekennzeichnet, dass die Einzelbestandteile nahezu in demselben Temperaturbereich reagieren, wodurch die Ausbildung der für die thermische Schutzwirkung verantwortlichen Kohlenstoffschaumstruktur erst ermöglicht wird.

Die systematische Analyse internationaler Forschungsarbeiten hat aufgezeigt, dass zahlreiche Forschungsgruppen zum Teil voneinander unabhängig anhand von verschiedenen Analysemethoden zu der Erkenntnis kommen, dass reaktive Brandschutzsysteme ein heizratenabhängiges Verhalten aufweisen. Dieses äußert sich primär in der Expansion und der damit im Zusammenhang stehenden Wärmeleitfähigkeit der Brandschutzsysteme. Die Analysen der Forschungsgruppen zeigen eine Tendenz, dass die reaktiven Brandschutzsysteme vor allem bei höheren Aufheizgeschwindigkeiten bzw. Wärmestromdichten eine bessere Performance zeigen. Der Grund hierfür ist der Tatsache geschuldet, dass reaktive Brandschutzsysteme als nicht genormte Bauprodukte im Rahmen des Zulassungsverfahrens derzeit auf Basis der Einheits-Temperaturzeitkurve geprüft werden. Die Normbrandkurve besitzt dabei vor allem im Anfangsbereich eine sehr hohe Aufheizgeschwindigkeit.

Die heizratenabhängige Performance von reaktiven Brandschutzsystemen kann nicht für alle Produkte pauschalisiert werden. Vielmehr muss zwischen den einzelnen Produktklassen (lösemittelhaltig, wasser- und epoxidharzbasiert) unterschieden werden, da vor allem lösemittelhaltige Brandschutzsysteme die größte Sensitivität hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten besitzen.

Die Analyse der internationalen Forschungsarbeiten hat zudem gezeigt, dass die effektive Wärmeleitfähigkeit, die derzeit in DIN EN 13381-8 [16] dazu verwendet wird, um die Performance von reaktiven Brandschutzsystemen zu bewerten, bei mangelnder Expertise zu Fehlinterpretationen führen kann. Daher wird empfohlen, die Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen anhand von zusätzlichen Kriterien zu bewerten. Dies wird in Kapitel 5.5 anhand der eigenen experimentellen Untersuchungen aufgezeigt.

## 3 Naturbrandszenarien

### 3.1 Einleitung

Neben der Einheit-Temperaturzeitkurve, kurz ETK, nach DIN 4102-2 (1977) werden im Nationalen Anhang zur DIN EN 1991-1-2 (2010) [5] auch vereinfachte und allgemeine Naturbrandkonzepte beschrieben, die eine realistischere und wirtschaftliche Bemessungen von Konstruktionen unter Brandbeanspruchung ermöglichen. Mittels der Einheits-Temperaturzeitkurve kann unabhängig von Größe und Geometrie des Brandraums, Brandlasten und Ventilationsverhältnissen, der voll entwickelte Brand für die Prüfung der Tragfähigkeit von Bauteilen verwendet werden [138]. Die Einheits-Temperaturzeitkurve zeichnet sich durch einen konstanten Temperaturanstieg mit hohen Aufheizgeschwindigkeiten aus. Im Vergleich zur ETK sinken beim Naturbrand die Brandraumtemperaturen nach Aufzehren des Großteils der vorhandenen Brandlasten. Die Naturbrandszenarien schließen die Entstehungsphase, die Vollbrandphase und die Abklingphase eines Brandes mit ein. Der Verlauf eines Naturbrands zeichnet sich entsprechend durch eine Aufheizphase mit anschließender Abkühlphase aus, wohingegen die ETK stetig ansteigt.

Naturbrände stellen gebäude- und nutzungsspezifische Ereignisse dar (vgl. [122]). Brandschutzbekleidungen können demnach unterschiedlichsten Temperatur-Zeitverläufen ausgesetzt sein, die sich von ihrer Charakteristika deutlich von der Einheits-Temperaturzeitkurve unterscheiden können. In Abhängigkeit der Nutzung, der Brandraumgeometrie, der Brandlasten (Art und Menge) sowie den Ventilationsöffnungen können Vollbrände oder lokale Brände auftreten, die unterschiedliche hohe Brandraumtemperaturen zur Folge haben. Die thermische Einwirkung von geschützten Stahlbauteilen kann durch eine realitätsnahe Brandbeanspruchung unter Berücksichtigung verschiedener Einflussparameter wie beispielsweise der Brandlast, oder der Ventilationsverhältnisse berechnet und genauer abgeschätzt werden. Es existieren eine Vielzahl weiterer Einflussfaktoren, die bei einem Brandszenario berücksichtigt werden müssen. Sie können die Branddauer und Intensität der Brandraumtemperaturen erheblich beeinflussen, weshalb sie im Folgenden genauer erläutert werden.

Ein natürlicher Brand in einem Raum respektive Nutzungseinheit kann zu einer thermischen Belastung von geschützten Stahlbauteilen führen. Die Auslegung und Dimensionierung der Brandschutzbekleidung kann jedoch nur auf Grundlage der Brandbeanspruchung und dessen Temperaturen erfolgen. Zu diesem Zweck sollen in Brandsimulationsberechnungen mögliche Naturbrandszenarien implementiert, simuliert und hinsichtlich der Brandraumtem-

peraturen ausgewertet werden. Zunächst erfolgt dabei eine Entwicklung von Naturbrandszenarios für typische Nutzungen, bei denen Brandschutzbekleidungen an Stahlbauteilen zum Einsatz kommen. Zur Festlegung von Brandszenarien ist insgesamt eine quantitative Analyse zur Bestimmung der nutzungsspezifischen Faktoren, die ein Naturbrandereignis beeinflussen, notwendig (vgl. [81]). Die Einflussgrößen der Brandraumgeometrie, der Ventilationsverhältnisse sowie der Brandlasten (Art und Menge) werden dabei genauer betrachtet. Anschließend erfolgt eine deterministische Parameterstudie anhand ausgewählten Brandraumgeometrien, für die eine Anwendung von geschützten Stahlbauteilen sinnvoll erscheint. Zusätzlich zu den möglichen Brandraumgeometrien für die ausgewählten Nutzungen werden die Besonderheiten des jeweiligen Naturbrandszenarios berücksichtigt. Ebenso findet eine Auswahl an verschiedenen Brandlasten, Brandlastdichten sowie die Variation der Ventilationsbedingungen statt, die sich in unterschiedlichen Verläufen der Wärmefreisetzungsrate widerspiegeln. Die Verläufe der Wärmefreisetzungen dienen wiederum als Eingangswerte für Brandsimulationsberechnungen unter Anwendung der Brandschutzingenieurmethoden. Die Berechnungen sind sowohl mit dem Zonenmodell (Wärmebilanzmodell) „Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport“ (CFAST) [30] als auch unter Anwendung des Feldmodells Fire Dynamic Simulator (FDS) [31] durchgeführt worden. Das Ziel der Brandsimulationsberechnungen ist es eine Vielzahl von Heißgastemperaturzeitkurven zu erhalten, die im Folgenden genauer dargestellt werden. Die Temperatur-Zeitverläufe sollen Naturbrände für die ausgewählten Nutzungen (Büro, Industrie, Atrien in Gebäuden) repräsentieren. Ferner sollen die erzielten Heißgastemperaturzeitverläufe der Softwarepakete CFAST und FDS schnelle, mittlere und langanhaltende Brandausbreitungsgeschwindigkeiten sowie kurz, mittel und lange andauernde Brände abdecken. Ebenso müssen die erzeugten Heißgastemperaturkurven der Forderung nach Allgemeingültigkeit genüge getragen. Im Folgenden findet eine Ergebnisdarstellung und Diskussion der Brandsimulationen anhand diverser Temperatur-Zeitverläufe statt. Anhand einer statistischen Auswertung der Ergebnisse wird abschließend eine Aussage zu den mittleren Aufheizraten und Abkühlraten getätigt, auf dessen Grundlage die Auswahl eines repräsentativen, allgemeingültigen Naturbrandverlaufs getroffen wird.

## 3.2 Einflussparameter

Im Allgemeinen können mit einem Brandszenario die Bedingungen und Gegebenheiten, unter denen ein reales Brandereignis verläuft, beschrieben werden. Von der Entzündung, über die Verbrennung bis hin zur Abnahme des Brandes wird versucht den realen Brand, der durch verschiedene Einflussfaktoren nicht exakt vorhersehbar ist, möglichst genau zu be-

schreiben (vgl. [113]). Die Wahl der Brandszenarios sollte folglich so ausgelegt werden, dass die charakteristischen Merkmale und der Verlauf eines Naturbrandes möglichst realistisch abgebildet werden können. Der Naturbrand zeichnet sich durch eine Entstehungsphase, eine Vollbrandphase sowie eine Abkühlphase aus. Eine Vielzahl von Einflussfaktoren kann dabei die Zeitdauer der einzelnen Brandphasen sowie ihre Intensität beeinflussen. Die Temperatur-Zeitverläufe können demnach sehr divers ausfallen.

Ein Naturbrandszenario stellt ein gebäude- und nutzerspezifisches Ereignis dar. Nach Tabelling [122], Schneider [113] und Hosser [81] zeichnen folgende Parameter ein Brandszenario aus:

- Brandlast (Art, Menge und Lagerung),
- Zündinitial/ Zündquelle,
- Position des Brandherdes,
- Brandausbreitungsgeschwindigkeit und Brandentwicklung,
- Ventilationsverhältnisse,
- Brandraumgeometrie,
- Eigenschaften der Umfassungsbauteile,
- brandschutztechnische Einrichtungen und technische Anlagen,
- Löschmaßnahmen.

Je nach Art und Nutzung eines Gebäudes können verschiedene Brandlasten vorhanden sein. Als Brandlasten werden im Allgemeinen alle im Brandraum befindlichen brennbaren Stoffe, die zur gesamten Verbrennungswärme beitragen, bezeichnet (vgl. [122]). Insbesondere für brandlastgesteuerte Brände kann die Menge der Brandlast die Dauer eines Brandes beeinflussen. Für Bürogebäude können als Brandlasten das Mobiliar aus beispielsweise Holz und Kunststoff sowie Paper angenommen werden, wohingegen bei Industrienutzungen je nach Ausrichtung und Verarbeitung des Betriebs verschiedene Brandlasten in ihrer Art und Menge unterschieden werden können. Durch die Art der Brandlasten, die Menge und Verteilung innerhalb einer Nutzungseinheit wird die Dauer und Intensität des Brandes maßgeblich beeinflusst (vgl. [81]). In Bezug auf die Rauchfreisetzung (Menge und Zusammensetzung) ist die Kenntnis über die Art der Brandlast ebenfalls essentiell. Insbesondere für das Schutzziel Personensicherheit ist dieser Einflussparameter relevant. Gemäß dem Nationalen Anhang zur DIN EN 1991-1-2 (2010) (BB 3.3.1) [5] kann die charakteristische Brandlast  $Q$ , aus der Massen  $m_i$  und dem jeweiligen unteren Heizwert  $H_{ui}$  der vorhandenen Brandlasten ermittelt werden.

$$Q = \sum m_i \cdot H_{ui} \text{ [kWh] oder [MJ]} \quad (3.1)$$

In Bezug auf die Grundfläche A, auf der sich die Brandlasten befinden, Menge auch die Brandlastdichte bestimmt werden.

$$q = \frac{\sum m_i \cdot H_{ui}}{A} \quad [\text{kWh/m}^2] \text{ oder } [\text{MJ/m}^2] \quad (3.2)$$

Die Vereinigung Kantonaler Feuerversicherungen, kurz VKF, hat eine Reihe von verschiedenen Baustoffen samt Heizwert  $H_u$  aufgelistet. Je nach Nutzung und Art der brennbaren Stoffe kann die gesamte Brandlast und deren Brandlastdichte berechnet werden. Die Brandlastermittlung stellt in der Praxis einen zeitaufwendigen Faktor dar, zumal sich die Brandlasten nutzungsbedingt ändern können. Im Nationalen Anhang zur DIN EN 1991-1-2 (2010) [5] sind für ausgewählte Nutzungen aus realen Brandversuchen statistisch ermittelte Werte für die Brandlastdichte  $q$  zusammengestellt worden. Nach Norm kann beispielsweise für Büronutzungen eine Brandlastdichte von  $q = 584 \text{ [MJ/m}^2]$  angenommen werden. Zusätzlich zur Art und Menge der Brandlast muss für ein Brandszenario die Lagerung bekannt sein. Für den Brandverlauf kann es relevant sein, ob die Brandlasten komprimiert gestapelt oder lose nebeneinander angeordnet sind. Zudem kann nach DIN 18230-1 (2010) [22] zwischen geschützten und ungeschützten Brandlasten unterschieden werden, je nachdem ob die Brandlast frei oder beispielsweise durch eine Kiste oder ein Fass geschützt gelagert wird.

Die Kenntnis über mögliche Zündquellen oder Zündinitialen muss bei der Betrachtung eines Brandszenarios vorliegen. Ferner haben die Lage des Brandherdes respektive die Position im Brandraum einen Einfluss auf das Brandereignis. Je nach Anordnung der Brandlasten innerhalb einer Nutzungseinheit, kann die Position des Brandherdes mittig, an der Wand oder in einer Ecke des Raumes angeordnet sein (vgl. [81]). Zusätzlich kann die Verteilung der Brandlasten innerhalb eines Raumes Einfluss auf den Brandverlauf nehmen. Insbesondere die Lage der Brandlast in Bezug zu weiteren Brandlasten kann in der Entstehungsphase eines Brandes entscheidend sein (vgl. [138]). Die Position des Brandes im Verhältnis zum Bauteil ist ebenfalls entscheidend. Die Temperaturbeeinflussung des Bauteils im Brandnahbereich kann höher liegen als bei einem erhöhten Abstand der Bauteile zum Brandherd.

Des Weiteren charakterisieren die Brandentwicklung und die Brandausbreitungsgeschwindigkeit ein Brandszenario. Zur Darstellung des Brandverlaufes wird dazu meist die zeitliche Entwicklung der Energiefreisetzungsrate herangezogen. Bei einem Naturbrand kann die Brandentstehungsphase durch einen quadratischer Anstieg unter Anwendung des  $t^2$ -Ansatz beschrieben werden. In der sich anschließenden Vollbrandphase hält sich die Energiefreisetzungsrate konstant, bis 70% der Brandlasten verbraucht sind und die lineare Abklingphase eingeleitet wird (vgl. [138], [5]). Die Brandentwicklung hängt im Wesentlichen von den

Brandlasten und den Ventilationsverhältnissen im Brandraum ab (vgl. [113], [111]). Nach DIN EN 1991-1-2 (2010) [4] kann die Brandentwicklung in

- langsam  $t = 600 \text{ sec,}$
- mittel  $t = 300 \text{ sec,}$
- schnell  $t = 150 \text{ sec,}$
- sehr schnell  $t = 75 \text{ sec,}$

eingeteilt werden. Die Brandentwicklung nimmt Einfluss auf den Brandverlauf und auf die auftretenden Temperaturen des Brandszenarios. Auch die Brandausbreitungsgeschwindigkeit, die für Industrienutzung nach DIN 18232-2 (2007) [23] in

- gering (0,15 m/min),
- mittel (0,25 m/min),
- groß (0,45 m/min),

unterschieden werden kann, nimmt Einfluss auf das Ausmaß eines Brandszenarios. Mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeiten sind beispielsweise in Büro- und Wohngebäude häufig anzusetzen.

Des Weiteren müssen die Ventilationsbedingungen des Brandraumes beschrieben werden, da Lage und Größe von Ventilationsöffnungen ebenfalls einen erheblichen Einfluss auf den Brandverlauf und die Temperaturen während eines Brandereignisses haben können. Als Ventilationsöffnungen können Türen und Fensteröffnungen angesetzt werden, die für eine ausreichende Zu- und Abluft sorgen. Eine Vergrößerung der Öffnungsfläche kann beispielsweise zu einer höheren Luftzufuhr und zu einer Reduzierung der Brandraumtemperaturen führen. In Abhängigkeit der Ventilationsbedingungen können jeweils zwei Brandregime unterschieden werden. Bei ausreichender Ventilation und genügend Brandlasten kann ein brandlastgesteuerter Brand vorliegen. Ist die Brandlast frühzeitig verzerrt und es ist keine ausreichende Sauerstoffzufuhr vorhanden, ist der Brand ventilationsgesteuert. Zur Beschreibung der Ventilationsverhältnisse wird der sogenannte Öffnungsfaktor  $O$  herangezogen, der die vorhandenen Öffnungsflächen  $A_w$  samt gemittelter Höhe  $h_w$  in Relation zur Fläche der Umfassungsbauteile  $A_t$  setzt (vgl. DIN EN 1991-1-2/NA(2010) [5]). Der Öffnungsfaktor berechnet sich wie folgt

$$O = \frac{A_w \cdot \sqrt{h_w}}{A_t} \left[ \text{m}^2 \right] \quad (3.3)$$

Anhand des Öffnungsfaktors ist damit eine Aussage über die Ventilationsbedingungen im Brandraum möglich. Je nach Größe der Öffnungen, die direkt ins Freie führen, können sich die Ventilation und die Maximaltemperaturen im Brandraum verändern. Der Öffnungsfaktor

variiert jedoch auch in Abhängigkeit der Gebäudegeometrie, die einen weiteren Einflussfaktor auf ein Brandszenario darstellt.

Als Brandraum sind geometrische Verhältnisse möglich, in denen ein Brand herrschen kann oder die bei einem Brandereignis mit involviert sein können. Die Größe des Brandraumes ermöglicht die Brandausbreitung über den Raum und kann somit ein Brandereignis bestimmen (vgl. [138]). Die Abmessungen des Brandraumes sind demnach elementar. Je nach Nutzung können die Brandraumgeometrien jedoch stark variieren. Sowohl die Grundfläche als auch die Brandraumhöhe, die als mittlere Höhe zwischen Boden und Deckenbereich zu definieren ist, kann sich nutzungsbedingt ändern. Der Brandraum wird durch Bauteile wie Wände und Decken mit einem ausreichenden Feuerwiderstand begrenzt. Die Bauteile zur Begrenzung des Brandraumes werden auch als Umfassungsbauteile bezeichnet und stellen einen weiteren Einflussfaktor für die Ausprägung eines Brandszenarios dar. Insbesondere die Wärmespeicherfähigkeit der verwendeten Materialien hat einen Einfluss auf die Temperaturverteilung im Brandraum.

Zu den Einflussfaktoren eines Brandereignissen können auch externe Eingriffe zählen. Ferner können Löschmaßnahmen durch Gebäudenutzer und die Feuerwehr sowie der Eingriff von brandschutztechnischen Anlagen (z.B. Sprinkleranlagen) der Brandverlauf verändern. Aufgrund der Vielzahl an Einflussparameter für ein Brandszenario bedarf es einer quantitativen Analyse der nutzungsspezifischen Faktoren. Aufgrund der verschiedenen Parameter sind diverse Naturbrandszenarien denkbar, die betrachtet werden müssen, um eine allgemeingültige Aussage zu mögliche Naturbränden treffen zu können. Für ausgewählte Nutzungen werden im Folgenden wesentliche Raumkonfigurationen und nutzungsspezifische Wärmefreisetzungsraten vorgestellt, die für die brandschutztechnische Auslegung von geschützten Stahlbauteilen sinnvoll erscheinen. Dabei wird speziell auf die möglichen Brandlasten, Ventilationsverhältnisse und Brandraumabmessungen eingegangen.

### **3.3 Raumkonfigurationen und nutzungsspezifische Wärmefreisetzungsraten**

Zur Ermittlung der maßgeblichen Naturbrandszenarien müssen die Raumkonfigurationen sowie die nutzungsspezifischen Wärmefreisetzungsraten für ausgewählte Nutzungen zusammengestellt werden. In [122] wird zwischen unterschiedlichen Gebäudetypen unterschieden, bei denen Brandschutzbekleidungen ihre Anwendung finden. Im Wesentlichen können in Bürogebäuden, im Industriebau, Mess- und Sporthallen oder in Atrien Brandschutzbekleidungen zum Einsatz kommen. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wird sich auf die Anwendungsgebiete Bürogebäude, Atrien und Industriebauten beschränkt, wobei

durch deterministische Parameterstudien die Bandbreite möglichst allgemein gehalten wird. Für die jeweiligen Nutzungen wurden exemplarisch jeweils drei Raumgeometrien gewählt, die sich bei der Büronutzung an den Vorgaben des Arbeitsschutzes ASR [1] und bei der Industrienutzung an den Ausführungen von Köhler, Klein und Fontana, 2006 [91] orientieren.

Tabelle 3-1: Zusammenfassung der möglichen Raumkonfigurationen für eine Büronutzung

Raumkonfiguration Büronutzung				
Nutzung	Länge [m]	Breite [m]	Höhe [m]	Fläche [m <sup>2</sup> ]
Einzelbüro	4,2	2,9	2,6	12,18
Gruppenbüro	12,3	4,3	2,6	52,89
Großraumbüro	25	16	2,6	400

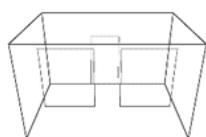
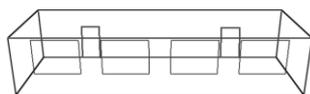
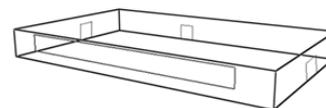
Nutzung	Öffnungen	Anzahl	Breite [m]	Höhe [m]	$h_w$ [m]	$A_w$ [m <sup>2</sup> ]	$\Sigma O$ [m <sup>1/2</sup> ]
Einzelbüro	Fenster	2	1,2	1,5	1,5	3,6	0,11
	Türen	1	1	2	-	2	
Gruppenbüro	Fenster	4	1,95	1,5	1,5	11,7	0,12
	Türen	2	1	2	-	4	
Großraumbüro	Fenster	1	19,5	1,5	1,5	29,3	0,11
	Türen	3	1	2	-	6	

Für die Betrachtungen von Atrien wird exemplarisch das Beispiel aus [140] verwendet. Zudem wurden die Brandlasten Holz (Zellulose), Textil (Polyester) und Kunststoff (Polyurethan) exemplarisch ausgewählt und veränderte Brandlastdichten genauer untersucht. Zusätzlich wurden die Ventilationsbedingungen im Brandraum variiert. Mit den gewählten Einflussgrößen soll möglichst ein breites Anwendungsfeld für bekleidete Stahlbauteile in unterschiedlichen Nutzungen abgedeckt werden. Für die Büronutzung wurden drei verschiedene Raumkonfigurationen gewählt, die der Nutzung als Einzel-, Gruppe- sowie Großraumbüro genügen. Je nach Nutzungskonzept kann sich die Bürogeometrie deutlich verändern, die Raumgeometrie für Büronutzungen wird im Bereich von 12 m<sup>2</sup> bis 400 m<sup>2</sup> abgedeckt. Im Wesentlichen sollen die verschiedene Raumgrößen der Nutzungseinheiten unterschieden werden, da die Brandraumgröße und die jeweilige Brandlastdichte einen wesentlichen Einfluss auf die Intensität und Dauer des Brandereignisses hat. Die gewählten Abmessungen der ausgewählten Raumgrößen der Büronutzung orientieren sich an den Angaben des Arbeitsschutzes

[1] für Büroräumlichkeiten sowie an den Erhebungen von Köhler, Klein und Fontane, 2006 [91], die 95 Industrie- und Gewerbeanlagen in der Schweiz untersucht und statistisch aufgearbeitet haben. Zusätzlich ist die größte Nutzungseinheit auf 400 m<sup>2</sup>, die einen Brandbekämpfungsabschnitt bildet, begrenzt. Die Raumhöhe wird konstant zu 2,6 m angesetzt, da Untersuchungen in [139] gezeigt haben, dass die Höhe des Brandraumes keinen signifikanten Einfluss auf das Naturbrandszenario hat. In Tabelle 3-1 sind die gewählten Abmessungen für die Einzel-, Gruppen- und Großraumbüronutzung aufgeführt.

Die gewählten Öffnungsflächen sollen bei den Brandsimulationsberechnungen variiert werden, um den Einfluss der Ventilationsbedingungen während eines Brandereignisses zu erfassen. Zu diesem Zweck sollen die gewählten Öffnungen zunächst angesetzt und weitere Simulationen mit halbierten oder vergrößerten Ventilationsöffnungen durchgeführt werden. Unterstützend dazu werden zusätzlich die Ausführungen von Zehfuß, 2004 [138] herangezogen, in denen der Einfluss der Ventilation anhand des Öffnungsfaktors  $O$  umfassend untersucht wurde. Insbesondere bei kleinen Brandräumen hat sich ein großer Einfluss der Ventilationsbedingungen gezeigt. Bei kleiner Öffnungsfläche im Brandraum kann es zu einem unterventilierten Brand kommen, bei dem geringere Temperaturen als bei einem Brandlastgesteuerten Brand entstehen können (vgl. [138]). Die gewählten Ventilationsöffnungen der Raumkonfigurationen für Büronutzung sind entsprechend den Anwendungsgrenzen des Naturbrandmodells nach DIN EN 1991-1-2/NA (2010) [5] ausgelegt worden. Die vertikale Öffnungsfläche soll dabei 12,5 bis 50% der Grundfläche betragen und einen Öffnungsfaktor im Bereich von  $0,02 \leq O \leq 0,2$  vorweisen.

Die folgenden Prinzipskizzen zeigen die Abmessungen der gewählten Raumkonfigurationen (nicht maßstäblich).

Einzelbüro  $A = 12,18 \text{ m}^2$ Gruppenbüro  $A = 52,89 \text{ m}^2$ Großraumbüro  $A = 400 \text{ m}^2$ 

*Abbildung 3-1: Darstellung der möglichen Raumkonfigurationen für die Büronutzung*

Neben der Brandraumgeometrie sind die Brandlasten für eine Büronutzung festzulegen. Ein Brand in einer Büronutzung zeichnet sich insbesondere durch eine erhöhte Anzahl von brennbaren Stoffen aus. Als Brandlasten können Mengen an Papier, Holz und Kunststoffen in Frage kommen. Brandlasten für Büronutzungen können beispielsweise das Mobiliar sein, das aus Materialien wie Holz und Kunststoff hergestellt sein kann. Das Mobiliar ist dabei eine immobile, im Brandraum unveränderliche Brandlast. Ebenso befinden sich in einer Büronutzung Regalsysteme mit Ordnern samt Unterlagen aus Papier, das meist geordnet und ge-

stapelt, vorliegt. Die Mengen an zellulosehaltigen Brandlasten (Dokumente aus Papier) können tages- und nutzungsbedingt schwanken und innerhalb des Brandraumes an unterschiedlichen Orten positioniert sein. Sie gelten demnach als mobile Brandlasten. Neben den elektronischen Geräten wie Computer, Telefon und Drucker, sind auch häufig Verbundstoffe in Form von Polsterungen und Sitzlehnen der Büroausstattung vorzufinden. Nach den Untersuchungen von Zehfuß, Hosser, Haß, 2002 [139] können für Büroräume beispielsweise folgende Brandlasten angesetzt werden:

- Holz,
- Papier,
- Kunststoffe in Form von Polyvinylchlorid (PVC),
- Verbundstoffe in Form von Polyurethane (PU).

Als Brandlast werden für die Brandsimulationsberechnungen vereinfacht Holz und Papier in Form von Zellulose angesetzt. Für die weiteren Betrachtungen muss zur Brandlastart auch deren Menge bestimmt werden. Neben einer ausführlichen Ermittlung der Brandlastdichten sind in der DIN EN 1991-1-2/NA (2010) (Anhang BB) [5] für ausgewählte Nutzungen die Brandlastdichten angegeben. Für die Brandlastdichte wird der normative Wert für Bürogebäude von  $q = 584 \text{ MJ/m}^2$  (90%- Fraktile) verwendet. Es wird vereinfacht davon ausgegangen, dass sich die Brandlasten der Büronutzung mittig im Brandraum befinden. Für die Brandentwicklung wird von einer kreisförmigen Ausbreitung des Brandherdes ausgegangen. Zusätzlich kann nach DIN EN 1991-1-2/NA [5] für gewöhnliche Büronutzungen eine mittlere Brandausbreitungsgeschwindigkeit ( $t = 300 \text{ sec}$ ) angenommen werden. Bei der Verwendung des  $t^2$ - Ansatzes wird die Zeit von 300 Sekunden zur Berechnung des quadratischen Anstieges der Wärmefreisetzungsrate zu Grunde gelegt. Zur Ermittlung von kurzen und langanhaltenden Bränden werden auch die schnellen und langsamen Brandausbreitungsgeschwindigkeiten bei der Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate verwendet. Die Wärmefreisetzungsrate kann zur Verdeutlichung des Brandverlaufes eines Brandszenarios herangezogen werden. Sie gibt an, wieviel Wärme während eines Brandereignisses aufgrund der umgesetzten Brandlasten freigesetzt wird. Die Ermittlung der Wärmefreisetzungsrate erfolgt nach dem Nationalen Anhang zur DIN EN 1991-1-2 (2010) [5], wobei alle Teilsicherheitsbeiwerte vereinfacht zu  $\gamma = 1,0$  gesetzt werden. Eine Auswahl der Wärmefreisetzungsraten der Bemessungsbrände, die als Eingabewerte den Brandsimulationsberechnungen zu Grunde gelegt worden sind, ist in der folgenden Abbildung dargestellt.

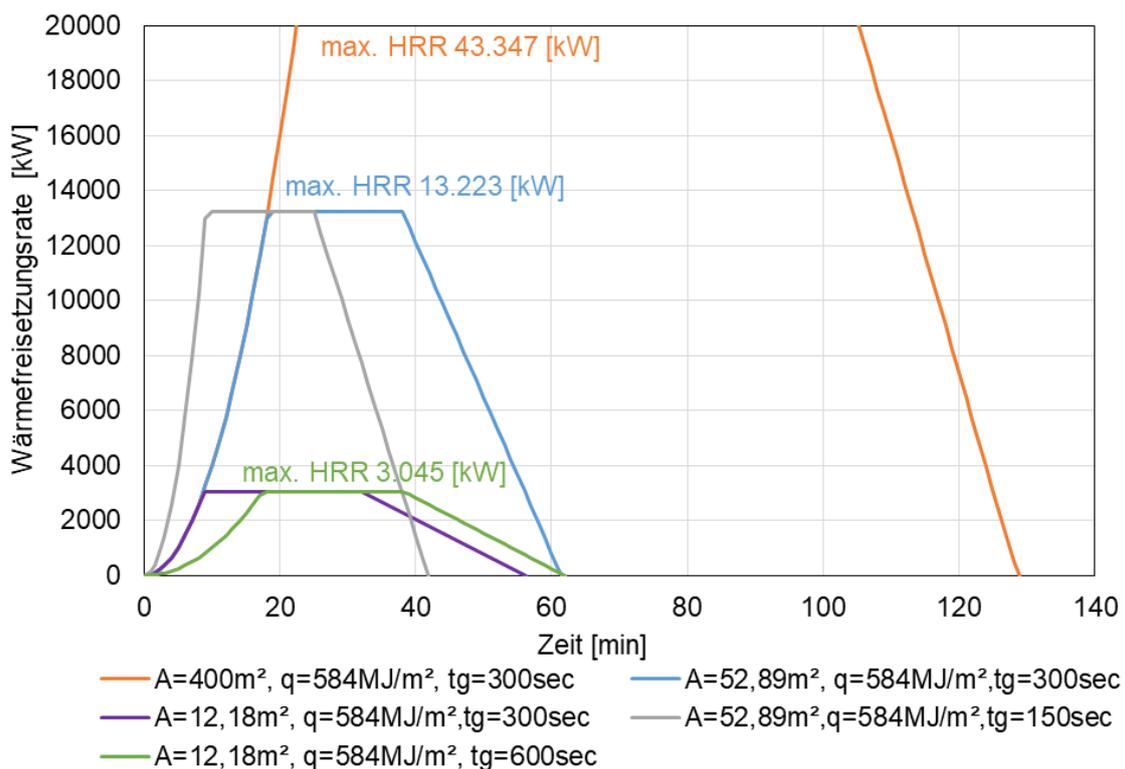


Abbildung 3-2: Wärmefreisetzungsraten für verschiedene Büronutzungen

Anhand der Kurvenverläufe der Wärmefreisetzungsraten wird deutlich, dass sich aufgrund der gewählten Raumkonfigurationen der Bürogebäude auch die nutzungsspezifischen Wärmefreisetzungsraten deutlich verändern können. Die Verläufe der Wärmefreisetzungsraten unterscheiden sich dabei insbesondere durch die Brandausbreitungsgeschwindigkeit in der Entstehungsphase, die maximalen Wärmefreisetzungsraten sowie der Branddauer. Es werden Brandsimulationsberechnungen unter Ansatz eines Vollbrandes mit maximalen Wärmefreisetzungsraten von 3 bis 43 MW und einer Dauer von 40 bis 130 Minuten durchgeführt. Je nach vorliegendem Brandregime, kann die maximale Wärmefreisetzungsraten durch einen brandlastgesteuerten oder ventilationsgescheuerten Brand definiert werden. Das Maximum der Wärmefreisetzungsraten ist abhängig von den Ventilationsbedingungen im Brandraum, der Brandlastlast sowie der Brandausbreitungsgeschwindigkeiten. Anhand der Verläufe der Wärmefreisetzungsraten zeigt sich, dass eine Vergrößerung der Brandlastdichte zu einer Verlängerung der Branddauer führt. Ferner sind bei gleicher Brandlastdichte und einer Vergrößerung des Brandraumes, höhere Wärmefreisetzungsraten und längere Branddauern zu verzeichnen. Je nach Wahl der nutzungsspezifischen Einflussfaktoren kann somit der Bemessungsbrand zur Ermittlung der Temperaturbeanspruchung eines Naturbrandes variieren.

Neben der Büronutzung ist ebenfalls die Industrienutzung von wesentlichem Interesse, da bekleidete Stahlbauteile bei dieser Nutzung ebenfalls häufig zur Anwendung kommen (vgl. [122]). Für die Industrienutzungen sollen demnach verschiedene Hallengeometrien zur

Brandsimulationsberechnungen in CFAST und FDS implementiert werden. Im Allgemeinen stellen die Raumgröße und -höhe wesentliche Parameter bei der Betrachtung von Naturbrandszenarien in der Industrienutzung dar.

Tabelle 3-2: Zusammenfassung der möglichen Raumkonfigurationen für die Industrienutzung

Raumkonfigurationen Industrienutzung				
Nutzung	Länge [m]	Breite [m]	Höhe [m]	Fläche [m <sup>2</sup> ]
Industriehalle Produktion	50	36	7	1.800
Industriehalle Lagerung	40	30	7	1.200
Industriehalle Produktion und/oder Lagerung	25	30	5	500

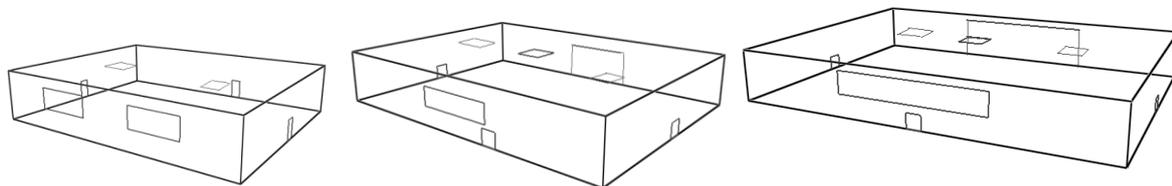
Nutzung	Öffnungen	Anzahl	Breite [m]	Höhe [m]	$h_w$ [m]	$A_w$ [m <sup>2</sup> ]	$\sum O$ [m <sup>1/2</sup> ]
Industriehalle Produktion	Fenster/ Tor	2	10	3	3	60	0,057
	Türen	3	1	2	2	6	
	Deckenöffnungen	3	2	2	2	12	
Industriehalle Lagerung	Fenster/ Tor	2	5	2,5	2,5	25	0,048
	Türen	3	1	2	2	6	
	Deckenöffnungen	3	2	2	2	12	
Industriehalle Produktion und/oder Lagerung	Fenster/ Tor	2	5	2	2	20	0,052
	Türen	3	1	2	2	6	
	Deckenöffnungen	2	2	2	2	8	

Die geometrische Ausdehnung hat Einfluss auf die Brandlastdichte, folglich auch auf die Wärmefreisetzungsrates und den Brandverlauf. Durch die Ausdehnungen der Industriebauten und die erhöhten Brandlasten können Brände länger anhalten und hohe Heißgastemperaturen erzeugen. Zu diesem Zweck wurden drei Hallenabmessungen exemplarisch ausgewählt. Sie sollen die Nutzung von Produktions- und Lagerhallen abdecken. Die gewählten Geometrien orientieren sich an den Untersuchungen und statistischen Auswertungen von 95 Indust-

rie- und Gewerbeanlagen von Köhler, Klein und Fontana, 2006 [91] sowie den Daten von 3.000 Industriegebäuden (Jahr 1990 bis 1998) aus Halfkan und Hegger, 2006 [75]. In Tabelle 3-2 sind die Abmessungen für die gewählten Hallengeometrien aufgeführt.

Neben der Variation der Grundfläche sind auch die Ventilationsöffnungen verändert worden. Gemäß den Untersuchungen von Köhler, Klein und Fontana, 2006 [91] sind die Öffnungsflächen zu  $> 0,04 \text{ [m}^{1/2}]$  und  $< 0,08 \text{ [m}^{1/2}]$  angenommen worden. In den Brandsimulationsberechnungen wurden die Öffnungsflächen zudem um 50% erhöht und reduziert, um den Einfluss der Ventilationsbedingungen auf den Naturbrandverlauf und die Brandraumtemperaturen zu ermitteln. Die Raumhöhe der Hallengeometrie wurde konstant zu 7 m angenommen. In [75] zeigten die Datenerhebungen von 3.000 Industriegebäuden, dass bei 70% der Industriebauten die Hallenhöhe bei min. 7 m liegt. Nach Köhler, Klein und Fontana, 2006 [91] ist der Mittelwert der Raumhöhe von 95 Lager- und Produktionsnutzungen ebenfalls 7 m. Die Raumhöhe kann jedoch auch variieren, weshalb bei der Hallengröße von  $A = 500 \text{ m}^2$  eine Hallenhöhe von 5 m angenommen wurde. Im Vergleich zu höheren Raumhöhen wird bei geringeren Hallenhöhen von einer höheren Temperaturbelastung im Deckenbereich ausgegangen.

Die folgenden Prinzipskizzen zeigen die Abmessungen der gewählten Industrienutzungen (nicht maßstäblich).



Industriehalle  $A = 500 \text{ m}^2$     Industriehalle  $A = 1.200 \text{ m}^2$     Industriehalle  $A = 1.800 \text{ m}^2$

*Abbildung 3-3 Darstellung der möglichen Raumkonfigurationen für die Industrienutzung*

Zusätzlich zu den Raumkonfigurationen ist für die Berechnung der nutzungsspezifischen Wärmefreisetzungsraten die Brandlasten für Industrienutzungen genauer betrachtet worden. Speziell die Art und Zusammensetzung der Brandlasten sind bei Brandszenarien von Industrienutzungen entscheidend. Die Brandlasten unterliegen bei der industriellen Nutzungen sowohl tages – als auch produktionsbedingt hohen Schwankungen. Bei einer Industrienutzung kann sowohl die Verarbeitung, die Produktion und Fertigung als auch die Lagerung unterschiedliche Brandlasten und –dichten hervorbringen. Ebenso können unterschiedliche Industriebetriebe untereinander völlig andere Brandlastarten vorweisen. Aufgrund der Änderungen der Brandlasten in ihrer Art und Menge über den Produktionsprozess und die Variation der Lagermengen, ist eine Brandlastenermittlung für die jeweilige Industrienutzung anzuraten. Im Rahmen des Forschungsvorhabens ist für ausgewählte Brandlasten und deren

Brandlastdichte die Erhebung von 95 Industrie- und Gewerbeanlagen von Köhler, Klein und Fontana, 2006 [91] sowie Daten der Vereinigung Kantonalen Feuerversicherungen, kurz VKF, verwendet worden. Um möglichst allgemeingültige Brandszenarien für eine Industrienutzung zu verdeutlichen, wurden die folgenden Brandlastarten und Brandlastdichten nach VKF [126] ausgewählt:

▪ Holz	Holzverarbeitung reine Produktion	$q = 900 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$
	Produktion mit Zwischenlager	$q = 1.800 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$
▪ Kunststoffe	Kunststoffverarbeitung	$q = 300 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$
		$q = 1.600 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$
▪ Textilien	Stoffe	$q = 400 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$
	Weberei(Lager)	$q = 1.100 \text{ [MJ/m}^2\text{]}$

Je nach Art und Verteilung der Brandlasten können sich unterschiedlichen Brandszenarien für die Industrienutzung einstellen. Die Beschränkung auf die Brandlasten (Holz, Kunststoff und Textilien) stellt demnach eine Vereinfachung dar.

Neben den Brandlastarten und deren Dichten sind auch die Brandentwicklung sowie die Position des Brandherdes festgesetzt worden. Für die Industrienutzung kann gemäß [81] eine schnelle Brandausbreitung angenommen werden. Jedoch charakterisieren die vorhandenen Brandlasten den Brandverlauf und haben somit einen Einfluss auf die zu erwartenden Temperaturen im Brandraum. Wenn zur Vereinfachung der Brandausbreitungsgeschwindigkeit in der Brandentwicklungsphase der  $t^2$ -Ansatz nach DIN EN 1991-1-2/NA [5] gewählt wird, dann kann von einer mittigen Anordnung der Brandlasten im Brandraum ausgegangen werden. Jedoch ist es bei Industrienutzungen auch möglich, dass sich die Brandlasten von einer Raumseite oder von einer Ecke des Brandraumes ausbreiten. Um möglichst realitätsnah ein Brandereignis zu beschreiben, sind sowohl schnelle als auch mittlere Brandausbreitungen untersucht worden. Es können nur für jede einzelne Industrienutzung die charakteristischen Merkmale eines Brandverlaufs herausgestellt werden, die nicht auf alle weiteren Industrienutzungen übertragbar sind. Dennoch sollen die ausgewählten Szenarien möglichst viele Fälle der Industrienutzung abdecken. In Abbildung 3-4 sind die gewählten Wärmefreisetzungsraten, die unter Berücksichtigung der Brandausbreitungsgeschwindigkeiten und der Brandlasten (Art und Dichte) bestimmt wurden, dargestellt.

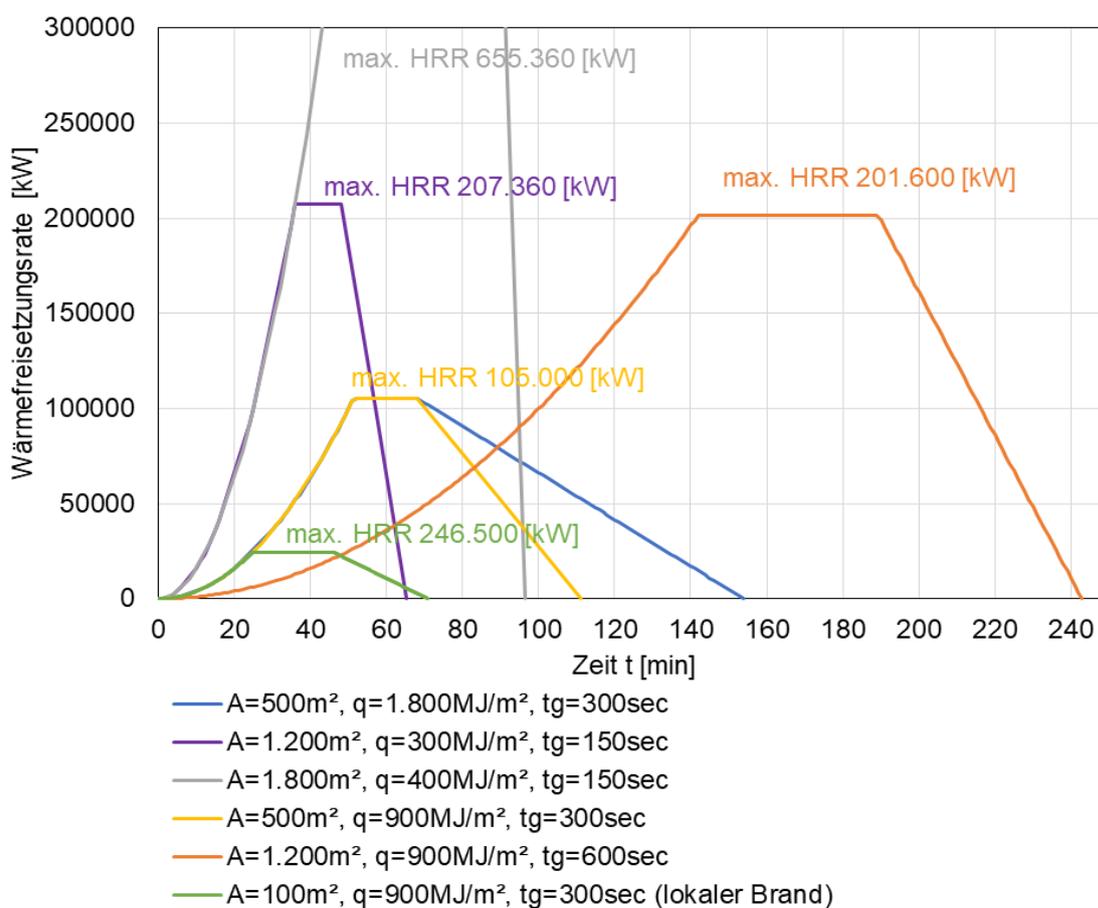


Abbildung 3-4: Wärmefreisetzungsraten für verschiedene Industrienutzungen

Anhand der Wärmefreisetzungsrate kann der Verlauf der gewählten Brandszenarien kenntlich gemacht werden. Die Wärmefreisetzungsrate dient als Eingabeparameter für die Brandsimulationsberechnungen und somit als Grundlage zur Ermittlung der Naturbrandkurven, denen ein bekleidetes Stahlbauteil ausgesetzt sein kann. Die unterschiedlichen Raumkonfigurationen für die Industrienutzung haben diverse Wärmefreisetzungsraten zur Folge. Anhand der Verläufe der Wärmefreisetzungsrate zeigt sich, dass eine Vergrößerung der Brandlastdichte zu einer Verlängerung der Branddauer führt. Aufgrund der ausgedehnten Brandräume und hohen Brandlastdichten sind längere Branddauern zwischen 65 bis 243 Minuten sowie maximale Wärmefreisetzungsraten zwischen 105 bis 655 MW möglich (Annahme Vollbrand). Sofern ein Brand in einer Industriehalle nur örtlich begrenzt auftritt, kann nicht von einem Vollbrandmodell ausgegangen werden. Bei Brandräumen < 400 m<sup>2</sup> können lokale Brandereignisse für die Auslegung von geschützten Stahlbauteilen maßgebend sein (vgl. [138]). Es können höhere Brandraumtemperaturen und schnellere Aufheizgeschwindigkeiten bei lokalen Bränden entstehen. Insbesondere bei Hallen im Industriebau sind lokale Brandereignisse möglich und können im Vergleich zu Vollbrandmodellen höhere Brandbeanspruchungen ergeben. Dementsprechend sind neben Vollbrandszenarien auch lokale Brän-

de in Industriehallen untersucht worden. Exemplarisch sind in den gewählten Hallengeometrien auf einer begrenzten Fläche von 20 - 100 m<sup>2</sup> lokale Brandereignisse näher betrachtet worden. Eine Vergleichsbetrachtung erfolgte zusätzlich mit den Ansätzen von Heskestad und Hasemi nach DIN EN 1991-1-2/NA Anhang C (2010) [5] und den Betrachtungen von Cohrs, 2016 [58]. Eine Wärmefreisetzungsrate für den lokalen Brand im Vergleich zu den Wärmefreisetzungsraten eines Vollbrandes ist exemplarisch in Abbildung 3-4 aufgeführt.

Die Brandschutzbekleidungen für Stahlbauteile können auch in Atrien ihre Anwendung finden, weshalb eine Raumkonfiguration eines Atriums mit in die Betrachtungen aufgenommen wurde. Es ist exemplarisch ein Atrium ausgewählt worden, in dem mögliche Brandszenarien simuliert werden. Auf Grund der Komplexität von Atrien wird sich auf eine ausgewählte Gebäudestruktur beschränkt. Die gewählten Abmessungen beziehen sich auf ein Atrium eines Verwaltungsgebäudes, das bereits in den Ausführungen von Zehfuß und Siemon [140] verwendet wurde. Die Gebäudeabmessungen samt Atrium sind in der folgenden Tabelle dargestellt.

Tabelle 3-3: Zusammenfassung der möglichen Raumkonfigurationen für ein Atrium

Raumkonfiguration Atrium				
Nutzung	Länge [m]	Breite [m]	Höhe [m]	Fläche [m <sup>2</sup> ]
Gebäudeabmessung	22	37	12	814
mit Atrium	13,5	30	10	405

Nutzung	Öffnungen	Anzahl	Breite [m]	Höhe [m]	$\sum A_w$ [m <sup>2</sup> ]	$\sum O$ [m <sup>1/2</sup> ]
Gebäudeabmessung mit Atrium	Fenster				6,24	0,019
	Türen	2	2,15	2,5	10,75	
		2	1,2	2,2	5,28	
	Deckenöffnungen	4	2	2	16	

Die Anordnung der Deckenöffnungen, die als natürlicher Rauchabzug dienen, richtet sich nach den Anforderungen der DIN 18232-2 (2007)[23]. Die restlichen Tür- und Fensteröffnung sind so gewählt worden, dass ein Öffnungsfaktor von 0,02 m<sup>1/2</sup> vorlag. Die Anwendungsgrenzen der Naturbrandmodelle aus DIN EN 1991-1-2/NA (2010) [5] sind damit erfüllt. Die Gebäudehöhe von 12 m und die Atriumhöhe ist exemplarisch zu 10 m gewählt worden.

Die Darstellung der gewählten Raumabmessung ist in der folgenden Abbildung aus FDS (Version 6) zu sehen.

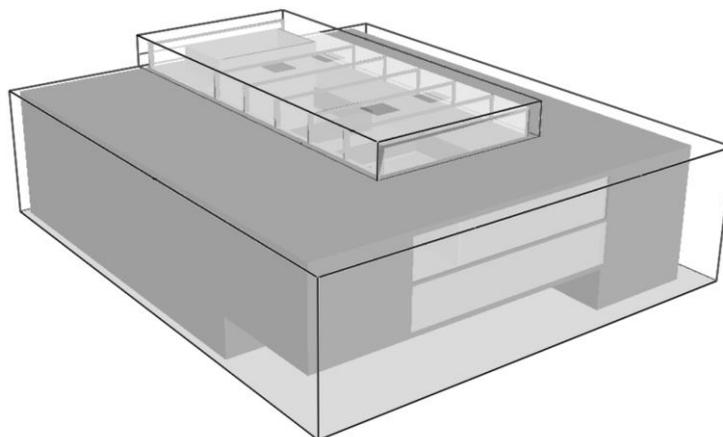


Abbildung 3-5: Gewählte Raumkonfiguration für ein Gebäudestruktur mit Atrium

Für die Raumkonfiguration des Atriums sind zwei verschiedene Brandszenarien untersucht worden. Ein Vollbrand der gesamten Grundfläche sowie ein lokaler Brand auf 6 m<sup>2</sup> Grundfläche sind dabei genauer betrachtet worden. Je nach Nutzung des Gebäudes können verschiedene Brandlasten zu Grunde gelegt werden. Die Gebäudestruktur des Beispiels ist für ein Verwaltungsgebäude ausgelegt, sodass ähnliche Brandlasten wie bei einer Büronutzung zu erwarten sind. Als Brandlast sind für den Vollbrand  $q = 584 \text{ MJ/m}^2$  nach DIN EN 1991-1-2/NA (2010) [5] und für den lokalen Brand  $q = 400 \text{ MJ/m}^2$  nach [81] angenommen worden. Für die Brandausbreitungsgeschwindigkeit ist  $t_g = 300 \text{ sec}$  (Tabelle 4.6) nach [81] vorgegeben worden. Die sich ergebenden Wärmefreisetzungsrate sind in der folgenden Darstellung gezeigt.

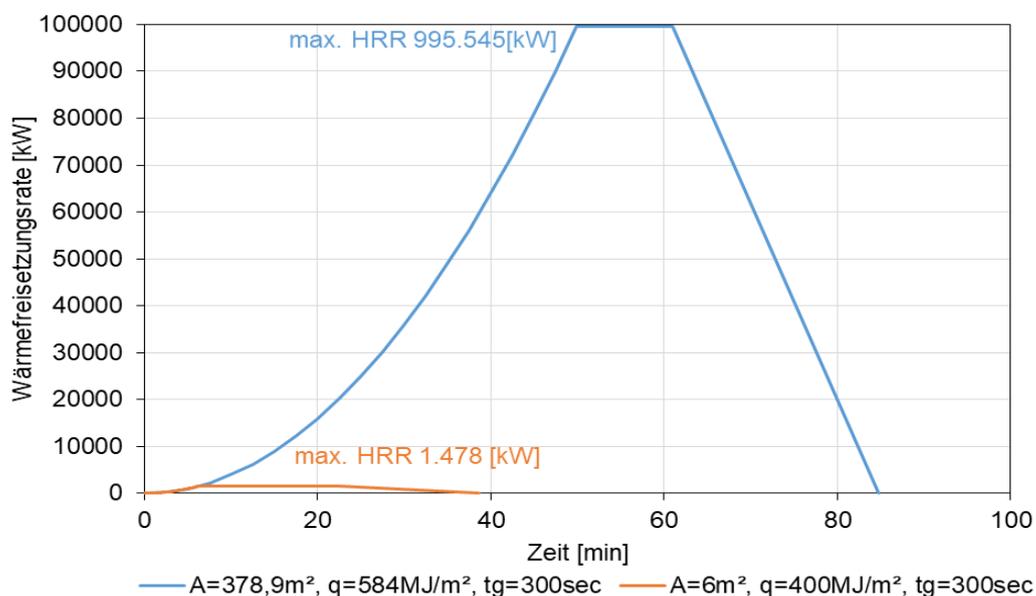


Abbildung 3-6: Nutzungsspezifische Wärmefreisetzungsrate für das gewählte Atrium

Anhand der Wärmefreisetzungsrates wird verdeutlicht, dass sich in Atrien während eines Brandverlaufes sehr hohe Wärmefreisetzungsrates einstellen können, die deutlich über den Verläufen der Wärmefreisetzungsrates der Büro- und Industrienutzung liegen können. Ebenfalls ist eine deutliche Diskrepanz der Verläufe der Wärmefreisetzungsrates für das angesetzte Vollbrandmodell und den lokalen Brand in Atrium zu erkennen. Es können Wärmefreisetzungsrates zwischen 1.478 bis 995.545 kW auftreten, die eine Branddauer zwischen 38 bis 85 Minuten aufweisen.

Die gewählten Raumkonfigurationen für die Nutzungen Büro, Industrie und Gebäudestrukturen mit Atrien zeigten, dass die Wärmefreisetzungsrates sich nutzungsbedingt änderten. Die Wärmefreisetzungsrates wurde als Eingangsparameter der Brandsimulationsberechnung zu Grunde gelegt, sodass eine Vielzahl diverser Naturbrandverläufe erzielt wurde. Die Brandsimulationsbedingungen sind unter Anwendung der Ingenieurmethoden durchgeführt worden. Die Ergebnisdarstellung erfolgt im nachfolgenden Kapitel.

### **3.4 Ergebnisse der Brandsimulationsberechnungen**

Zur Ermittlung der Temperatur-Zeitverläufe der ausgewählten Nutzungen, in denen geschützte Stahlbauteile vorzufinden sind, sind die Ingenieurmethoden des Brandschutzes angewendet worden. Die Auswahl der verschiedenen Ingenieurmethoden unterscheidet sich im Wesentlichen durch ihre Komplexität und Rechengenauigkeit. Zur Anwendung kamen die Softwarepakete „Consolidated Model of Fire and Smoke Transport“, kurz CFAST, in der Version 7.1.2 [30] sowie der „Fire Dynamic Simulator“, kurz FDS (Version 6) [31]. Beide Simulationsprogramme sind vom National Institute of Standards and Technology, NIST, Gaithersburg (USA) entwickelt worden. Das Zonenmodell CFAST basiert auf einem Massen- und Energiebilanzmodell, sodass innerhalb der Brandsimulationsberechnung von zwei Zonen mit einem variablen Volumen ausgegangen wird. Der Brandraum wird in eine Heißgasschicht im Deckenbereich und eine darunterliegende Kaltgasschicht eingeteilt, die lediglich durch den Plume durchströmt wird. Als Vereinfachung wird die Impulserhaltung auch nur im Plume berücksichtigt. Für jede Zone wird einzeln die Energie- und Massenbilanz aufgestellt. Die ermittelten Brandraumtemperaturen stellen folglich einen gemittelten Temperaturwert über die Zonen dar. Auf der sicheren Seite liegend werden im Forschungsvorhaben die gemittelten Temperaturen der Heißgasschicht verwendet.

Ferner werden die Brandsimulationen mit anerkannten Computational Fluid Dynamics- Modellen, kurz CFD, berechnet. Mit dem Feldmodell FDS können derartige Berechnungen vorgenommen werden, deren Berechnungsgrundlage nichtlineare, partielle Differenzialgleichungen sind. Die physikalische Grundlage bildet dabei die Navier- Stokes- Gleichung, die Erhal-

tungsgleichung für Masse, Energie und Impuls. Der Brandraum wird dazu in ein festgelegtes Gitternetz (Grid) eingeteilt. Bei den Brandsimulationsberechnungen wird die Erhaltungsgleichung für jede einzelne Gitterzelle im Brandraum bestimmt. Durch die steigende Anzahl von Gitterzellen steigt der numerische Berechnungsaufwand. In der Regel liegt dieser bei Feldmodellen deutlich höher als bei Zonenmodellen. Für die Brandszenarien, die auf einem Vollbrandmodell basieren, ist das Grid zu 20 cm bestimmt worden. Bei der Simulation von lokalen Bränden und der Erfassung der Heißgastemperaturen in Plumeachse ist das Grid auf 10 cm verfeinert worden. Die Untersuchungen von Friday [67] weisen darauf hin, dass der Einfluss der Zellengröße auf die Heißgastemperaturen einen marginalen Einfluss hat und demnach in Hinblick auf die Aufheiz-/Abkühlgeschwindigkeiten, die im Rahmen des Forschungsvorhaben von besonderem Interesse sind, nicht tiefergehend betrachtet wird. Das Berechnungsgitter ist so gewählt worden, dass die Rechenleitungen wirtschaftlich vertretbar und die Brandsimulationsergebnisse dennoch möglich realistisch abgebildet wurden. Die Temperaturerfassung in den Feldmodellen erfolgte an lokalen festgelegten Temperaturengabestellen im Deckenbereich. Die Festlegung der mittleren Temperaturen ist durch eine Mittelwertbildung der lokalen Temperaturen vorgenommen worden.

Die erzielte Temperaturzeitkurven basieren auf unterschiedlichen Brandszenarien, die bezüglich der Gastemperaturen in der Heißgasschicht für die gewählten Gebäudekonfigurationen mit dem Zonenmodell CFAST und durch Mittelung lokaler Temperaturen aus FDS berechnet wurden. Durch Variation der Brandraumgröße, der Brandlastdichte und der Ventilationsbedingungen wurden verschiedene Wärmefreisetzungsrate erzeugt, aus denen wiederum die repräsentativen Naturbrandszenarien berechnet worden sind. Die erzeugten Heißgastemperaturzeitverläufe stellen langsame ( $t = 600$  sec), mittlere ( $t = 300$  sec) und schnell ( $t = 150$  sec) Brandausbreitungsgeschwindigkeiten sowie kurz, mittel und langanhaltende Branddauern dar. Die gewählten Konfigurationen, die als Eingabedaten in die Brandsimulationsberechnung mit eingeflossen sind, bewegten sich in den folgenden Anwendungsgrenzen:

- Brandfläche:  $A = 6 - 1.800 \text{ m}^2$
- Brandszenario: Lokale Brand und Vollbrand
- Öffnungsfaktor:  $O = 0,02 - 0,12 \text{ m}^{1/2}$  (Variation  $\pm 50\%$ )
- Brandregime: ventilationsgesteuert und brandlastgesteuert
- Brandlastdichte:  $q = 300-1.800 \text{ MJ/m}^2$
- Brandausbreitungsgeschwindigkeiten:  $t_g = 150 - 600 \text{ sec}$

Insgesamt sind verschiedene Brandsimulationsberechnungen mit unterschiedlichen Raumkonfigurationen und nutzungsspezifischen Wärmefreisetzungsrate untersucht worden. Aufgrund der ausgewählten Naturbrandszenarien ergeben sich eine Vielzahl von Temperatur-

Zeitverläufen, denen bekleidete Stahlbauteile ausgesetzt sein können. Ein Auszug der Ergebnisse ist in Abbildung 3-7 dargestellt.

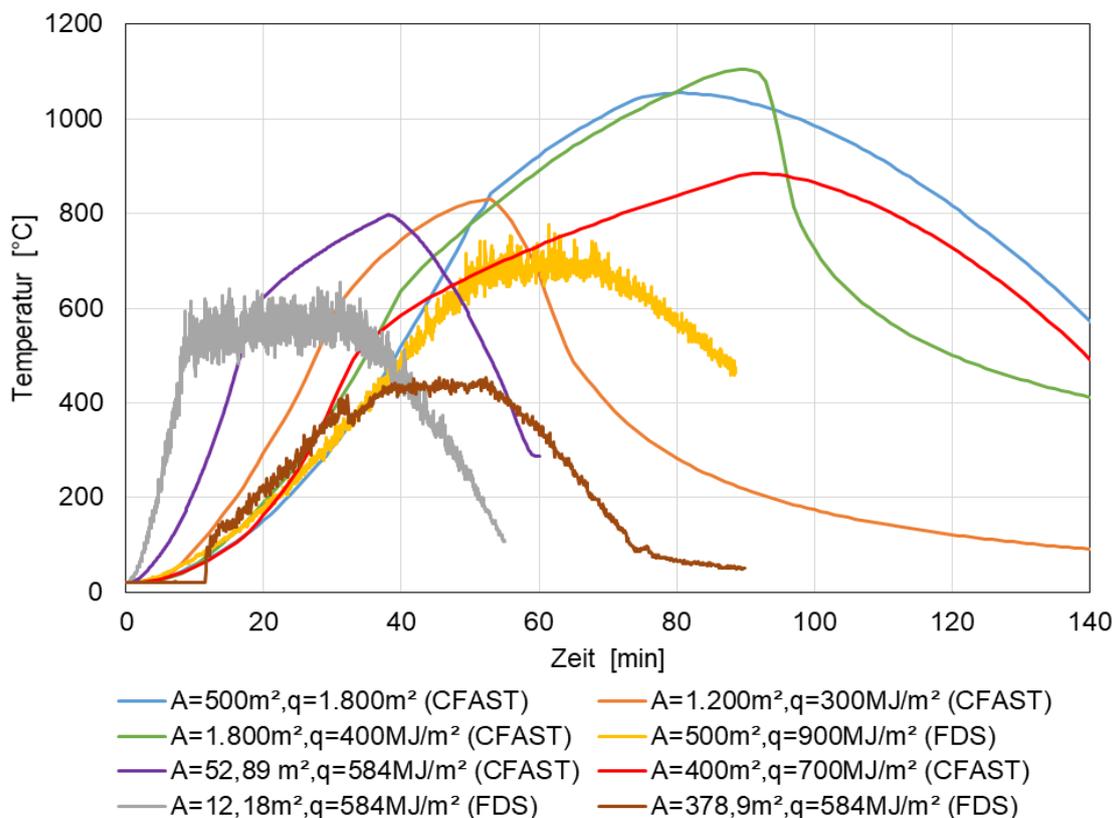


Abbildung 3-7: Auswahl der Temperatur-Zeitverläufe der gewählten Naturbrandszenarien

Die Temperatur-Zeitverläufe zeigen, dass die Brandentwicklung, die maximalen Temperaturen sowie die Abkühlphase von Naturbrandszenarien unterschiedlich ausfallen. Die Ergebnisse der Brandsimulationsberechnungen haben ergeben, dass eine Erhöhung der Brandlastdichte und die Art der Brandlast einen elementaren Einfluss auf die Brandausbreitung und die Branddauer des jeweiligen Brandereignisses haben. Bei der Annahme eines Vollbrandmodells ist ersichtlich, dass mit zunehmender Brandlastdichte die Temperaturen im Brandraum ansteigen und die Branddauer deutlich zunimmt. Ebenso haben die Brandsimulationsergebnisse gezeigt, dass mit einer Vergrößerung des Brandraumes und gleichbleibender Brandlastdichte die Dauer eines Naturbrandes zunimmt. Bei kleineren Brandräumen steigen die Temperaturen während eines Naturbrandszenarios schneller an.

Bei einer Vergrößerung der Öffnungsfläche kann es in der Regel zu einer Reduzierung der Brandraumtemperaturen kommen, die auf die erhöhte Ventilation im Brandraum zurückzuführen ist. Die vergrößerte Menge der kalten nachströmenden Luft durch die vergrößerte Öffnungsfläche hat einen erhöhten Luftaustausch und folglich auch eine Reduzierung der Brandraumtemperaturen zur Folge. Zudem kann das Brandregime eines brandlastgesteu-

ten Brandes vorliegen, weil nicht genügend Sauerstoff für den Verbrennungsprozess zur Verfügung steht. Im Gesamten zeigt sich, dass bei den Brandsimulationsberechnungen unterschiedliche Aufheizraten, maximale Temperaturen zu unterschiedlichen Zeitpunkten im Brandverlauf sowie verschiedene Abkühlraten vorliegen können. Hohe Aufheizraten können durch kleine Brandräume, lokale Brände und schnelle Brandausbreitungsgeschwindigkeiten begünstigt werden. Die thermische Beanspruchung von bekleideten Stahlbauteilen kann demnach sehr unterschiedlich ausfallen.

Bei der Betrachtung von lokalen Brandereignissen im Vergleich zu Vollbränden für ein Bemessungsbrandszenario zeigt sich, dass höhere Aufheizraten auf einer begrenzten Brandfläche auftreten können. Die Temperatur- Zeitverläufe in Abbildung 3-8 verdeutlichen die höheren Aufheizraten. Bei Vollbränden können jedoch länger anhaltende Branddauern und höhere maximale Brandraumtemperaturen ermittelt werden. Eine Vergrößerung der Brandfläche bei gleichbleibender Brandlastdichte hat höhere maximale Heißgastemperaturen im Brandraum zur Folge.

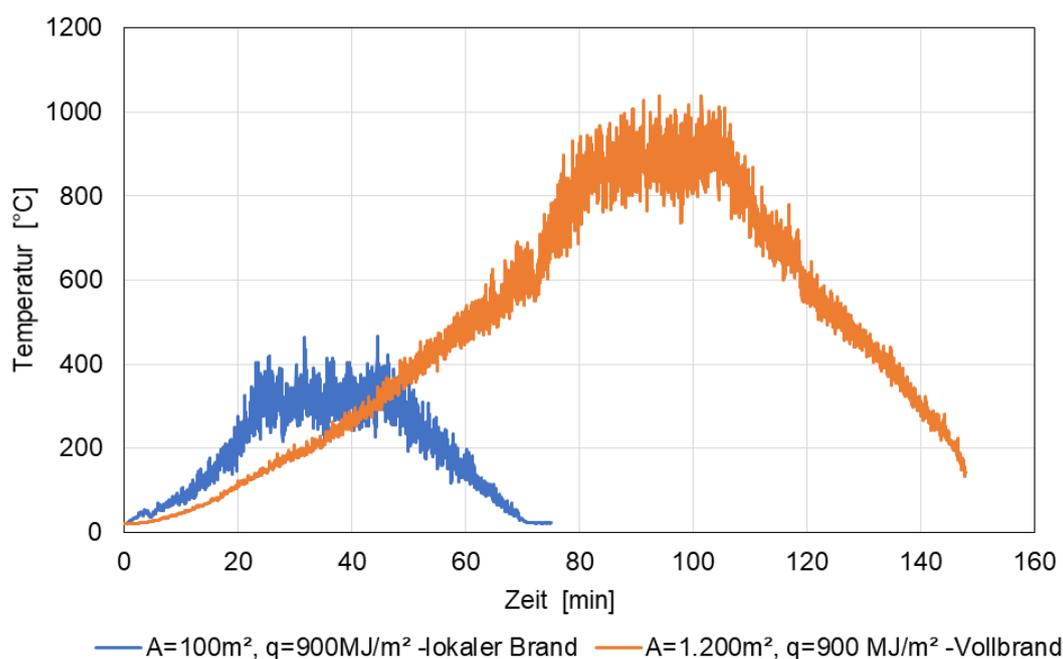


Abbildung 3-8: Vergleich Temperatur-Zeitverlauf lokaler Brand und Vollbrandszenario

Bei der Betrachtung von lokalen Bränden hat sich zudem ergeben, dass mit steigender Brandraumhöhe die Temperaturen im Deckenfeld des Brandraumes sinken. Innerhalb der Plumeachse nehmen die maximalen Temperaturen mit steigender Höhe oberhalb des Brandherdes ab. Die Vergleichsbetrachtungen mit den Ansätzen nach Heskestad nach DIN EN 1991 - 1 - 2/NA Anhang C (2010) [5] bestätigen die Aussage, wobei in Plumeachse auf der sicheren Seite liegend höhere Temperaturen erzielt werden. Insbesondere bei lokaler Brandbeanspruchung mit einer Brandfläche von  $A = 100 \text{ m}^2$  werden die Anwendungsgrenzen

aus DIN EN 1991 - 1 -2 /NA Anhang C (2010) [5] überschritten, sodass die Ergebnisse auf der sicheren Seite hin zunehmen. Zusätzlich bestätigen die Vergleichsbetrachtungen, dass höhere Aufheizraten im Brandnahbereich des lokalen Brandes entstehen. Ferner hat die Brandausbreitungsgeschwindigkeit, die der Wärmefreisetzung und folglich der Brandsimulationsberechnung zu Grunde gelegt wurde, einen erheblichen Einfluss auf die Aufheizraten. Beispielsweise können vertikale Bauteile (z.B. bekleidete Stützen), die in der Nähe von lokalen Bränden angeordnet sind, in der Aufheizphase höheren Temperaturen als bei Annahme eines Vollbrandes ausgesetzt sein. Insbesondere bei großen Gebäudeausdehnungen und Brandräumen empfiehlt es sich lokale Naturbrandereignissen zu betrachten.

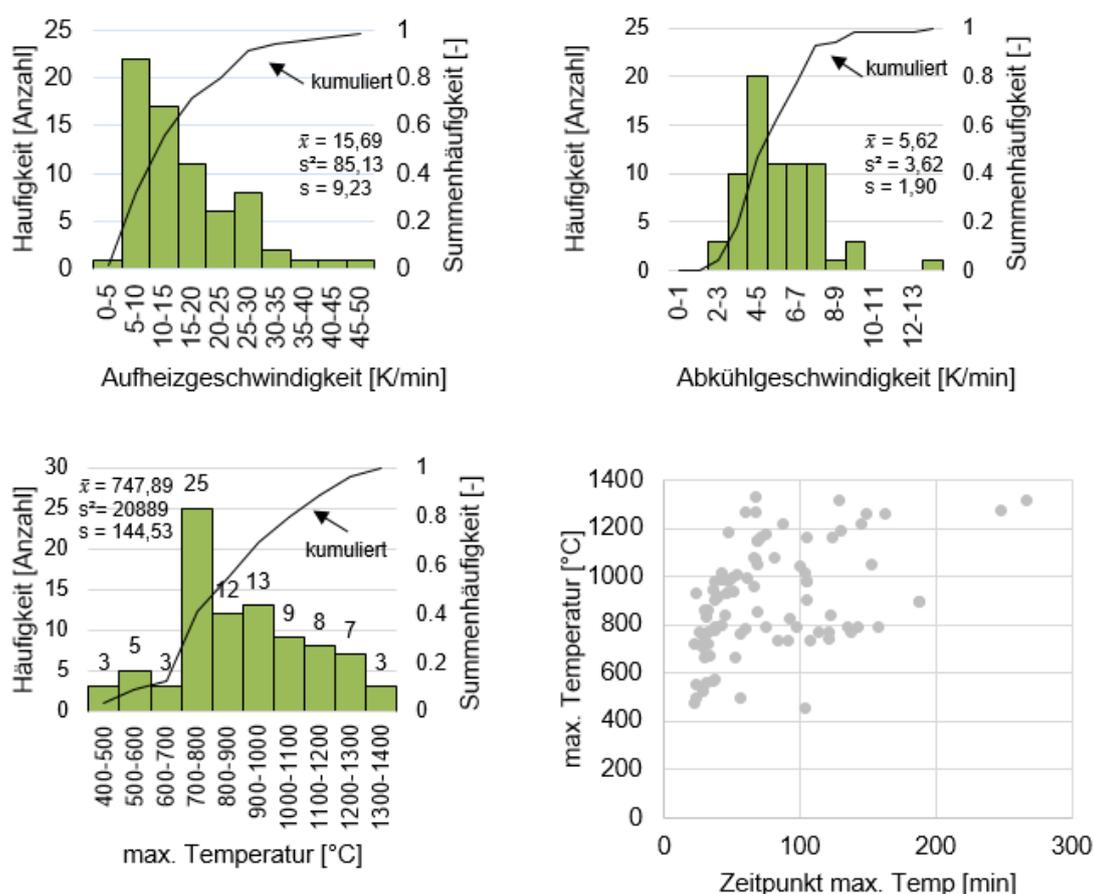


Abbildung 3-9: Statistische Auswertung der Brandsimulationsergebnisse

Aufgrund der Vielzahl unterschiedlicher Heißgastemperaturverläufe für die gewählten Naturbrandszenarien, können die Bekleidungsmaterialien unterschiedlich thermisch beansprucht werden. Die Ergebnisse der Brandsimulationsberechnungen werden entsprechend der möglichen Aufheiz- und Abkühlraten statistisch ausgewertet. Zusätzlich werden die maximale Temperatur der verschiedenen Naturbrandverläufe sowie der Zeitpunkt der maximalen Heißgastemperaturen im Brandraum betrachtet. Auf Grundlage der Auswertungen kann eine

fundierte Aussage über einen repräsentativen Brandverlauf getroffen werden. An dieser Stelle soll nochmals betont werden, dass Naturbrandverläufe im Rahmen einer Bemessung leistungsbasiert individuell zu bestimmen sind und die Ableitung des „repräsentativen Naturbrandverlaufs“ lediglich der Festlegung von Aufheiz- und Abkühlraten für die experimentellen Untersuchungen diene.

Die Häufigkeitsverteilungen geben Aufschluss darüber, welche Aufheiz- und Abkühlraten sowie maximale Temperaturen bei natürlichen Brandszenarien auftreten. Die Darstellung der Häufigkeitsverteilung erfolgt dabei in Histogrammen mit einheitlichen Klassenbreiten und kumulierten Häufigkeitsverteilungen. Die statistische Auswertung deutlich, dass die Aufheizraten von den betrachteten Naturbrandverläufen am häufigsten bei 5 – 10 K/min liegen. Im Mittel kann die Aufheizrate zu ca. 15,68 K/min, wenn eine Nutzung entsprechend den vorgegebenen Randbedingungen entspricht. In der Abkühlphase stellen sich deutlich geringere Geschwindigkeiten ein, die am häufigsten bei 4 - 5 K/min liegen (Mittelwert bei 5,6 K/min). Die maximale Temperatur liegt mit erhöhter Häufigkeit bei 700 bis 800°C, wobei der Zeitpunkt der maximalen Brandraumtemperaturen deutlich streut. Zur Bestimmung des „repräsentativen Naturbrandszenarios“ wird von den Mittelwerten der statistischen Auswertung ausgegangen, die mit den Prüfrandbedingungen der experimentellen Versuchsdurchführungen kompatibel sind.

Die Ergebnisse der Brandsimulationsergebnisse haben eine Bandbreite an unterschiedlichen Temperatur- Zeitverläufen aufgezeigt. Im Folgenden soll aus der Vielzahl der Naturbrandverläufe ein repräsentatives Naturbrandszenario bestimmt werden, dass der Forderung nach Allgemeingültigkeit genügt. Zudem werden die Ergebnisse der Brandsimulationsberechnung sowie die Auswahl des Naturbrandszenarios andiskutiert.

### **3.5 Diskussion und Auswahl eines repräsentativen Naturbrandszenarios**

Die sich ergebenden Temperatur- Zeitverläufe der Brandsimulationsberechnungen zeigten unterschiedliche Größenordnungen bezogen auf die Aufheiz- und Abkühlraten sowie maximalen Temperaturen. Bei gleichen Eingabeparametern zeigten sich hinsichtlich des Temperatur-Zeitverlaufs bei den verwendeten Zonen- und Feldmodell ähnliche Ergebnisse, sodass von hinreichend genauen Brandsimulationsberechnungen ausgegangen werden kann. Die Unterschiede zwischen den Temperatur-Zeitverläufen der verwendeten Programme CFD und Zonenmodell lassen sich durch die steigende Komplexität und Rechengenauigkeit der Brandsimulationsprogramme begründen. FDS erfasst die Temperaturen an einem exakten, vom Anwender bestimmten Punkt innerhalb des Brandraumes. Eine Mittelung der gewählten

Temperaturstellen im Deckenbereich wurde durchgeführt, um eine Aussage über die mögliche thermische Beanspruchung (Heißgase/Brandraumtemperaturen) zu erhalten. Im Zonenmodell stellt die berechnete Temperatur hingegen ein gemittelter Wert über die gesamte Heißgaszone dar. Die Ergebnisse sind folglich konservativ. Die sich ergebenden Naturbrandverläufe können nur für die ausgewählten Nutzungen (Industrie- und Büronutzung, Atrien) und unter Einhaltung der gewählten Parameter repräsentativ sein. Die Ergebnisse zeigen die Diversität von Naturbränden, deren Temperatur- Zeitverläufe durch verschiedenste Einflussgrößen verändert werden können.

Im Gesamten decken die erzeugten Naturbrandverläufe schnelle, mittlere und langsame Brandausbreitungsgeschwindigkeiten sowie kurz, mittel und langanhaltende Branddauern ab. Unter der Voraussetzung, dass die untersuchten Nutzungen und Eingabedaten den Anwendungsfällen der Forschungsarbeit gleichen, können die Naturbrandkurven angewendet werden. Für andere Nutzungen mit unterschiedlichen Brandlasten können die Temperatur-Zeitverläufe nicht bedingungslos übertragen werden. Eine Verallgemeinerung auf andere Nutzungen und Brandlastkonfigurationen ist nur im Rahmen vergleichbarer Aufheiz- und Abkühlraten möglich. Eine Überprüfung des nutzungsspezifischen Brandraums mit Brandschutzingenieurmethoden wird empfohlen. Durch die dargestellte Diversität der Naturbrandverläufe sind weitere Temperatur- Zeitverläufe denkbar. Eine Erweiterung der Brandsimulationsberechnungen auf andere Nutzungen und Brandlasten würden die Datenbasis erweitern und die statistische Auswertung beeinflussen. Die Auswahl eines allgemeingültigen Naturbrandszenarios deckt nicht alle erzeugten Temperatur- Zeitverläufe wie eine Umfüllende ab. Es wird nicht von einer konservativen Naturbrandkurve, die 90% der untersuchten Temperatur- Zeitverläufe abdeckt ausgegangen. In Anlehnung an die Häufigkeitsverteilung und die daraus resultierenden Mittelwerte erfolgte die Auswahl einer Naturbrandkurve. Im Rahmen der Anwendungsgrenzen und gewählten Eingabeparameter ist das gewählte Naturbrandszenario ein repräsentativer Naturbrandverlauf. Speziell im Vergleich zur Einheitstemperatur-Zeitkurve wird der charakteristische Verlauf mit Aufheizphase, Vollbrandphase sowie der anschließenden Abkühlphase deutlich.

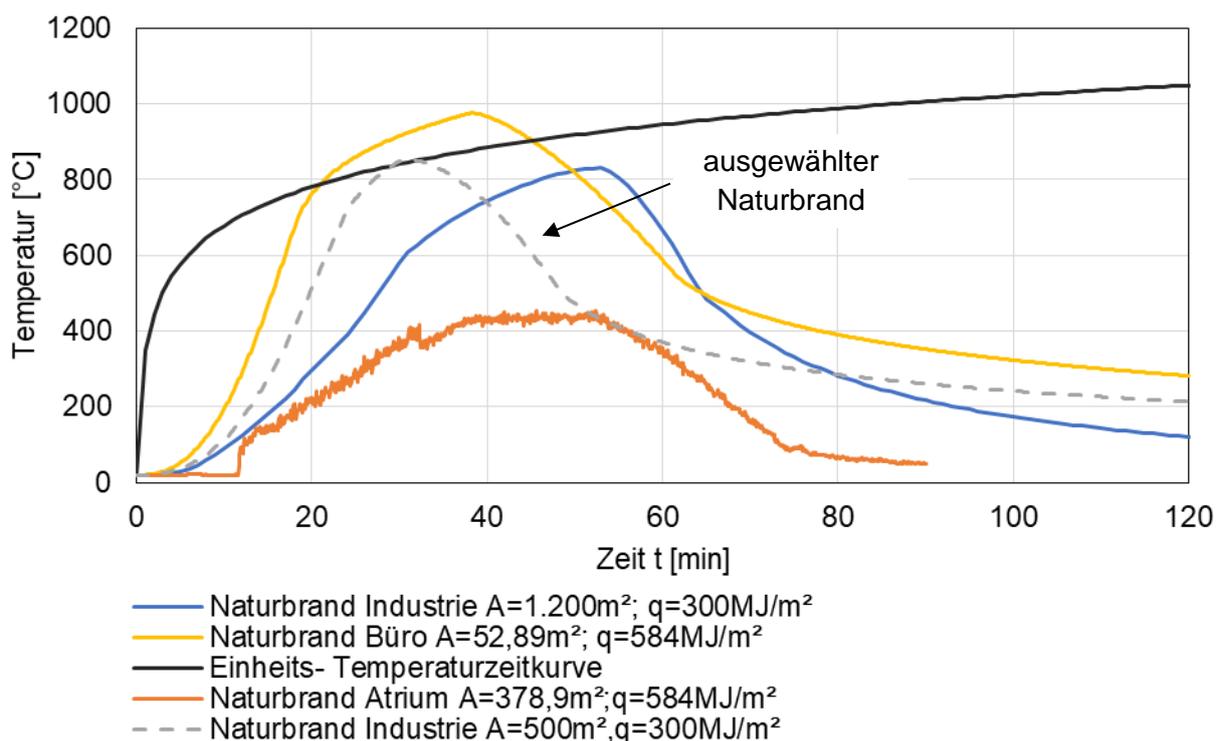
Die Auswahl des Temperaturzeitverlaufes, der als Naturbrandeinwirkung für den angestrebten Großversuch verwendet wird, erfolgt auf Grundlage der statistischen Auswertung der Brandsimulationsberechnungen. Die Vielzahl an Heißgastemperaturzeitverläufen aus CFAST und FDS wurden hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten, der Abkühlraten und der maximalen Temperaturen sowie dem Zeitpunkt an dem diese auftreten ausgewertet. Für die Auswahl eines repräsentativen Naturbrandszenarios sind die sich ergebenden Mittelwerte für

die Aufheiz- und Abkühlraten sowie die maximalen Temperaturen zur Grunde gelegt worden, die die folgende Tabelle zeigt.

*Tabelle 3-4 Zusammenstellung Mittelwerte aus 89 Brandsimulationsberechnungen*

Aufheizrate	K/min	15.6852559
Abkühlrate	K/min	5.61906564
Maximale Temperatur	°C	876.36155

Die Mittelwerte ergeben sich aus einer statistischen Betrachtung von 89 Brandsimulationsberechnungen für die zuvor vorgestellten Nutzungen und Eingabegrößen. Bei Veränderung der Eingabeparameter könnten sich die Werte deutlich verändern. Sie liefern folglich nur einen Anhaltswert, welche Aufheiz- und Abkühlraten sowie maximale Brandraumtemperatur bei einem Naturbrandszenario auftreten können.



*Abbildung 3-10: Auswahl repräsentativer Naturbrandszenarien*

Der mit CFAST berechnete Temperatur-Zeitverlauf eines  $A = 500 \text{ m}^2$  großen Brandraumes mit einer Brandlastdichte von  $q = 300 \text{ MJ/m}^2$  (Brandlastart Kunststoff) entspricht mit seinen charakteristischen Merkmalen des Kurvenverlaufes den Mittelwerten aus der obenstehenden Tabelle 3-4. Die mittlere Steigung des Kurvenverlaufes liegt bei  $20 \text{ K/min}$ , d. h. der Wert liegt leicht oberhalb des statistisch ermittelten Mittelwertes von  $15,68 \text{ K/min}$  für die Aufheizphase.

Die mittlere Abkühlrate des ausgewählten Kurvenverlaufes kann zu 5 K/min angenommen werden, das nahezu dem erfassten Mittelwert von 5,62 K/min für die Abkühlphase entspricht. Die maximale Temperatur im Kurvenverlauf tritt in der 30. Minute auf und liegt bei ca. 852 °C. Der Mittelwert der maximalen Temperaturen ergab sich zu 876 °C. Der ausgewählte Kurvenverlauf orientiert sich demnach stark an den statistisch ermittelten Mittelwerten. Im Vergleich zur Einheits-Temperaturzeitkurve, die bis dato den Bauteiluntersuchungen (z.B. bekleidete Stahlbauteile) zu Grunde gelegt wurde, zeigt sich anhand der ausgewählten Temperatur- Zeitkurve der charakteristische Verlauf des Naturbrandes mit Brandentstehungs-, Vollbrand- und Abkühlphase. Die bekleideten Stahlbauteile unterliegen somit einer anderen thermischen Beanspruchung.

Das ausgewählte Naturbrandszenario genügt unter Berücksichtigung der gewählten Grenzen der Forderung nach Allgemeingültigkeit. Der Naturbrandverlauf samt Aufheiz- und Abkühlraten wird als Grundlage für die geplanten experimentellen Untersuchungen und dem Belegversuch eingesetzt. Die Anwendbarkeit des repräsentativen Naturbrandverlaufes gilt jedoch nur für die angesetzten Randbedingungen (Nutzungen, Brandlasten etc.) und darf nicht als allgemeingültiges Szenario, das alle Naturbrände abdeckt, verstanden werden.

### 3.6 Zusammenfassung

Ein Naturbrand stellt ein gebäude- und nutzungsspezifisches Ereignis dar. Im Vergleich zur Einheits-Temperaturzeitkurve charakterisiert sich ein Naturbrand durch eine Entstehungsphase, Vollbrandphase sowie eine Abkühlphase, um es ein reales Brandereignis möglichst realitätsnah abbilden kann. Die Einflussfaktoren für ein Naturbrandszenario sind divers und bestimmen den Temperatur- Zeitverlauf das Brandszenario maßgeblich. Insbesondere die Brandausbreitungsgeschwindigkeit, die Brandlast (Art und Dichte) sowie die Größe des Brandraumes spielen eine entscheidende Rolle, weshalb sie umfasst betrachtet wurden. Die Brandausbreitungsgeschwindigkeit beeinflusst insbesondere in der Brandentstehungsphase die Brandentwicklung. Es sind schnelle, mittlere sowie langsame Brandausbreitungsgeschwindigkeiten untersucht worden, die einen Einfluss auf die Aufheizraten der betrachteten Naturbrandkurven haben. Die Festlegung der Einflussgrößen für Naturbrandszenarien erfolgte anhand von Industrie- und Büronutzungen sowie an einem Verwaltungsgebäude mit einem Atrium. Als Brandlasten sind Zellulose (Holz und Papier), Kunststoffe und Textilien mit unterschiedlichen Brandlastdichten untersucht worden. Ferner sind Veränderungen der Brandraumgröße sowie der Ventilationsbedingungen vorgenommen worden, die einen Einfluss auf das Brandregime haben. Zusätzlich sind für Industrienutzungen Vollbrandszenarien und lokale Brände untersucht worden, da bei ausgedehnten Geometrien der Brandräu-

me/Nutzungen ein örtlich begrenztes Brandereignis zur höheren thermischen Beanspruchungen führen kann. Unter Berücksichtigung der gewählten Anwendungsbereiche und der Annahme einer Brandausbreitung nach dem  $t^2$ - Ansatz sind nutzungsspezifische Wärmefreisetzungsraten nach DIN EN 1991-1-2/NA (2010) [5] bestimmt worden. Die nutzungsspezifischen Wärmefreisetzungsraten wurden als Eingangsgrößen für die Brandsimulationsberechnung mit dem CFD- und Zonenmodell verwendet. Die Ergebnisse der Brandsimulationsberechnungen haben eine Vielzahl an unterschiedlichen Temperatur- Zeitverläufen für einen Naturbrand herausgestellt.

Die Ergebnisse haben gezeigt, dass bei lokalen Bränden bei Industrienutzungen höhere Temperaturen in der Brandentstehungsphase und folglich auch höhere Aufheizraten entstehen können. Bei der Annahme eines Vollbrandmodells ist ersichtlich, dass mit zunehmender Brandlastdichte die Temperaturen im Brandraum ansteigen und die Branddauer deutlich zunimmt. Ebenso haben die Brandsimulationsergebnisse gezeigt, dass eine Vergrößerung des Brandraumes bei gleichbleibender Brandlastdichte eine Erhöhung der Brandraumtemperaturen und einer Verlängerung der Branddauer zur Folge hat. Mit steigender Raumhöhe sinken jedoch die Temperaturen im Deckenfeld des Brandraumes. Bei einer Vergrößerung der Öffnungsfläche kann es in der Regel zu einer Reduzierung der Brandraumtemperaturen kommen, die auf die erhöhte Ventilation im Brandraum zurückzuführen ist.

Die unterschiedlichen Temperatur- Zeitverläufe decken eine Bandbreite von Naturbränden ab. Insbesondere die Aufheiz- und Abkühlraten sowie die maximalen Temperaturen fallen durch die getroffene Anwendungsbreite sehr verschieden aus. Die sich ergebenden Temperatur- Zeitverläufe können jedoch nur für die gewählten Nutzungen und Randbedingungen übertragen werden. Eine Verallgemeinerung auf andere Nutzungen und Brandlastkonfigurationen ist nur im Rahmen vergleichbarer Aufheiz- und Abkühlraten möglich.

Die Auswahl des repräsentativen Naturbrandszenarios ist anhand einer statistischen Auswertung der Brandsimulationsergebnisse erfolgt. Die sich ergebenden Mittelwerte für die Heiz- und Abkühlraten sowie der maximalen Temperatur sind der Auswahl zu Grunde gelegt worden. Der ausgewählte Naturbrandverlauf genügt somit der Allgemeingültigkeit für die betrachteten Nutzungen und den untersuchten Anwendungsbereichen. Die Ableitung des „repräsentativen Naturbrandverlaufs“ diente lediglich der Festlegung von Aufheiz- und Abkühlraten für die experimentellen Untersuchungen.

## 4 Experimentelle Bestimmung thermischer Materialkennwerte

### 4.1 Einleitung

Im Allgemeinen stehen verschiedene thermoanalytische Messmethoden und Verfahren zur Auswahl, um das thermische Materialverhalten von Brandschutzmaterialien zu bestimmen. Die thermischen Materialkennwerte, wie die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  und die Rohdichte  $\rho$  sind für die Beurteilung der thermischen Schutzwirkung von Brandschutzmaterialien von besonderer Relevanz. Bei einer Brandbeanspruchung von Brandschutzmaterialien sind die thermischen Materialeigenschaften jedoch aufgrund von physikalischen oder chemischen Prozessen, die infolge der steigenden Temperaturbeanspruchung auftreten, veränderlich. Die thermischen Materialeigenschaften stellen demzufolge temperaturabhängige Materialkennwerte dar, die mittels geeigneter Verfahren oder Messmethoden zwingend temperaturabhängig bestimmt werden sollten.

Um die thermischen Materialkennwerte (Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität, Rohdichte) als Funktion der Temperatur zu bestimmen, kann sich der sogenannten thermoanalytischen Messverfahren und Methoden bedient werden. Im Allgemeinen kann dabei zwischen einer statischen oder einer dynamischen Messung unterschieden werden. Während bei statischen Verfahren die Messgrößen bei einer diskontinuierlichen Temperaturerhöhung zu jedem Temperaturschritt einzeln gemessen werden, wird bei einer dynamischen Messung die Zielgröße als Funktion der Temperatur und/oder der Zeit kontinuierlich erfasst (vgl. [38]). Im Hinblick auf die Ermittlung der temperaturabhängigen thermischen Kennwerte für Brandschutzbekleidungen eignen sich dynamische Verfahren eher, wobei statische Messverfahren und Methoden ebenfalls zur Anwendung kommen können. Im Rahmen des Forschungsvorhabens wird sich im Wesentlichen auf die Verfahren beschränkt, die zur Ermittlung von  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  für betrachteten Bekleidungsmaterialien geeignet sind.

Zunächst werden die verwendeten thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren, die zur experimentellen Bestimmung der thermischen Kennwerte verwendet wurden, beschrieben. Der Massenverlust in Abhängigkeit der Temperatur und der sich daraus ergebene temperaturabhängige Rohdichteverlauf von Brandschutzbekleidungen lassen sich anhand der Thermogravimetrie ermitteln, weshalb die thermogravimetrische Analyse genauer beschrieben wird. Für die Bestimmung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit können verschiedene, teils auch gekoppelte Verfahren und Methoden

zur Anwendung kommen. Im Folgenden werden die dynamische Differenzkalorimetrie Analyse und die „Transient Plane Source Method“ anhand des sogenannten Hot Disk Verfahrens vorgestellt. Zusätzlich wird auf die Bestimmung des Massenverlustes unter Verwendung eines Cone Calorimeters eingegangen. Im Weiteren wird die Anwendung der zuvor beschriebenen thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren beschrieben. Anschließend werden die Ergebnisse der exemplarisch durchgeführten experimentellen Untersuchungen von Brandschutzplatten, einem Brandschutzputz sowie eines wasserbasierten und lösemittelhaltigen reaktiven Brandschutzsystems vorgestellt. Für die Brandschutzmaterialien wurden temperaturabhängige Materialkennwerte für die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität und die Rohdichte im Labormaßstab bestimmt. Für die reaktiven Brandschutzsysteme erfolgte zusätzlich die Analyse des Expansionsverhaltens in Form von heizratenabhängigen Expansionskurven.

## **4.2 Thermoanalytische Messmethoden und –verfahren**

### **4.2.1 Allgemeines**

Im Folgenden werden die verwendeten thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren anhand ihrer Messmethode und ihrer Zielgrößen umfassend erläutert. Dabei wird kurz auf die benötigten Apparaturen, deren Besonderheiten, mögliche Probenbesonderheiten und die Bereiche, in denen eine Messung vollzogen werden kann, eingegangen. Für die unterschiedlichen Verfahren und Methoden wird jeweils immer das allgemeine Prinzip beschrieben, das sich auf Messinstrumente und Verfahren verschiedener Hersteller übertragen lässt.

### **4.2.2 Thermogravimetrische Analyse (TGA)**

Die thermogravimetrische Analyse, kurz TGA, kann zur Bestimmung des temperaturabhängigen Massenverlustes verwendet werden. Aufgrund der Messergebnisse und unter der Annahme, dass das Volumen der Probe konstant bleibt, kann auf den Verlauf der Rohdichte in Abhängigkeit der Temperatur geschlossen werden. Die thermogravimetrische Analyse ist nach DIN 51006 (2005) [26] normativ festgelegt.

Das genormte Verfahren der Thermogravimetrie beruht auf dem Prinzip, dass eine Materialprobe kontinuierlich erwärmt oder abgekühlt und dabei dauerhaft einer Wägung unterzogen wird. Bei gleichzeitiger Wägung und Temperaturbeaufschlagung der Probe kann dann eine Korrelation zwischen den Messwerten für den Massenverlust sowie der Temperatur hergestellt werden (DIN 51006 (2005)[26]). Die thermogravimetrische Analyse kann dabei sowohl statisch als auch dynamisch durchgeführt werden. Für die Ermittlung des temperaturabhän-

gigen Massenverlustes respektive Rohdichte ist eine dynamische TGA ratsam, weil durch eine kontinuierliche Temperaturerhöhung/-verringern die Masse in Abhängigkeit der Proben temperatur kontinuierlich erfasst wird (vgl. [66]). Das Messverfahren kann dabei sowohl eine Massenzunahme als auch Massenabnahme detektieren, je nachdem welche Prozesse bei der Temperaturbeaufschlagung der Probe auftreten. Anhand der Messwerte lässt sich der Massenverlust in Abhängigkeit der folgenden Gleichung ermitteln:

$$m(T) = m_0 - \Delta m \quad (4.1)$$

mit  $m_0$  Ausgangsmasse bei Raumtemperatur

$\Delta m$  Massenänderung

Für eine thermogravimetrische Analyse kommen eine sogenannte Thermowaage mit Probenhalterung, ein Ofen mit Temperaturregelung und die zu untersuchende Probe des zu untersuchenden Materials zum Einsatz (vgl. Abbildung 4-1). Zusätzlich kann die Versuchseinrichtung erweitert werden, sodass es möglich ist eine definierte Umgebungsatmosphäre im Ofen, der die Materialprobe umschließt, zu erzeugen. Die Probenmengen sind in mg-Bereich angeordnet, sodass sie meist in pulverisierter Form vorliegen. Das Probenmaterial wird in einen Tiegel gegeben, der aus Aluminium, Saphir oder Platin bestehen kann. Die Thermogravimetrie kann je nach verwendeter Prüfeinrichtung (Ofen, Thermowaage) im Temperaturbereich von 20 °C bis 1.000 °C verwendet werden. Ein beispielhafter Versuchsaufbau sowie eine Prinzipskizze sind in Abbildung 4-1 dargestellt.

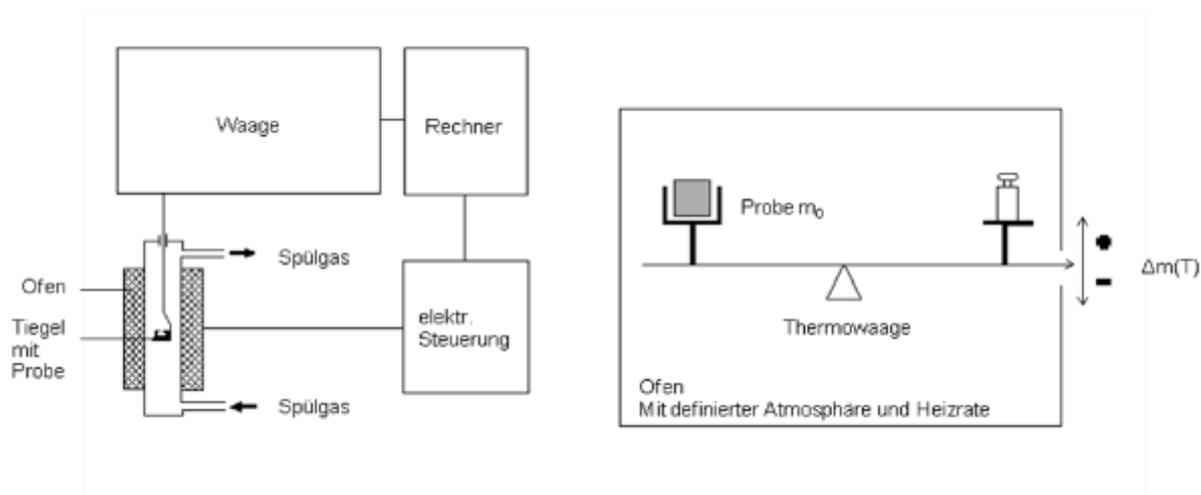


Abbildung 4-1: Systematischer Versuchsaufbau und Prinzipskizze TGA nach Schwabe [40] sowie Frick und Stern [66]

### 4.2.3 Differential Scanning Calorimetry (DSC)

Zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  kann die Dynamische Differenzkalorimetrie Analyse (engl. Differential Scanning Calorimeter), im weiteren DSC genannt, verwendet werden. Bei der DSC Analyse wird die Wärmestromdifferenz von einer Probe des zu untersuchenden Materials und einer Referenzprobe gemessen (vgl. [40]). Das Messprinzip beruht auf der Messung der Temperaturen und den auftretenden Wärmestromdifferenzen von einer Probe zu einem Referenzkörper. Sowohl die Materialprobe als auch die Referenzprobe werden dem gleichen Temperaturprogramm (Aufheizung mit anschließender Abkühlung) unterzogen. Bei der Messung der thermodynamischen Daten sowie der Wärmestromdifferenzen können Rückschlüsse auf die Reaktions- und Verdampfungsenthalpie gezogen und die thermische Materialeigenschaft der spezifischen Wärmekapazität und deren Temperaturabhängigkeit erfasst werden (vgl. [37]). Insbesondere die thermischen Materialveränderungen, die sich in endo- oder exothermen Prozessen als Enthalpieänderung  $\Delta H$  äußern können, sind bei der temperaturabhängigen Erfassung der spezifischen Wärmekapazität entscheidend. Die DSC-Analyse ist in den Normen DIN 51007 (2005) [27] und ISO 11357-1 (2016) [13] beschrieben.

Bei der DSC-Analyse wird die Differenz des Wärmestromes von einem Heizelement (Ofen) zur untersuchten Materialprobe sowie der Referenzprobe als Funktion der Temperatur und Zeit erfasst. Für den Versuchsaufbau ist ein Ofen mit Temperaturregulierung, eine Probenhalterungen sowie eine Messeinrichtung zur Ermittlung der Zielgrößen notwendig. Für die Probenhalterungen können Tiegel aus Aluminium, Saphir oder Platin verwendet werden. Für die Referenzprobe sollte eine Substanz oder ein Baustoff ausgewählt werden, der im untersuchten Temperaturbereich möglichst keinerlei thermische Effekte zeigt (vgl. [38]). Folglich sollte die Referenz auch einen definierten Wärmefluss vorweisen. Während der Durchführung der DSC-Analyse werden mittels der Messeinrichtungen, die abgegebenen und aufgenommenen Wärmemengen (differenzielle Wärmefluss) der Materialprobe und der Referenzprobe gemessen. Für die Durchführung stehen dabei zwei unterschiedliche Vorgehensweisen zur Verfügung (vgl. [37], [38] und [40]):

- Dynamische Wärmestromdifferenzkalorimetrie (Heat Flow DSC),
- Dynamische Leitungsdifferenzkalorimetrie (Power Compensating DSC).

Sie unterscheiden sich in ihrer Messanordnung, jedoch bleibt das Grundprinzip der Messung gleich. Beim „Heat Flux“ befinden sich die Materialprobe und die Referenz gemeinsam auf einer Metallscheibe in einem Ofen. Die Probe des zu untersuchenden Materials und deren

Referenz werden dabei dem gleichen Temperatur- Zeitverlauf (Heiz- und Abkühlprozesse) unterzogen. Während der DSC Messung treten Unterschiede des Wärmeflusses bei der Temperaturmessung des Ofens und der Probe bzw. der Referenz auf (vgl. [40]). Durch die temperaturbedingte Änderung des Probenmaterials und dessen Wärmekapazität entsteht eine Wärmestromdifferenz, die proportional zur Temperaturdifferenz ist (vgl. [35]). Eine Berechnung und Beurteilung der Enthalpieänderung ist durch die Integration der gemessenen  $\Delta T_{\text{Probe}} - T_{\text{Referenz}}$ -Kurve möglich (vgl. [35]). Im Gegensatz dazu, sind die Probe und die Referenz bei der „Power Compensation“ in zwei voneinander unabhängigen, thermisch isolierten Öfen untergebracht. In den Öfen sind die Materialprobe sowie die Referenz dem gleichen Temperaturprogramm mit identischer Aufheiz- und Abkühlrate ausgesetzt. Dabei wird die auftretende Temperatur an der Probe, der Referenz und im Ofen selbst aufgezeichnet. Durch einen elektronischen Regelkreis wird die sich ergebene Temperaturdifferenz von Probe und Referenz  $\Delta T = T_{\text{Probe}} - T_{\text{Referenz}} = 0 \text{ °C}$  auf null gehalten (vgl. [38], [40]), indem durch Änderung der Heizleistung für einen ständigen Temperatenausgleich gesorgt wird. Die Temperaturdifferenz wird folglich elektrisch kompensiert. Die dafür notwendige Leistung wird als Funktion der Temperaturen aufgezeichnet. Die Heizleistungsdifferenz entspricht der Wärmestromdifferenz der Materialprobe und deren Referenz (vgl. [35], [40]). In Abbildung 4-2 sind die prinzipiellen Aufbauten für die beschriebenen Vorgehensweisen der DSC- Analyse anhand von Prinzipskizzen aufgezeigt.

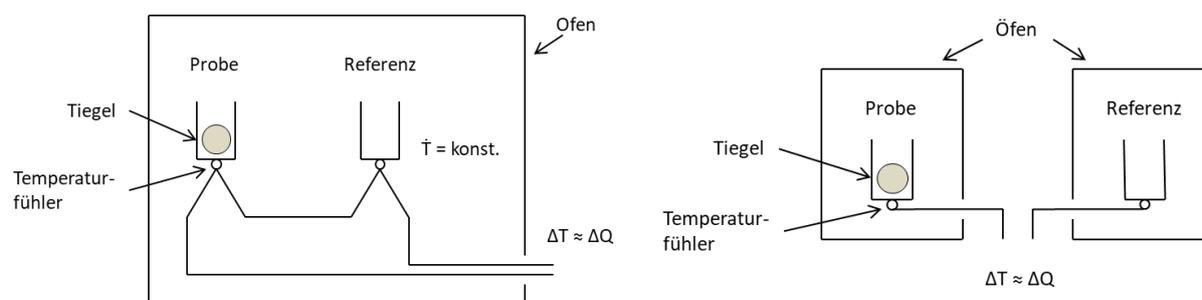


Abbildung 4-2: Systematischer Versuchsaufbau einer DSC-Analyse als Heat Flow DSC (links) oder Power Compensation DSC (rechts) nach Krellner [37]

Die Messungen können je nach Apparatur und Hersteller in Temperaturbereichen zwischen -150 °C bis 1.000 °C durchgeführt werden.

Die dynamische Differenzenkalorimetrie Analyse kann auch mit der thermogravimetrischen Analyse gekoppelt werden. Die sogenannte Simultane Thermoanalyse, kurz STA oder gemäß der Verfahren DSC-TG, kann zeitgleich die spezifische Wärmekapazität und den Massenverlust respektive die Rohdichte in Abhängigkeit der Temperatur erfassen. Folglich wird die Probe mit einem definierten Temperatur- Zeitverlauf thermisch belastet und neben der Gewichtsänderung auch die spezifische Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur

bestimmt. Für die Anwendung der simultanen Thermoanalyse muss die Versuchsanlage für die DSC lediglich um eine Thermowaage erweitert werden. Ansonsten werden die Messprinzipien der Thermogravimetrie und der dynamischen Differenzenkalorimetrie angewendet. Die Vorteile der simultanen Messung liegen darin begründet, dass die gleichen Prüfbedingungen zur Ermittlung der Messgrößen vorliegen. Folglich ist eine Vergleichbarkeit der Werte aufgrund der gleichen Prüfbedingungen gegeben. Die DSC zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte  $c_p$  und  $\rho$  der betrachteten Brandschutzplatten und Brandschutzputze herangezogen worden. Die DSC-TG ist zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte  $c_p$  und  $\rho$  der betrachteten reaktiven Brandschutzsystem angewendet worden.

#### 4.2.4 Transient Plane Source Method (TPS)

Die Transient Plane Source Method, kurz TPS, stellt ein thermoanalytische Methode zur Ermittlung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität von Feststoffen dar. Die TPS- Methode findet beim normierten Hot Disk Verfahren nach DIN EN ISO 22007-2 (2015) seine Anwendung. Das transiente Verfahren verfolgt ein simples Messprinzip. Zwischen zwei Probenhälften wird ein Sensor positioniert, der sowohl als Heizquelle sowie auch als Thermoelement dient („selbstheizender Messfühler“). Zu den Außenseiten ist der Probekörper thermisch isoliert. Anhand der Messdaten des Sensors, der verwendeten Heizleistung und der Messzeit können die Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit der Probe ermittelt werden. Zusätzlich kann durch Division der gemessenen thermischen Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und der Temperaturleitfähigkeit  $\alpha_{th}$  die volumenspezifische Wärmekapazität  $C_p$  nach DIN EN ISO 22007-2 (2015) berechnet werden. Eine Bestimmung der thermischen Materialkennwerte ist sowohl bei Raumtemperatur und als auch temperaturabhängig unter Vorgabe eines Aufheiz- und Abkühlprogramm möglich.

Zur Umsetzung der Methode werden zwei identische Probenhälften, ein Sensor, ein Ofen und eine Einrichtung zur Datenauswertung benötigt. Der Sensor stellt eine bifilare Spirale aus Nickel dar, die durch eine Beschichtung aus Kapton, Mica oder Teflon (Dicke 0,01 bis 0,025 mm) zur elektrischen Isolation und nötigen Sensorstabilität geschützt wird (vgl. [36], [41]). Die Sensorspirale weist eine Dicke von 10  $\mu\text{m}$  auf und kann je nach Sensortyp in ihrem Radius variieren, sodass unterschiedliche Probengrößen getestet werden können (vgl. Dixon [36]). Der für die TPS charakteristische Sensor mit den spiralförmigen Leiterbahnen sowie der zusammengesetzte Prüfkörper für das Hot Disk Verfahren werden in Abbildung 4-3 gezeigt. Der systematische Versuchsaufbau ist ebenfalls dargestellt.

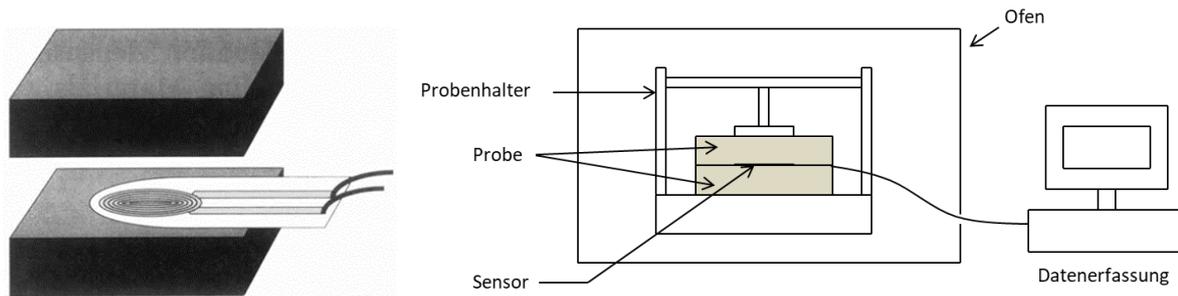


Abbildung 4-3: Systematischer Versuchsaufbau (rechts) und Sensorpositionierung (links) nach Dixon [36] bei der Transient Plane Source Methode

Während der Anwendung der TPS- Methode müssen im Ofen konstante Umgebungsbedingungen und gleichbleibende Temperaturen herrschen, weshalb dieser oft auch als Vakuum ausgebildet wird. Die konstante Temperatur soll dazu führen, dass sich im Prüfkörper eine stabile Temperatur einstellt. Folglich muss die Temperatur im Probenraum lange genug gehalten werden, damit sich die Proben Temperaturen und die Temperaturen im Sensor stabilisieren können (vgl. Suleiman [120]). Dabei ist es jedoch möglich, dass energetische Effekte, die aufgrund von chemischen Reaktionen oder durch die Verdampfung von freiem oder gebundenem Wasser auftreten können, nicht oder nur teilweise detektiert werden. Mit Hilfe des Hot Disk Verfahrens kann ein definiertes Temperaturprogramm abgefahren werden, bei dem die Prüftemperatur sukzessive gesteigert wird. Je Temperatur können dann Wärmeleitfähigkeitsmessungen vorgenommen werden. Nach DIN EN ISO 22007-2 (2015) [25] sind jeweils drei Messungen je Temperatur empfohlen. Für die Messung wird durch elektrischen Strom ein Wärmeimpuls durch die Sonde geleitet (vgl. [41]). Dabei ist der thermische Widerstand des Materials der Sonde derart ausgelegt, dass über den elektrischen Widerstand auf einen Temperaturanstieg geschlossen werden kann (vgl. Dixon [36]). Die Temperaturdifferenz zwischen Sensor und Prüfkörper wird während des Prüfvorganges gemessen. Zusätzlich wird eine elektrische Brücke aufgebaut, die die Spannungen über die Dauer der Messung misst (DIN EN ISO 22007-2 (2015) [25]). Über die Spannungsmesswerte kann anschließend der Temperaturanstieg bestimmt werden. Bei Spannungsänderungen werden gleichzeitig der Widerstands- und Temperaturabfall als Funktion der Zeit erfasst (vgl. Dixon [36]). Die Transient Plane Source Methode unter Anwendung des Hot Disk Verfahrens kann in Temperaturbereichen zwischen  $-250\text{ °C}$  bis  $900\text{ °C}$  die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit im Wertebereich von  $0,005\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  bis  $500\text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  (vgl. Dixon [36], Suleiman [120]) bestimmen. Die verwendeten Sensoren und der Messaufbau mit Ofen bestimmen dabei die Randbedingungen der Messmethode.

## 4.2.5 Massenverlust im Cone Calorimeter

Zur Bestimmung des temperaturabhängigen Massenverlustes und der Wärmeleitfähigkeit kann ebenfalls der Cone Calorimeter verwendet werden. Im Gegensatz zur Thermogravimetrischen Analyse kann die Probe im Einbauzustand betrachtet werden. Die Brandschutzplatten und Brandschutzputze können in ihrer herkömmlichen Form/ Konstitution hinsichtlich ihres Massenverlustes untersucht werden. Unter Anwendung einer konstanten Wärmestrahlung werden Proben einer gleichzeitigen Wägung und Temperaturmessung unterworfen. Der systematische Versuchsaufbau ist in Abbildung 4-4 gezeigt.

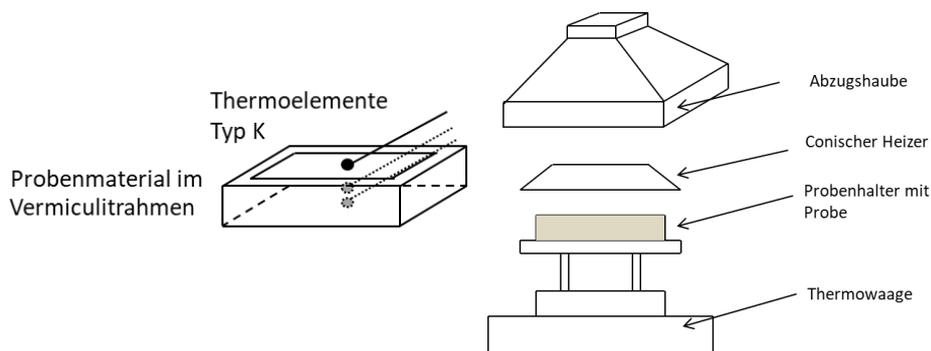


Abbildung 4-4: Systematischer Versuchsaufbau der Massenverlustmessung im Cone Calorimeter

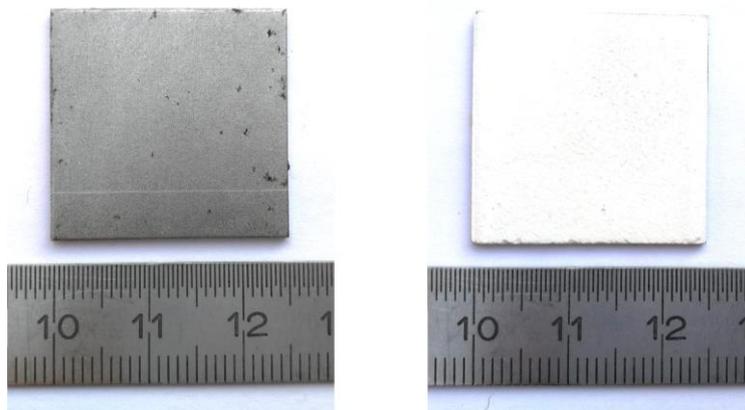
Die Materialprobe wird auf einer Thermowaage gelegt, die während der konstanten Bestrahlung kontinuierlich das Probengewicht erfasst. Innerhalb der untersuchten Materialprobe sind in drei Ebenen Thermoelemente Typ K platziert worden, um die Probentemperaturen zu erfassen. Der konische Heizer wurde mit einer konstanten Strahlungsintensität eingestellt, so dass die Materialprobe kontinuierlich einer Temperatureinwirkung infolge der Strahlung ausgesetzt war.

## 4.2.6 Digitale Expansionsanalyse

Die thermische Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen wird in erster Linie durch das Expansionsverhalten dominiert. Für die Analyse des zeitlichen Verlaufs der Expansion hat sich in der Fachwelt inzwischen die digitale Expansionsanalyse etabliert (vgl. Mesquita et al. [102], Zhang et al. [141] und Tabeling [122]). Bei diesem Verfahren wird die Probe mit einer Digitalkamera gefilmt. Die auf diese Weise dokumentierte Volumenänderung des Brandschutzsystems wird im Nachgang über eine Bildanalyse ausgewertet. Hierfür wird die gebildete Schaumschichtdicke bzw. der sich hieraus ergebene Expansionsfaktor in Abhängigkeit der Zeit berechnet. Wird innerhalb der Versuche zudem die Temperatur innerhalb der expandierten Schaumschicht gemessen, lässt sich der Expansionsfaktor zusätzlich in Abhängigkeit der Materialtemperatur beschreiben. Dieser Ansatz bietet die Möglichkeit die auf

diese Weise ermittelte Expansionskurve später in numerischen Simulationen zu verwenden. Von dieser Möglichkeit wurde im Rahmen dieses Forschungsberichtes Gebrauch gemacht. Das hier verwendete Messprinzip wurde am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover entwickelt und ist auf Tabeling [122] zurückzuführen. Anders als bei Mesquita et al. [102] und Zhang et al. [141] werden bei dieser Prüfmethode dünne, kleinmaßstäbliche Stahlplatten (25 x 25 x 0,7 mm) verwendet (vgl. Abbildung 4-5). Hierdurch wird erreicht, dass die thermische Trägheit des Trägermaterials auf ein Mindestmaß reduziert wird und das Erwärmungsverhalten der Probe ausschließlich von der Temperatureinwirkung abhängt. Auch die Trockenschichtdicken der Brandschutzsysteme sind nach Möglichkeit auf max. 350 – 400 µm zu begrenzen, um eine nahezu homogene Erwärmung der Schaumschicht sicherzustellen. Die Probengröße und Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems richten sich zudem nach dem Öffnungsmaß des Schaulochs innerhalb der Ofentür. Eine zu hohe Trockenschichtdicke würde zu größeren Schaumschichtdicken expandieren, die sich aus dem Sichtfeld der Digitalkamera hinaus bewegen würden.

In Abbildung 4-5 sind exemplarisch die Proben vor der Beschichtung und nach der Trocknung des reaktiven Brandschutzsystems dargestellt.



*Abbildung 4-5: Stahlplatte (25 x 25 x 0,7 mm) vor der Vorbereitung für die Applikation des RBS (links) und nach dem Trocknen des Brandschutzsystems (rechts)*

Die Erwärmung der zu untersuchenden Probe erfolgt mithilfe eines Elektroofens LE 1/11 der Firma Nabertherm. Dieser besitzt eine Ofenkammer mit einem Fassungsvermögen von 1.000 cm<sup>3</sup> (1 Liter). Die Probe wird für die Durchführung der Expansionsanalyse auf Höhe der Ofentüröffnung auf einer Keramikplatte positioniert. Umgeben wird die Probe von insgesamt vier Heizspiralen, die die Erwärmung der Probe sicherstellen (vgl. Abbildung 4-6).

Um die Materialtemperatur innerhalb der expandierten Schaumschicht messen zu können, werden Thermoelemente des Typs K (Drahtdurchmesser: 0,51 mm) in Abständen von 0, 3 und 6 mm von der Probenoberfläche angeordnet (vgl. Abbildung 4-7). Über die an den Enden der Thermoelemente angeordneten Schweißperlen erfolgt die Messung der Tempera-

tur. Hierfür wird der Messverstärker Quantum MX1609 der Firma HMB verwendet. Zusätzlich wird während des Versuchs die Brandraumtemperatur für Kontrollzwecke über ein Thermoelement Typ K oberhalb der Probe gemessen. Das sich innerhalb der Ofenkammer befindliche Stabthermoelement wird hingegen zur Steuerung des Ofen eingesetzt.

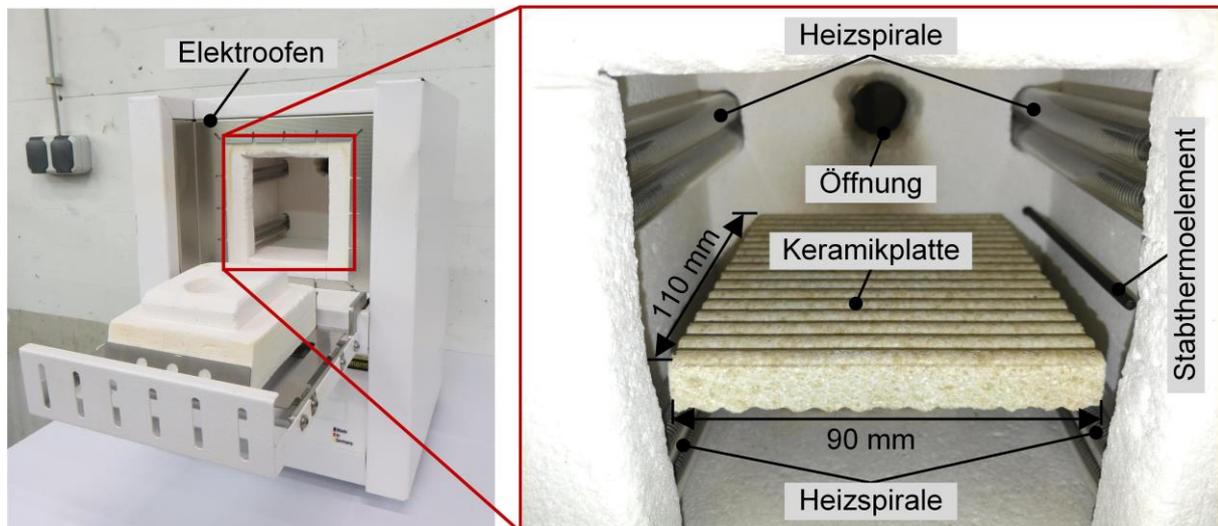


Abbildung 4-6: Elektroofen (links) und Anordnung der Keramikplatte innerhalb der Ofenkammer (rechts)

Die Aufnahme des Expansionsverhaltens erfolgt anhand einer Endoskopkamera. Da es sich hierbei um keine hochtemperaturbeständige Kamera handelt, wird die Kamera ca. 25 mm vor der Ofentüröffnung positioniert. Zusätzlich wird die Kamera mit einem Druckluftstrom gekühlt, der senkrecht zum Schauloch des Elektroofens ausgerichtet ist, um die Temperaturentwicklung innerhalb der Ofenkammer nicht zu beeinflussen (vgl. Abbildung 4-7). Alternativ kann auch eine wasser- oder luftgekühlte Hochtemperaturkamera verwendet werden, die direkt in den Ofen installiert wird. Ein Beispiel hierfür liefert der Muffelofen STT Mufu<sup>+</sup> mit integrierter Brandraumkamera, der an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung entwickelt wurden (vgl. Krüger et al. [93]).

Mit der hier verwendeten Endoskopkamera werden 5 Bilder pro Sekunde im AVI-Format aufgezeichnet. Mit diesem Format werden zwar große Videodateien generiert, das Format hat jedoch den Vorteil, dass die Dateien problemlos im Datenverarbeitungsprogramm Matlab [32] eingelesen und weiterverarbeitet werden können. Bei der Weiterverarbeitung werden die Einzelbilder des aufgezeichneten Videos mithilfe eines bildbasierten Matlab-Messprogramms ausgewertet, das von Neggers [103] entwickelt wurde und universell für beliebige Messaufgaben verwendet werden kann (vgl. Abbildung 4-8). Voraussetzung für die Anwendung des Programms ist die Kenntnis einer Referenzstrecke innerhalb des zu analysierenden Bildes, das für die Kalibrierung (Erstellung des Zusammenhangs zwischen Pixel-

anzahl und in dem Bild abgebildeten Längengröße) benötigt wird. Im Falle der Expansionsanalyse dient die Abmessung der Probe als Referenzgröße.

Für die Extrahierung der Einzelbilder aus den Videodateien wurde am Institut für Stahlbau ein Matlab-Skript entwickelt. Damit wird die AVI-Datei in Einzelbilder (Bildformat: PNG) überführt. Vorteil des Matlab-Skriptes ist es, dass die Intervalle, in denen die Bilder ausgelesen werden sollen, benutzerabhängig definiert werden können. So kann z.B. die Videosequenz des Expansionsvorgangs deutlich feiner aufgelöst werden als die Zeitpunkte davor und danach. Als praktikabel haben sich bei der Auswertung des Expansionsverhaltens Zeitschrittweiten von 5 Sekunden (jedes 25. Bild) für den Vorgang der Expansion und 30 Sekunden (jedes 150. Bild) für die Phasen davor und danach erwiesen.

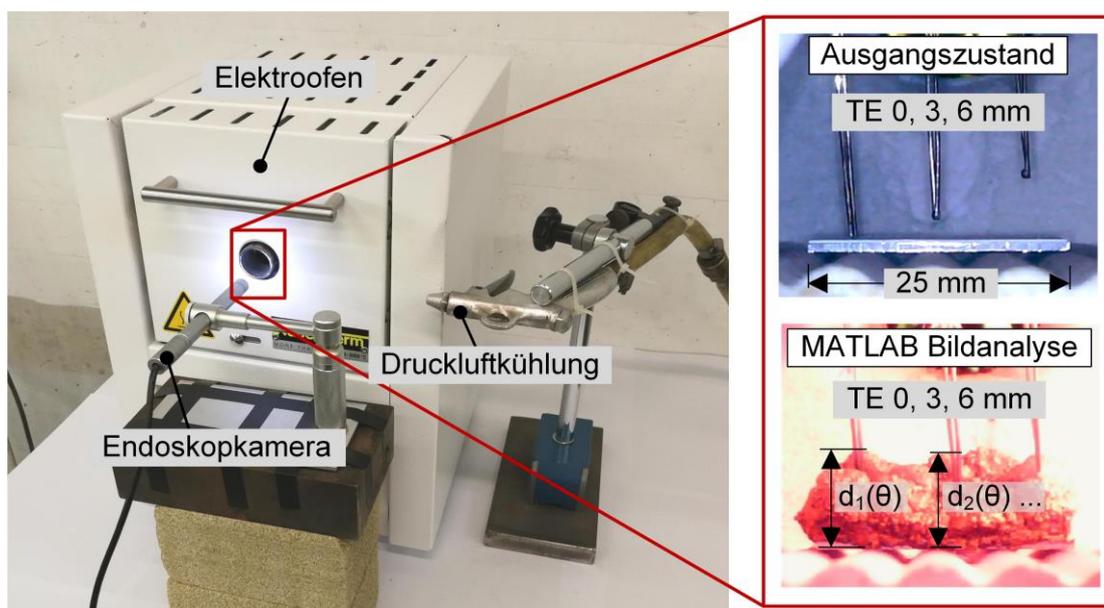


Abbildung 4-7: Versuchsaufbau zur Durchführung der digitalen Expansionsanalyse an kleinmaßstäblichen Proben (Stahlplatten 25 x 25 x 0,7 mm)

Die Expansion der reaktiven Brandschutzsysteme erfolgt in der Regel unregelmäßig. Daher sollte die expandierte Schichtdicke an mehreren Stellen gemessen werden. Als ausreichend genau haben sich hierbei fünf Messstellen erwiesen. Drei der fünf Messstellen sollten stets an den Temperaturmessstellen der Thermoelemente angeordnet werden. Mit den anderen beiden Messstellen sollte der Minimal- und Maximalwert der Schaumschicht ermittelt werden. Anschließend sind die gemessenen Schichtdicken einer Mittelwertbildung zu unterziehen und über den Zusammenhang zwischen der Versuchszeit und den gemessenen Materialtemperaturen einer mittleren RBS-Temperatur zuzuordnen. Bei der Ermittlung der mittleren RBS-Temperatur ist darauf zu achten, dass die mittlere Materialtemperatur nur mit den Messdaten der Thermoelemente ermittelt wird, die bereits von der expandierten Schaumschicht eingeschlossen sind. Andernfalls wird die Gastemperatur bei der Beschreibung des temperaturabhängigen Expansionsfaktors herangezogen und die Ergebnisse damit ver-

fälscht. Zu Versuchsbeginn ist demnach ausschließlich die Temperatur des Thermoelementes TE 0 mm für die Definition der Expansionskurve heranzuziehen.

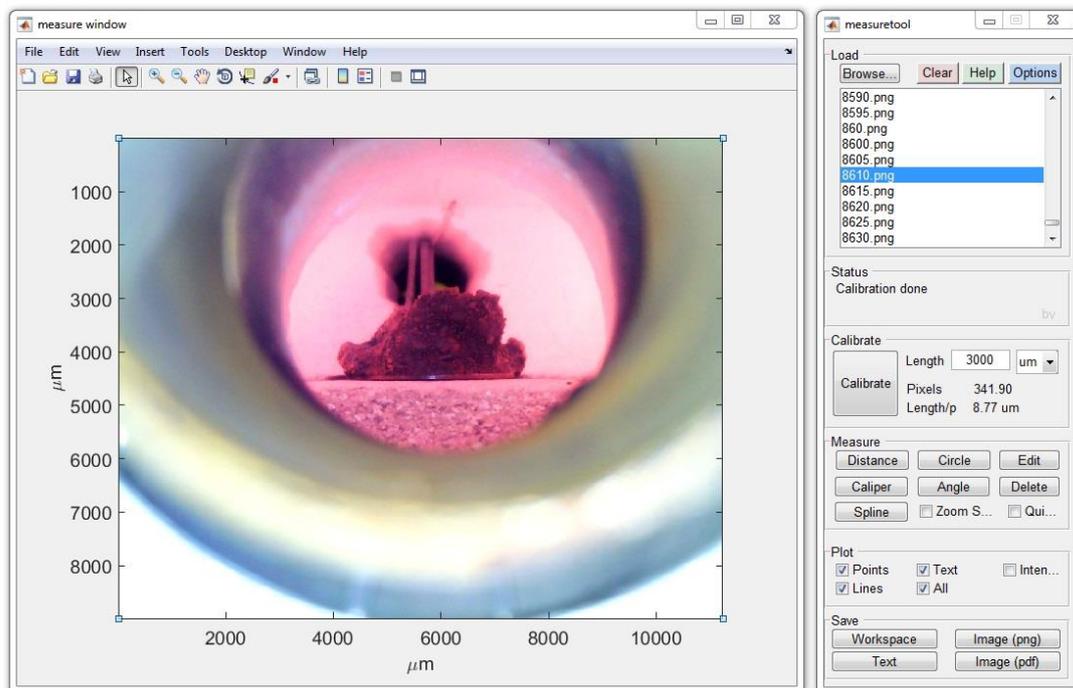
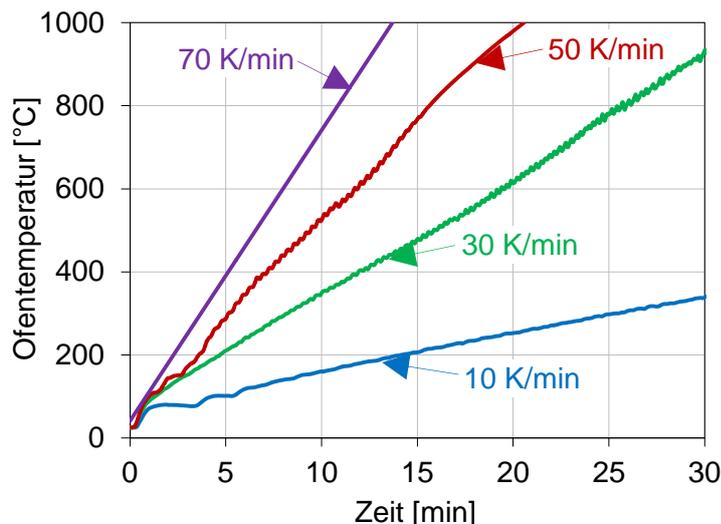


Abbildung 4-8: Bildbasiertes Matlab-Messprogramm Jann5s (Version 1.14) von Neggerts [103] für die Messung der expandierten Schaumschicht

Je nach Steuerelement des Elektroofens lassen sich beliebige Temperaturzeitkurven für die digitale Expansionsanalyse definieren. Im Rahmen des vorliegenden Forschungsberichts wurden die in Abbildung 4-9 und Abbildung 4-11 dargestellten Temperaturzeitkurven zugrunde gelegt. Auf diese Weise wurden die reaktiven Brandschutzsysteme zum einen konstanten Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min ausgesetzt. Zum anderen erfolgte die Expansionsanalyse für eine thermische Einwirkung infolge der Einheits-Temperaturzeitkurve. Diese stellt in Hinblick auf die derzeit geltenden Zulassungsprüfungen die Referenz-Normbrandkurve dar.

Bei der Festlegung der Temperaturzeitkurven für die digitale Expansionsanalyse wird bewusst auf repräsentative Naturbrandkurven verzichtet. Vielmehr werden für die Untersuchungen Temperaturzeitkurven definiert, die den Charakter der Erwärmungsphasen unterschiedlicher Naturbrandkurven widerspiegeln. Daher werden die Temperaturzeitkurven mit den in Abbildung 4-9 aufgeführten konstanten Aufheizgeschwindigkeiten festgelegt. Hierdurch soll der Einfluss variierender Aufheizgeschwindigkeiten auf das Expansionsverhalten der reaktiven Brandschutzsysteme quantifiziert werden.



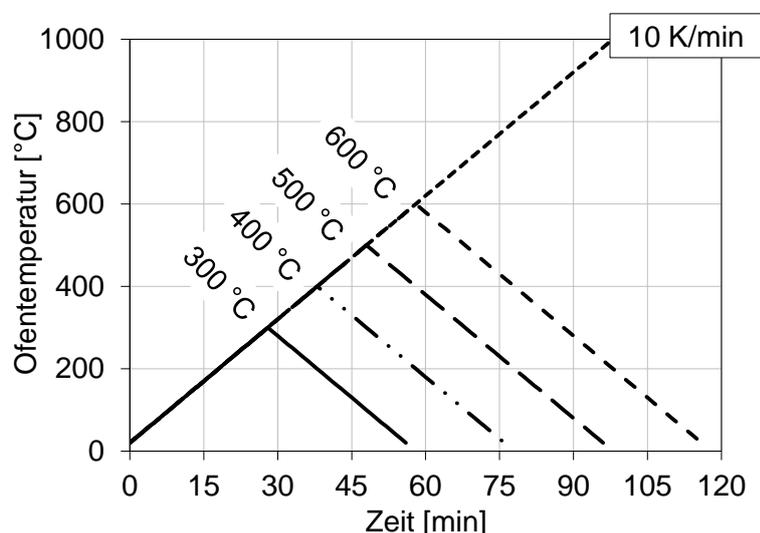
Konstante Aufheizgeschwindigkeiten:

Steigerung der Ofentemperatur von jeweils 20 °C auf 1000 °C:

- 10 K/min (98 Minuten)
- 30 K/min (33 Minuten)
- 50 K/min (20 Minuten)
- 70 K/min (14 Minuten)

Abbildung 4-9: Im Rahmen der digitalen Expansionsanalyse untersuchte Temperaturzeitkurven mit konstanter Aufheizgeschwindigkeiten

Für eine vollständige Analyse des Expansionsverhaltens sollten zusätzlich zu den in Abbildung 4-9 aufgeführten Temperaturzeitkurven auch Prüfkurven zugrunde gelegt werden, mit denen unterschiedliche Maximaltemperaturen (300, 400, 500 und 600 °C) erreicht werden, ehe dann die Abkühlphase einsetzt. Derartige Prüfkurven sind exemplarisch in Abbildung 4-10 für eine Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min dargestellt. Diese sind für die restlichen Aufheizgeschwindigkeiten und Zieltemperaturen beliebig erweiterbar.



Systematische Analyse des Expansionsverhaltens:

Einfluss der Zieltemperatur (300, 400, 500, 600 °C) und der Abkühlphase auf die Ausbildung der Schaumschicht.

Systematisch für Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min durchzuführen.

Abbildung 4-10: Erweiterung der Temperaturzeitkurven für eine systematische Analyse des Expansionsverhaltens von reaktiven Brandschutzsystemen für die Aufheiz- und Abkühlphase mit unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten

Die nominelle Einheits-Temperaturzeitkurve basiert auf einer Logarithmusfunktion und verändert daher stetig ihre Steigung, die in diesem Fall die Aufheizgeschwindigkeit darstellt. Da das Steuerelement des verwendeten Elektroofens ausschließlich mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten arbeitet, wurde die Einheits-Temperaturzeitkurve im Rahmen der Versuche

durch die in Abbildung 4-11 dokumentierten Aufheizgeschwindigkeiten angenähert. In dem Anfangsbereich wurde die Erwärmungsphase der nominellen Einheits-Temperaturzeitkurve dadurch zum Teil unterschätzt.

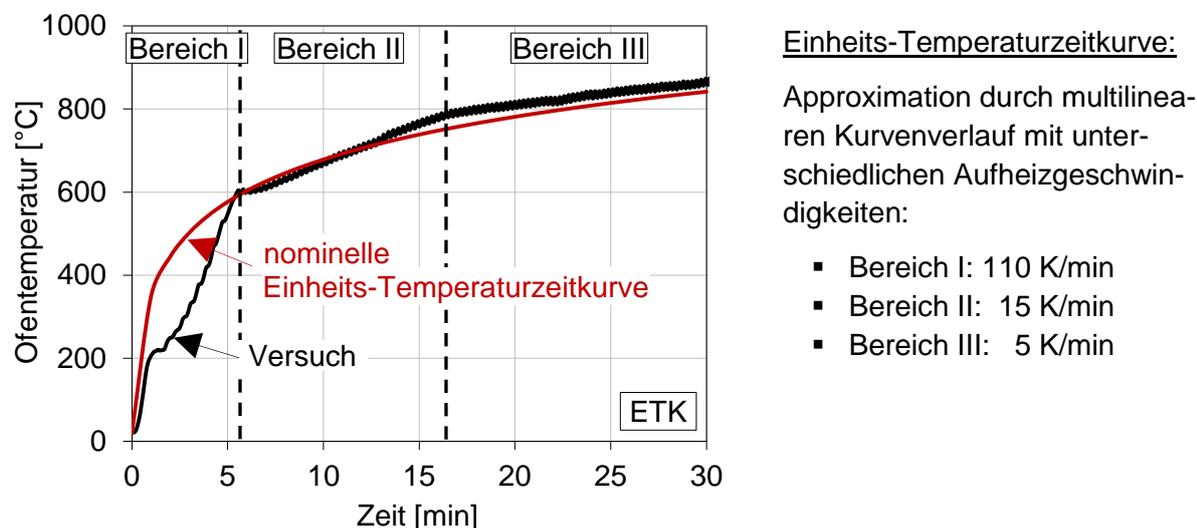


Abbildung 4-11: Im Rahmen der digitalen Expansionsanalyse verwendete Approximation der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK)

Für eine noch genauere Abbildung der Einheits-Temperaturzeitkurve wird empfohlen den Anfangsbereich des Kurvenverlaufs durch mehrere lineare Bereiche zu beschreiben. Der in Abbildung 4-11 dargestellte Temperaturverlauf aus den durchgeführten Expansionsanalysen hält die in DIN EN 1363-1 [3] definierten Grenzwerte für die maximal zulässigen prozentualen Abweichungen von der Fläche der Einheits-Temperaturzeitkurve ein und darf somit für die Untersuchungszwecke herangezogen werden.

## 4.2.7 Erwärmungsversuche im Elektroofen

Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten habe sich in der Vergangenheit als probates Mittel erwiesen, um die Leistungsfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme im Brandfall zu untersuchen. Durch die Wahl unterschiedlicher Stahlplattendicken lässt sich der Profilkfaktor  $A/V$  variieren und damit der Einfluss der Bauteilmassigkeit auf die thermische Schutzwirkung quantifizieren.

Die Analyse des Stands der Forschung hat ergeben, dass sich die Tendenz zu immer kleiner werdenden Stahlplatten entwickelt. Während in den nationalen Zulassungsprüfungen Proben mit den Abmessungen von 500 x 500 x 5 mm und auf europäischer Ebene 300 x 200 x 5 mm zum Einsatz kommen, werden in den wissenschaftlichen Arbeiten zumeist Proben der Größe 100 x 100 x 5 mm verwendet. Dennoch haben alle Ansätze gemein, dass für die Bewertung der Leistungsfähigkeit ausschließlich die Stahlplattentemperatur herangezogen wird, die auf der Rückseite der Stahlplatte gemessen wird.

Für eine detaillierte Analyse reaktiver Brandschutzsysteme ist die Entwicklung des Temperaturprofils innerhalb der expandierten Schaumschicht von großer Bedeutung. Aus diesem Grund wurde ein Prüfverfahren entwickelt, mit dem auch die Temperatur innerhalb der Schaumschicht gemessen wird. Ähnliche Ansätze sind in Tabeling [122] und an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (vgl. Krüger et al. [93]) zu finden.

Für die Analyse des Temperaturprofils innerhalb der expandierten Schaumschicht werden zu Versuchsbeginn Thermoelemente Typ K (Drahtdurchmesser: 0,51 mm) durch Bohrlöcher ( $\varnothing$  2,5 mm) in äquidistanten Abständen von der beschichteten Oberfläche der Stahlplatte angeordnet. Auf diese Weise werden die Temperaturen in einer Höhe von 0, 3, 6, 9 und 12 mm gemessen, sobald die Thermoelemente von der Schaumschicht eingeschäumt werden (vgl. Abbildung 4-12).

Zu Vergleichszwecken wird eine beschichtete Stahlplatte ohne Bohrungen untersucht, um den Einfluss der Thermoelemente und der Bohrungen auf die Temperaturentwicklung innerhalb der Stahlplatte zu quantifizieren.

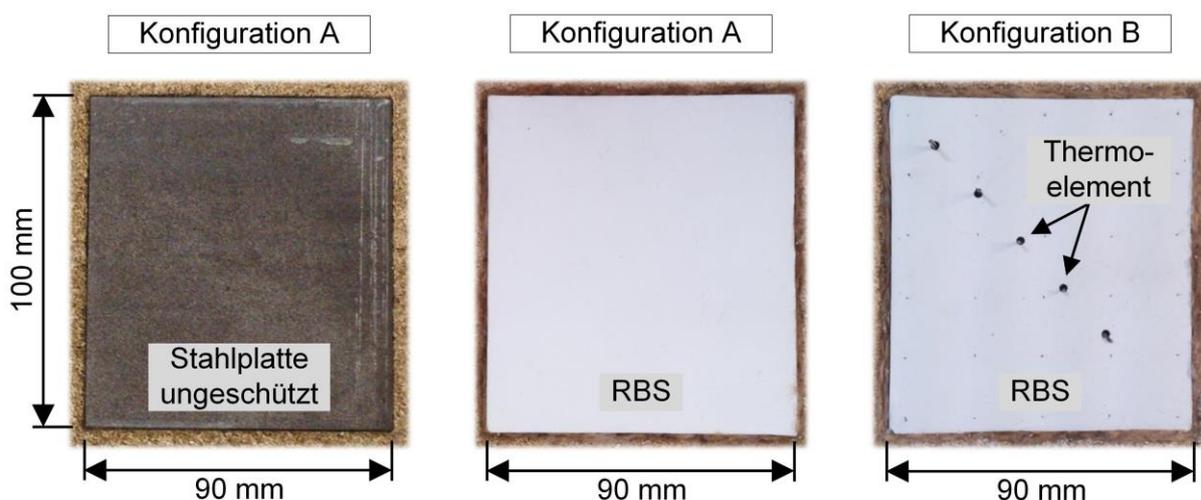


Abbildung 4-12: Im Rahmen der Erwärmungsversuche verwendete Versuchskörper, bestehend aus ungeschützten und geschützten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm) mit Anordnung der Thermoelemente auf der Stahlplattenrückseite (Konfiguration A) und in Bohrlöchern mit einem Durchmesser von 2,5 mm (Konfiguration B)

Die Bewertung der Leistungsfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme kann u.a. durch den Vergleich von geschützten und ungeschützten Proben erfolgen. Daher werden in dem Prüfverfahren zusätzlich ungeschützte Stahlplatten untersucht. Die im Rahmen des Forschungsberichts verwendeten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm) sind in Abbildung 4-12 dargestellt. Mit Konfiguration A und B wird zwischen der Anordnung der Thermoelemente (auf der Stahlplattenrückseite oder in Bohrlöchern) differenziert. Die gewählte Stahlplattengröße wird durch das Öffnungsmaß des Elektroofens vorgegeben und stellt sicher, dass das reaktive Brandschutzsystem an den Rändern ungestört expandieren kann.

Für die Durchführung der Versuche werden die Stahlplatten in eine Probenhalterung, bestehend aus einer 50 mm dicken Vermiculiteplatte, eingefasst. Hierzu ist eine 5 mm tiefe Absenkung in die Vermiculiteplatte eingearbeitet, sodass die Oberkante der Stahlplatte bündig mit der Oberkante der Vermiculiteplatte abschließt. Durch die passgenaue Einfassung der Stahlplatte in die Vermiculiteplatte wird zudem sichergestellt, dass kein zusätzlicher Wärmeintrag durch mögliche Spalte an den Rändern erfolgt. Analog zu den Stahlplatten sind auch in der Vermiculiteplatte Bohrungen ( $\varnothing 2,5$  mm) eingearbeitet, durch die die Thermoelemente durchgeführt werden. In der Vermiculiteplatte ist zudem eine zusätzliche Bohrung in der rechten unteren Ecke vorgesehen, durch die die Messung der Stahlplattentemperatur auf der Rückseite erfolgt (vgl. Abbildung 4-13).

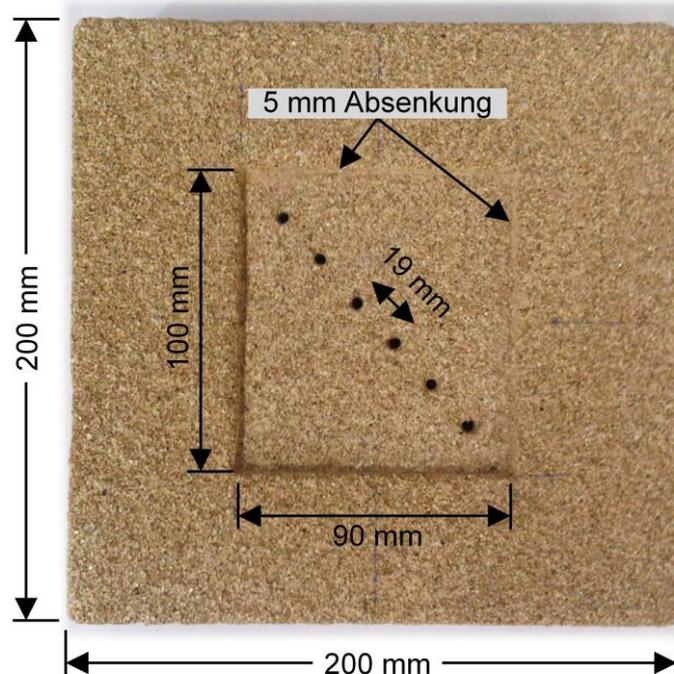


Abbildung 4-13: Probenhalterung aus einer Vermiculiteplatte (200 x 200 x 50 mm) mit äquidistant angeordneten Bohrungen ( $\varnothing 2,5$  mm) für die Thermoelemente

Die Probenhalterung wird zusammen mit der Stahlplatte in den Elektroofen LE 1/11 der Firma Nabertherm nach dem in Abbildung 4-14 dargestellten Schema eingebaut. Die Stahlplatte wird dabei bewusst in horizontaler Lage gehalten, um die Lagesicherheit der Thermoelemente für die Messung der RBS-Temperatur sicherzustellen. Es ist jedoch denkbar, dass die Stahlplatte auch in vertikaler Lage oder über Kopf angeordnet wird, um den Einfluss eines möglichen Abrutschens der Brandschutzbeschichtung von der Stahlplatte in der Schmelz- und Expansionsphase zu erfassen. Dies wurde aufgrund des limitierten Projektumfangs jedoch zunächst nicht betrachtet.

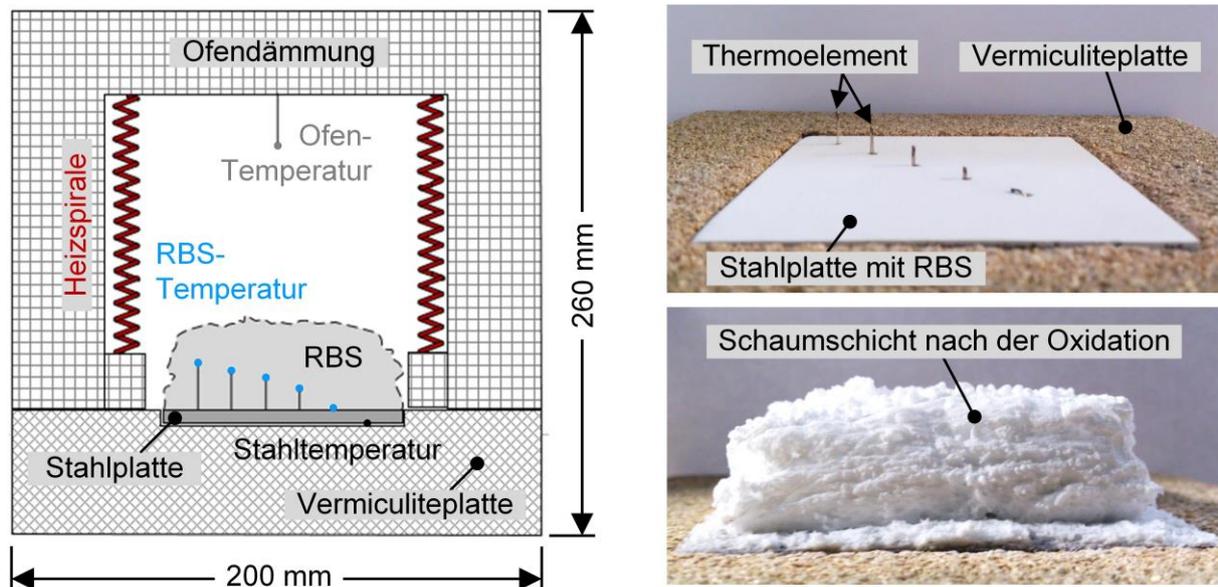


Abbildung 4-14: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus der durchgeführten Erwärmungsversuche (links) und Anordnung von Thermoelementen (0, 3, 6, 9, 12 mm ab Oberfläche RBS) innerhalb einer beschichteten Stahlplatte vor und nach dem Versuch (rechts)

Die Erwärmung der Probe erfolgt durch vier Heizspiralen, die seitlich von der Probe angeordnet sind. Zusätzlich zu den Materialtemperaturen wird während der Versuchsdurchführung die Ofentemperatur gemessen. Hierzu ist ein Thermoelemente Typ K oberhalb der Probe angeordnet. Eine exemplarische Fotodokumentation einer Probe mit Thermoelementen für die Messung der RBS-Temperatur ist für den Zustand vor und nach dem Versuch in Abbildung 4-14 (rechts) dargestellt.

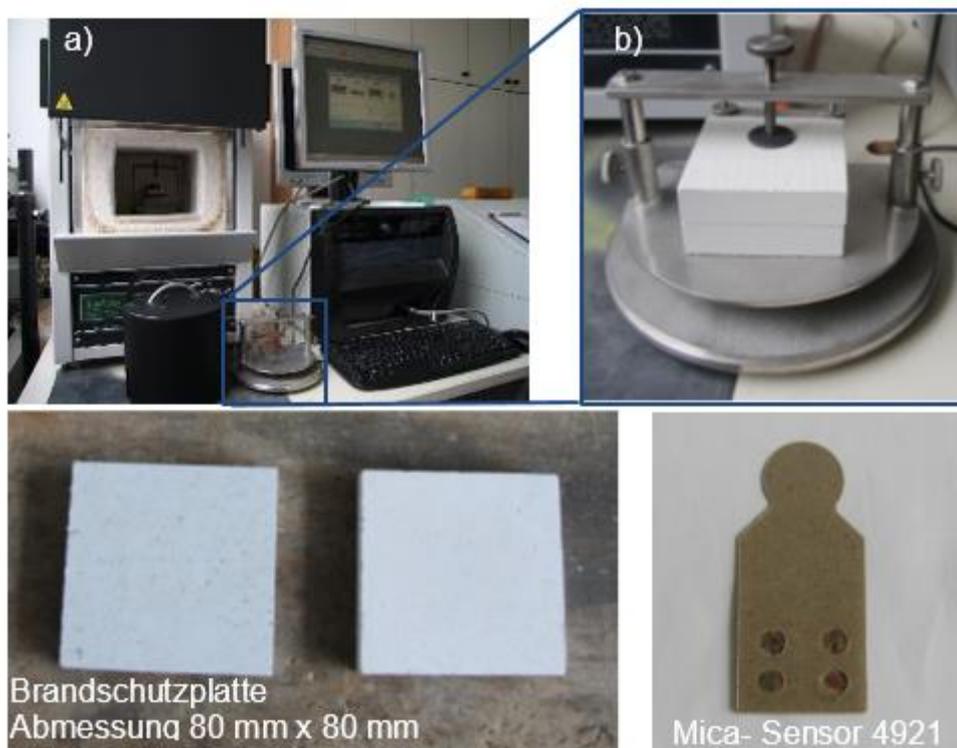
Da für die Durchführung der Erwärmungsversuche derselbe Elektroofen, wie bei der digitalen Expansionsanalyse verwendet werden kann, können als thermische Einwirkung die gleichen Temperaturzeitkurven (vgl. Abbildung 4-9 und Abbildung 4-11) zugrunde gelegt werden.

## 4.3 Brandschutzplatten

### 4.3.1 Wärmeleitfähigkeit

Zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten ist das Hot Disk Verfahren unter Anwendung der Transient Source Plane Method nach DIN EN ISO 22007-2 (2015) [25] verwendet worden. Am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz steht der Thermal Constants Analyser TPS 2500 S zur Verfügung, der zur temperaturabhängigen Messung der Wärmeleitfähigkeit herangezogen worden ist. Für die Messung der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur vor und nach der thermischen Beanspruchung der untersuchten Brandschutzplatten wurde ein Kapton-Sensor 8563 mit einem Durchmesser von 9,908 mm ver-

wendet. Zur Bestimmung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit bis 500°C ist ein Mica- Sensor 4921 (Durchmesser 9,719 mm) verwendet worden. Die Bestimmung von  $\lambda(T)$  ist bis auf 500°C begrenzt, weil die Sensoren mit steigender Temperaturen eine begrenzte Lebensdauer ausweisen. Ein Delaminieren der Isolationsschicht aus Mica oder Oxidation der Sensorkontaktstellen begrenzt die Nutzungsdauer der Sensoren erheblich. Die Begrenzung der Maximaltemperatur von 500°C ist in Abwägung von Sensorverschleiß (Wirtschaftlichkeit) und notwendige Messdatengröße bestimmt worden. Der Versuchsaufbau zur Wärmeleitfähigkeitsmessung zeigt Abbildung 4-15.



*Abbildung 4-15: Versuchsaufbau zur Messung der Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten. a) Ofen mit Probenhalterung und Datenerfassung (PC) für den Hochtemperaturbereich sowie b) Probenhalterung zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur*

Exemplarisch für Brandschutzplatten sind Proben aus Gipskarton  $d = 15$  mm nach DIN EN 520 (2009) [2], DIN EN 15283-1 (2009) [19], Gipsfasern  $d = 15$  mm nach DIN EN 15283-2 (2009) [20] und Calciumsilikat  $d = 20$  mm gemäß Verwendbarkeitsnachweis genauer untersucht worden. Je betrachtetem Brandschutzmaterial sind jeweils 8 Proben aus einer Charge aus der Mitte und den Randbereichen einer Brandschutzplatte verwendet worden. Die Probenabmessung, die durch die Probenhalterung und Ofenabmessungen begrenzt wurde, betrug 80 mm x 80 mm. Die Proben der gipshaltigen Brandschutzplatten sind 24 Stunden bei 40 °C getrocknet und die Calciumsilikatplatte bei 100°C 24 Std. vorkonditioniert worden, um gleiche Prüfbedingungen zu gewährleisten. Bei gipsgebundenen Plattenbekleidungen

wird bei 40 °C kein chemisch gebundenes Wasser (Hydratwasser) freigesetzt. Die Lagerung aller Proben vor der Messung erfolgte unter konstanter Luftfeuchte.

Die Ermittlung von  $\lambda$  erfolgte in drei Messschritten. Zunächst ist die Wärmeleitfähigkeit an den betrachteten Brandschutzplatten bei Raumtemperatur bestimmt worden. Anschließend ist die gleiche Probe einem definierten Temperaturprogramm mit konstanter Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit von 10 K/min unterworfen worden, wobei drei Messungen der Wärmeleitfähigkeit bei zu zuvor definierten Temperaturen erfasst wurde. Anschließend wurde die Wärmeleitfähigkeit der Proben nochmals bei Raumtemperatur bestimmt, sodass eine Aussage für die temperaturbedingte Veränderung der Wärmeleitfähigkeit nach einer Temperaturbeanspruchung getätigt werden konnte. Für die Wärmeleitfähigkeitsmessung bei Raumtemperatur und im Ofen sind Heizraten von 80 - 150 mW und Messzeit zwischen 40 – 160 Sek. vorgegeben worden. Je Temperatur sind drei Messungen erfolgt, sodass den Ergebnissen pro Temperatur 24 Messdaten zu Grunde lagen. Das vorgegebene Temperaturprogramm erfolgte mit einer Heizrate von ca. 10 K/min bis 500 °C und anschließenden mit einer Abkühlgeschwindigkeit von 10 K/min. Höhere Heizleistungen für die Aufheiz- sowie die Abkühlphase sind mit dem verwendeten Ofen nicht leistbar bzw. können nicht sicher gewährleistet werden. Eine Variation der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten erfolgte aufgrund fehlender Steuerungsmöglichkeiten des verwendeten Ofens Vecstar Ltd. LF 2 SP nicht. Eine Steuerung der Umgebungsbedingungen war ebenfalls nicht möglich, sodass die Messungen unter normalen Sauerstoffbedingungen erfolgten. Unter Verwendung einer Aufheiz- und Abkühlrate von 10 K/min ist die Bestimmung der temperaturabhängigen Verläufe des thermischen Kennwertes  $\lambda$  für eine Temperaturbeanspruchung bis 500 °C sowie eine anschließende Abkühlung bis auf Raumtemperatur durchgeführt worden.

### **Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonfeuerschutzplatten**

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeit ergeben sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase ein Streuband. Insbesondere um 100°C sind deutliche Schwankung der Wärmeleitfähigkeit ermittelt worden, die auf die chemische Umwandlungsprozesse des Hauptbestandteils Gips und das Verdampfen von physikalischem und chemisch gebundenem Wasser zurück zu führen sind. Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessungen für Gipskartonfeuerschutzplatten sowie die statistischen Werte aus 24 Messungen je Temperatur in der Aufheizphase zeigt Abbildung 4-16. Zu Vergleichszwecken wird der temperaturabhängige Materialkennwert  $\lambda$  nach DIN EN 1993 1-2/NA (2010) [7] für gipshaltige Plattenbekleidung aufgetragen.

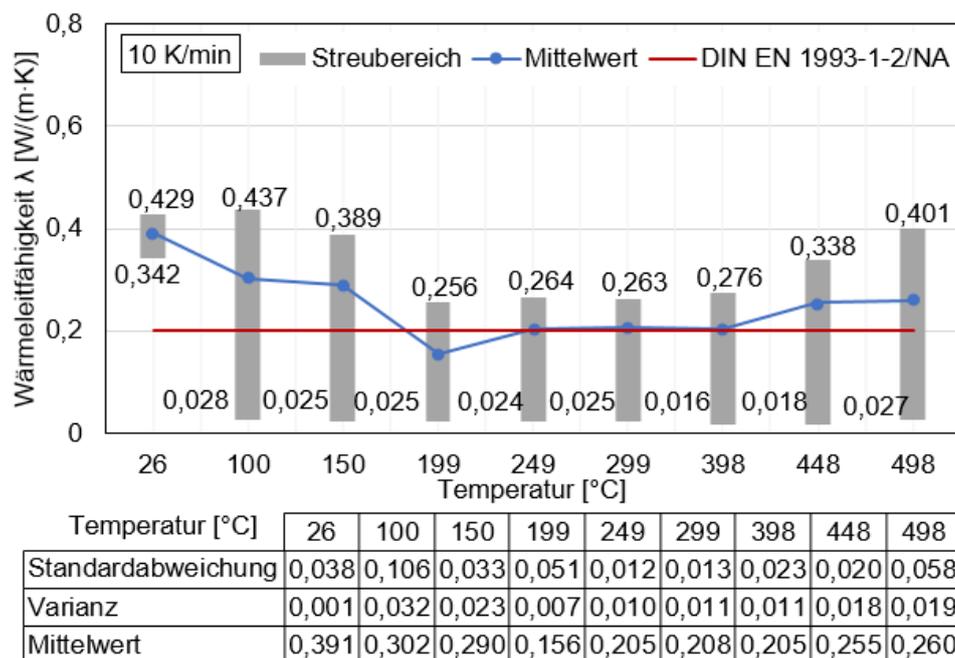


Abbildung 4-16: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonfeuerschutzplatten in der Aufheizphase (Aufheizrate 10 K/min)

Bei Raumtemperatur ist die Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonfeuerschutzplatten zwischen 0,342 und 0,429 W/(m·K) ermittelt worden. Gemäß der Herstellerangaben liegt die Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur (20°C) bei 0,23 W/(m·K). Die Messwerte bei Raumtemperatur ergeben deutlich höhere  $\lambda$ -Werte, dass auf die Verwendung des Sensors sowie auf den Feuchtegehalt der GKF Proben zurückgeführt werden kann (vgl.[84], [136]). Mit steigender Temperatureinwirkung sinkt die Wärmeleitfähigkeit aufgrund der Verringerung des Feuchtegehalts in der Brandschutzplatte. Insbesondere ab 100 °C verdunstet das chemisch gebundene Wassers im Plattenmaterial, sodass die Wärmeleitfähigkeit sinkt. Zusätzlich findet die erste und zweite Dehydratation des Hauptbestandteils Gips statt. Ab 100 °C wandelt sich das Calcium- Dihydrat in Calcium- Halbhydrat und Wasser um. Abschließend findet bis > 220 °C die zweite Dehydratation von Calciumsulfat-Halbhydrat in Calciumsulfat-Anhydrit III und Wasser statt. Im Temperaturbereich zwischen 250 - 400 °C ist die Wärmeleitfähigkeit nahezu konstant. Auch die Schwankungsbreite ist in diesem Temperaturbereich geringer. Die Wärmeleitfähigkeit ist zu 0,016 bis 0,276 W/(m·K) ermittelt worden. Mit steigenden Temperaturen > 400 °C erhöhen sich die Messwerte der Wärmeleitfähigkeit erneut. Bei einer Temperatur von 500 °C liegen die Messdaten der Wärmeleitfähigkeit im Bereich von 0,027 und 0,401 W/(m·K). Die Erhöhung der Wärmeleitfähigkeit der Gipskartonfeuerschutzplatte ist auf die Umwandlung des Calciumsulfat-Anhydrit III in Anhydrit II zurückzuführen. Ferner kann von einer Rissbildung infolge steigender Temperatureinwirkung ausgegangen werden.

Für Temperaturen > 500°C kann entsprechend eine weitere Zunahme der Wärmeleitfähigkeit angenommen werden.

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung an Gipskartonfeuerschutzplatten für die Abkühlphase zeigt Abbildung 4-17. Zu Vergleichszwecken wird der temperaturabhängige Materialkennwert  $\lambda$  nach DIN EN 1993 1-2/NA (2010) [7] für gipshaltige Plattenbekleidung aufgetragen.

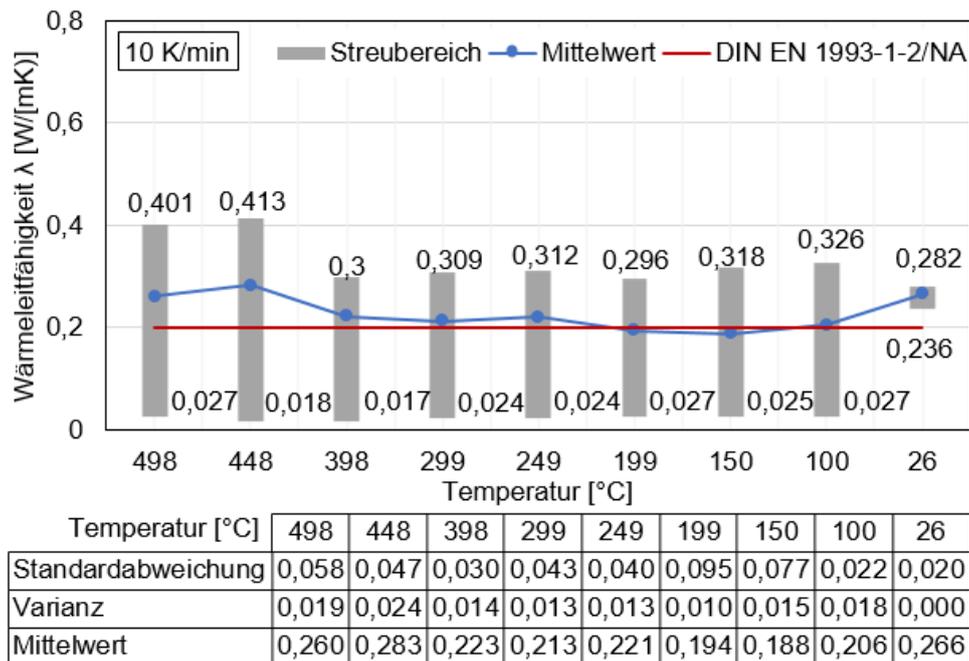


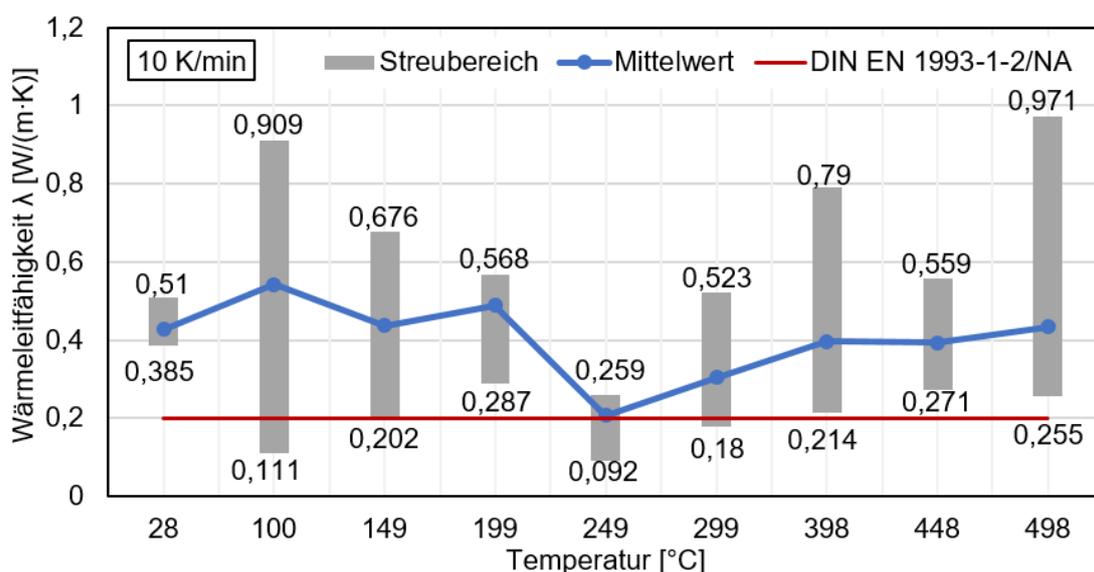
Abbildung 4-17: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonfeuerschutzplatten in der Abkühlphase (Abkühlrate 10 K/min)

Die Wärmeleitfähigkeitsmessungen der Gipskartonfeuerschutzplatten für die Abkühlphase zeigen ebenfalls eine Streuung für den thermischen Materialkennwert  $\lambda$  (vgl. Abbildung 4-17). Im Vergleich zur Aufheizphase weisen die Messdaten eine höhere Schwankungsbreite auf. Die Varianz in der Abkühlphase ist höher als in der Aufheizphase, das vermuten lässt, dass die verwendete Messapparatur in der Abkühlphase Schwierigkeiten hatte. Bei 450°C ist die Wärmeleitfähigkeit zu 0,018-0,413 W/(m·K) gemessen worden. Die Schwankungsbereite ist auf anhaltende Umwandlung von Calciumsulfat-Anhydrit III in Anhydrit II zurückzuführen. Zwischen 200 und 400°C ist die Wärmeleitfähigkeit zu 0,017 bis 0,312 W/(m·K) ermittelt worden, wobei im Mittel die Wärmeleitfähigkeit in diesem Temperaturbereich nur leichten Veränderungen unterworfen ist. Für Temperaturen > 150 °C zeigen die Messdaten geringere Wärmeleitfähigkeiten, die auf der trockeneren Probe aufgrund der Temperatureinwirkung der Aufheizphase zurückzuführen sind. Nach einer Temperatureinwirkung bis 500°C ergibt sich die Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur 26°C zu 0,236 - 0,282 W/(m·K), die nur leicht oberhalb des Herstellerwertes von 0,23 W/(m·K) liegt. Mit Verringerung der Temperatur re-

duziert sich  $\lambda$ , dass auf eine Verringerung der Feuchtigkeit im Bekleidungsmaterial zurückzuführen ist.

### Wärmeleitfähigkeit von Gipsfaserplatten

Die Messergebnisse des thermischen Materialkennwertes  $\lambda$  für die Aufheizphase und die statistische Verteilung der 24 Messwerte pro Temperatur ist in Abbildung 4-18 dargestellt. Gemäß den Herstellerangaben wird die Wärmeleitfähigkeit der untersuchten Gipsfaserplatte mit  $\lambda = 0,38 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  (bei Raumtemperatur) angegeben, was im unteren Streubereich der TPS-Messungen bei  $28 \text{ }^\circ\text{C}$  liegt. Die Messung der Wärmeleitfähigkeit für die untersuchte Gipsfaserplatten zeigt eine deutliche Schwankungsbreite. Insbesondere bei  $100^\circ\text{C}$  zeigt sich ein hoher Wertebereich von  $0,111$  bis  $1,464 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$ , der insbesondere auf den Feuchtegehalt und die Verdampfung des freien und chemisch gebundenen Wassers der Gipsfaserplatte zurückzuführen ist. Zusätzlich ist die Phasenumwandlung des Gipses für die Schwankungen der Wärmeleitfähigen bei Temperaturen ab  $100^\circ\text{C}$  verantwortlich. Die erste und zweite Dehydratation bewirken eine hohe Streuung von  $\lambda$  ab  $100^\circ\text{C}$ . Aufgrund des Hauptbestandteil Gipses finden die gleichen temperaturbedingten Umwandlungsprozesse wie bei Gipskartonfeuerschutzplatten statt.



Temperatur [°C]	28	100	149	199	249	299	398	448	498
Standardabweichung	0,050	0,329	0,182	0,115	0,060	0,130	0,214	0,112	0,267
Varianz	0,003	0,108	0,033	0,013	0,004	0,017	0,046	0,013	0,071
Mittelwert	0,427	0,542	0,437	0,489	0,206	0,305	0,397	0,392	0,433

Abbildung 4-18: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Gipsfaserplatten in der Aufheizphase (Heizrate 10 K/min)

Temperaturbedingt zeigen die Wärmeleitfähigkeitsmessungen in der Aufheizphase zunächst eine Steigung von  $\lambda$ , die zwischen  $150^\circ\text{C}$  bis  $250^\circ\text{C}$  wieder abnimmt. Ab Temperaturen von

300°C nimmt die Wärmeleitfähigkeit der Gipsfaserplatte wieder deutlich zu, was sich mit einer steigenden Anzahl von Rissen und Gefügeänderungen im Bekleidungsmaterial begründen lässt. Zusätzlich erhöht sich die Schwankungsbreite der Messwerte ab Temperaturen von 250°C, das auf die Phasenumwandlung Calciumsulfat-Anhydrit III in Anhydrit II in der Gipsfaserplatte zurückzuführen ist. Die Wärmeleitfähigkeit von Gipsfaserplatten liegt bei 500°C zwischen 0,255 und 0,971 W/(m·K). Für Temperaturen > 500°C lässt sich eine weitere Erhöhung von  $\lambda$  vermuten, die aufgrund fehlender Messdaten nicht belegt werden kann.

In der Abkühlphase ergeben sich für die Wärmeleitfähigkeit geringe Messwerte (vgl. Abbildung 4-19). Es ist davon auszugehen, dass aufgrund der thermischen Beanspruchung in der Aufheizphase die Gipsfaserplatte irreversiblen Materialveränderungen unterlag. Die Wärmeleitfähigkeitsmessungen in der Abkühlphase haben geringere Materialkennwerte für  $\lambda$  ergeben, die im Bereich zwischen 0,01 und 0,971 W/(m·K) erfasst worden sind. Zusätzlich ist die Schwankungsbreite der Messwerte deutlich geringer, was auf eine „trockenere“ Gipsfaserplatte in der Abkühlphase schließen lässt. Die Verdunstung des chemisch und physikalisch gebundenen Wassers in der Aufheizphase führt zu einer Verringerung der Probenfeuchte. Der verringerte Feuchtegehalt führt wiederum zu einer Reduzierung der Wärmeleitfähigkeit in der Abkühlphase.

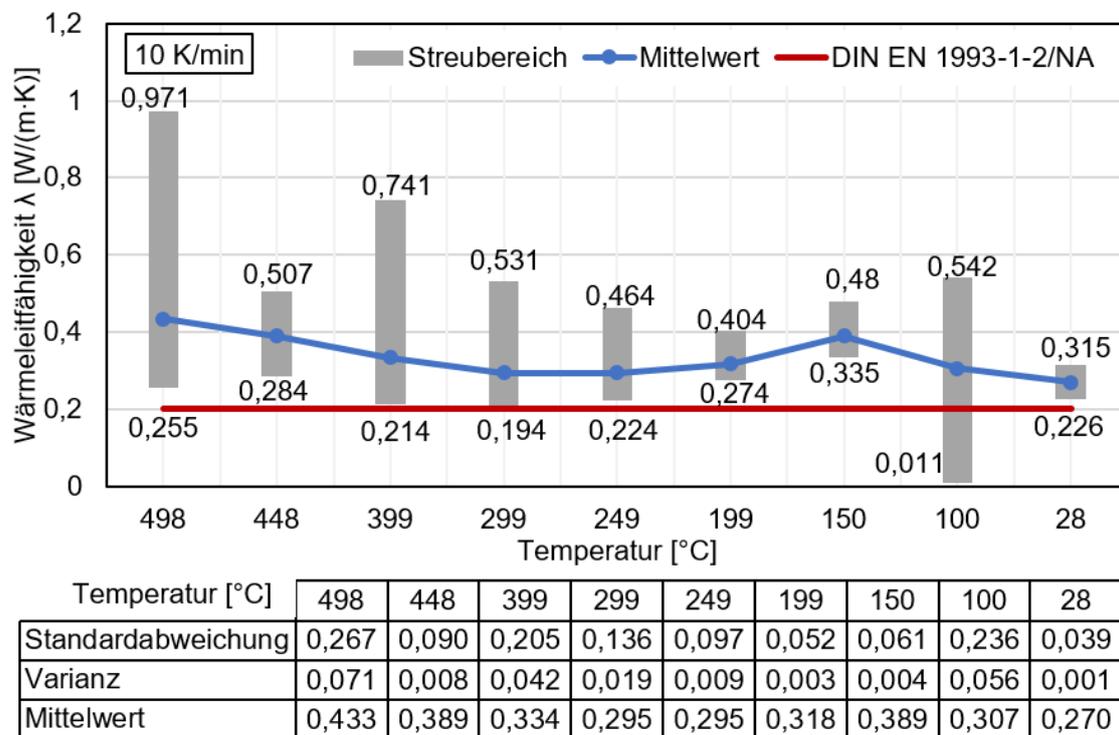
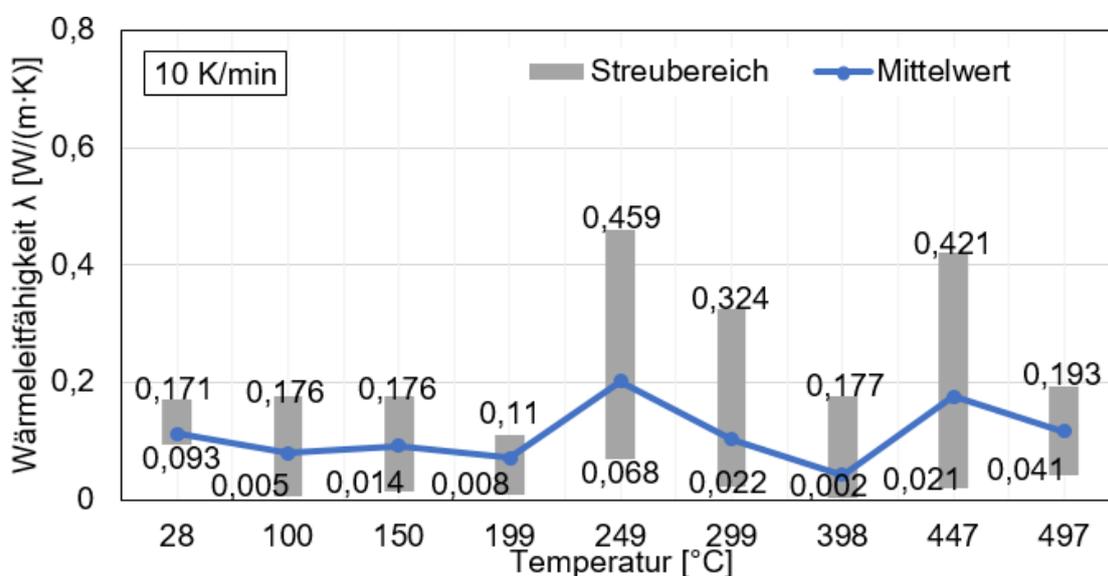


Abbildung 4-19: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Gipsfaserplatten in der Abkühlphase (Abkühlrate 10 K/min)

Bei Temperaturen um 100°C erhöhte sich auch in der Abkühlphase die Schwankungsbreite der Messwerte. Die Wärmeleitfähigkeit ist bei 100°C zu 0,011 bis 0,542 W/(m·K) ermittelt worden. Aufgrund der Messwerte lässt sich vermuten, dass die Gipsfaserplatte bei 100°C die Umgebungsfeuchte im Ofen wieder aufnimmt, was wiederum die Streuung der Messwerte erhöht.

### Wärmeleitfähigkeit von zementgebundenen Calciumsilikatplatten

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung an zementgebundenen Calciumsilikatplatten sowie die statistische Verteilung der 24 Messdaten zeigt Abbildung 4-20. In DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] werden keine thermischen Materialkennwerte für zementgebundene Calciumsilikatplatten bereitgestellt, die zum Vergleich der Messwerte verwendet werden könnten.



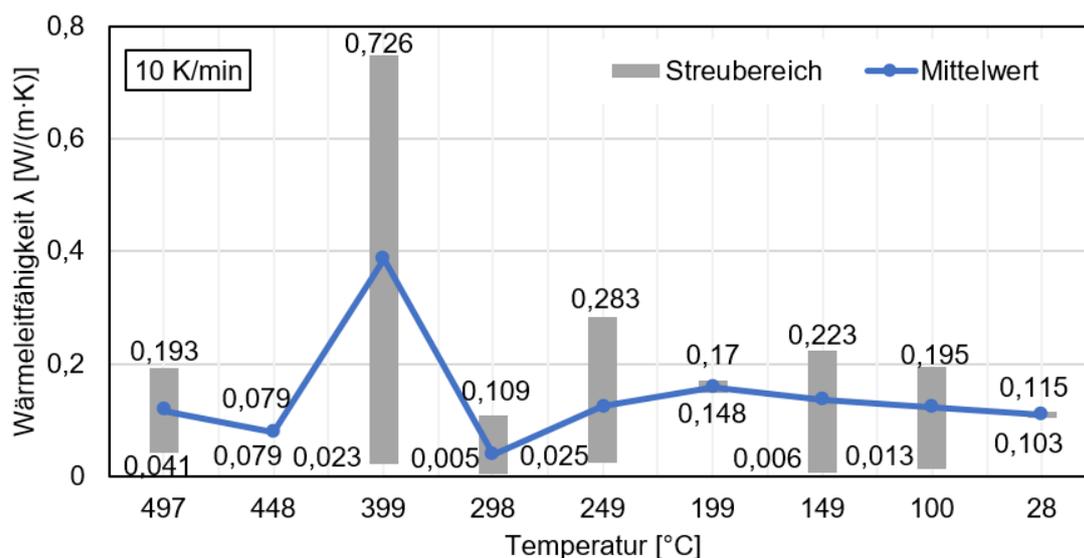
Temperatur [°C]	28	100	150	199	249	299	398	447	497
Standardabweichung	0,029	0,063	0,074	0,039	0,148	0,128	0,075	0,169	0,108
Varianz	0,001	0,004	0,005	0,001	0,019	0,014	0,006	0,035	0,012
Mittelwert	0,112	0,079	0,092	0,071	0,202	0,103	0,042	0,175	0,117

Abbildung 4-20: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für Calciumsilikatplatten in der Aufheizphase (Heizrata 10 K/min)

Bei Raumtemperatur ist die Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilicatplatten zwischen 0,093 und 0,171 W/(m·K) ermittelt worden. Gemäß der Herstellerangaben liegt die Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur (20°C) bei 0,083 W/(m·K). Die Messwerte bei Raumtemperatur ergeben höhere  $\lambda$ -Werte, dass auf die Verwendung des Sensors (vgl. Jansson [84]) und der verwendeten Messapparatur zurückgeführt werden kann (vgl. Wulf [136]). Mit steigender Temperatureinwirkung sinkt die Wärmeleitfähigkeit aufgrund der Verringerung des Feuchtegehalts im diffusionsoffenen Plattenmaterial (vgl. [90]). Im Temperaturbereich zwischen 100 – 200°C

verringert sich die gemessene Wärmeleitfähigkeit auf bis zu  $0,008 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ . Bei  $250^\circ\text{C}$  ist ein deutlicher Anstieg der Wärmeleitfähigkeit und der Streuung der Messwerte zu verzeichnen, der auf die thermochemischen Reaktionen im Plattenmaterial zurückzuführen ist. Ab Temperaturen  $<250^\circ\text{C}$  nimmt die Schwankungen der Messwerte gemessen an der Varianz deutlich zu. Die Wärmeleitfähigkeit liegt im Temperaturbereich 250 bis  $500^\circ\text{C}$  zwischen  $0,002 - 0,459 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ . Bei  $500^\circ\text{C}$  reduziert sich die Schwankungsbreite der Wärmeleitfähigkeitsmessung und  $\lambda$  ist zu  $0,041 - 0,193 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$  erfasst worden. In Analogie zu den gipsgebundenen Plattenbekleidungen kann bei der Calciumsilikatplatte von einer Rissbildung infolge steigender Temperatureinwirkung ausgegangen werden. Für Temperaturen  $> 500^\circ\text{C}$  eine weitere Zunahme der Wärmeleitfähigkeit ist zu erwarten.

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessungen zementgebundener Calciumsilikatplatten für die Abkühlphase ist in Abbildung 4-21 dargestellt.



Temperatur [°C]	497	448*	399	298	249	199	149	100	28
Standardabweichung	0,108	-	0,514	0,048	0,113	0,016	0,114	0,097	0,005
Varianz	0,012	-	0,264	0,002	0,013	0,000	0,013	0,009	0,000
Mittelwert	0,117	0,079	0,386	0,039	0,124	0,159	0,136	0,122	0,110

\*nur ein Datensatz

Abbildung 4-21: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von Calciumsilikatplatten in der Abkühlphase (Heizrate 10 K/min)

In der Abkühlphase konnten große Streuungen der Wärmeleitfähigkeit insbesondere bei  $400^\circ\text{C}$  gemessen werden, die vermuten lassen, dass erhebliche Messprobleme der TPS und ggf. auch thermische Materialumwandlungen während einer Temperaturreduzierung vorliegen. Für die Temperatur von  $450^\circ\text{C}$  wurden mit der verwendeten Messapparatur 24 Messungen durchgeführt, von denen nur ein Datensatz erzeugt wurde, weshalb keine statistischen Werte für diese Temperatur in der Abkühlphase vorliegen. Die Messprobleme zwi-

schen 450 – 400 °C könnten demnach in Zusammenhang stehen, was die deutliche Diskrepanz der Streubreiten und Anzahl der Messdaten begründen würde. Für Temperaturen zwischen 300 – 500 °C in der Abkühlphase verändert sich die Wärmeleitfähigkeit stark. Die Messwerte für  $\lambda$  schwanken zwischen 0,005 – 0,726 W/(m·K). Für Temperaturen <250°C nimmt die Wärmeleitfähigkeit der Calciumsilikatplatte noch zu. Im Mittel liegen die  $\lambda$ -Werte dabei oberhalb der Messwerte der Aufheizphase. Ab 200°C reduziert sich die Wärmeleitfähigkeit mit Verringerung der Temperaturbeanspruchung. Bei Raumtemperatur (28 °C) ist  $\lambda$  zu 0,103 - 0,115 W/(m·K) erfasst worden.

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung an den betrachteten Brandschutzplatten zeigen, dass der temperaturabhängige Verlauf von  $\lambda$  durch das irreversible Materialverhalten der Bekleidungsmaterialien in der Aufheizphase andere Werte annimmt als in der Abkühlphase. Zudem zeigt sich, dass die Messwerte bei der Anwendung der thermoanalytischen Messmethode starken Streuungen unterliegen. Die Veränderungen der Materialkennwerte mit steigender Temperatur sind auf die chemische Umwandlungsprozesse und das thermische Materialverhalten (Rissbildung, Fugenbildungen etc.) zurückzuführen. Der Einfluss der verschiedenen Aufheiz- und Abkühlraten kann aufgrund der verwendeten Messapparatur nicht ermittelt werden. Bei einer gewählten Aufheiz- und Abkühlrate von 10 K/min zeigen sich jedoch deutliche Streubereiche von  $\lambda$ .

### 4.3.2 Spezifische Wärmekapazität

Für die Ermittlung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität ist eine Differential Scanning Calorimetry (DSC) nach DIN 51007 (1992) und ISO 11357-1 (2016) unter Anwendung einer DSC von Mettler Toledo (DSC 822e) mit einem Temperatursensor (-180 °C bis 700 °C) durchgeführt worden. Als Atmosphäre wurde Stickstoff mit einer Durchflussrate von 35 ml/min angesetzt. Die untersuchten Proben aus gipshaltigen Brandschutzplatten und zementgebundenen Calciumsilikatplatten sind als Kleinstmengen im mg -Bereich (9,6 – 11,22 mg) in den Probenhalter eingebracht worden. Die Brandschutzplatten sind zerstoßen und pulverisiert worden. Zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität sind die Proben der Brandschutzplatten in Aluminiumtiegel sowie einer Saphir- Referenzprobe  $\alpha$ -  $\text{Al}_2\text{O}_3$  verwendet worden.

Zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität sind zwei Temperaturprogramme gefahren worden, die sich an den repräsentativen Aufheiz- und Abkühlraten für Naturbrände und den Randbedingungen des verwendeten Messverfahren DSC Mettler Toledo (DSC 822e) orientieren. Die Temperaturprogramme wurden dabei mit unterschiedlichen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten gefahren, um die Effekte bei schneller bzw. gemäßiger Aufhei-

zung /Abkühlung zu untersuchen. Das erste Temperaturprogramm wurde mit einer Aufheizrate von 10 K/min durchgeführt, bis eine maximale Temperatur von 450 °C erreicht wurde. Anschließend ist die Abkühlung mit einer Rate von 10 K/min gefahren worden. Das zweite Temperaturprogramm sah eine schnellere Aufheizung von 20 K/min vor, bis die maximale Temperatur von 600 °C erreicht wurde. Die Abkühlphase wurde mit einer geringeren Abkühlrate von 6 K/min gefahren, um einen langsameren Abkühlprozess zu erzeugen. Die DSC-Analyse ist dabei unter Luftatmosphäre durchgeführt worden. Je Temperaturprogramm und Bekleidungsmaterial wurde eine Dreifachbestimmung vorgenommen. Die dargestellten Messergebnisse bilden den Mittelwert der drei Messungen ab, weil die Streuung zwischen den Messungen sehr gering ausfiel.

### Spezifische Wärmekapazität für Gipskartonfeuerschutzplatten

Die Messergebnisse für Gipskartonfeuerschutzplatten zeigt Abbildung 4-22. Zum Vergleich ist der konstante Wert für  $c_p = 1.700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  von gipshaltigen Brandschutzplatten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] darstellt.

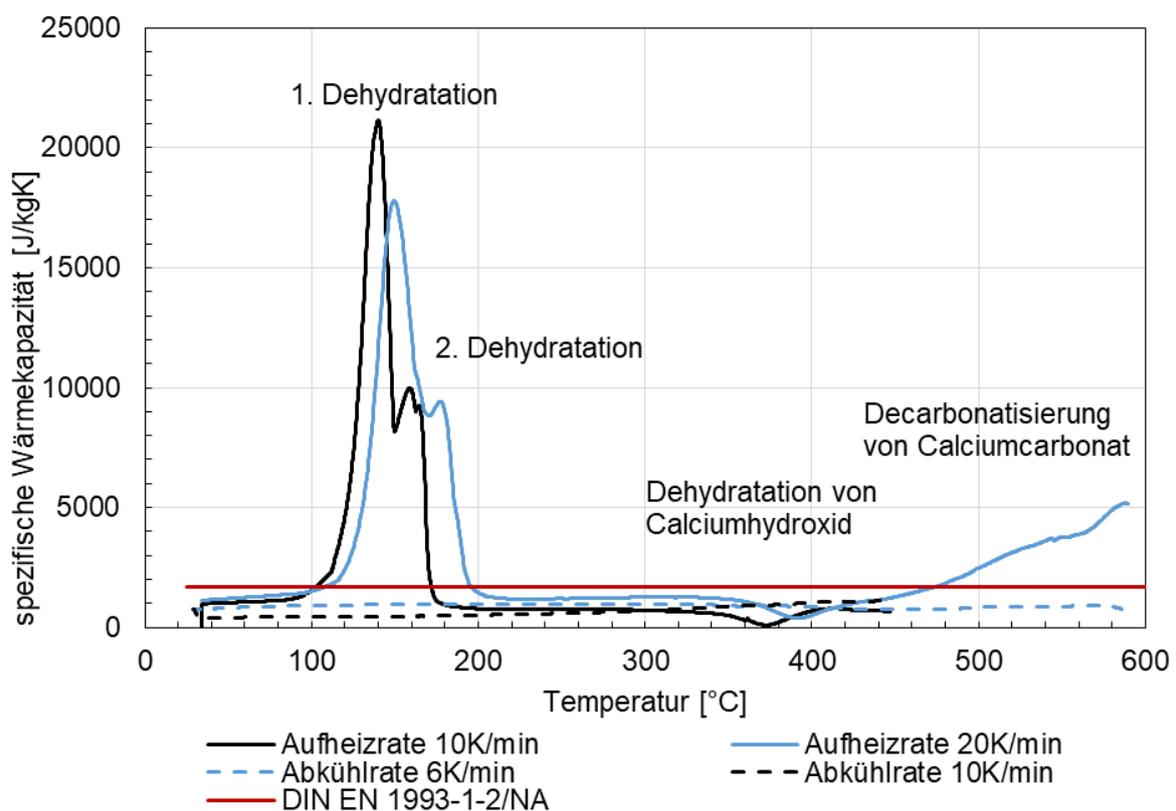


Abbildung 4-22: Gemessene temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Gipskartonfeuerschutzplatten unter Berücksichtigung verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Anhand der Messergebnisse ist erkennbar, dass die Annahme eines konstanten Wertes für  $c_p$  eine konservative Vereinfachung darstellt, die die auftretenden Peaks im Kurvenverlauf von  $c_p$  nicht berücksichtigt. In der Abkühlphase kann unabhängig von der Abkühlrate von

einem konstanten Verlauf der spezifischen Wärmekapazität ausgegangen werden. Für die Aufheizphase zeigt sich, dass im Temperaturbereich von 100 – 200 °C ein ausgeprägter Anstieg der spezifischen Wärmekapazität auftritt. Der rapide Anstieg kann auf die Verdampfung des freien und chemisch gebundenen Wasser in der Probe zurückgeführt werden. Durch die Verdampfung des Wassers wird dem Gesamtsystem Energie entzogen, die sich in einer Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität ausdrückt. Je höher die Feuchte der gipsgebundenen Brandschutzplatte, desto höher ist auch die latente Wärme und der Energiebedarf für den Verdampfungsprozess. Die Peakhöhe und die integrale Fläche unter dem Kurvenverlauf gibt Aufschluss über die damit verbundene Reaktionsenthalpie. Ebenfalls ist die erste und zweite Dehydratation des Gipses für die ausgeprägten Peaks im Kurvenverlauf von  $c_p$  der Gipskartonfeuerschutzplatte mit verantwortlich. Temperaturbedingt kann die spezifische Wärmekapazität im Wertebereich von 450 - 21.000 J/(kg·K) liegen. In der Aufheizphase ist im Bereich zwischen 350 bis 430 °C zusätzlich eine exotherme Reaktion zu verzeichnen, die sich durch eine kurzfristige Verringerung des  $c_p$ -Wertes im temperaturabhängigen Kurvenverlauf ausdrückt. Die Umwandlung von löslichem Calciumsulfat-Anhydrit III in unlösliches Anhydrit II begründet die kurzfristige Reduzierung der spezifischen Wärmekapazität.

Anhand der Messdaten wird deutlich, dass bei geringeren Aufheizraten frühzeitiger die ausgeprägten Peaks detektiert werden. Bei der zweiten Dehydratation des Gipses um ca. 150 °C zeigt sich ein Doppelpeak, der bei höheren Aufheizraten nicht detektiert wird. Die Anstiege fallen ebenfalls deutlich höher aus, das jedoch auch auf unterschiedliche Feuchtegehalte der Proben zurückgeführt werden kann. Mit zunehmender Aufheizrate setzt sich zudem ein geringfügiger Temperaturversatz ein, der mit der thermischen Trägheit der Proben begründet werden kann.

In der Abkühlphase ist die spezifische Wärmekapazität nahezu konstant. Die ausgeprägten Peaks aus der Aufheizphase sind in der Abkühlphase nicht mehr vorhanden, da die Probenfeuchtigkeit und das chemisch gebundene Wasser während der Aufheizphase aus der Probe ausgetrieben worden ist. Mit sinkender Temperatur nimmt auch die spezifische Wärmekapazität ab. Die spezifische Wärmekapazität ist in der Abkühlphase zu 450 J/(kg·K) bis ca. 1120 J/(kg·K) bestimmt worden. Bei einer Abkühlrate von 10 K/min nimmt die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  ab einer Temperatur von 350 °C kontinuierlich ab. Bei 450 °C ist  $c_p$  zu 1113 J/(kg·K) gemessen und bei 100 °C zu 450 J/(kg·K) bestimmt worden. Die Messergebnisse bei verringerter Abkühlrate auf 6 K/min zeigen, dass  $c_p$  zunächst zwischen 400 °C bis 350 °C leicht zunimmt und anschließend ab 150 °C kontinuierlich abfällt. Bei einer Temperatur von 600 °C ist die spezifische Wärmeleitfähigkeit zu 585 J/(kg·K) ermittelt worden, die auf 920 J/(kg·K) bei 100 °C während der Abkühlphase leicht ansteigt. Die konstante Annahme

von  $c_p$  für gipshaltige Brandschutzplatten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [6] stellt in der Abkühlphase eine konservative Annahme dar. Insgesamt unterscheidet sich die spezifische Wärmekapazität von Gipskartonfeuerschutzplatten in der Aufheizphase und der Abkühlphase. Die Diskrepanz des gemessenen Kurvenverlaufes zwischen Aufheiz- zur Abkühlphase (20 K/min Aufheizrate und 6 K/min Abkühlrate) ergibt sich versuchsbedingt durch den Umschaltpunkt.

### Spezifische Wärmekapazität von Gipsfaserplatten

Die Messergebnisse einer Dreifachbestimmung für die untersuchten Gipsfaserplatten zeigt Abbildung 4-23. Vergleichend ist der konstante Wert der spezifischen Wärmekapazität von  $c_p = 1.700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  für gipshaltige Brandschutzplatten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] darstellt. Vom Hersteller wird die spezifische Wärmekapazität  $c_p = 1.000 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  angegeben.

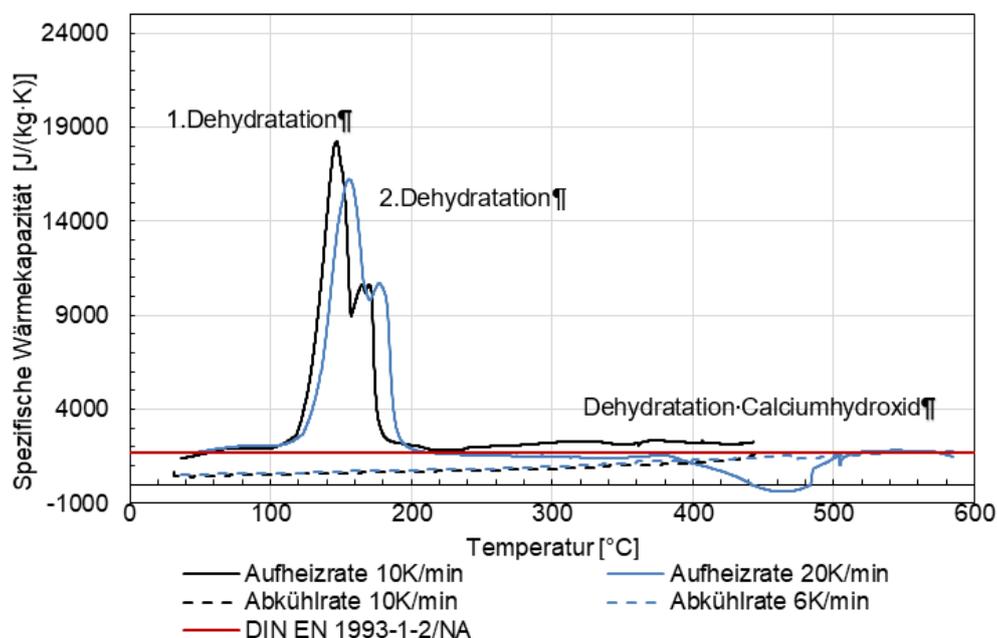


Abbildung 4-23: Gemessene temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Gipsfaserplatten unter Berücksichtigung verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Analog zu der Gipskartonfeuerschutzplatte zeigen sich auch in der Aufheizphase des gemessenen Kurvenverlaufes der spezifischen Wärmekapazität ausgeprägte Peaks. Bei Temperaturen zwischen 100 – 200 °C werden die erste und zweite Dehydratation des Gipses sowie der Verdampfungsprozess des freien und chemisch gebundenen Wassers als endotherme Reaktion bei den DSC- Messergebnissen der Gipsfaserplatte sichtbar. Die Messergebnisse zeigen, dass eine geringere Aufheizrate von 10 K/min im Vergleich zu 20 K/min einen früheren Anstieg des Peaks und höhere Messwerte von  $c_p$  zur Folge. Die DCS- Messung mit einer Aufheizrate von 10 K/min ergibt bei 147 °C einen Peak von 18.000 J/(kg·K) und bei 167 °C bei ca. 10.000 J/(kg·K). Für Temperaturen  $< 100 \text{ °C}$  und  $> 200 \text{ °C}$  zeigen die Messergebnis-

se einen konstanten Verlauf der spezifischen Wärmekapazität, der sich mit den Angaben des konstanten Wertes von  $c_p = 1.700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] gleicht. Bei einer Aufheizrate von 20 K/min ist im Temperaturbereich von 400 °C – 500 °C ein kurzfristiger Abfall der spezifischen Wärmekapazität der Gipsfaserplatte sichtbar. Die kurzfristige Abnahme der spezifischen Wärmekapazität ist auf den Übergang der kristallinen Struktur des Gipses von löslichem zu unlöslichem Anhydrit ( $\text{CaCO}_4$ ) zurückzuführen (vgl. Lázaro [95]). Bei dem exothermen Prozess in der Gipsfaserplatte wird dem System Energie hinzugefügt, das sich durch eine Reduzierung von  $c_p$  ausdrückt. Mit steigender Temperatur >500 °C ist  $c_p$  als konstanter Wert um ca.  $1.700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  bestimmt worden. In der Aufheizphase kann die temperaturabhängige, spezifische Wärmekapazität im Wertebereich von 450 - 21.000  $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  liegen.

In der Abkühlphase ergibt sich unabhängig von der Abkühlrate ein nahezu konstanter Kurvenverlauf der spezifischen Wärmekapazität, der sich deutlich von der Aufheizphase unterscheidet. Die spezifische Wärmekapazität für die untersuchte Gipsfaserplatte liegt dabei zwischen 530 –  $1.700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ . Die Messwerte zeigen, dass eine Veränderung der Abkühlgeschwindigkeit von 10 K/min auf 6 K/min keinen Einfluss auf die spezifische Wärmekapazität hat. Bei ca. 550°C liegt  $c_p$  bei ca.  $1700 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ , wobei die spezifische Wärmekapazität mit einer Temperaturverringerng weiter abnimmt.

### **Spezifische Wärmekapazität von zementgebundenen Calciumsilikatplatten**

Die Ergebnisse der DSC-Analyse einer Dreifachbestimmung für die untersuchte zementgebundene Calciumsilikatplatte ist in Abbildung 4-24 dargestellt. In DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] werden keine thermischen Materialkennwerte für zementgebundene Calciumsilikatplatten bereitgestellt, die zum Vergleich der Messwerte verwendet werden könnten. Der Hersteller der verwendeten Calciumsilikatplatte gibt die spezifische Wärmekapazität als konstante Wert mit  $c_p = 950 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  an.

Die Messergebnisse zeigen, dass ein konstanter Wert für die spezifische Wärmekapazität von Calciumsilikatplatten dem temperaturabhängigen Kurvenverlauf nicht gerecht wird. Mit steigender Temperaturbeanspruchung zeigen die Messwerte, dass die spezifische Wärmekapazität temperaturbedingten Schwankungen unterliegt. Die Messergebnisse für die untersuchte zementgebundene Calciumsilikatplatte zeigen, dass eine Erhöhung der Aufheizrate von 20 K/min zu höheren Messwerten von  $c_p$  führt. Bei einer geringeren Aufheizrate von 10 K/min werden hingegen früher temperaturbedingte Veränderungen der Messergebnisse von  $c_p$  detektiert. Ferner zeigt sich eine Diskontinuität der Kurvenverläufe zwischen Aufheiz- und Abkühlphase, die messbedingt durch den Umschaltzeitpunkt von Aufheizphase zu Abkühlphase begründet werden kann.

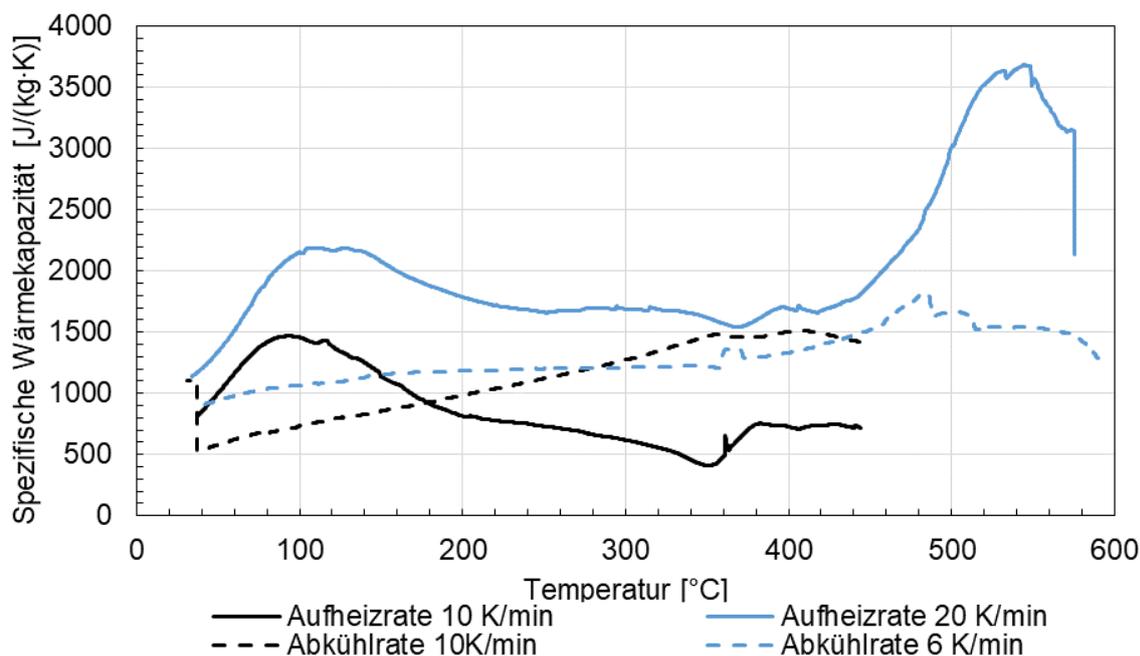


Abbildung 4-24: Gemessene temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Calciumsilikatplatten unter Berücksichtigung verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Bei Raumtemperatur (ca. 30 °C) wurde die spezifische Wärmekapazität zu 820 – 1120 J/(kg·K) ermittelt. Bei Temperaturen > 100 °C zeigt sich ein Peak, der bei einer Aufheizrate von 20 K/min zu 2.170 J/(kg·K) bestimmt wurde und bei einer geringeren Aufheizrate von 10 K/min zu ca. 1.500 J/(kg·K) ermittelt wurde. Ab einer Temperatur von > 100 °C reduziert sich die spezifische Wärmekapazität wieder. Der kurzfristige Anstieg von  $c_p$  ist auf den Verdampfungsprozess des chemisch gebundenen Wassers in der Calciumsilikatplatte zurückzuführen. Die für den Verdampfungsprozess notwendige Energie drückt sich durch eine kurzfristige Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität aus. Ab Temperaturen von 320 - 380 °C findet eine endotherme Reaktion in der Calciumsilikatplatte statt, die eine kurzfristige Abnahme im Kurvenverlauf von  $c_p$  zur Folge hat. Bei einer Aufheizrate von 10 K/min wird dieser Effekt früher gemessen als bei einer schnelleren Aufheizrate (20 K/min). Bei 370 °C (Aufheizrate 20 K/min) ist die spezifische Wärmekapazität zu 1450 J/(kg·K) und bei 350 °C (Aufheizrate 10 K/min) zu 420 J/(kg·K) gemessen worden. Ab 380 °C stellt sich für eine Aufheizrate von 10 K/min ein konstanter Wert für  $c_p$  von 770 J/(kg·K) ein, wohingegen bei einer Aufheizrate von 20 K/min und Temperaturen > 400 °C ein erneuter steiler Anstieg der spezifischen Wärmekapazität erfasst worden ist.

In der Abkühlphase liegen die Messwerte für  $c_p$  bei einer Abkühlrate von 6 K/min höher als bei einer Abkühlrate von 10 K/min. Der direkte Einfluss der Abkühlrate auf den Messwert  $c_p$  kann anhand dieser Messdaten jedoch nicht eindeutig abgeleitet werden, weil die spezifische Wärmeleitfähigkeit zuvor mit unterschiedlichen Aufheizraten ermittelt worden ist. Anhand der

Messwerte kann jedoch gezeigt werden, dass die spezifische Wärmekapazität von Calciumsilikatplatten mit Verringerung der Temperaturbeanspruchung sinkt. Die DSC-Analyse mit einer Abkühlrate von 6 K/min ergab Messwerte von 1500 J/(kg·K) bei 550 °C und 950 J/(kg·K) bei Raumtemperatur. Die Messergebnisse von  $c_p$  mit einer Abkühlrate von 10 K/min ergaben 1.500 J/(kg·K) bei ca. 400 °C und 550 J/(kg·K) bei Raumtemperatur.

Die Ergebnisse der DSC-Analyse zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität der betrachteten Brandschutzplatten zeigen, dass der temperaturabhängige Verlauf von  $c_p$  durch das irreversible Materialverhalten der Bekleidungsmaterialien in der Aufheizphase andere Werte annimmt als in der Abkühlphase. Zudem zeigt sich, dass die Messwerte bei der Anwendung der thermoanalytischen Messmethode geringen Streuungen unterliegen. Lediglich der Umschaltzeitpunkt von Aufheizphase zur Abkühlphase führt zu einer Diskontinuität der Messverläufe von  $c_p$ . Die Veränderungen der Materialkennwerte mit steigender Temperatur sind auf endo- und exotherme Reaktionen im Plattenmaterial zurückzuführen. Der Einfluss der verschiedenen Aufheiz- und Abkühlraten hat dabei einen erheblichen Einfluss auf die Messgröße der spezifischen Wärmekapazität. Mit geringeren Aufheizraten können temperaturbedingte Effekte in den untersuchten Brandschutzplatten früher detektiert werden. In der Abkühlphase hingegen ist der Einfluss der Abkühlrate geringer.

### 4.3.3 Rohdichte

Um die Rohdichte in Abhängigkeit der Temperatur zu erfassen, ist die Thermogravimetrische Analyse (TGA) unter Anwendung einer TGA/DSC 1 von Mettler Toledo durchgeführt worden. Die Ergebnisse der TGA geben Aufschluss über den Massenverlust in Abhängigkeit der Temperatur. Unter Annahme eines konstanten Volumens kann aufgrund der Messergebnisse auf den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte von Brandschutzplatten geschlossen werden. Für die experimentelle Bestimmung sind die Brandschutzplatten zunächst zerstört und pulverisiert worden. Die Kleinstprobenmengen (9,59 – 10,68 mg) sind anschließend in einem Aluminiumtiegel unter verschiedener Temperaturbeaufschlagung einer Wägung unterzogen worden. Bei der Anwendung der Messmethode wurden ebenfalls die Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit variiert. Der prozentuale Massenverlust wurde bis 1000 °C mit den Aufheizraten von 10, 20 und 40 K/min untersucht. Für die anschließende Abkühlphase wurden Abkühlraten von 6 und 10 K/min angewendet. Als Atomsphäre wurde Sauerstoff  $O_2$  mit einer Durchflussrate von 50 ml/min verwendet. Für die gewählten Temperaturprogramme sind jeweils zwei Messungen (Doppelbestimmung) für die Brandschutzplatten unter gleichen Messrandbedingungen durchgeführt worden.

Zusätzlich sind die Brandschutzplatten (Probengröße 80mm x 80 mm) hinsichtlich des absoluten Massenverlustes untersucht worden. Durch vorherige Wägung und Wägung nach der Trocknung (24 Std. bei 40°C/100°C) kann mittels der gravimetrischen Methode (Darr Wäge Methode) die Masse und Feuchte bestimmt werden. Eine Aussage über den absoluten Massenverlust vor und nach einer Temperaturbeaufschlagung bis 500°C konnte somit erzielt werden.

Die Messergebnisse der untersuchten Brandschutzplatten zeigt Tabelle 4-1. Die Messdaten basieren jeweils auf 24 Messungen.

*Tabelle 4-1: Messergebnisse des Feuchtegehaltes, der Rohdichte sowie des prozentualen Massenverlustes der untersuchten Brandschutzplatten*

Brandschutzplatte	Feuchtegehalt %	Rohdichte kg/m <sup>3</sup>		Rohdichte kg/m <sup>3</sup> gemäß Hersteller	Massenverlust %
		Vor Temperaturbehandlung	Nach Temperaturbehandlung		
Gipskartonfeuerschutzplatte	2,63	807	664	780	17,72
Gipsfaserplatte	3,49	1159	861	1200	25,71
Calciumsilikatplatte	1,49	503	483	450	3,98

Ferner ist der Verlauf der Rohdichte von Brandschutzplatten im Cone Calorimeter untersucht worden. Dabei sind Proben 80 mm x 80 mm einer konstanten Wärmestrahlung von 35 kW/m<sup>2</sup> unter gleichzeitiger Temperaturerfassung und Wägung ausgesetzt worden. Die Temperaturen der Proben sind dabei an der bestrahlten Oberfläche, der Probenunterseite und in der Mitte der Probe mit Thermoelementen Typ K gemessen worden. Unter der vereinfachten Annahme einer gleichmäßigen Probentemperatur sind die Temperaturentwicklung gemittelt und in Abhängigkeit des Gewichtes aufgetragen worden. Das Ergebnis der Untersuchungen im Cone Calorimeter hinsichtlich des Massenverlustes ist im Folgenden dargestellt.

#### **Rohdichte von Gipskartonfeuerschutzplatten**

Die Ergebnisdarstellung der TGA- Messung für Gipskartonfeuerschutzplatten erfolgt in Abbildung 4-25. Die dargestellten Messkurven stellen dabei den Mittelwert aus einer Doppelbestimmung (je Temperatur zwei Messwerte) dar. In DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] wird die Rohdichte für Gipskartonfeuerschutzplatten temperaturunabhängig mit  $\rho = 945 \text{ kg/m}^3$  angegeben. Exemplarisch werden in Abbildung 4-25 die Messergebnisse (Mittelwerte aus Doppelbestimmung) für GKF gezeigt.

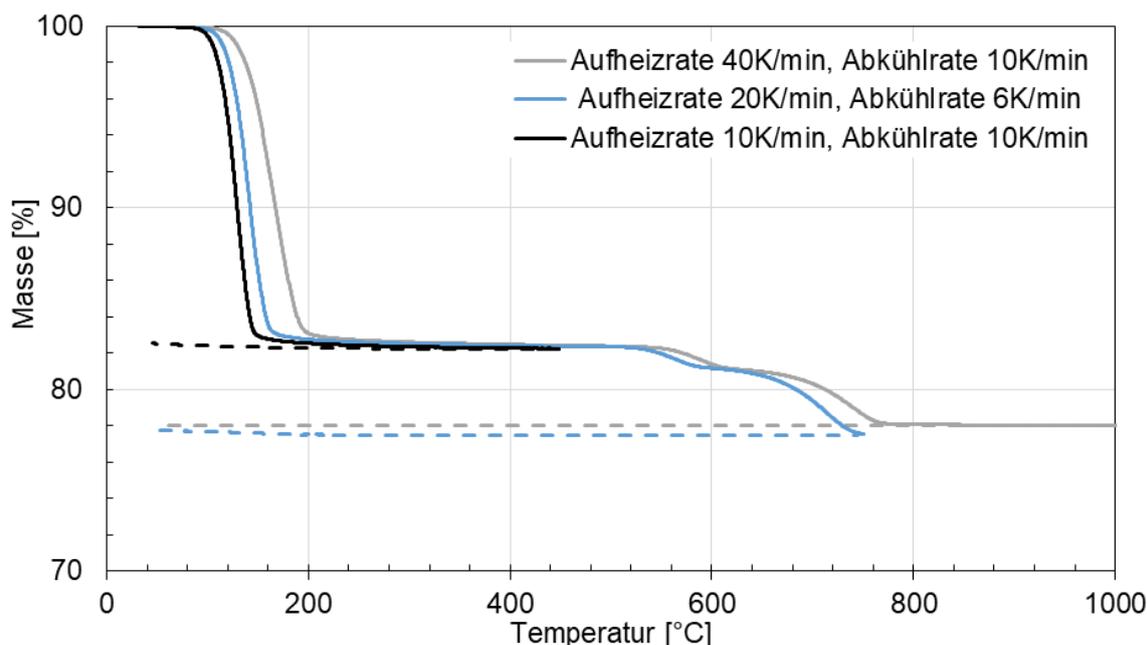


Abbildung 4-25: Gemessener temperaturabhängigen Verlauf der Masse (Gipskartonfeuer-schutzplatte) in Abhängigkeit verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Die Messergebnisse verdeutlichen, dass mit steigender Temperaturbeanspruchung ein Massenverlust bzw. eine Verringerung der Rohdichte eintritt. Für GKF kann sich die Masse bei Temperaturen bis 1000 °C bis zu 23 % reduzieren. Je höher die Temperaturbeanspruchung der Probe, desto höher ist auch der gemessene Massenverlust. Insbesondere um 100 °C zeigt sich ein deutlicher Abfall der Masse (Massenverlust ca. 18 %), der sich mit der ersten und zweiten Dehydratation des Gipses sowie der Wasserverdampfung der Proben begründen lassen. Zwischen 200 °C und 500 °C ist die Masse respektive Rohdichte der GKF konstant. Ab ca. 550 °C verringert sich die Masse erneut, was mit der Umwandlung der kristallinen Struktur des Gipses (löslichen zu unlöslichen Anhydrit) begründet werden kann. Bei Temperaturen > 770°C kann die Rohdichte konstant angenommen werden. Die Messergebnisse der Aufheizphase verdeutlichen, je geringer die Aufheizraten bei der TGA gewählt wurden, desto früher trat ein Massenverlust ein. Der qualitative Verlauf und die maximalen prozentualen Massenverluste sind unabhängig von der Aufheizrate.

Erwartungsgemäß tritt in der anschließenden Abkühlphase keine weitere Veränderung des Massenverlustes auf. Die Rohdichte bleibt in der Abkühlphase konstant. Ferner hat die Abkühlrate in der Abkühlphase keinen Einfluss auf die Rohdichte.

### Rohdichte von Gipsfaserplatten

Die Ergebnisse für den temperaturabhängigen Massenverlust von Gipsfaserplatten zeigt Abbildung 4-26. Die Rohdichte für die untersuchte Gipsfaserplatte wurde vor der Temperaturbeanspruchung zu  $\rho = 1159 \text{ kg/m}^3$  (Mittelwert aus 24 Messungen) bestimmt. Gemäß

DIN EN 1993 - 1-2/NA (2010) [7] kann die Rohdichte für gipsgebundene Plattenbekleidungen konstant zu  $\rho = 945 \text{ kg/m}^3$  angenommen werden. Die Messergebnisse der Gipsfaserplatte zeigen, dass mit steigender Temperaturbeanspruchung (bis max.  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ) ein Massenverlust von bis zu 29 % auftritt. Die Annahme für eine konstante Rohdichte wird dem temperaturabhängigen Verlauf nicht gerecht.

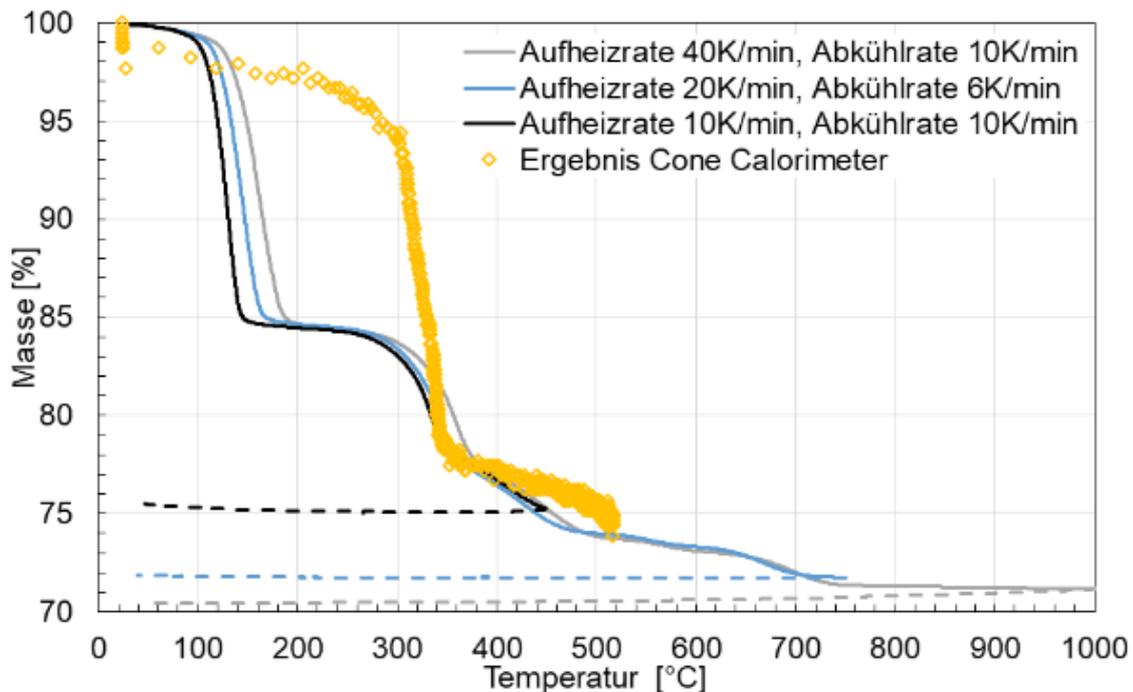


Abbildung 4-26: Gemessener temperaturabhängigen Verlauf der Masse (Gipsfaserplatte) in Abhängigkeit verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Bei Temperaturen zwischen  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  –  $200 \text{ }^\circ\text{C}$  tritt infolge der Phasenumwandlung des Gipses und der Verdampfung des Wassers ein Massenverlust von 16 % ein. Eine Verringerung der Aufheizrate führt dabei zu einer frühzeitigen Bestimmung des Massenverlustes, wobei der gemessene Massenverlust unabhängig von der Aufheizrate ist. Im Temperaturbereich von  $200$  –  $250 \text{ }^\circ\text{C}$  ist die Masse der Gipsfaserplatte konstant bestimmt worden. Ab  $250 \text{ }^\circ\text{C}$  nimmt die Masse der Gipsfaserplatte kontinuierlich ab. Bei  $750 \text{ }^\circ\text{C}$  wird das Maximum des Massenverlustes von ca. 19 % gemessen. Mit steigender Temperatur  $>800 \text{ }^\circ\text{C}$  ist keine Veränderung der Masse respektive der Rohdichte zu ermittelt worden. Die Messung des temperaturabhängigen Massenverlustes im Cone Calorimeter ermöglicht das Brandschutzplattenverhalten samt Porensystem zu erfassen, dass bei der TGA Messung unberücksichtigt bleibt. Die Ergebnisse zeigen, dass von  $100^\circ\text{C}$ - $300^\circ\text{C}$  ein kontinuierlicher Abfall der Masse zu verzeichnen ist. Ein rapider Abfall der Massen von 95 % auf 77 % setzt erst im Temperaturbereich zwischen  $300$ - $350^\circ\text{C}$  ein. Ab  $300 \text{ }^\circ$  bis  $500 \text{ }^\circ\text{C}$  ist der prozentuale Massenverlust vergleichbar mit den TGA Messungen.

In der Abkühlphase zeigt sich keine Veränderung des Massenverlustes. Die Rohdichte von Gipsfaserplatten kann für die Abkühlphase konstant angenommen werden. Ferner ist anhand der Messdaten auch kein Einfluss der verschiedenen Abkühlraten ersichtlich.

### **Rohdichte von zementgebundenen Calciumsilikatplatten**

In Abbildung 4-27 sind die Ergebnisse für den temperaturabhängigen Massenverlust von zementgebundenen Calciumsilikatplatten dargestellt. Die Messergebnisse basieren auf dem Mittelwert einer Doppelbestimmung (je Temperatur zwei Messwerte). Die Rohdichte für die untersuchte Calciumsilikatplatte wurde vor der Temperaturbeanspruchung zu  $\rho = 503 \text{ kg/m}^3$  (Mittelwert aus 24 Messungen) bestimmt. In der Aufheizphase zeigt sich mit steigender Temperaturbeanspruchung ein kontinuierlicher Abfall des Massenverlustes. Die Rohdichte nimmt folglich kontinuierlich ab. Für zementgebundene Calciumsilikatplatten kann sich die Masse bei Temperaturen bis  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  bis zu 18 % reduzieren. Je höher die Temperaturbeanspruchung der Probe, desto höher ist auch der gemessene Massenverlust. Bis Temperaturen  $> 450 \text{ }^\circ\text{C}$  zeigt sich dabei kein Einfluss der Aufheizrate. Der Versatz der Kurvenverläufe mit verschiedenen Aufheizraten kann auf die thermische Trägheit der Proben zurückgeführt werden. Ein direkter Einfluss der Aufheizraten auf den Massenverlust kann anhand der Messwerte nicht abgeleitet werden.

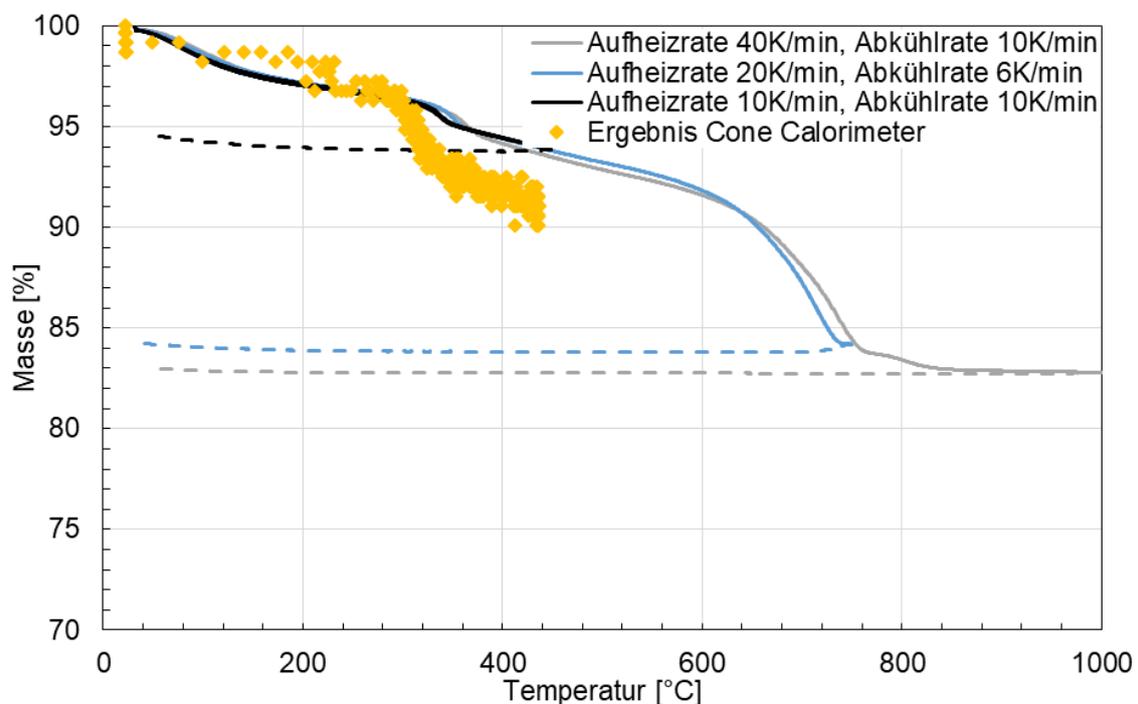


Abbildung 4-27: Gemessener temperaturabhängigen Verlauf der Masse (Calciumsilikatplatte) in Abhängigkeit verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

In der Abkühlphase zeigt sich analog zu den gipsgebundenen Plattenbekleidungen keine Veränderung der Masse. Die Abkühlrate ist folglich für den Massenverlust in der Abkühlphase irrelevant. Die Rohdichte für Calciumsilikatplatten bleibt in der Abkühlphase konstant.

Die Messergebnisse zur Bestimmung des Massenverlustes respektive der Rohdichte von Brandschutzbekleidungen haben verdeutlicht, dass der thermische Materialkennwert  $\rho$  während einer Naturbrandbeanspruchung deutlich reduziert wird. Der Massenverlust in der Aufheizphase gibt Aufschluss über den Verlauf der Rohdichte. Mit geringeren Aufheizrate (10 K/min) kann der Massenverlust frühzeitiger bestimmt werden. Für die Abkühlphase haben die Messergebnisse gezeigt, dass die Rohdichte der Brandschutzplattenbekleidung konstant angenommen werden kann. Ferner ist die Abkühlrate irrelevant. Zusätzlich zu den TGA-Messungen wurde der absolute Massenverlust anhand der thermogravimetrischen Untersuchungen der Plattenproben ermittelt. Der prozentuale Massenverlust lag dabei im Bereich des maximalen Massenverlusts der TGA-Messungen. Eine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf konnte anhand der Messwerte jedoch nicht erfolgen, sodass weitere Untersuchungen des Massenverlustes mit dem Cone Calorimeter erfolgten. Die Messergebnisse des Massenverlustes im Cone Calorimeter führen zu konservativeren Ergebnissen. Es wird ein höherer Massenverlust der Calciumsilikatplatte ermittelt, was auf die Berücksichtigung der Porensysteme (chemisch gespeichertes Wasser in den Porenräumen) zurückzuführen ist.

#### 4.3.4 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse

Die Messergebnisse der thermoanalytischen Messmethoden und –verfahren haben ergeben, dass die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität und die Rohdichte temperaturabhängig sind. Für die thermischen Materialkennwerte zeigte sich im temperaturabhängigen Verlauf der Aufheiz- und Abkühlphase eine deutliche Diskrepanz. Die Annahme eines konstanten Kurvenverlaufes in Abhängigkeit der Temperatur ist für die untersuchten Brandschutzplatten nicht zutreffend. Unter Anwendung verschiedener Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten zeigten sich Unterschiede in den Kurvenverläufen der thermischen Materialeigenschaften.

Die Ergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung unterlagen hohen Schwankungen, sodass für unterschiedliche Temperaturen ein Streubereich mit Varianz ermittelt wurde. Insbesondere bei temperaturbedingten Phasenumwandlungen und Verdampfungsprozessen sind dabei die Streuungen der Wärmeleitfähigkeit gestiegen. Dieser Effekt ist bereits bei Aufheiz- und Abkühlraten von 10 K/min ermittelt worden. Bei gipsgebundenen Plattenbekleidungen sind die Phasenumwandlungen des Gipses deutlich in den temperaturabhängigen Verläufen der

Wärmeleitfähigkeit erkennbar. Für Plattenbekleidung auf Basis von Calciumsilicat sind die thermischen Umwandlungsprozesse ebenfalls in den temperaturabhängigen Kurvenverläufe der Wärmeleitfähigkeit erkennbar. Die die Wärmeleitfähigkeitsmessungen bei Raumtemperatur haben ergeben, dass die gemessenen Wärmeleitfähigkeiten über den Herstellerangaben der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur liegen. Die erhöhten  $\lambda$ -Werte können auf die Verwendung der gewählten Sensoren (vgl. Jansson [84]) und der verwendeten Messapparatur zurückgeführt werden (vgl. Wulf [136]). Die Vergleichbarkeit der am iBMB ermittelten Messwerte und der Herstellerangaben ist ggf. nicht gegeben, da zur Bestimmung von  $\lambda$  bei Raumtemperatur in der Regel stationäre Messverfahren (z.B. Ein-Platten-Verfahren) verwendet werden. Im Vergleich zur Datenbasis aus Kapitel 2 liegen die Messwerte der Wärmeleitfähigkeit höher, wobei insbesondere bei gipsgebundenen Platten der quantitative Verlauf der Datenbasis und der Messwerte übereinstimmt. Die durchgeführte Wärmeleitfähigkeitsmessung war bis 500 °C begrenzt, sodass die Messwerte keine Aussage über die Wärmeleitfähigkeit im Hochtemperaturbereich ermöglichen. Für Temperaturen > 500 °C muss die Wärmeleitfähigkeit extrapoliert werden.

Die Messergebnisse aus der DSC-Analyse ermöglichen eine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf der spezifischen Wärmekapazität der untersuchten Brandschutzplatten. In der Aufheizphase sind bei gipsgebundenen Plattenbekleidungen ausgeprägte Peaks im Kurvenverlauf von  $c_p$  bestimmt worden. In der Abkühlphase wurden für die spezifische Wärmekapazität deutlich geringere Messwerte erfasst. Die Erkenntnis aus Semitelos [114], dass mit steigender Aufheizrate der ausgeprägte Peak im Kurvenverlauf von  $c_p$  ansteigt, konnte anhand der Messdaten für gipsgebundene Plattenbekleidungen nicht ermittelt werden. Anhand der DSC-Analyse ist jedoch erkennbar, dass mit geringeren Aufheizraten (10 K/min) frühzeitiger die Peaks ermittelt werden konnten und insbesondere bei der zweiten Dehydratation zwei kleine Peak-Anstiege hintereinander folgen, die bei höheren Aufheizraten nicht detektiert werden. Die Messergebnisse für die untersuchte zementgebundene Calciumsilicatplatte zeigen, dass eine Erhöhung der Aufheizrate von 20 K/min zu höheren Messwerten von  $c_p$  in der Aufheizphase führt. Die spezifische Wärmekapazität zeichnet sich durch kurzfristige Anstiege im Kurvenverlauf aus, die auf endotherme Reaktionen im Plattenmaterial zurückzuführen werden können.

Für die Bestimmung der temperaturabhängigen Rohdichte sind TG-Analysen, Cone Calorimeter und gravimetrische Untersuchungen vorgenommen worden. Die Messwerte der gravimetrischen Untersuchungen haben nur absolute Massen vor und nach einer Temperaturbeanspruchung ergeben, die jedoch keine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf der Rohdichte unter steigender Temperaturbeanspruchung ermöglichen. Die Ergebnisse der

TGA unter Variation der Aufheizraten haben anhand der Messwerte ergeben, dass mit steigender Temperaturbeanspruchung ein Massenverlust einsetzt, der zu einer Reduzierung der Rohdichte führt. Für die Plattenbekleidungen unter einer Temperaturbeanspruchung bis 1.000 °C sind Massenverluste von 3,8 – 25 % bestimmt worden. Mit geringeren Aufheizgeschwindigkeit konnten die Massenverluste der Brandschutzplatten frühzeitig ermittelt werden. Ein Versatz der Messkurven mit steigender Aufheizgeschwindigkeit könnte jedoch auch mit der thermischen Trägheit und den unterschiedlichen Feuchtegehalten der Proben der untersuchten Brandschutzplatten erklärt werden. Die Messergebnisse im Cone Calorimeter haben verdeutlicht, dass die Berücksichtigung des Porensystems einen Einfluss auf den temperaturabhängigen Massenverlust hat. Bei gipshaltigen Brandschutzbekleidungen ist der prozentuelle Massenverlust vergleichbar mit den TGA- Messergebnissen (bei 500 °C 23 % Massenverlust), wohingegen für Calciumsilikatplatten die Massenverluste mit 10 % bei 400 °C im Cone Calorimeter höher ausfallen als bei der TGA (4 % Massenverlust bei 400 °C) und die Messergebnisse somit konservativer sind.

Die Messergebnisse verdeutlicht letztlich das irreversible Materialverhalten der untersuchten Brandschutzplatten und stellen temperaturabhängige Materialkennwerte zur Verfügung. Inwieweit die im Labormaßstab ermittelten thermischen Materialeigenschaften auf den Realmaßstab übertragen werden kann, wird im Folgenden untersucht.

## **4.4 Brandschutzputz**

### **4.4.1 Wärmeleitfähigkeit**

Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  wurde mithilfe der Transient Plane Source Methode (TPS) nach DIN EN ISO 22007-2 (2015) [25] untersucht. Zur Anwendung kam das Hot Disk Verfahren, das auf der TPS- Methode basiert. Aufgrund der verwendeten Messapparatur (TPS 2500S, Muffelofen VECSTAR und Sensoren Mica 4921, Kapton 8563) waren die Messrandbedingungen auf Temperaturen bis 400-500 °C sowie Heizraten bis zu 10 K/min begrenzt. Die Wärmeleitfähigkeitsmessung für den untersuchten perlithaltigen Brandschutzputz erfolgte wie bei den untersuchten Brandschutzplatten. Zur Vergleichbarkeit der Messergebnisse wurden die untersuchten Materialproben vorkonditioniert. Die Proben aus Brandschutzputz (Dicke  $d= 20$  mm) nach DIN EN 13501-2 (2016) [18], DIN 4102 – 4 (2016)[11] sind händisch gemäß Herstellerangaben hergestellt worden. Die 80 x 80 mm<sup>2</sup> großen Putzproben wurden vor der Wärmeleitfähigkeitsmessung 24 Std. bei 100 °C getrocknet.

Abbildung 4-28 zeigt die Ergebnisse der durchgeführten Wärmeleitfähigkeitsmessung für den untersuchten perlithaltigen Brandschutzputz sowie die statistischen Auswertung aus 24 Messdaten. Zu Vergleichszwecken wird die Wärmeleitfähigkeit nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] für Brandschutzputze aufgetragen.

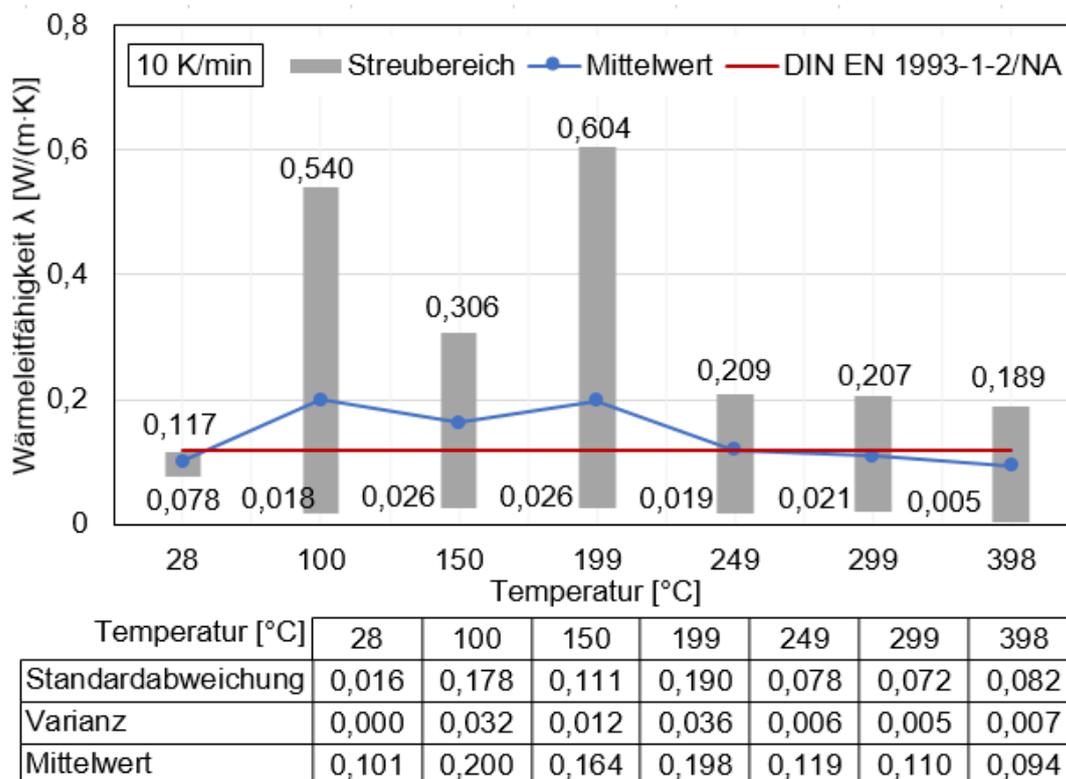


Abbildung 4-28: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von perlithaltigem Brandschutzputz für die Aufheizphase (Aufheizrate 10 K/min)

Die Messergebnisse zeigen, dass sich  $\lambda$  mit steigender Temperatureinwirkung verändert. Der Hersteller gibt für den untersuchten Brandschutzputz eine Wärmeleitfähigkeit von 0,055 - 0,077 W/(m·K) an. Die Messwerte von  $\lambda$  liegen für die Aufheizphase zwischen 0,005 - 0,604 W/(m·K). Insbesondere zwischen 100 - 200 °C steigt  $\lambda$  an, was auf thermochemische Prozesse des perlithaltigen Putzes zurückzuführen ist. Mit steigender Temperatur reduziert sich die Wärmeleitfähigkeit, was auf die Reduzierung des Feuchtegehalts zurückzuführen ist (vgl. Abidi [42]). Die Schwankungen (Varianz) der Messwerte im Temperaturbereich von 250 °C - 400 °C fallen demnach geringer aus.

Der Verlauf von  $\lambda$  von perlithaltigem Brandschutzputz in der Abkühlphase wird in Abbildung 4-29. Ebenso sind ist die statistische Auswertung aus 24 Messungen dargestellt.

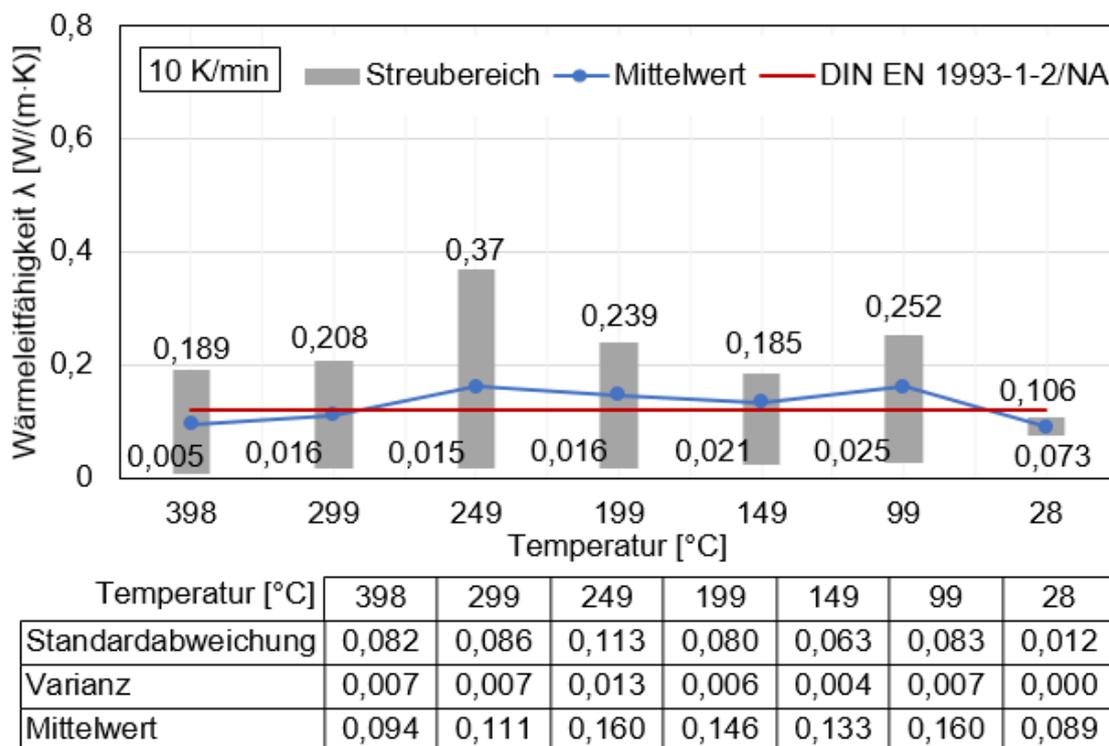


Abbildung 4-29: Gemessene temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit von perlithaltigem Brandschutzputz in der Abkühlphase (Abkühlrate 10 K/min)

In der Abkühlphase liegt  $\lambda$  im Mittel unterhalb der Messwerte der Aufheizphase. Die Schwankungsbreiten sind zudem geringer. Die Wärmeleitfähigkeit liegt zwischen 0,015 - 0,37 W/(m·K), wobei eine leichte Steigung von  $\lambda$  bei 250 °C und 100 °C möglicherweise auf die Aufnahme von Umgebungsfeuchte zurückgeführt werden kann.

Die Wärmeleitfähigkeitsmessungen des perlithaltigen Brandschutzputzes haben verdeutlicht, dass die Wärmeleitfähigkeit zwingend temperaturabhängig angenommen werden muss. Die Messwerte der Aufheizphase unterscheiden sich deutlich von der Abkühlphase. Eine Annahme eines konstanten Verlaufs der Wärmeleitfähigkeit wird den Messwerten des perlithaltigen Brandschutzputzes nicht gerecht. Die Streuung der Messwerte liegen u.a. in der thermische Umwandlungsprozessen des Putzes, dem Feuchtegehalt der Putzprobe sowie der verwendeten Messapparatur begründet.

#### 4.4.2 Spezifische Wärmekapazität

Die Messung der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  des perlithaltigen Brandschutzputzes erfolgt unter Anwendung des DSC- Verfahrens (Differenzial Scanning Calorimetry) nach DIN 51007 (1992) [27] und ISO 11357-1 (2016) [13]. Die untersuchten Brandschutzmaterialien wurden zwei verschiedenen Temperaturprogrammen mit einer Aufheizrate von 10 K/min und 20 K/min sowie einer Abkühlphase von 10 K/min und 6 K/min unterzogen. Die Messer-

gebnisse basieren auf den Daten einer Dreifachbestimmung derselben Probe mit gleichem Temperaturprogramm. Aufgrund der Verwendung von Aluminiumtiegel (Probenhalter) ist die Messung von  $c_p$  bis max. 600 °C begrenzt. Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität für perlithaltigen Brandschutzputze erfolgte somit analog zu den DSC-Messungen der Brandschutzplatten. Die Ergebnisse der DSC-Untersuchung für perlithaltige Brandschutzputze zeigt Abbildung 4-30. Zu Vergleichszwecken wird  $c_p = 1.100 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] für Brandschutzputze aufgetragen.

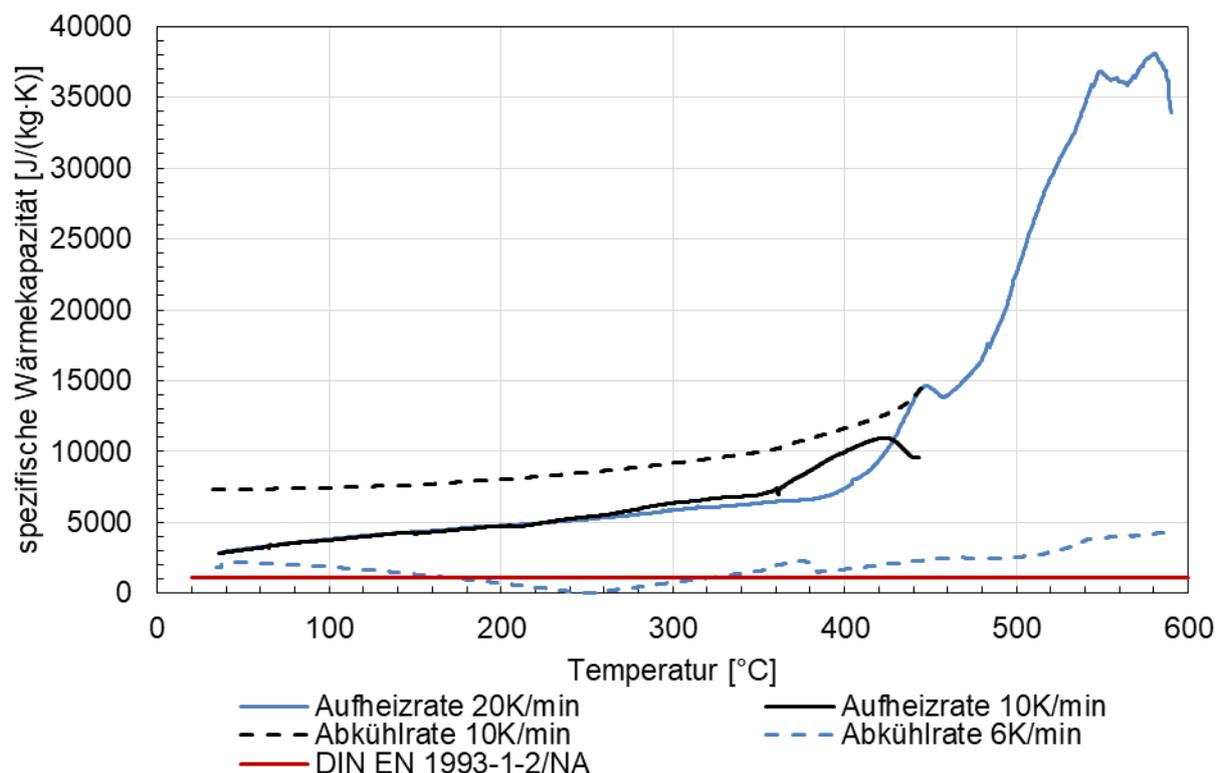


Abbildung 4-30: Gemessene temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von perlithaltigem Brandschutzputz unter Berücksichtigung verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Die Messergebnisse in der Aufheizphase weisen einen kontinuierlichen Anstieg der spezifischen Wärmekapazität auf. Ab ca. 400 °C zeigt der Messverlauf von  $c_p$  einen ausgeprägten Peak, der auf exotherme Materialprozesse des perlithaltigen Brandschutzputzes zurückzuführen ist. Der benötigte Energiebedarf für die thermochemischen Prozesse der Bestandteile des Brandschutzputzes zeigt sich im ausgeprägten Anstieg von  $c_p$ . Die Messwerte der spezifischen Wärmekapazität liegen im Wertebereich von 320 - 37.700 J/(kg·K). Die Diskontinuität der Kurvenverläufe zwischen Aufheizphase und Abkühlphase sind dabei messbedingt durch den Umschaltzeitpunkt von Aufheizphase zu Abkühlphase begründet.

Die Aufheizrate hat nur einen geringen Einfluss auf die spezifische Wärmekapazität in der Aufheizphase. In der Abkühlphase zeigt sich hingegen eine Diskrepanz der Messergebnisse bei Anwendung verschiedener Abkühlraten. Nach einer Temperaturbeanspruchung der per-

lithhaltigen Brandschutzputzprobe bis 600 °C ergeben sich in der Abkühlphase (Abkühlrate 6 K/min) deutlich geringere Werte für  $c_p$ . Die spezifische Wärmekapazität sinkt kontinuierlich. Die Messwerte der spezifischen Wärmekapazität liegen zwischen 370 - 4.100 J/(kg·K). Mit steigenden Abkühlraten können höhere Werte für  $c_p$  gemessen werden. Die Messwerte für die spezifische Wärmekapazität bei einer Abkühlrate von 10 K/min liegen zwischen 7.400 - 14.400 J/(kg·K).

Die Ergebnisse der DSC-Analyse zur Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität des betrachten, perlithhaltigen Brandschutzputzes zeigen, dass der temperaturabhängige Verlauf von  $c_p$  durch das irreversible Materialverhalten des Brandschutzputzes in der Aufheizphase andere Werte annimmt als in der Abkühlphase. Zudem zeigt sich, dass die Messwerte bei der Anwendung der thermoanalytischen Messmethode geringen Streuungen unterliegen. Lediglich der Umschaltpunkt von Aufheizphase zur Abkühlphase führt zu einer Diskontinuität der Messverläufe von  $c_p$ . Die Veränderungen der Materialkennwerte mit steigender Temperatur sind auf exotherme Reaktionen im Brandschutzputz zurückzuführen. Der Einfluss der verschiedenen Aufheizraten hat sich anhand der Messdaten nicht ergeben. In der Abkühlphase konnte unter Anwendung einer Heizrate von 10 K/min höhere  $c_p$ -Werte als mit geringeren Abkühlraten (6 K/min) bestimmt werden.

### 4.4.3 Rohdichte

Um die Rohdichte  $\rho$  in Abhängigkeit der Temperatur zu messen, wurde die thermogravimetrische Analyse (TGA) nach DIN 51006 (2005) [26] durchgeführt. Die Ergebnisse der TGA geben Aufschluss über den Massenverlust in Abhängigkeit der Temperatur. Unter Annahme eines konstanten Volumens kann aufgrund der Messergebnisse auf die temperaturabhängige Rohdichte von Brandschutzbekleidungen geschlossen werden. Für die experimentelle Bestimmung sind die Brandschutzplatten zunächst zerstoßen und pulverisiert worden. Die Kleinstprobemengen (9,68 – 10,33 mg) sind anschließend in einem Aluminiumtiegel unter verschiedener Temperaturbeaufschlagung einer Wägung unterzogen worden. Der prozentuale Massenverlust wurde bis 1000 °C mit den Aufheizraten von 10, 20 und 40 K/min untersucht. Für die anschließende Abkühlphase wurden Abkühlraten von 6 und 10 K/min angewendet. Anhand gravimetrischer Voruntersuchungen, dessen Ergebnisse in Tabelle 4-2 dargestellt sind, wurde die Rohdichte von perlithhaltigen Brandschutzputz zu ca.  $\rho = 281 \text{ kg/m}^3$  (Mittelwert aus 24 Messungen) ermittelt.

Tabelle 4-2: Messergebnisse des Feuchtegehaltes, der Rohdichte sowie des prozentualen Massenverlustes des untersuchten perlithaltigen Brandschutzputzes

Brandschutzputz	Feuchtegehalt [%]	Rohdichte [kg/m <sup>3</sup> ]		Massenverlust [%]
		Vor Temperaturbehandlung	Nach Temperaturbehandlung	
Perlithaltiger Brandschutzputz	0,29	281	273	2,85

In DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] wird die Rohdichte für Brandschutzputze temperaturunabhängig mit  $\rho = 550 \text{ kg/m}^3$  angegeben. Exemplarisch werden in Abbildung 4-31 die Messergebnisse (Mittelwerte aus Doppelbestimmung) für perlithaltigen Brandschutzputz gezeigt.

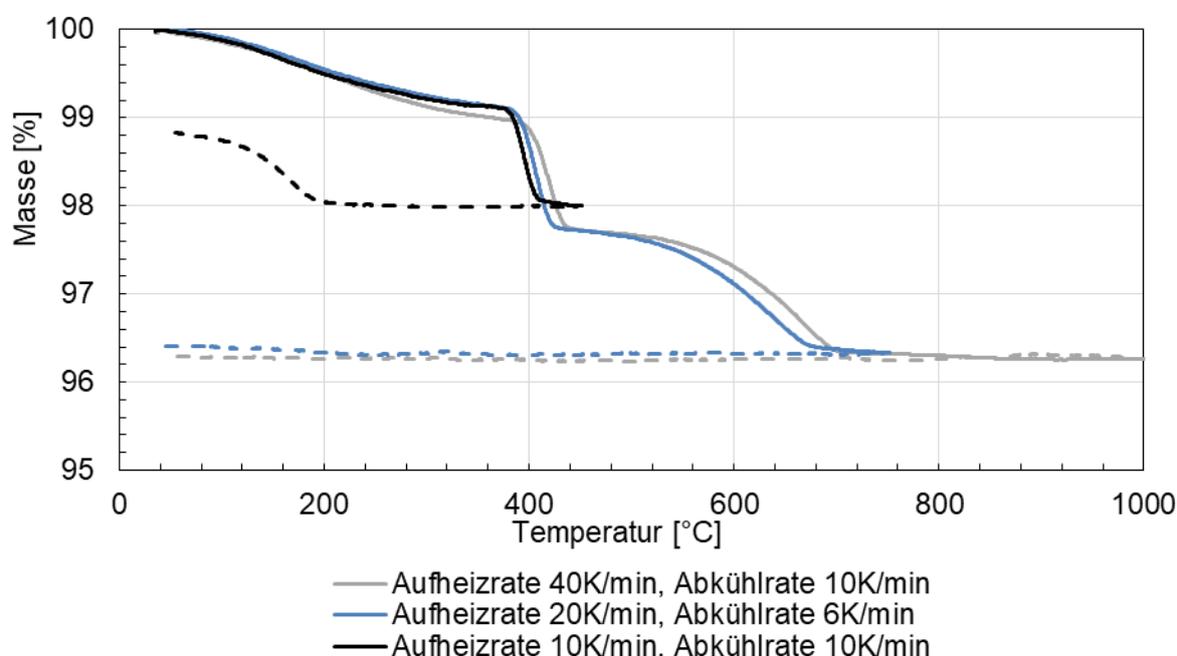


Abbildung 4-31: Gemessener temperaturabhängigen Verlauf der Masse (perlithaltiger Brandschutzputz) in Abhängigkeit verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten

Bei Temperaturen bis 1000 °C kann ein Massenverlust von bis zu 3,8 % eintreten. Bis 300 °C zeigen die verschiedenen Aufheizraten keinen Einfluss auf die Messergebnisse. Bei Temperaturen > 300 °C lassen die Messergebnisse einen Versatz der Messkurven erkennen, der mit der thermischen Trägheit der Proben erklärt werden kann. Bei 400 °C ist ein Abfall der Masse von 91 % auf 97 % bestimmt worden, der auf die exotherme Umwandlung im Brandschutzputz zurückzuführen. Ab 450 °C bis 600 °C nimmt der Massenverlust kontinuierlich zu. Bei einer Temperatur von 700 °C wird der maximale Massenverlust von 3,8 % erreicht. Mit steigender Temperatur >700 °C wurde kein weiterer Massenverlust ermittelt.

In der Abkühlphase zeigt sich keine Veränderung des Massenverlustes respektive der Rohdichte. Lediglich beim Messergebnis mit einer Heiz- und Abkühlrate von 10 K/min zeigt sich bei Temperaturen  $< 200\text{ °C}$  eine erneute Zunahme der Masse, die auf die Aufnahme der Umgebungsfeuchte zurückzuführen ist.

Die Messergebnisse zur Bestimmung des Massenverlustes respektive der Rohdichte vom perlithaltigen Brandschutzputz hat ergeben, dass der thermische Materialkennwert  $\rho$  während einer Naturbrandbeanspruchung deutlich reduziert wird. Mit geringeren Aufheizrate (10 K/min) kann der Massenverlust frühzeitiger bestimmt werden. Für die Abkühlphase haben die Messergebnisse gezeigt, dass die Rohdichte der Brandschutzplattenbekleidung konstant angenommen werden kann. Zusätzlich zu den TGA-Messungen wurde der absolute Massenverlust anhand gravimetrischer Untersuchungen der Plattenproben ermittelt. Der prozentuale Massenverlust lag dabei leicht unterhalb des maximalen Massenverlusts der TGA-Messungen. Eine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf konnte anhand der Messwerte jedoch nicht erfolgen, sodass weitere Untersuchungen des Massenverlustes mit dem Cone Calorimeter erfolgten.

#### **4.4.4 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse**

Die Messergebnisse der thermischen Materialkennwerte für den untersuchten perlithaltigen Brandschutzputz haben ergeben, dass konstante Angaben den temperaturabhängigen Verläufen von  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  nicht gerecht werden. Sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase ergeben sich unterschiedliche Kurvenverläufe der thermischen Kennwerte. Insbesondere die temperaturabhängigen Reaktionen im Brandschutzputz, der Feuchtegehalt und die Porosität beeinflussen die Messergebnisse.

Die Messergebnisse der Wärmeleitfähigkeitsmessung zeigen, dass sich  $\lambda$  mit steigender Temperatureinwirkung verändert. Durch das irreversible thermische Materialverhalten des Brandschutzputzes unterscheidet sich die Wärmeleitfähigkeit in der Aufheizphase deutlich von der Abkühlphase. Die Streuung der Messwerte von  $\lambda$  sind in der Aufheizphase höher, dass sich durch die endothermen Materialreaktionen und die Verdampfung des freien und chemisch gebundenen Wassers zurückführen lässt. In den Untersuchungen von Abidi [42] wird aufgezeigt, dass beim steigendem Perlit/ Vermiculitgehalt die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen sinkt. Zudem zeigen die Ergebnisse aus Abidi [42], dass mit steigender Porosität die Wärmeleitfähigkeit sinkt. Diese Effekte können nicht anhand der Messdaten abgeleitet werden, jedoch zeigt sich, dass der untersuchte Brandschutzputz eine geringe Wärmeleitfähigkeit aufweist. In der Abkühlphase unterliegt die Wärmeleitfähigkeit geringerer Streuung, die auf eine Verringerung des Feuchtegehalts der Brandschutzputzprobe schlie-

ßen lässt. Die ermittelten temperaturabhängigen Kurvenverläufe der Wärmeleitfähigkeit geben entsprechend einen Streubereich an.

Die Messergebnisse der DSC-Messungen an perlithaltigen Brandschutzproben verdeutlichen, dass für die spezifische Wärmekapazität ein temperaturabhängiger Kurvenverlauf angenommen werden sollte. In der Aufheizphase zeigt sich ein kontinuierlicher Anstieg von  $c_p$ , der auf die thermischen Reaktionen innerhalb des perlithaltigen Brandschutzputzes zurückzuführen ist. Anhand der Messergebnisse in der Aufheizphase zeigt sich kein Einfluss der Aufheizraten. In der Abkühlphase zeigt sich hingegen eine Diskrepanz der Messergebnisse bei Anwendung verschiedener Abkühlraten. In der Abkühlphase kann hingegen geringere Abkühlrate (6 K/min) zu geringeren Werten der spezifischen Wärmekapazität führen. In der Aufheizphase sind jedoch nicht die gleichen Aufheizraten zu Grunde gelegt worden, sodass die Diskrepanz in der Abkühlphase auch aufgrund der unterschiedlichen Werte der Aufheizphase rühren kann. Die Ableitung der Abkühlrate auf die spezifische Wärmekapazität kann folglich nicht abschließend anhand der Messdaten bewertet werden. Unabhängig von der Abkühlrate zeigen die Messergebnisse der DSC, dass die spezifische Wärmekapazität von perlithaltigen Brandschutzputzen mit Verringerung der Temperatureinwirkung reduziert.

Die Ergebnisse der TGA, aus dem Cone Calorimeter und gravimetrische Untersuchungen haben ergeben, dass die Rohdichte von perlithaltigem Brandschutzputz in der Aufheizphase abnimmt. Die Messergebnisse zeigen, dass der Massenverlust mit steigender Temperatur deutlich zunimmt. Ein direkter Einfluss der Aufheizraten auf den Massenverlust ist anhand der Messdaten jedoch nicht zu erkennen. Der Versatz der gemessenen Kurvenverläufe kann auch auf die thermische Trägheit der perlithaltigen Putzproben zurückgeführt werden. Für die Abkühlphase zeigen die Ergebnisse der TGA Untersuchungen, dass die Masse konstant bleibt. Die Rohdichte für perlithaltigen Brandschutzputz kann folglich als konstanter Wert angenommen werden. Lediglich bei geringen Abkühlraten (10 K/min) und einer Temperatur bis 450 °C konnte in der Abkühlphase ein erneuter Anstieg der Masse ermittelt werden. Aufgrund der Messdaten lässt sich vermuten, dass das kapillaroffene Brandschutzputz Umgebungsfeucht aufgenommen hat und die irreversiblen Materialveränderungen die zu dauerhaften Massenverlusten führen erst bei Temperaturbeanspruchungen > 450 °C eintreten.

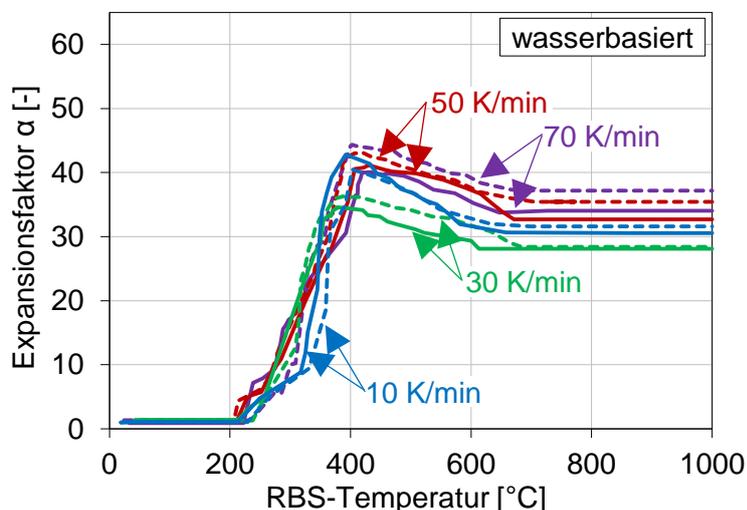
## 4.5 Reaktive Brandschutzsysteme

### 4.5.1 Expansionsverhalten

Für die Bewertung des Expansionsverhaltens der beiden untersuchten Brandschutzsysteme wurde das Prüfverfahren der digitalen Expansionsanalyse aus Kapitel 4.2.6 angewendet. Hierbei wurde das Expansionsverhalten des wasserbasierten und lösemittelhaltigen Brandschutzsystems sowohl für Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten als auch für die Einheits-Temperaturzeitkurve in Form eines temperaturabhängigen Expansionsfaktors  $\alpha$  ermittelt. Für jede untersuchte Temperaturzeitkurve erfolgten jeweils zwei Versuche. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind im Folgenden für beide Brandschutzsysteme in Diagramm- und Tabellenform aufgeführt.

#### Wasserbasiertes Brandschutzsystem

Die Proben des wasserbasierten Brandschutzsystems mit Trockenschichtdicken zwischen 220 und 268  $\mu\text{m}$  weisen für die untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten eine nahezu identische RBS-Temperatur (207 – 238  $^{\circ}\text{C}$ ) auf, bei der die Expansion einsetzt (vgl. Abbildung 4-32 und Tabelle 4-3).



#### Trockenschichtdicken (TSD):

Die Proben (25 x 25 x 0,7 mm) des wasserbasierten Brandschutzsystems weisen folgende TSD auf:

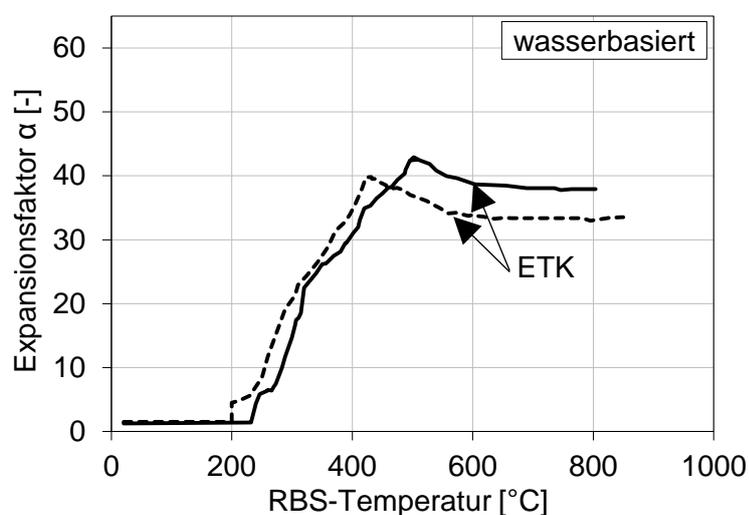
- 10 K/min: 252  $\mu\text{m}$
- 10 K/min: 254  $\mu\text{m}$
- 30 K/min: 220  $\mu\text{m}$
- 30 K/min: 224  $\mu\text{m}$
- 50 K/min: 260  $\mu\text{m}$
- 50 K/min: 268  $\mu\text{m}$
- 70 K/min: 250  $\mu\text{m}$
- 70 K/min: 256  $\mu\text{m}$

Abbildung 4-32: Gemessene Expansionskurven des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der mittleren RBS-Temperatur für konstante Aufheizgeschwindigkeiten

Geringfügige Unterschiede bestehen hingegen in den maximal erreichten Expansionsfaktoren ( $\alpha_{\text{Max}}$ ) und den zugehörigen Materialtemperaturen ( $\theta_{\text{Max}}$ ). Für die Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min beträgt der maximale Expansionsfaktor  $\alpha = 40,5$ . Mit steigender Aufheizgeschwindigkeit nimmt der Expansionsfaktor geringfügig zu und erreicht bei 70 K/min eine Größenordnung von  $\alpha = 44,4$ . Auch die Materialtemperaturen, bei denen die maximalen Ex-

pansionsfaktoren erreicht werden, weisen eine geringfügige Heizratenabhängigkeit auf. Während der Maximalwert der Expansion für 10 K/min bei RBS-Temperaturen von 392 – 404 °C erreicht wird, führt die Erwärmung der Proben mit höheren Aufheizgeschwindigkeiten zu einem Temperaturversatz, sodass der Maximalwert der Expansion für 70 K/min erst bei RBS-Temperaturen von 403 – 434 °C einsetzt.

Im Falle der Einheits-Temperaturzeitkurve ist der Temperaturversatz noch deutlicher ausgeprägt (vgl. Abbildung 4-33). Hier treten die maximalen Expansionswerte bei RBS-Temperaturen von 432 – 498 °C auf. Die dabei erreichten Maximalwerte der Expansion liegen mit 39,8 und 42,6 geringfügig unterhalb der Werte für 70 und 50 K/min.



#### Trockenschichtdicken (TSD):

Die Proben (25 x 25 x 0,7 mm) des wasserbasierte Brandschutzsystems weisen folgende TSD auf:

- ETK: 244 μm
- ETK: 246 μm

Abbildung 4-33: Gemessene Expansionskurven des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der mittleren RBS-Temperatur für die Einheits-Temperaturzeitkurve

Nach dem Erreichen des maximalen Expansionsfaktors setzt bei allen untersuchten Temperaturzeitkurven ein Schrumpfvorgang ein, der zu einer Reduktion der Expansionswerte führt. In Tabelle 4-3 sind hierfür zum einen die Temperaturen ( $\theta_{\text{Ende}}$ ) aufgeführt, bei denen keine Änderung des Expansionsfaktors mehr zu verzeichnen ist, sowie die zugehörigen Expansionswerte ( $\alpha_{\text{Ende}}$ ). Darüber hinaus werden die Differenzen ( $\Delta\alpha$ ) zwischen dem Expansionsmaximum und dem Endwert der Expansion gebildet, um das Schrumpfmaß quantifizieren zu können. Mit Werten zwischen 4,0 – 6,1 tritt das geringste Schrumpfmaß im Falle der Einheits-Temperaturzeitkurve ein. Das Schrumpfvermögen der Proben mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten ist mit 6,3 – 8,5 geringfügig größer und für alle Aufheizgeschwindigkeiten nahezu gleich. Lediglich die Probe H10-WA-2 weicht mit einem Wert von  $\Delta\alpha = 12,2$  davon ab.

Die Stagnation des Schrumpfvorgangs setzt bei der Einheits-Temperaturzeitkurve gegenüber den Temperaturzeitkurven mit konstanter Aufheizgeschwindigkeit in einem früheren Temperaturbereich ein. Während der Temperaturbereich für die Einheits-Temperatur-

zeitkurve in einem Bereich von 593 – 603 °C liegt, beträgt dieser für die Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten 613 – 683 °C, wobei die größte Streuung für 30 K/min ermittelt wird. Grundsätzlich fallen die Ergebnisse für die Aufheizgeschwindigkeit von 30 K/min auf dem Rahmen, da hierfür die geringsten Expansionsfaktoren (34,6 – 36,3) sowie die geringsten zugehörigen RBS-Temperaturen (377 – 386 °C) vorliegen. Eine plausible Erklärung lässt sich für dieses Verhalten aktuell nicht finden.

*Tabelle 4-3: Gemessene Expansionsfaktoren und zugehörige RBS-Temperaturen des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Trockenschichtdicke*

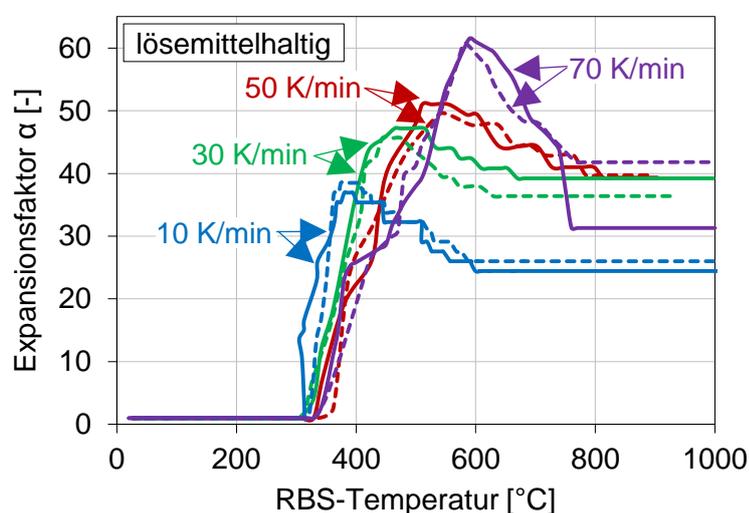
Probenbezeichnung	TSD [µm]	$\theta_{\text{Beginn}}$ [°C]	$\theta_{\text{Max}}$ [°C]	$\theta_{\text{Ende}}$ [°C]	$\alpha_{\text{Max}}$ [-]	$\alpha_{\text{Ende}}$ [-]	$\Delta\alpha$ [-]
H10-Wa-1	252	229	404	632	40,5	32,0	8,5
H10-Wa-2	254	213	392	658	42,8	30,6	12,2
H30-Wa-1	220	238	386	683	36,3	28,4	7,9
H30-Wa-2	224	213	377	613	34,6	28,1	6,5
H50-Wa-1	260	211	430	671	41,2	32,7	8,5
H50-Wa-2	268	207	419	667	43,1	35,5	7,6
H70-Wa-1	250	235	403	667	44,4	37,3	7,1
H70-Wa-2	256	222	434	647	40,1	33,8	6,3
ETK-Wa-1	244	232	498	603	42,6	38,6	4,0
ETK-Wa-2	246	199	432	593	39,8	33,7	6,1

Insgesamt zeigen die Ergebnisse der digitalen Expansionsanalysen, dass das untersuchte wasserbasierte Brandschutzsystem eine geringe Heizratenabhängigkeit aufweist, die sich in erster Linie auf die Maximalwerte der Expansion und der Temperaturen, bei denen die maximalen Expansionsfaktoren erreicht werden, auswirkt. Signifikante Unterschiede zwischen den Expansionsfaktoren infolge der Einheits-Temperaturzeitkurve und den Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten liegen nicht vor. Die Unterschiede liegen lediglich in einer Größenordnung von  $\Delta\alpha_{\text{Max}} = 0,5 - 1,8$  und treten bei Aufheizgeschwindigkeiten  $\geq 50$  K/min auf. Die Temperaturen, bei denen die Maximalwerte der Expansion auftreten, weisen hingegen größere Unterschiede auf. So treten die maximalen Expansionsfaktoren im Falle der Einheits-Temperaturzeitkurve im Vergleich zu den Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten bei höheren Materialtemperaturen auf.

### **Lösemittelhaltiges Brandschutzsystem**

Ähnlich wie beim wasserbasierten Brandschutzsystem findet der Expansionsbeginn des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems unabhängig von den untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten statt. Für die thermische Aktivierung des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems werden jedoch höhere Temperaturen benötigt, da die Expansion anders als beim wasserba-

sierten Brandschutzsystem erst in einem Temperaturbereich von 312 – 348 °C erfolgt (vgl. Abbildung 4-34 und Tabelle 4-4). Auch die Maximalwerte der Expansion und die zugehörigen Materialtemperaturen unterscheiden sich signifikant. Das lösemittelhaltige Brandschutzsystem weist eine deutlich höhere Sensitivität gegenüber den Heizraten auf, die sich in einer Zunahme der maximalen Expansionsfaktoren mit größer werdenden Aufheizgeschwindigkeiten bemerkbar macht. Während bei 10 K/min maximale Expansionsfaktoren von 38,9 – 39,5 erreicht werden, liegen die Maximalwerte der Expansion für 70 K/min in einer Größenordnung von 61,1 – 61,6 (vgl. Tabelle 4-4). Mit der Zunahme der Expansionsfaktoren geht eine Erhöhung der Materialtemperaturen einher, bei der die maximalen Expansionswerte erreicht werden. So liegen die Temperaturen für 70 K/min zwischen 581 und 589 °C, während der Temperaturbereich für 10 K/min zu 363 – 372 °C ermittelt wurde.



#### Trockenschichtdicken (TSD):

Die Proben (25 x 25 x 0,7 mm) des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems weisen folgende TSD auf:

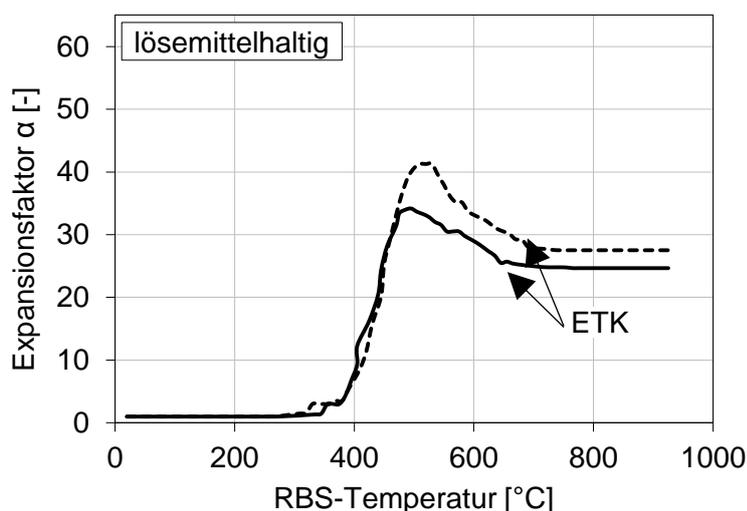
- 10 K/min: 320 µm
- 10 K/min: 320 µm
- 30 K/min: 314 µm
- 30 K/min: 325 µm
- 50 K/min: 300 µm
- 50 K/min: 310 µm
- 70 K/min: 231 µm
- 70 K/min: 233 µm

Abbildung 4-34: Gemessene Expansionskurven des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit der mittleren RBS-Temperatur für konstante Aufheizgeschwindigkeiten

Im Falle der Einheits-Temperaturzeitkurve tritt der maximale Expansionsfaktor bei RBS-Temperaturen von 496 – 509 °C auf. Einordnen lässt sich dieser Temperaturbereich zwischen die Ergebnisse von 50 und 70 K/min. Gleichzeitig werden die Maximalwerte der Expansionsfaktoren (34,2 und 41,3) lediglich von den Proben mit einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min unterschritten. Eine klare Einordnung der für die Einheits-Temperaturzeitkurve ermittelten Expansionskurven in die Ergebnisse der Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten ist somit nicht möglich. Gleichwohl erfolgt der Expansionsbeginn für die Einheits-Temperaturzeitkurve mit 323 – 325 °C in demselben Temperaturbereich, wie bei den Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten.

Nachdem die Maximalwerte der Expansion erreicht werden, tritt auch beim lösemittelhaltigen Brandschutzsystem ein Schrumpfvorgang ein, der auf die Pyrolyse organischer Bestandteile

zurückgeführt werden kann. Mit einer Reduktion von 14,4 – 16,9 liegt das Schrumpfmaß für die Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und 50 K/min in der gleichen Größenordnung. Lediglich die Proben von 70 K/min und der Einheits-Temperaturzeitkurve weichen davon ab. Mit 9,3 – 13,5 weisen die Proben der Einheits-Temperaturzeitkurve die geringsten Werte für das Schrumpfmaß auf, während die Proben von 70 K/min mit 19,8 – 30,3 am stärksten der Schichtdickenreduktion unterliegen (vgl. Tabelle 4-4).



#### Trockenschichtdicken (TSD):

Die Proben (25 x 25 x 0,7 mm) des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems weisen folgende TSD auf:

- ETK: 216  $\mu\text{m}$
- ETK: 224  $\mu\text{m}$

Abbildung 4-35: Gemessene Expansionskurven des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit der mittleren RBS-Temperatur für die Einheits-Temperaturzeitkurve

Der Zeitpunkt, an dem der Schrumpfvorgang des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems abgeschlossen ist, lässt sich mithilfe der RBS-Temperatur  $\theta_{\text{Ende}}$  beschreiben. Während diese Temperatur für 10 K/min bei 549 – 604 °C liegt, nimmt sie bis zu einer Aufheizgeschwindigkeit von 50 K/min stetig zu und erreicht eine Größenordnung von 769 – 800 °C. Im Falle der Einheits-Temperaturzeitkurve ist der Schrumpfvorgang hingegen bei 698 – 704 °C beendet.

Tabelle 4-4: Gemessene Expansionsfaktoren und zugehörige RBS-Temperaturen des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Trockenschichtdicke

Probenbezeichnung	TSD [ $\mu\text{m}$ ]	$\theta_{\text{Beginn}}$ [°C]	$\theta_{\text{Max}}$ [°C]	$\theta_{\text{Ende}}$ [°C]	$\alpha_{\text{Max}}$ [-]	$\alpha_{\text{Ende}}$ [-]	$\Delta\alpha$ [-]
H10-Loe-1	320	333	372	549	38,9	23,7	15,2
H10-Loe-2	320	333	363	604	39,5	22,6	16,9
H30-Loe-1	314	312	426	679	45,6	30,7	14,9
H30-Loe-2	325	342	430	695	44,3	29,9	14,4
H50-Loe-1	300	331	415	769	44,0	27,9	16,1
H50-Loe-2	310	348	453	800	44,1	27,8	16,3
H70-Loe-1	231	333	589	760	61,6	31,3	30,3
H70-Loe-2	233	328	581	767	61,1	41,8	19,8
ETK-Loe-1	216	325	496	704	34,2	24,9	9,3
ETK-Loe-2	224	323	509	698	41,3	27,8	13,5

Die Ergebnisse der durchgeführten Expansionsanalyse zeigen insgesamt, dass das untersuchte lösemittelhaltige Brandschutzsystem gegenüber der wasserbasierten Brandschutzbeschichtung eine deutliche Heizratenabhängigkeit aufweist, die sich in erster Linie auf die Maximalwerte der Expansion und der zugehörigen Materialtemperaturen auswirkt.

Die Expansionsfaktoren infolge der Einheits-Temperaturzeitkurve weisen eine Größenordnung auf, die zwischen die Ergebnisse der Aufheizgeschwindigkeiten von 10 und 30 K/min eingeordnet werden können. In Hinblick auf die Bewertung des Expansionsverhaltens des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems bei Naturbrandeinwirkungen stellt dieser Sachverhalt eine wichtige Erkenntnis dar.

## 4.5.2 Effektive Wärmeleitfähigkeit

Für die Bewertung der thermischen Schutzwirkung der beiden untersuchten Brandschutzsysteme wurden Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten mit den Abmessungen 100 x 90 x 5 mm (Baustahl S235 JR,  $A/V = 200 \text{ m}^{-1}$ ) durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten unter Anwendung des Prüfverfahrens aus Kapitel 4.2.7 für Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten sowie für die Einheits-Temperaturzeitkurve.

Die Bewertung der thermischen Leistungsfähigkeit des wasserbasierten und lösemittelhaltigen Brandschutzsystems erfolgt im Folgenden anhand des Vergleichs der gemessenen Stahlplattentemperaturen sowie der aus den Versuchen berechneten effektiven Wärmeleitfähigkeit der Brandschutzbeschichtungen nach DIN EN 13381-8 [16]. Da innerhalb des angewendeten Prüfverfahrens neben den Stahltemperaturen auch die Temperaturen innerhalb der expandierten Kohlenstoffschaumschicht gemessen werden, wird abschließend die Temperaturverteilung innerhalb des Brandschutzsystems in Hinblick auf die thermische Schutzwirkung sowie die unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten bewertet.

Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt im Folgenden für jedes Brandschutzsystem einzeln, beginnend mit der wasserbasierten Brandschutzbeschichtung.

### Wasserbasiertes reaktives Brandschutzsystem

Für die Analyse der Leistungsfähigkeit des wasserbasierten Brandschutzsystems wurden zehn Versuche an beschichteten Stahlplatten der Konfiguration B (vgl. Kapitel 4.2.7) sowie fünf Versuche an ungeschützten Stahlplatten der Konfiguration A durchgeführt. Als thermische Einwirkungen wurden Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min sowie die Einheits-Temperaturzeitkurve zugrunde gelegt. Somit erfolgten für eine Temperaturzeitkurve jeweils drei Erwärmungsversuche. Die Bezeichnungen der untersuchten Proben sowie die zugehörigen Trockenschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems sind in Tabelle 4-5 aufgeführt. Bei den Trockenschichtdicken

handelt es sich um Mittelwerte aus jeweils 30 Messungen, die mit einem analogen Schichtdickenmessgerät (Mikrotest IV, ElektroPhysik) durchgeführt wurden.

Bei der Applikation des Brandschutzsystems wurde die Zielrockenschichtdicke von 740  $\mu\text{m}$  nach der nationalen Produktzulassung der wasserbasierten Beschichtung in Abhängigkeit einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten sowie einem Profilkoeffizienten von 200  $\text{m}^{-1}$  definiert. Da die Versuchsdurchführung in horizontaler Lage erfolgte, wurde auf die Applikation eines Haftvermittlers in Form einer Grundierung verzichtet und das Brandschutzsystem direkt auf die Stahlplatten aufgebracht. Nach einer Trocknungsphase von fünf Wochen bei Raumtemperatur und normaler Luftfeuchtigkeit erfolgte die Messung der Trockenschichtdicken. Trotz einer gleichmäßigen Applikation der Brandschutzbeschichtung mithilfe eines Spachtels lassen sich Unterschiede in den Trockenschichtdicken von maximal 95  $\mu\text{m}$  feststellen. Die geringsten Trockenschichtdicken sind mit 572 und 578  $\mu\text{m}$  dabei bei den Proben der Einheits-Temperaturzeitkurve zu finden (vgl. Tabelle 4-5).

*Tabelle 4-5: Bezeichnungen und Trockenschichtdicken (TSD) der mit dem wasserbasierten Brandschutzsystem beschichteten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm)*

Probenbezeichnung	Heizrate [K/min]	Konfiguration [-]	TSD [ $\mu\text{m}$ ]
H10	10	A	-
H10-W-2	10	B	648
H10-W-3	10	B	667
H30	30	A	-
H30-W-2	30	B	575
H30-W-3	30	B	653
H50	50	A	-
H50-W-2	50	B	621
H50-W-3	50	B	635
H70	70	A	-
H70-W-2	70	B	601
H70-W-3	70	B	624
ETK	ETK	A	-
ETK-W-2	ETK	B	572
ETK-W-3	ETK	B	578

Die Ergebnisse der durchgeführten Erwärmungsversuche sind für das wasserbasierte Brandschutzsystem in Abbildung 4-36 dokumentiert. Darin sind die gemessenen Stahltemperaturen der ungeschützten und geschützten Stahlplatten in Abhängigkeit der untersuchten Temperaturzeitkurven dargestellt. Der Unterschied zwischen den geschützten und den ungeschützten Proben ist dabei deutlich zu erkennen. Sobald das wasserbasierte Brandschutzsystem reagiert, verringert sich die Erwärmungsgeschwindigkeit der Stahlplatten.

Hierdurch erfolgt eine langsamere Temperaturerhöhung in den geschützten Proben als in den ungeschützten. Folglich wird durch die Expansion des Brandschutzsystems die Erwärmung der Stahlplatten zeitlich verzögert.

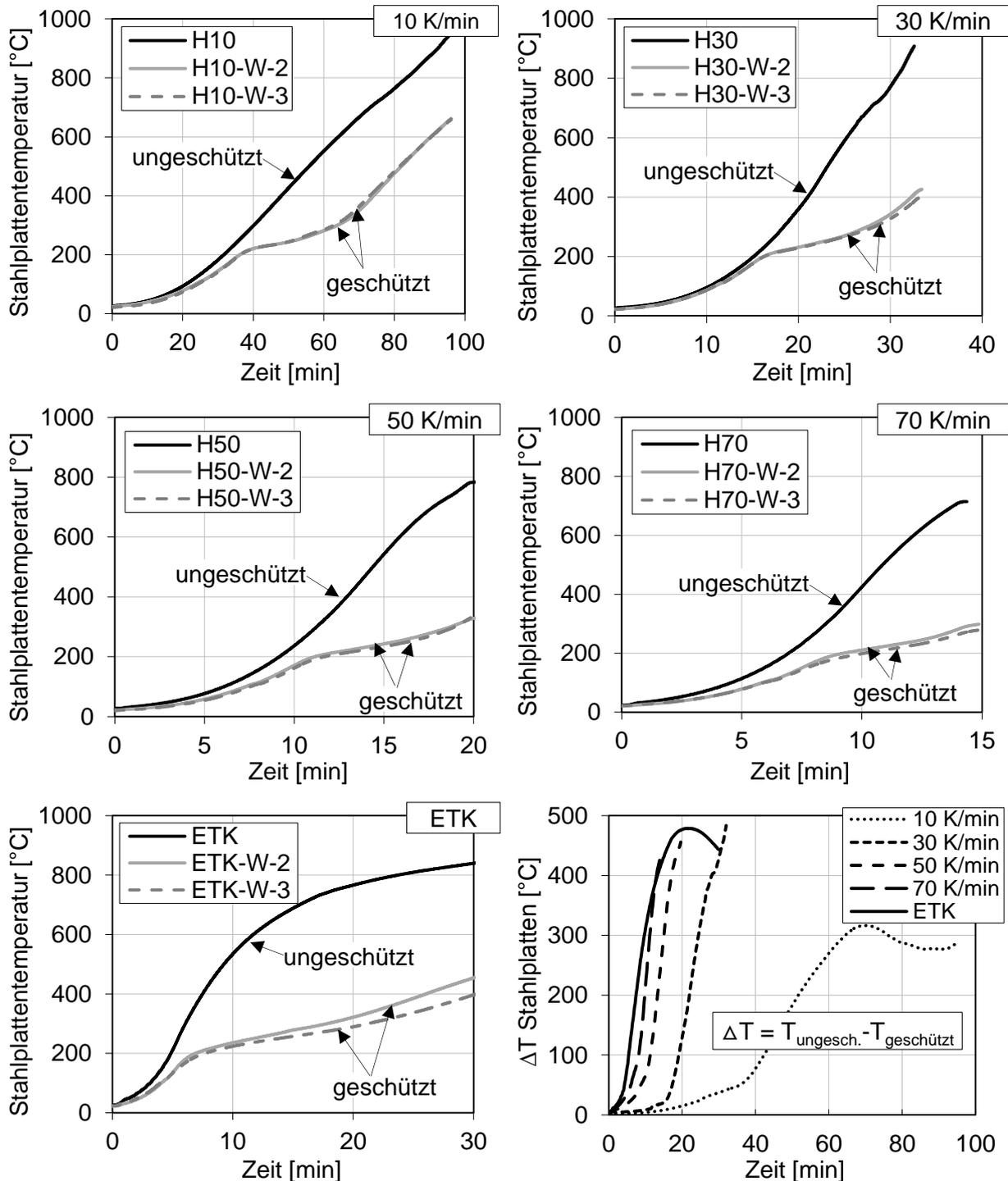


Abbildung 4-36: Gemessene Temperaturen und berechnete Temperaturunterschiede ( $\Delta T$ ) von geschützten und ungeschützten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm) für Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min sowie die ETK für das wasserbasierte reaktive Brandschutzsystem

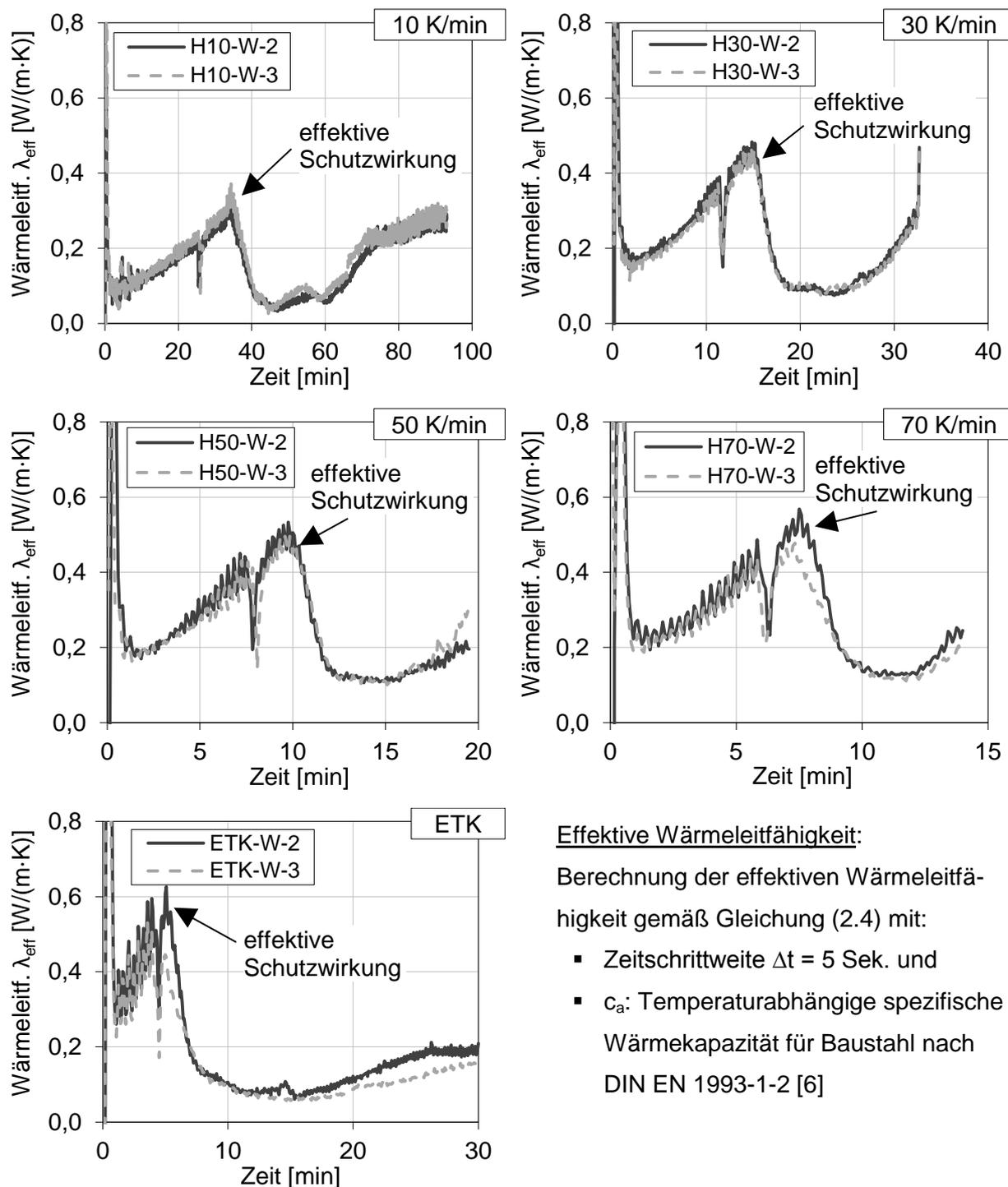


Abbildung 4-37: Aus den Erwärmungsversuchen berechnete effektive Wärmeleitfähigkeit des wasserbasierten Brandschutzsystems für konstante Aufheizgeschwindigkeiten sowie die Einheits-Temperaturzeitkurve

Trotz der geringen Trockenschichtdicken ist der Effekt der thermischen Schutzwirkung besonders bei den Proben der Einheits-Temperaturzeitkurve stark ausgeprägt. Dies wird vor allem durch den Vergleich der Temperaturdifferenz  $\Delta T$  zwischen den ungeschützten und den geschützten Proben deutlich (vgl. Abbildung 4-36). So ist dieser mit ca. 480 °C für die Proben der Einheits-Temperaturzeitkurve am größten. Für die Temperaturzeitkurven mit den

konstanten Aufheizgeschwindigkeiten von 30, 50 und 70 K/min ergeben sich ähnliche Werte. Lediglich für 10 K/min sind die Temperaturdifferenzen deutlich geringer. Hier liegt der größte Wert nach 70 Minuten bei 315 °C.

Ein hoher Wert der Temperaturdifferenz zwischen einer ungeschützten und einer geschützten Probe stellt ein Maß für eine besonders effektive thermische Schutzwirkung eines reaktiven Brandschutzsystems dar. Da im Falle der Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min die geringsten Temperaturdifferenzen ermittelt werden, weist das wasserbasierte Brandschutzsystem für diese Aufheizgeschwindigkeit die geringste thermische Schutzwirkung auf. Mit zunehmenden Aufheizgeschwindigkeiten nimmt die thermische Schutzwirkung jedoch zu und erreicht ihr Maximum für die Einheits-Temperaturzeitkurve.

Dem stehen die effektiven Wärmeleitfähigkeiten des reaktiven Brandschutzsystems aus Abbildung 4-37 vermeintlich gegenüber. Die darin abgebildeten Kurven wurden aus den Stahlplattenversuchen unter Zuhilfenahme der Berechnungsvorschrift aus DIN EN 13381-8 [16], die in Gleichung (2.4) aufgeführt ist, ermittelt.

Für alle untersuchten Temperaturzeitkurven ist mit dem Beginn der Erwärmung zunächst ein Anstieg der effektiven Wärmeleitfähigkeit zu verzeichnen. Mit der Expansion des wasserbasierten Brandschutzsystems und der Ausbildung der Kohlenstoffschaumschicht setzt die Phase der effektiven Schutzwirkung ein. Aus diesem Grund sinkt die effektive Wärmeleitfähigkeit bis sie ein Minimum erreicht. Anschließend erfolgt ein erneuter Anstieg der effektiven Wärmeleitfähigkeit, der auf die Pyrolyse der organischen Bestandteile und der damit verbundenen Ausbildung der offenporigen Schaumstruktur zurückzuführen ist.

Die geringsten Werte für die effektive Wärmeleitfähigkeit treten bei den Versuchen mit einer konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min auf. Dies stellt gegenüber den gemessenen Stahlplattentemperaturen und der hieraus abgeleiteten geringsten thermischen Schutzwirkung einen Widerspruch dar. Dieses Phänomen wurde bereits bei der Analyse des Stands der Forschung aufgezeigt und ist auf die Berechnungsvorschrift zurückzuführen. Demnach resultieren für die Versuche mit höheren Aufheizgeschwindigkeiten entsprechend höhere Werte für die effektive Wärmeleitfähigkeit. Um Fehlinterpretationen der Ergebnisse zu vermeiden, sollte die Bewertung der thermischen Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen daher nicht ausschließlich auf der Grundlage der effektiven Wärmeleitfähigkeit erfolgen. Die gemessenen Stahltemperaturen sowie die Temperaturdifferenzen zwischen den ungeschützten und den geschützten Proben sollten stets mitbetrachtet werden. Wie von Lucherini et al. [100] vorgestellt, stellt die Ermittlung der Temperaturdifferenz zwischen ungeschützten und geschützten Proben ein probates Verfahren dar, um die thermische Schutzwirkung von reaktiven Brandschutzsystemen bei unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten zu bewerten.

Zusätzlich zu den Stahltemperaturen und der effektiven Wärmeleitfähigkeit wurden nach dem Abkühlen der Proben die Endschichtdicken der expandierten Schaumschichten mit einer Messnadel gemessen. Die Ermittlung der Endschichtdicke erfolgte für jede Probe an 30 Messstellen. In Abbildung 4-38 sind die daraus berechneten Mittelwerte in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeiten dargestellt. Erwartungsgemäß wurden für die Proben der 10 K/min Versuche die geringsten Endschichtdicken gemessen. Für die restlichen Aufheizgeschwindigkeiten wurden nahezu gleiche Schaumschichtdicken ermittelt. Lediglich für 30 K/min lag im Versuch H30-W-2 eine etwas geringere Endschichtdicke vor, die jedoch auf die etwas geringere Trockenschichtdicke zurückgeführt werden kann.

Der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten auf die Ausbildung der Schaumschicht wird besonders anhand der Expansionsfaktoren deutlich, die anhand der gemessenen Endschichtdicken berechnet wurden (vgl. Abbildung 4-38). Während für 50 und 70 K/min mit 44,0 – 47,0 nahezu gleiche Expansionsfaktoren vorliegen, setzt ab 30 K/min eine leichte Reduktion des Expansionsmaßes ein. Besonders ausgeprägt ist der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten für 10 K/min. Hier stellen sich nur halb so große Expansionsfaktoren ein als bei den restlichen Aufheizgeschwindigkeiten.

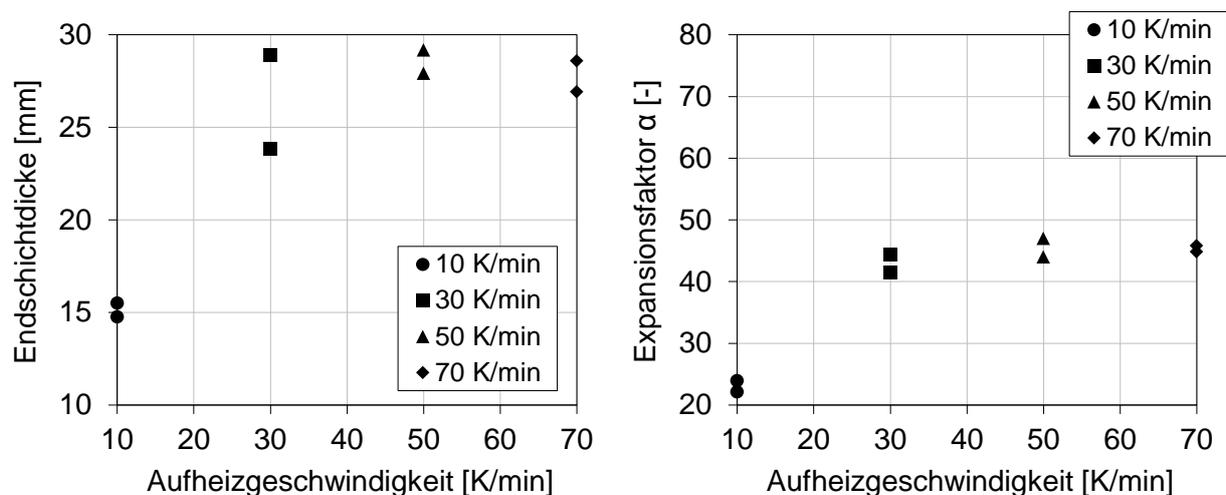


Abbildung 4-38: Endschichtdicken und Expansionsfaktoren des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit

Bedingt durch die Ausbildung geringerer Schaumschichtdicken ist die thermische Schutzwirkung des wasserbasierten Brandschutzsystems bei geringeren Aufheizgeschwindigkeiten weniger ausgeprägt. Verdeutlichen lässt sich dies anhand der zeitlichen Entwicklung des Temperaturgradienten innerhalb der expandierten Schaumschicht, die in Abbildung 4-40 vergleichend für 10 und 50 K/min dargestellt ist. Die Temperaturentwicklung innerhalb des Brandschutzsystems wurde mithilfe der Anordnung von Thermoelementen (TE) in äquidistanten Abständen von 0, 3, 6, 9 und 12 mm innerhalb der expandierten Schaumschicht gemessen (vgl. Kapitel 4.2.7). Für die Probe mit 10 K/min ergeben sich zwischen dem un-

tersten und dem obersten Thermoelement zu allen betrachteten Zeitpunkten geringere Temperaturunterschiede als für den Versuch mit 50 K/min. Hier stellt sich eine deutlich stärkere Nichtlinearität in der Temperaturentwicklung innerhalb der Schaumschicht ein, die auf eine höhere thermische Schutzwirkung des Brandschutzsystems hindeutet.

Die Analyse der Temperaturentwicklung innerhalb der expandierten Schaumschicht bestätigt damit die Beobachtungen, dass das wasserbasierte Brandschutzsystem besonders bei hohen Aufheizgeschwindigkeiten eine sehr gute thermische Schutzwirkung aufweist.

Die Auswertung der Temperaturentwicklung innerhalb der expandierten Schaumschicht für alle durchgeführten Erwärmungsversuche können zusammen mit der Fotodokumentation dem digitalen Anhang entnommen werden.

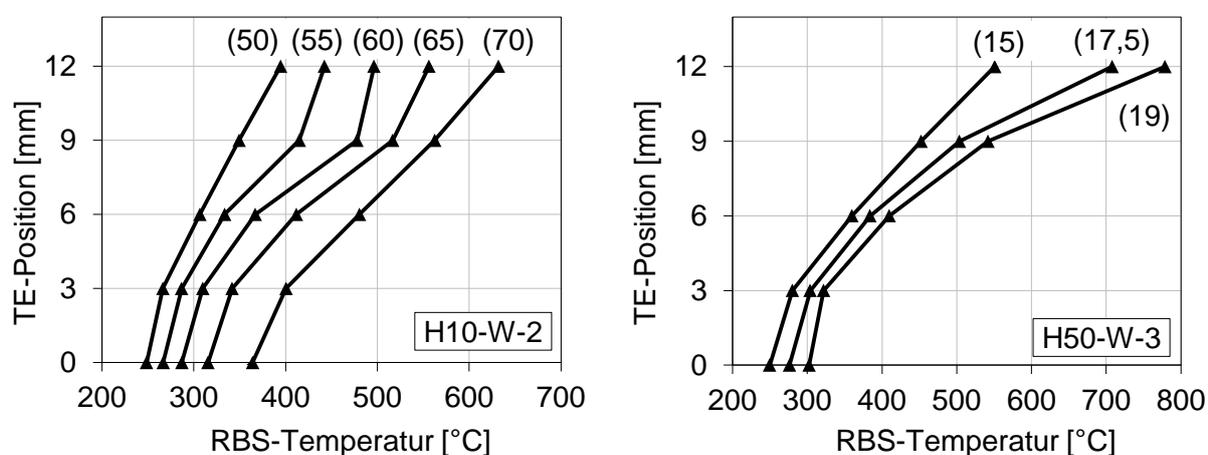


Abbildung 4-39: Innerhalb der expandierten Schaumschicht des wasserbasierten Brandschutzsystems gemessene Temperaturentwicklung für 10 und 50 K/min für unterschiedliche Zeitpunkte (min)

Die für das wasserbasierte Brandschutzsystem durchgeführten Erwärmungsversuche zeigen insgesamt, dass die Brandschutzbeschichtung sowohl für die Einheits-Temperaturzeitkurve als auch für Aufheizgeschwindigkeiten zwischen 30 und 70 K/min die beste thermische Schutzwirkung aufweist. Lediglich für 10 K/min ist eine stärkere Reduktion der thermischen Leistungsfähigkeit erkennbar. Analysieren lässt sich dies am besten anhand des Vergleichs der Proben Temperaturen mit den Temperaturen von ungeschützten Stahlplatten sowie der Auswertung der Temperaturentwicklung innerhalb der expandierten Schaumschicht. Die effektive Wärmeleitfähigkeit hat sich dabei als wenig hilfreich bei der Bewertung der Leistungsfähigkeit erwiesen.

### Lösemittelhaltiges reaktives Brandschutzsystem

Für die Analyse der Leistungsfähigkeit des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems wurden in Analogie zu der wasserbasierten Brandschutzbeschichtung Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten durchgeführt. Da die Ergebnisse der ungeschützten Stahlplatten aus

den zuvor durchgeführten Untersuchungen übernommen werden konnten, wurden für das lösemittelhaltige Brandschutzsystem neben beschichteten Stahlplatten der Konfiguration B für jede Temperaturzeitkurve eine beschichtete Stahlplatte mit der Thermoelementkonfiguration A untersucht. Auf diese Weise sollte überprüft werden, ob die Anordnung der Thermo-elemente innerhalb der expandierten Schaumschicht sowie die Bohrungen in den Stahlplatten einen Einfluss auf die Entwicklung der Stahltemperaturen haben. Für die Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min sowie die Einheits-Temperaturzeitkurve wurden damit jeweils drei Versuche durchgeführt.

Die Bezeichnungen der untersuchten Proben sowie die zugehörigen Trockenschichtdicken des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems sind in Tabelle 4-6 aufgeführt. Die Applikation der Brandschutzbeschichtung sowie die Messung der Trockenschichtdicke erfolgte analog zu den oben vorgestellten Untersuchungen. Lediglich die Zieltrockenschichtdicke wurde abweichend zu 400  $\mu\text{m}$  festgelegt. Die Dimensionierung der Trockenschichtdicke erfolgte nach der nationalen Produktzulassung der lösemittelhaltigen Beschichtung für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten sowie einem Profilmassfaktor von  $200 \text{ m}^{-1}$ .

*Tabelle 4-6: Bezeichnungen und Trockenschichtdicken (TSD) der mit dem lösemittelhaltigen Brandschutzsystem beschichteten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm)*

Proben- bezeichnung	Heizrate [K/min]	Konfiguration [-]	TSD [ $\mu\text{m}$ ]
H10	10	A	-
H10-S-1	10	A	460
H10-S-2	10	B	410
H10-S-3	10	B	475
H30	30	A	-
H30-S-1	30	A	475
H30-S-2	30	B	475
H30-S-3	30	B	470
H50	50	A	-
H50-S-1	50	A	410
H50-S-2	50	B	420
H50-S-3	50	B	460
H70	70	A	-
H70-S-1	70	A	500
H70-S-2	70	B	498
H70-S-3	70	B	487
ETK	ETK	A	-
ETK-S-1	ETK	A	530
ETK-S-2	ETK	B	475
ETK-S-3	ETK	B	492

Die Ergebnisse der durchgeführten Erwärmungsversuche sind für das lösemittelhaltige Brandschutzsystem in Abbildung 4-40 dokumentiert. Darin sind die gemessenen Stahltemperaturen der ungeschützten und geschützten Stahlplatten in Abhängigkeit der untersuchten Temperaturzeitkurven dargestellt.

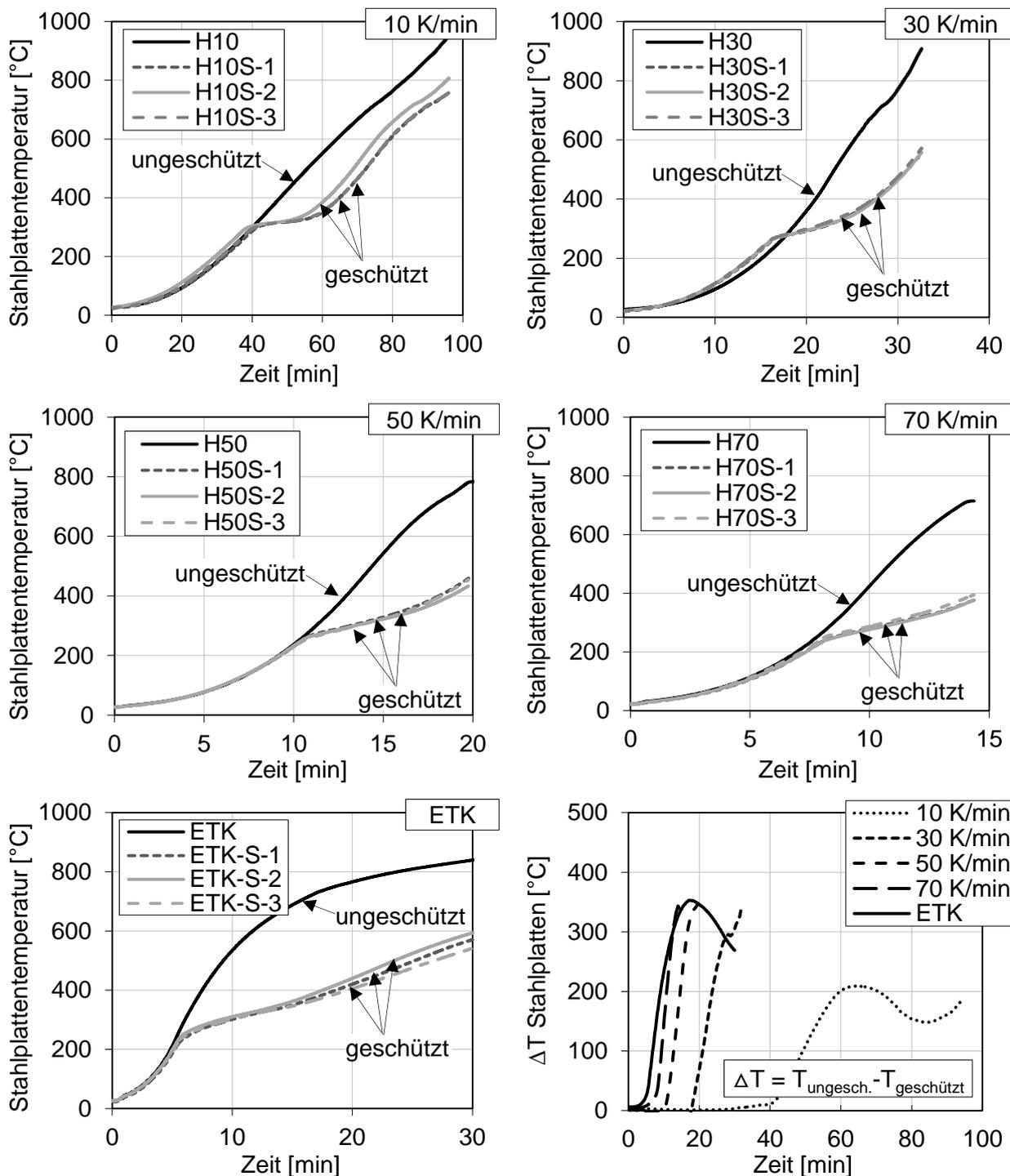
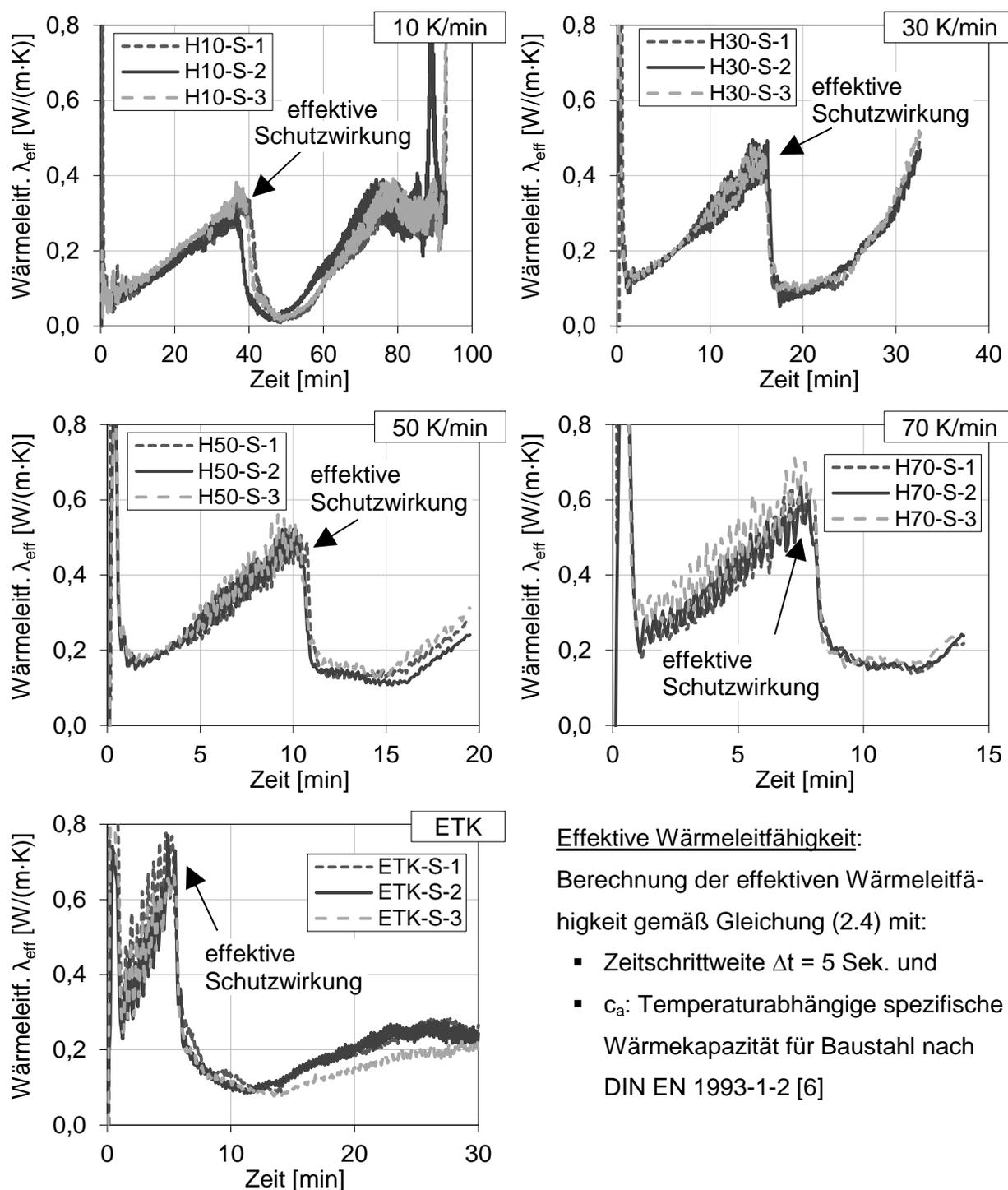


Abbildung 4-40: Gemessene Temperaturen und berechnete Temperaturunterschiede ( $\Delta T$ ) von geschützten und ungeschützten Stahlplatten (100 x 90 x 5 mm) für Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30, 50 und 70 K/min sowie die ETK für das lösemittelhaltige reaktive Brandschutzsystem



#### Effektive Wärmeleitfähigkeit:

Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit gemäß Gleichung (2.4) mit:

- Zeitschrittweite  $\Delta t = 5$  Sek. und
- $c_a$ : Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität für Baustahl nach DIN EN 1993-1-2 [6]

Abbildung 4-41: Aus den Erwärmungsversuchen berechnete effektive Wärmeleitfähigkeit des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems für konstante Aufheizgeschwindigkeiten sowie die Einheits-Temperaturzeitkurve

Die Stahltemperaturen der beschichteten Proben der Konfiguration A und der Konfiguration B unterscheiden sich kaum. Daher kann anhand der guten Reproduzierbarkeit der Ergebnisse geschlossen werden, dass sowohl die Bohrungen in den Stahlplatten als auch die Thermoelemente in dem expandierten Brandschutzsystem keinen erkennbaren Einfluss auf die Temperaturentwicklung innerhalb der Stahlplatten haben (vgl. Abbildung 4-40).

Die Gegenüberstellung der Stahltemperaturen der geschützten und ungeschützten Proben verdeutlicht in ähnlicher Weise wie beim wasserbasierten Brandschutzsystem die thermische Schutzwirkung des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems. Mit Einsetzen der Expansion tritt gegenüber den ungeschützten Proben in den geschützten Proben eine langsamere Temperaturerhöhung ein. Die Expansion des Brandschutzsystems bewirkt somit eine Erwärmungsverzögerung in den Stahlplatten.

Anhand der Temperaturdifferenz  $\Delta T$  lässt sich erkennen, dass die thermische Schutzwirkung des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems für die Einheits-Temperaturzeitkurve sowie für die Temperaturzeitkurven mit konstanten Aufheizgeschwindigkeit von 30, 50 und 70 K/min am größten ist. Für 10 K/min lässt sich hingegen eine geringere thermische Schutzwirkung feststellen. Ein ähnliches Verhalten wurde bereits beim wasserbasierten Brandschutzsystem beobachtet, wenngleich die Schutzwirkung der wasserbasierten Beschichtung insgesamt höher ausfällt als die des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems.

Hinsichtlich der effektiven Wärmeleitfähigkeit verhält sich das lösemittelhaltige Brandschutzsystem analog zu den oben vorgestellten Untersuchungen (vgl. Abbildung 4-41). So steigt die effektive Wärmeleitfähigkeit zunächst mit der Erwärmung der Proben an bis der Zeitpunkt der effektiven thermischen Schutzwirkung erreicht wird und Wärmeleitfähigkeit sinkt. Die Phase, in der die effektive Wärmeleitfähigkeit gering ist, ist besonders für die Einheits-Temperaturzeitkurve ausgeprägt. Zurückführen lässt sich dies auf die schnelle thermische Aktivierung des Brandschutzsystems zu Beginn des Versuchs sowie auf die kontinuierliche Abflachung der Brandraumtemperatur, die für die Einheits-Temperaturzeitkurve charakteristisch ist.

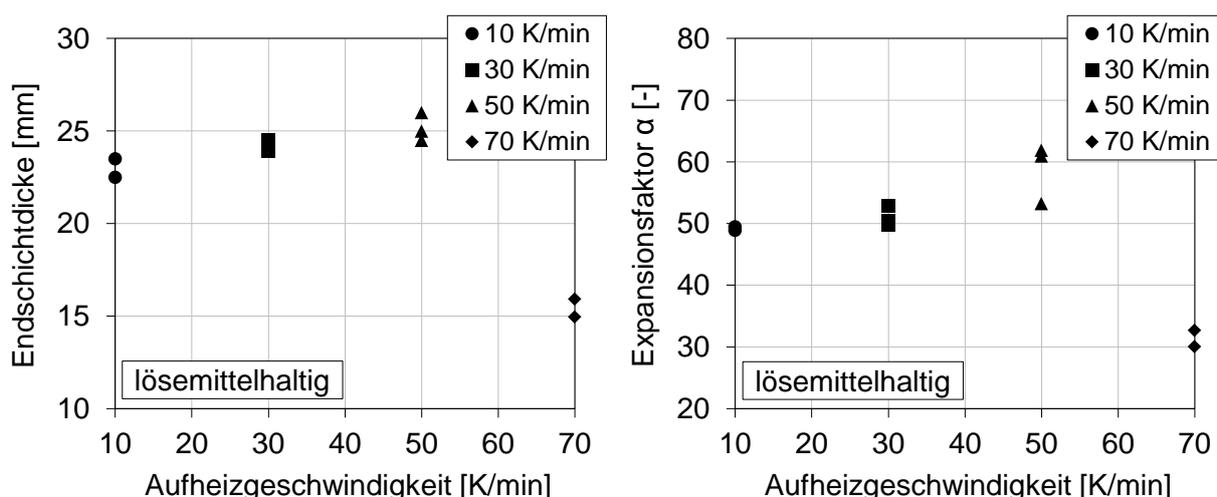


Abbildung 4-42: Endschichtdicken und Expansionsfaktoren des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeit

Insgesamt lässt sich auch für das lösemittelhaltige Brandschutzsystem das Phänomen beobachten, dass für die niedrigeren Aufheizgeschwindigkeiten die geringsten Werte der effek-

tiven Wärmeleitfähigkeit ermittelt werden. Dies stellt gegenüber den gemessenen Stahlplattentemperaturen einen vermeintlichen Widerspruch dar. Um Fehlinterpretationen bei der Bewertung der effektiven Wärmeleitfähigkeit zu vermeiden, sollte die Auswertung der Ergebnisse stets zusammen mit den gemessenen Stahlplattentemperaturen und der Temperaturunterschiede zwischen den geschützten und ungeschützten Proben erfolgen.

Zudem ist an dieser Stelle anzumerken, dass die Absolutwerte der effektiven Wärmeleitfähigkeit im Rahmen der Berechnung stark von der Zeitschrittweite  $\Delta t$  abhängen. Mit größeren Zeitschrittweiten ergeben sich deutlich größere Werte für die effektive Wärmeleitfähigkeit bei gleichbleibendem Verlauf. Ein Vergleich der effektiven Wärmeleitfähigkeiten mit Literaturangaben ist daher nur zulässig, wenn die Zeitschrittweite  $\Delta t$  bekannt ist. Andernfalls darf nur ein qualitativer Vergleich erfolgen. Im Falle der hier durchgeführten Untersuchungen wurde für alle Versuche eine Zeitschrittweite  $\Delta t = 5$  Sek. gewählt, sodass die ermittelten Kurven untereinander auch in Hinblick auf die absoluten Werte der effektiven Wärmeleitfähigkeit verglichen werden können.

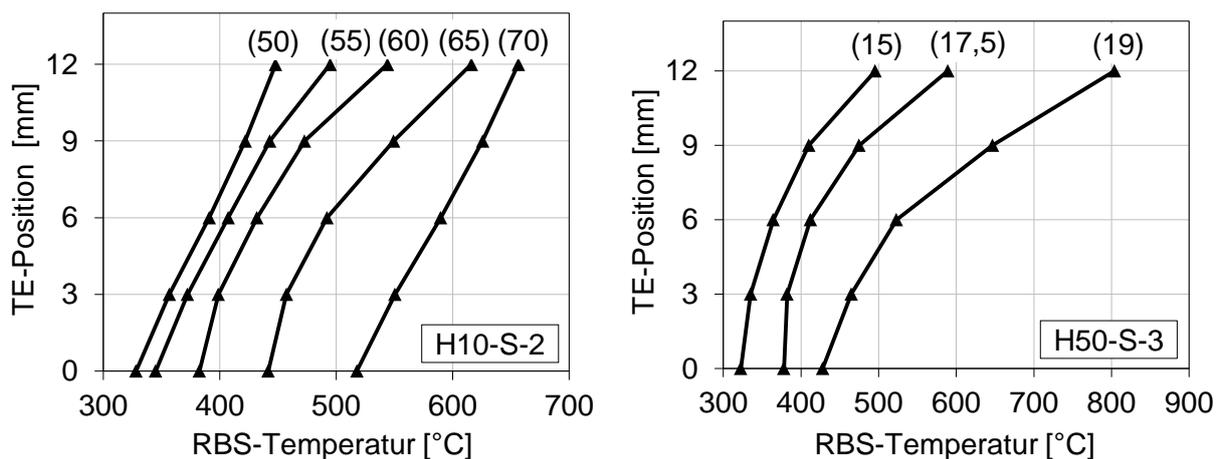


Abbildung 4-43: Innerhalb der expandierten Schaumschicht des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems gemessene Temperaturentwicklung für 10 und 50 K/min für unterschiedliche Zeitpunkte (min)

Der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten auf die Ausbildung der Schaumschicht wird für das lösemittelhaltige Brandschutzsystem in Abbildung 4-42 dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass die Endschichtdicken und die damit verbundenen Expansionsfaktoren für die Aufheizgeschwindigkeiten von 10 – 50 K/min stetig zunehmen. Lediglich für die Proben mit 70 K/min liegen deutlich geringere Endschichtdicken vor. Eine Ursache hierfür könnte in dem Schrumpfverhalten des Brandschutzsystems liegen, das im Rahmen der digitalen Expansionsanalyse als besonders ausgeprägt für die Aufheizgeschwindigkeit von 70 K/min ermittelt wurde (vgl. Abbildung 4-34). Somit ist es denkbar, dass die Schaumschichtdicken des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems bei 70 K/min erst zum Ende des Versuchs einer stärkeren Reduktion unterlagen und während der Phase der effektiven thermischen Schutzwirkung

größer waren. Da die Messung der Schaumschichtdicke erst am Ende des Versuchs erfolgt, sind Aussagen hinsichtlich der Schichtdickenentwicklung während der Versuchsdurchführung jedoch nicht möglich.

Die in Abbildung 4-43 dargestellten Temperaturentwicklungen innerhalb der expandierten Schaumschicht verdeutlichen in ähnlicher Weise wie beim wasserbasierten Brandschutzsystem, dass sich der Temperaturgradient innerhalb der Schaumschicht mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit stärker ausbildet und der Temperaturverlauf entlang der Messstellen eine deutlich ausgeprägtere Nichtlinearität aufweist als für geringere Aufheizgeschwindigkeiten. Die Analyse der Temperaturentwicklung innerhalb der expandierten Schaumschicht bestätigt damit die Beobachtungen, dass auch das lösemittelhaltige Brandschutzsystem bei hohen Aufheizgeschwindigkeiten eine bessere thermische Schutzwirkung aufweist als bei geringeren.

Insgesamt lassen die durchgeführten Untersuchungen die Schlussfolgerung zu, dass sich das in Kapitel 4.2.7 vorgestellte Verfahren für die Durchführung von Erwärmungsversuchen an beschichteten Stahlplatten als besonders erkenntnisbringend in Hinblick auf die Bewertung der thermischen Leistungsfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen für Temperaturzeitkurven mit variierenden Aufheizgeschwindigkeiten erwiesen hat. Mithilfe des Verfahrens lassen sich sowohl die Stahltemperatur als auch die Temperatur innerhalb des expandierten Brandschutzsystems ermitteln. Zusätzlich erlauben die Versuchsergebnisse eine Berechnung der effektiven Wärmeleitfähigkeit. Diese ist jedoch für die Durchführung von numerischen Simulationen weniger geeignet und sollte daher nur für qualitative Analysezwecke verwendet werden.

Gegenüber den aktuellen Zulassungsprüfungen stellt das neuentwickelte Prüfverfahren insgesamt eine sinnvolle Ergänzung dar.

### 4.5.3 Spezifische Wärmekapazität

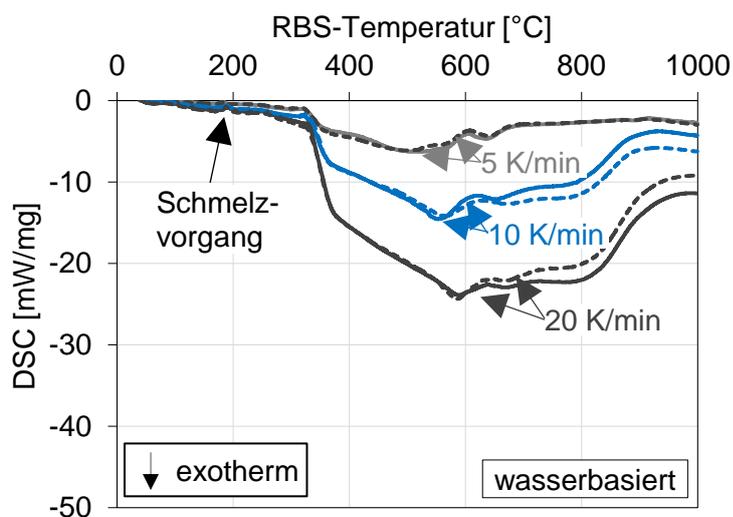
Die Analyse des Wärmespeichervermögens erfolgte für die beiden untersuchten Brandschutzsysteme mithilfe der dynamischen Differenzkalorimetrie (engl. Differential Scanning Calorimetry (DSC)). Hierzu wurde das Analysegerät NETZSCH STA 409 PC/PG DSC-TGA verwendet. Da mit diesem Gerät auch eine Thermogravimetrische Analyse (TGA) zur Ermittlung des Massenänderungsverhaltens durchgeführt werden kann, wurden gekoppelte TGA-DSC-Analysen durchgeführt, um den Aufwand der Versuchsdurchführung zu reduzieren.

Als Atmosphäre wurde synthetische Luft (80 % Ar, 20 % O<sub>2</sub>) gewählt. Die Probenmassen (in Pulverform verarbeitet) betragen für das wasserbasierte Brandschutzsystem 7,8 – 8,1 mg und für das lösemittelhaltige Brandschutzsystem 6,6 – 7,8 mg. In beiden Fällen wurden je Aufheizgeschwindigkeit zwei Versuche durchgeführt.

Im Folgenden sind die Ergebnisse für das gemessene Wärmespeichervermögen in Form des DSC-Signals aufgeführt. Das DSC-Signal beschreibt dabei die Wärmemenge, die von einem Milligramm der untersuchten Probe aufgenommen bzw. abgegeben wird.

#### Wasserbasiertes Brandschutzsystem

Die Ergebnisse der DSC-Analysen für das wasserbasierte Brandschutzsystem sind in Abbildung 4-44 und Tabelle 4-7 dargestellt. Anders als bei der Expansion, liegt für das Wärmespeichervermögen des wasserbasierten Brandschutzsystems eine deutlich stärkere Heizratenabhängigkeit zugrunde. Der Schmelzvorgang des Brandschutzsystems sowie der Beginn der Expansion sind dabei weniger von der Änderung der Aufheizgeschwindigkeiten beeinflusst als die Phase der effektiven thermischen Schutzwirkung.



#### Gekoppelte TGA-DSC-Analyse:

Temperaturbereich: 40-1000 °C

Heizrate: 5, 10 und 20 K/min

Atmosphäre: 80 % Ar / 20 % O<sub>2</sub>

Messgerät: NETZSCH STA 409 PC/PG

Probenmassen:

- 5 K/min: 6,6 mg/ 8,1 mg
- 10 K/min: 7,2 mg/ 8,0 mg
- 20 K/min: 7,6 mg/ 7,8 mg

Abbildung 4-44: Gemessene DSC-Signale als Maß für das Wärmespeichervermögen des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit konstanter Aufheizgeschwindigkeiten

So setzt der Schmelzvorgang (vgl.  $\theta_{\text{Schmelz}}$  in Tabelle 4-7) des Brandschutzsystems beispielsweise für 5 K/min bei einer RBS-Temperatur von 183 °C ein, während er bei 20 K/min bei einer Temperatur von 189 °C lokalisiert wird. Die Erhöhung der Aufheizgeschwindigkeit von 5 auf 20 K/min führt somit lediglich zu einem Temperaturversatz von 6 °C im Schmelzvorgang. Ein ähnliches Verhalten lässt sich beim Zeitpunkt der Expansion wiederfinden (vgl. Tabelle 4-7). Hier beträgt der Temperaturversatz (5 K/min: 318 °C und 20 K/min: 326 °C) zwischen der kleinsten und der größten Aufheizgeschwindigkeit lediglich 8 °C.

*Tabelle 4-7: Gemessene DSC-Signale und zugehörige RBS-Temperaturen des wasserbasierten Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Probenmasse*

Probenbezeichnung	Masse [mg]	$\theta_{\text{Schmelz}}$ [°C]	$\theta_{\text{Beginn}}$ [°C]	$\theta_{\text{Max}}$ [°C]	$\text{DSC}_{\text{Max}}$ [mW/mg]	$\text{DSC}_{600\text{ °C}}$ [mW/mg]
DSC-5-Wa-1	6,6	183	319	503	-6,27	-4,14
DSC-5-Wa-2	8,1	183	318	496	-6,12	-3,79
DSC-10-Wa-1	7,2	186	322	551	-14,55	-12,14
DSC-10-Wa-2	8,0	187	325	565	-14,16	-12,94
DSC-20-Wa-1	7,6	189	326	589	-23,89	-23,62
DSC-20-Wa-2	7,8	189	326	585	-24,36	-23,64

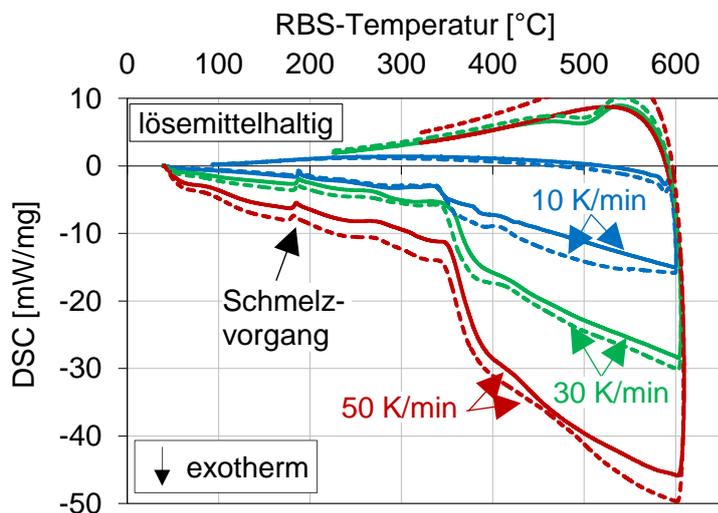
Deutlich ausgeprägter ist der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten im Bereich nach der Expansion. Hier liegen die Maximalwerte der DSC-Signale ( $\text{DSC}_{\text{Max}}$ ) mit -6,12, -14,16 und -23,89 mW/mg in deutlich unterschiedlichen Größenordnungen. Auch der Temperaturzeitpunkt ( $\theta_{\text{Max}}$ ), an dem die maximalen DSC-Signale ermittelt werden, unterliegt einem heizratenabhängigen Versatz. So betragen die Temperaturen für 5 K/min 496 bzw. 503 °C, während sie für 20 K/min Werte im Bereich von 585 – 589 °C annehmen.

Insgesamt zeigen die ermittelten DSC-Signale des wasserbasierten Brandschutzsystems eine deutlich stärkere Sensitivität des Wärmespeichervermögens hinsichtlich der Änderung der Aufheizgeschwindigkeiten als bei der digitalen Expansionsanalyse. In wieweit diese Sensitivität einen Einfluss auf die thermische Leistungsfähigkeit des Brandschutzsystems bei Naturbrandeinwirkungen hat, wird in Kapitel 4.5.5 diskutiert.

### **Lösemittelhaltiges Brandschutzsystem**

Im Falle des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems lässt sich ein ähnliches Verhalten hinsichtlich der Heizratenabhängigkeit wiederfinden, wie beim wasserbasierten Brandschutzsystem. So sind auch hier der Schmelzvorgang des Brandschutzsystems sowie der Beginn der Expansion weniger von der Änderung der Aufheizgeschwindigkeiten beeinflusst als die Phase der effektiven thermischen Schutzwirkung (vgl. Abbildung 4-45). Während der Schmelzvorgang für die untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten von 10, 30 und 50 K/min in einem

Temperaturbereich von 182 – 188 °C stattfindet und damit nahezu unabhängig von den Aufheizgeschwindigkeiten erfolgt, unterliegt der Beginn der Expansion einem geringfügigen Temperaturversatz. So setzt die abrupte Zunahme des DSC-Signals für 10 K/min bei Temperaturen von 333 – 334 °C ein, während sie für 50 K/min bei 343 – 346 °C erfolgt (vgl. Tabelle 4-8).



#### Gekoppelte TGA-DSC-Analyse:

Temperaturbereich: 40-600 °C  
 Heizrate: 10, 30 und 50 K/min  
 Atmosphäre: 80 % Ar / 20 % O<sub>2</sub>  
 Messgerät: NETZSCH STA 409  
 PC/PG

Probenmassen:

- 10 K/min: 5,9 mg/ 6,6 mg
- 30 K/min: 7,8 mg/ 8,3 mg
- 50 K/min: 7,7 mg/ 7,9 mg

Abbildung 4-45: Gemessene DSC-Signale als Maß für das Wärmespeichervermögen des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit konstanter Aufheizgeschwindigkeiten in der Aufheiz- und Abkühlphase

Der Maximalwert des DSC-Signals wird von allen Proben bei ca. 600 °C erreicht und beträgt -15,02, -28,43 und -45,89 mW/mg für 10, 30 und 50 K/min. Da die DSC-Analyse nur bis 600 °C erfolgte, können größere DSC-Signale in höheren Temperaturbereichen nicht ganz ausgeschlossen werden. Dennoch äußert sich der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeiten in Analogie zu dem wasserbasierten Brandschutzsystem besonders deutlich im Bereich nach der Expansion. Das Wärmespeichervermögen des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems ist dabei geringfügig größer als beim wasserbasierten Brandschutzsystem, da bei 600 °C größere DSC-Signale gemessen werden (vgl. Tabelle 4-7 und Tabelle 4-8).

Tabelle 4-8: Gemessene DSC-Signale und zugehörige RBS-Temperaturen des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Probenmasse

Probenbezeichnung	Masse [mg]	$\theta_{\text{Schmelz}}$ [°C]	$\theta_{\text{Beginn}}$ [°C]	$\theta_{\text{Max}}$ [°C]	DSC <sub>Max</sub> [mW/mg]	DSC <sub>600 °C</sub> [mW/mg]
DSC-10-Loe-1	5,9	188	333	599	-15,02	-14,96
DSC-10-Loe-2	6,6	188	334	599	-15,87	-15,77
DSC-30-Loe-1	7,8	186	338	603	-30,21	-30,05
DSC-30-Loe-2	8,3	188	334	603	-28,43	-28,24
DSC-50-Loe-1	7,7	182	343	602	-49,70	-49,65
DSC-50-Loe-2	7,9	185	346	602	-45,89	-45,79

Zusätzlich zu der Erwärmungsphase wurde im Falle des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems das Wärmespeichervermögen auch in der Abkühlphase untersucht. Hierfür wurden die Proben nach dem Erreichen einer Temperatur von 600 °C einer natürlichen Abkühlung unterzogen. Kurz nach dem Einsetzen der Abkühlphase ändern sich die DSC-Signale und nehmen positive Werte an (vgl. Abbildung 4-45). Dies deutet daraufhin, dass dem Brandschutzsystem in der Abkühlphase Wärmeenergie entzogen und nicht wie in der Aufheizphase in die Probe eingetragen wird. Somit kühlt sich das Brandschutzsystem gegenüber dem umgebenden Medium langsamer ab, was aufgrund der porenartigen Struktur und der daraus resultierenden geringen Wärmeleitfähigkeit plausibel erscheint.

Somit weist das untersuchte lösemittelhaltige Brandschutzsystem ein irreversibles Verhalten hinsichtlich des Wärmespeichervermögens auf. Im Falle von Naturbrandeinwirkungen muss daher nicht nur berücksichtigt werden, dass das Wärmespeichervermögen des Brandschutzsystems von den Aufheizgeschwindigkeiten abhängt, sondern auch in der Abkühlphase ein deutlich anderes Verhalten aufweist.

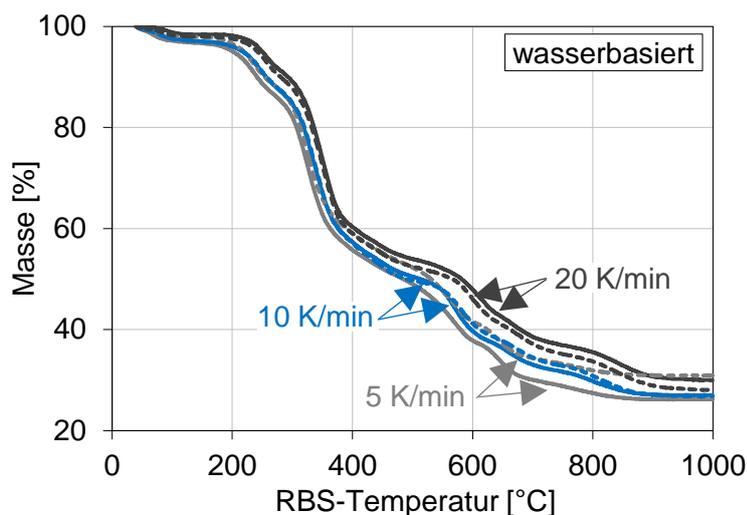
#### **4.5.4 Massenänderungsverhalten**

Die Ermittlung des Massenänderungsverhaltens der beiden untersuchten Brandschutzsysteme erfolgte zusammen mit den oben vorgestellten Untersuchungen des Wärmespeichervermögens innerhalb einer gekoppelten TGA-DSC-Analyse. Hierzu wurde das Analysegerät NETZSCH STA 409 PC/PG DSC-TGA verwendet. Als Atmosphäre wurde synthetische Luft (80 % Ar, 20 % O<sub>2</sub>) zugrunde gelegt. Die Probenmassen wurden bereits in Kapitel 4.5.3 dokumentiert und können zusätzlich Tabelle 4-9 und Tabelle 4-10 entnommen werden.

Für das wasserbasierte und das lösemittelhaltige Brandschutzsystem wurden je Aufheizgeschwindigkeit zwei Versuche durchgeführt. Im Folgenden sind die Ergebnisse des Massenänderungsverhaltens in Diagramm- sowie Tabellenform dargestellt.

##### **Wasserbasiertes Brandschutzsystem**

Die temperaturinduzierte Massenänderung des wasserbasierten Brandschutzsystems erfolgt in mehreren Stufen. Eingeleitet wird der Massenverlust durch die Freisetzung von H<sub>2</sub>O sowie durch den daran anschließenden Schmelzvorgang des Brandschutzsystems. Die größte Massenänderung findet aufgrund der Expansion des Brandschutzsystems statt und erfolgt ab ca. 200 °C in drei Stufen. Danach setzt die Pyrolyse der organischen Bestandteile ein, die mit einem weiteren Massenverlust verbunden ist. Erst nachdem sämtliche organischen Bestandteile thermisch umgesetzt sind, stellt sich eine Massenkonstanz ein. Als Rückstand bleibt ein anorganisches Grundgerüst übrig. Im Falle des wasserbasierten Brandschutzsystems beträgt die Restmasse des anorganischen Rückstandes bei 1000 °C ca. 27 – 30 %.



#### Gekoppelte TGA-DSC-Analyse:

Temperaturbereich: 40-1000 °C

Heizrate: 5, 10 und 20 K/min

Atmosphäre: 80 % Ar / 20 % O<sub>2</sub>

Messgerät: NETZSCH STA 409  
PC/PG

Probenmassen:

- 5 K/min: 6,6 mg/ 8,1 mg
- 10 K/min: 7,2 mg/ 8,0 mg
- 20 K/min: 7,6 mg/ 7,8 mg

Abbildung 4-46: Massenänderungsverhalten des wasserbasierten Brandschutzsystems bei konstanten Aufheizgeschwindigkeiten in der Aufheiz- und Abkühlphase

Im Vergleich zum Wärmespeichervermögen weist das Massenänderungsverhalten des wasserbasierten Brandschutzsystems eine deutlich geringere Sensitivität gegenüber den Aufheizgeschwindigkeiten auf. Dennoch lässt sich sowohl an den Massenänderungskurven in Abbildung 4-46 als auch anhand der zugehörigen Restmassen in Tabelle 4-9 erkennen, dass das wasserbasierte Brandschutzsystem bei geringen Aufheizgeschwindigkeiten einer stärkeren thermischen Umsetzung unterliegt. So beträgt die Probenmasse bei 200 °C für 5 K/min 95,1 – 96,5 %, während sie für 20 K/min bei 97,6 – 98,2 % liegt. Auch mit zunehmender Proben-temperatur, ändert sich diese Tendenz nicht, sodass auch bei 600 °C die Restmassen bei 5 K/min geringer ausfallen als bei den höheren Aufheizgeschwindigkeiten (vgl. Tabelle 4-9).

Tabelle 4-9: Gemessene Massenänderung des wasserbasierten Brandschutzsystems

Proben- bezeichnung	Masse [mg]	m <sub>200 °C</sub> [%]	m <sub>300 °C</sub> [%]	m <sub>400 °C</sub> [%]	m <sub>500 °C</sub> [%]	m <sub>600 °C</sub> [%]
DSC-5-Wa-1	6,6	96,5	84,2	58,9	52,3	41,6
DSC-5-Wa-2	8,1	95,1	82,1	55,7	49,0	37,8
DSC-10-Wa-1	7,2	96,1	84,6	57,3	50,5	39,7
DSC-10-Wa-2	8,0	96,0	84,9	57,4	49,7	41,2
DSC-20-Wa-1	7,6	98,2	89,1	60,3	54,0	47,9
DSC-20-Wa-2	7,8	97,6	87,7	59,1	52,5	46,0

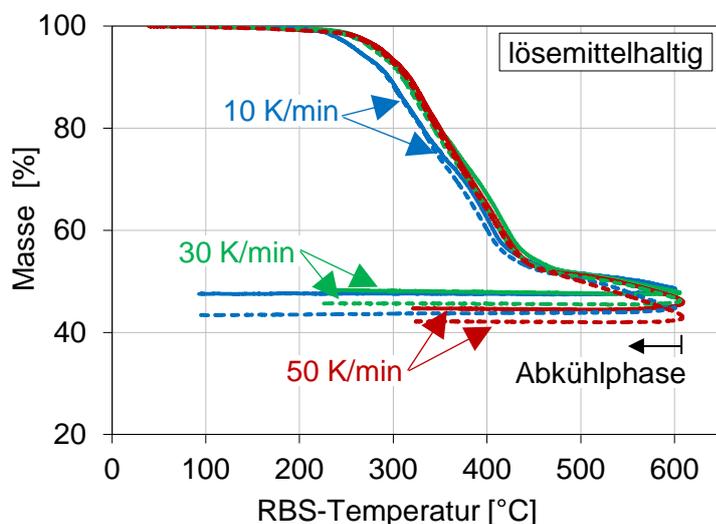
Dieses Verhalten lässt sich mithilfe der thermischen Trägheit des Brandschutzsystems erklären. Wird das Brandschutzsystem mit einer hohen Aufheizgeschwindigkeit erwärmt, hat es weniger Zeit die Temperatur des umgebenden Mediums anzunehmen. Verstärkt wird dieser Effekt durch die Beschaffenheit der expandierten Schaumschicht und ihrer geringen Wärme-

leitfähigkeit, die die Temperatureaufnahme zusätzlich erschwert. Aus diesem Grund sind die Unterschiede im Massenänderungsverhalten besonders im Temperaturbereich zwischen 500 und 900 °C für die unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten am größten. Hier kommt der Einfluss der geringen Wärmeleitfähigkeit der geschlossenenporigen Schaumschicht besonders deutlich zum Tragen.

Insgesamt lässt sich anhand der durchgeführten TGA-Analyse feststellen, dass das wasserbasierte Brandschutzsystem einem starken Massenverlust unterliegt, wenn es einer thermischen Einwirkung unterzogen wird. Die Massenänderung erfolgt dabei am schnellsten, wenn die Proben mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit erwärmt werden.

### Lösemittelhaltiges Brandschutzsystem

Auch im Falle des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems erfolgt die Massenänderung in mehreren Stufen. Anders als beim wasserbasierten Brandschutzsystems wird der Massenverlust des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems jedoch erst bei höheren Temperaturen eingeleitet. Bei 200 °C ist die Masse des reaktiven Brandschutzsystems mit 99,2 – 99,8 % nahezu unverändert (vgl. Tabelle 4-10). Erst mit dem Einsetzen der Expansion setzt ein signifikanter Massenverlust ein, der in zwei Stufen erfolgt (vgl. Abbildung 4-47).



#### Gekoppelte TGA-DSC-Analyse:

Temperaturbereich: 40-600 °C  
 Heizrate: 10, 30 und 50 K/min  
 Atmosphäre: 80 % Ar / 20 % O<sub>2</sub>  
 Messgerät: NETZSCH STA 409  
 PC/PG

#### Probenmassen:

- 10 K/min: 5,9 mg/ 6,6 mg
- 30 K/min: 7,8 mg/ 8,3 mg
- 50 K/min: 7,7 mg/ 7,9 mg

Abbildung 4-47: Massenänderungsverhalten des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems bei konstanten Aufheizgeschwindigkeiten in der Aufheiz- und Abkühlphase

Ähnlich wie bei der wasserbasierten Brandschutzbeschichtung reagiert das lösemittelhaltige Brandschutzsystem im Vergleich zu den durchgeführten DSC-Analysen weniger sensitiv auf die unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten, obwohl diese mit 10, 30 und 50 K/min deutlich höher sind als in den oben vorgestellten Untersuchungen. Dennoch lässt sich auch hier eine geringe Heizratenabhängigkeit für das Massenänderungsverhalten feststellen. So führt die Erwärmung der Proben mit einer geringen Aufheizgeschwindigkeit zu einem schnelleren

Massenverlust als mit höheren Aufheizgeschwindigkeiten. Dies wird vor allem bei einer RBS-Temperatur von 300 °C deutlich. Während die Restmasse der Proben mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min 88,2 – 88,7 % beträgt, liegt diese im Falle von 50 K/min bei 92,7 – 93,4 %. Der Grund für dieses Verhalten liegt, wie bereits oben erklärt, in der thermischen Trägheit des Brandschutzsystems, das durch die geringe Wärmeleitfähigkeit der expandierten Schaumschicht hervorgerufen wird.

Im Vergleich zum wasserbasierten Brandschutzsystem ist die lösemittelhaltige Brandschutzbeschichtung etwas thermisch stabiler. Mit 44,8 – 48,6 % ist die Restmasse des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems bei 600 °C vergleichsweise größer als die 39,7 – 41,2 % der wasserbasierten Brandschutzbeschichtung bei einer Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min (vgl. Tabelle 4-10).

*Tabelle 4-10: Gemessene Massenänderung des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems*

Proben- bezeichnung	Masse [mg]	m <sub>200 °C</sub> [%]	m <sub>300 °C</sub> [%]	m <sub>400 °C</sub> [%]	m <sub>500 °C</sub> [%]	m <sub>600 °C</sub> [%]
DSC-10-Loe-1	5,9	99,8	88,7	62,4	51,6	48,6
DSC-10-Loe-2	6,6	99,6	88,2	60,2	50,5	44,8
DSC-30-Loe-1	7,8	99,5	91,9	64,2	50,9	46,7
DSC-30-Loe-2	8,3	99,6	92,6	66,9	51,5	48,0
DSC-50-Loe-1	7,7	99,2	92,7	64,0	50,0	44,0
DSC-50-Loe-2	7,9	99,2	93,4	65,0	51,2	46,9

Zusätzlich zu der Erwärmungsphase wurde das lösemittelhaltige Brandschutzsystem einer natürlichen Abkühlphase nach dem Erreichen einer RBS-Temperatur von 300 °C unterzogen. Wie den Massenänderungskurven aus Abbildung 4-47 entnommen werden kann, findet in der Abkühlphase keine weitere Massenänderung statt. Dies stimmt mit der Hypothese überein, dass die temperaturabhängigen Reaktionen innerhalb des reaktiven Brandschutzsystems stagnieren, sobald die Energiezufuhr unterbunden ist.

Somit ist die wesentliche Erkenntnis der durchgeführten TGA-Analysen, dass das untersuchte Brandschutzsystem in der Abkühlphase keiner Massenänderung unterliegt. Die Feststellung aus den zuvor durchgeführten Untersuchungen, dass der Massenverlust am schnellsten für geringere Aufheizgeschwindigkeit erfolgt, wird auch im Falle des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems bestätigt.

#### **4.5.5 Diskussion und Bewertung der Ergebnisse**

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurden ein wasserbasiertes und ein lösemittelhaltiges Brandschutzsystem einer systematischen Analyse des thermischen Verhaltens

bei unterschiedlichen Temperatureinwirkungen unterzogen. Für beide Produkte existiert in Deutschland ein gültiger Verwendbarkeitsnachweis, sodass die Produkte erfolgreich die derzeitigen nationalen Zulassungsprüfungen bestanden haben.

Die digitale Expansionsanalyse hat ergeben, dass das wasserbasierte Brandschutzsystem weniger sensitiv auf die Änderung der Aufheizgeschwindigkeiten in Hinblick auf das Expansionsverhalten reagiert als das lösemittelhaltige Brandschutzsystem. Dies wird durch die Untersuchungen von Tabeling [122] bestätigt. Dennoch führt die Steigerung der Aufheizgeschwindigkeiten bei beiden Brandschutzsystemen zu einer Erhöhung der Expansionsfaktoren, die sich gegenüber niedrigeren Aufheizgeschwindigkeiten bei höheren RBS-Temperaturen einstellen. Im Vergleich zur Einheits-Temperaturzeitkurve werden für Temperaturzeitkurven ab einer konstanter Aufheizgeschwindigkeit von 30 K/min kleinere Expansionsfaktoren erreicht. Das Schrumpfverhalten der beiden Brandschutzsysteme ist hingegen bei konstanten Aufheizgeschwindigkeiten ausgeprägter als bei der Einheits-Temperaturzeitkurve. Zusammen mit den geringeren Expansionsfaktoren ab Aufheizgeschwindigkeiten unter 30 K/min, stellt dies eine wichtige Erkenntnis in Hinblick auf die Bewertung der thermischen Leistungsfähigkeit reaktiver Brandschutzsysteme bei Naturbränden dar.

Das Expansionsverhalten der beiden Brandschutzsysteme in der Abkühlphase wurde aufgrund des geringen Projektumfangs nicht untersucht. Dies sollte jedoch nach Möglichkeit nach dem Schema aus Abbildung 4-10 erfolgen. Es ist davon auszugehen, dass die Abkühlphase in erster Linie einen Einfluss auf das Schrumpfverhalten der Brandschutzsysteme hat. Das Verfahren der digitalen Expansionsanalyse hat sich bei den durchgeführten Untersuchungen als sehr erkenntnisbringend erwiesen. Zwar ist sowohl bei der Versuchsdurchführung als auch bei der Auswertung der Ergebnisse eine große Sorgfalt geboten, jedoch eignet sich das Verfahren sehr gut, um das Expansionsverhalten reaktiver Brandschutzsysteme in Hinblick auf die Heizratenabhängigkeit zu untersuchen.

Das Wärmespeichervermögen der beiden untersuchten Brandschutzsysteme weist gegenüber dem Expansionsverhalten eine noch größere Sensitivität hinsichtlich der Aufheizgeschwindigkeiten auf. Mit zunehmender Aufheizgeschwindigkeit nimmt das Wärmespeichervermögen stark zu. Trotz der Tatsache, dass die beiden Brandschutzsysteme ein unterschiedliches Expansionsverhalten aufweisen, ist das Wärmespeichervermögen der beiden Produkte nahezu gleich. Eine mögliche Erklärung hierfür ist in den Probengrößen zu suchen. Anders als bei der digitalen Expansionsanalyse, wurden die DSC-Analysen für die Ermittlung des Wärmespeichervermögens an Kleinstproben durchgeführt.

Eine weitere wichtige Erkenntnis in Bezug auf das thermische Verhalten von reaktiven Brandschutzsystemen ist, dass das Wärmespeichervermögen irreversibel ist und in der Abkühlphase ein anderes Verhalten aufweist. Da die Masse der reaktiven Brandschutzsysteme

jedoch insgesamt gering ist und sich infolge der Expansion zudem noch stark reduziert, ist der Einfluss des Wärmespeichervermögens auf die thermische Schutzwirkung vernachlässigbar. Entsprechende Hinweise sind auch in der Literatur (vgl. z.B. Hollmann [78] und Tabeling [122]) zu finden. Gleichwohl eignet sich die DSC-Analyse vor allem für den Verständniskennwert hinsichtlich des Reaktionsverhaltens der reaktiven Brandschutzsysteme in Abhängigkeit der unterschiedlichen Aufheizgeschwindigkeiten.

Mithilfe der TGA-Analysen konnte das stark temperaturabhängige Massenänderungsverhalten der beiden untersuchten Brandschutzsysteme quantifiziert werden. Zwar haben die Aufheizgeschwindigkeiten vergleichsweise einen geringeren Einfluss auf die Massenänderung, vor allem geringere Aufheizgeschwindigkeiten führen jedoch zu einem schnelleren Massenverlust. Als mögliche Ursache wurde hierfür die thermische Trägheit identifiziert, die sich vor allem bei höheren Aufheizgeschwindigkeiten bemerkbar macht.

In den Abkühlphasen findet keine weitere Massenänderung statt. In Hinblick auf das thermische Verhalten bei Naturbränden kann daher die Masse bzw. die Rohdichte der Brandschutzsysteme in den Abkühlphasen als konstant angenommen werden.

Insgesamt stellt die TGA-Analyse ein probates Prüfverfahren dar, um das Massenänderungsverhalten von reaktiven Brandschutzsystemen bei variierenden Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten zu untersuchen. Die Anwendung des Verfahrens bedarf jedoch einer großen Expertise und sollte stets von einem geschulten Personal durchgeführt werden. Nach Möglichkeit sollte die Analyse des Massenänderungsverhalten und des Wärmespeichervermögens in einer simultanen TGA-DSC-Analyse erfolgen. Hierdurch wird zum einen der Aufwand für die Versuchsdurchführung reduziert. Zum anderen wird damit die Möglichkeit eröffnet, direkte Bezüge zwischen den Analysen herzustellen.

Für die Bewertung der thermischen Leistungsfähigkeit der beiden untersuchten Brandschutzsysteme wurden Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten durchgeführt. Hierbei wurde ein eigens entwickelter Versuchsaufbau verwendet, mit dem neben der Analyse der Stahlplattentemperatur auch die Temperaturentwicklung innerhalb der expandierten Schaumschicht gemessen werden kann.

Sowohl das wasserbasierte als auch das lösemittelhaltige Brandschutzsystem weisen vor allem für die Einheits-Temperaturzeitkurve und die Temperaturzeitkurven mit hohen konstanten Aufheizgeschwindigkeiten eine sehr gute thermische Schutzwirkung auf. Für geringe Aufheizgeschwindigkeiten liegt hingegen eine geringere thermische Leistungsfähigkeit der Brandschutzsysteme vor, die sich in geringeren Schaumschichtdicken, höheren Stahlplattentemperaturen und kleineren Temperaturgradienten in der expandierten Schaumschicht widerspiegelt. Da diese Erkenntnisse mithilfe des in Kapitel 4.2.7 vorgestellten Versuchsaufbaus gewonnen wurden, stellt der Versuchsaufbau eine sehr gute Möglichkeit dar die ther-

mische Leistungsfähigkeit von reaktiven Brandschutzsystemen für Temperatureinwirkungen mit variierenden Aufheizgeschwindigkeiten zu bewerten. Lediglich die Analyse der effektiven Wärmeleitfähigkeit hat sich bei der Bewertung der Leistungsfähigkeit der reaktiven Brandschutzsysteme als wenig aussagekräftig erwiesen.

## 4.6 Zusammenfassung

Unter Anwendung der vorgestellten thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren konnten die temperaturabhängigen Materialeigenschaften sowohl für die Aufheizphase als auch die Abkühlphase ermittelt werden. Für die untersuchten Brandschutzplatten und Brandschutzputze sind die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität sowie die Rohdichte ermittelt worden. Für die reaktiven Brandschutzsysteme ist zusätzlich das Expansionsverhalten im Labormaßstab bestimmt worden. Die Messergebnisse zeigen, dass die untersuchten Brandschutzmaterialien ein irreversibles Materialverhalten unter einer Naturbrandbeanspruchung aufweisen. Die gemessenen thermischen Materialeigenschaften der Aufheizphase unterscheiden sich dabei deutlich von der Abkühlphase. Der Einfluss von unterschiedlichen Aufheiz- und Abkühlraten hat dabei ergeben, dass mit geringeren Aufheizraten frühzeitiger temperaturbedingte Reaktionen im Brandschutzmaterial erfasst werden. Die Veränderung der Aufheizrate hat auf die thermischen Materialkennwerte einen größeren Einfluss als die Abkühlraten. Infolge einer steigenden Temperaturbeanspruchung (Aufheizphase) wurden in den untersuchten Brandschutzmaterialien Reaktionen erfasst, die in der anschließenden Abkühlphase zu konstanten oder nur geringen Veränderungen der Kurvenverläufe der thermischen Messwerte führen. Eine temperaturunabhängige Formulierung, die in der DIN EN 1993-1-2/NA für gipshaltige Brandschutzplatten sowie für Brandschutzputze bereitgestellt wird, werden den temperaturabhängigen Messergebnissen nicht gerecht. Die Plausibilität der Messergebnisse konnte anhand der Datenbasis aus Kapitel 2 überprüft werden. Die bis dato lückenhafte Kenntnis über das thermische Materialverhalten in der Abkühlphase kann anhand der Messergebnisse für die untersuchten Brandschutzmaterialien entgegen gewirkt werden.

Aus den experimentellen Versuchsdaten im Labormaßstab soll die Ableitung der thermischen Materialkennwerte der betrachteten Bekleidungsmaterialien unter Naturbrandbeanspruchung erfolgen. Für die Absicherung der im Labormaßstab ermittelten thermischen Materialkennwerte und Erforschung möglicher Maßstabeffekte wurde ein Großbrandversuch im Realmaßstab durchgeführt. Eine Bewertung der verwendeten, thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren erfolgt in Kapitel 7.

## 5 Großmaßstäbliche Experimentelle Untersuchungen

### 5.1 Einleitung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde ein Großbrandversuch an geschützten Stahlbauteilen am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB) im November 2017 durchgeführt. Ziel des Großbrandversuches war es die Schutzwirkung der betrachteten Bekleidungsmaterialien und reaktiven Brandschutzsysteme zu ermitteln und Bauteiltemperaturen zu erfassen, die zur Validierung eines Ingenieurmodells unter Anwendung von Brandschutzingenieurmethoden herangezogen werden können. Zusätzlich sollten Maßstabeffekte im Großbrandversuch ermittelt und die thermischen Materialkennwerte, die in den experimentellen Vorversuchen im Labormaßstab ermittelt worden sind, im Realmaßstab überprüft werden. Insbesondere die Schutzwirkung der untersuchten Bekleidungsmaterialien konnte im realen Maßstab unter Naturbrandbeanspruchung und unter zusätzlicher mechanischer Last bestimmt werden. In Anlehnung an die Prüfnormen DIN EN 1363-1(2012) [3], DIN EN 13381-4 (2013) [15] und DIN EN 13381-8 (2013) [16] sind die Prüfkriterien und Randbedingungen des Versuchs festgelegt worden. Entgegen den Normprüfungen ist als Brandbeanspruchung eine Naturbrandkurve mit dem charakteristischen Verlauf einer Aufheizphase, einer Vollbrandphase sowie einer Abkühlphase verwendet worden. Die verwendete Naturbrandkurve wurde unter Anwendung der Ingenieurmethoden in AP 1 ermittelt. Bei dem Großbrandversuch handelte es sich somit nicht um eine Brandprüfung zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer. Der Großbrandversuch sollte als Grundlage für die Bewertung der Schutzwirkung der betrachteten Bekleidungsmaterialien für geschützte Stahlbauteile unter Naturbrandbeanspruchungen dienen. Der Versuchsaufbau wurde im Vorfeld dem projektbegleitenden Ausschuss vorgestellt und festgelegt. Für den Versuch ist der Deckenprüfstand Kammer 20 (Loreley) des iBMBs verwendet worden. Die Aufbauarbeiten und die Durchführung des Großbrandversuchs wurden in Zusammenarbeit der beteiligten Forschungseinrichtungen und der Materialprüfanstalt Braunschweig durchgeführt.

Im Folgenden werden die Versuchskörper des Großbrandversuches sowie die Brandschutzplatten beschreiben. Im Anschluss wird der Versuchsaufbau dargestellt, wobei auf die Lagerung und Position der Versuchskörper eingegangen wird. Zusätzlich wird die Stabilisierungsstruktur, die eigens für den Großbrandversuch bemessen und erstellt wurde, beschrieben. Die verwendete Messtechnik zur Aufnahme der Bauteiltemperaturen und zur Verformungsmessung wird ebenfalls erläutert. Die Versuchsdurchführung des Großbrandversu-

ches wird beschrieben, indem auf die Belastung und die gewählte Naturbrandkurve eingegangen wird. Abschließend werden die Ergebnisse des Großbrandversuches hinsichtlich der Bauteiltemperaturen und der thermischen Schutzwirkung vorgestellt. Insbesondere die Rissbildung und Fugenbildung sowie das Aufschäumverhalten werden dabei thematisiert und anhand der Versuchsergebnisse diskutiert.

## 5.2 Versuchskörper und Brandschutzbekleidung

Im Großbrandversuch sind drei belastete Stahlträger, ein unbelasteter Trägerabschnitt und fünf unbelastete Stützenabschnitte mit gleichem Stahlprofil mit unterschiedlichen Bekleidungsmaterialien versehen worden. Die Versuchskörper des Großbrandversuches sind in Tabelle 5-1 aufgeführt. Als Stahlprofil wurde für alle Versuchskörper einheitlich ein HEA 240 gewählt. Für vierseitige Brandbeanspruchung weist das Stahlprofil einen  $A_p/V$ -Wert von  $178 \text{ [m}^{-1}\text{]}$  (profilfolgende Brandschutzmaterialien) und  $122 \text{ [m}^{-1}\text{]}$  (kastenförmige Brandschutzmaterialien). Für eine dreiseitige Brandbeanspruchung weist das Stahlprofil einen  $A_p/V$  - Wert von  $147 \text{ [m}^{-1}\text{]}$  (profilfolgende Brandschutzmaterialien) und  $91 \text{ [m}^{-1}\text{]}$  (kastenförmige Brandschutzmaterialien) auf.

Die untersuchten Bekleidungsmaterialien im Großbrandversuch beschränkten sich auf die untersuchten Brandschutzplattenbekleidung, den perlithaltigen Brandschutzputz und das wasserbasierte reaktive Brandschutzsystem, für die in den experimentellen Laborversuchen bereits die thermischen Materialkennwerte ermittelt worden sind. Die Wahl der Bekleidungs-dicken der Bekleidungsmaterialien erfolgte anhand des Profilfaktors ( $A_p/V$ ) nach DIN EN 1993 - 1-2 (2010) [4], den Vorgaben aus DIN 4102-4 (2016) [11] hinsichtlich Mindestbekleidungs-dicken sowie den Bemessungshilfen der Hersteller von Bekleidungs-materialien. Die Bekleidungs-dicken der verschiedenen Brandschutzmaterialien sind gemäß einer ETK-Brandbeanspruchung für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten ausgelegt. Es ist jedoch ausdrücklich darauf hinzuweisen, dass der Großbrandversuch unter Anwendung einer Naturbrandkurve durchgeführt wurde und damit keine Prüfung zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer darstellt.

Tabelle 5-1: Versuchskörper mit Bekleidungsmaterialien des Großbrandversuches

Probekörper	Stahlprofil	Bekleidung	Dicke	Mechanische Belastung	Länge bzw. Höhe	Beflammung
Stahlträger 1	HEA 240	Gipskartonfeuerschutzplatte, einlagig, kastenförmig	15 mm	30% $M_{pl,Rd,kalt}$	4,90 m	dreiseitig
Stahlträger 2	HEA 240	Perlithaltiger Brandschutzputz, profilfolgend	15 mm,	60% $M_{pl,Rd,kalt}$	4,90 m	dreiseitig
Stahlträger 3	HEA 240	Reaktives Brandschutzsystem, profilfolgend	365 $\mu$ m	60% $M_{pl,Rd,kalt}$	4,90 m	dreiseitig
Trägerabschnitt 1	HEA 240	Reaktives Brandschutzsystem, profilfolgend	350 $\mu$ m	-	1,00 m	dreiseitig
Stützenabschnitt 1	HEA 240	Gipskartonfeuerschutzplatte, einlagig, kastenförmig	15 mm	-	1,00 m	vierseitig
Stützenabschnitt 2	HEA 240	Calciumsilicatplatten, einlagig, kastenförmig	20 mm	-	1,00 m	vierseitig
Stützenabschnitt 3	HEA 240	Gipsfaserplatten, einlagig, kastenförmig	15 mm	-	1,00 m	vierseitig
Stützenabschnitt 4	HEA 240	Reaktives Brandschutzsystem, profilfolgend	360 $\mu$ m	-	1,00 m	vierseitig
Stützenabschnitt 5	HEA 240	Perlithaltiger Brandschutzputz, profilfolgend	15 mm	-	1,00 m	vierseitig

Um den Einfluss natürlicher Brandszenarien unter gleichzeitiger mechanischer Belastung auf die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien zu untersuchen, wurden im Großbrandversuch drei belastet Stahlträger getestet. Als Versuchskörper wurden drei identisch aufgebaute I-Profilträger als Einfeldträger mit einer Länge von 4,90 m ausgeführt. Das Loslager der Versuchskörper wurde durch eine Rolle (Durchmesser 40 mm), die auf einer Auflagerplatte 700x20x280 mm mit einem Spiel von 110 mm auflag, realisiert. Die Rollen wurden innerhalb des Spiels von 110 mm mittig positioniert und wurden während des Versuchsaufbaus durch Panzertap in ihrer Lage gehalten. Die Versuchskörper könnten sich somit in positive und negative Längsrichtung der Versuchskörperachse ungehindert ausdehnen. Zur Absicherung, dass die Versuchskörper bei einer erhöhten Durchbiegung nicht vom Auflager gleiten konnten, sind auf den Auflagerplatten Stahlstege (BL10\*10\*500) vorgesehen

worden. Am Festlager wurde ebenfalls eine Rolle mit einem Durchmesser von 40 mm auf einer Auflagerplatte platziert, die jedoch starr in ihrer Lage gehalten wurde. Die Befestigung der Auflagerplatten zur Lagesicherung erfolgte mit je zwei Pratzen, die an HEB 280 Profilen (Ofenwanderhöhung) befestigt wurden.

An den Probekörpern wurden im Bereich der Auflager Verbreiterungen des Unterflansches angeschweißt, die wiederum mit Aussteifungsblechen am Steg versehen worden sind. Zur zusätzlichen Torsionssteifigkeit wurden die Stegauseifungen dabei trapezförmig ausgebildet.

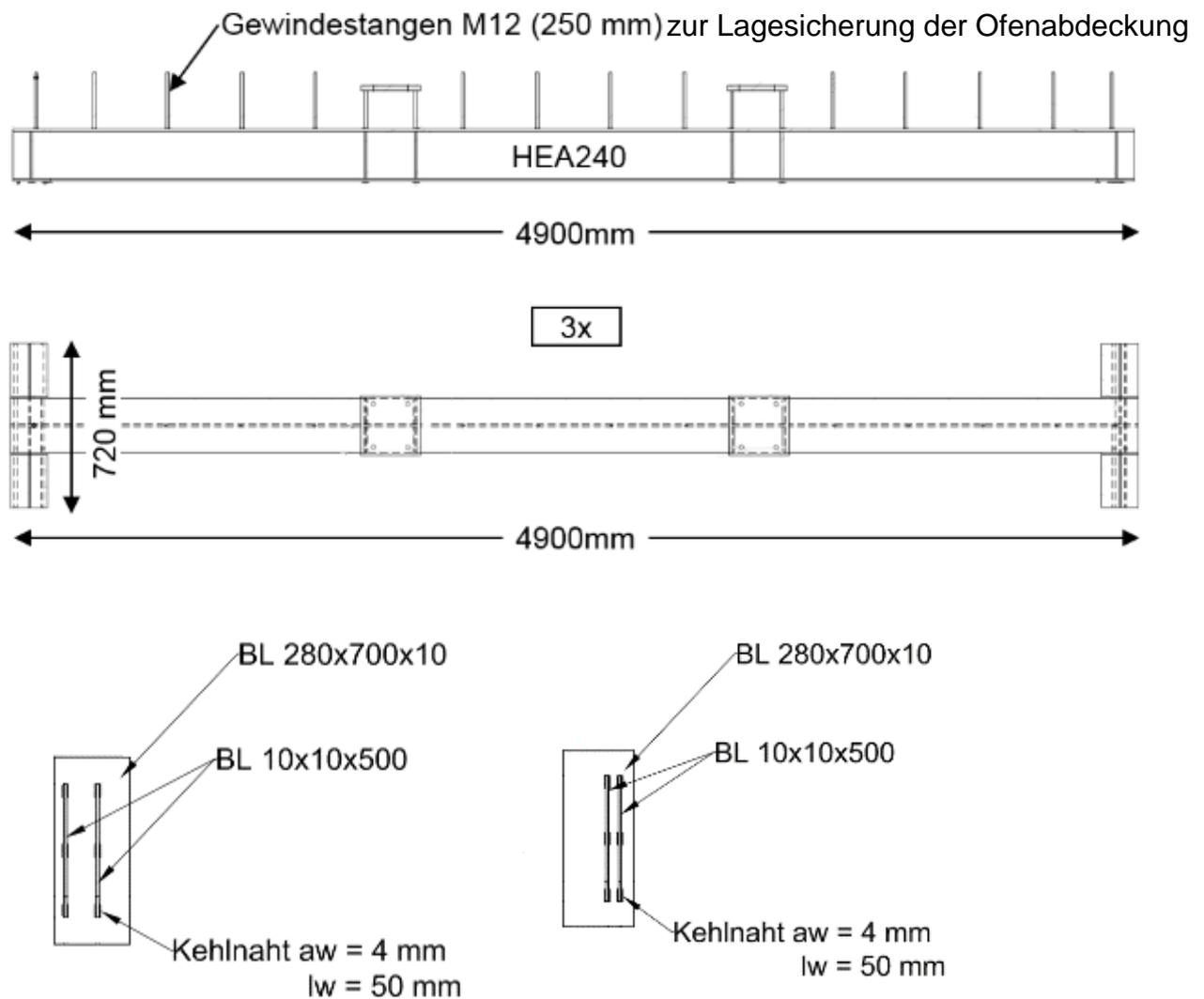


Abbildung 5-1: Systemskizze von Ansicht und Draufsicht der belasteten Versuchskörper (dreifache Ausführung)

Zusätzlich wiesen die belasteten Stahlträger in den dritten Punkten der Länge zwei Belastungspunkte auf, die mit einer konstanten Presskraft während des Großbrandversuches belastet wurden (Vier-Punkt-Biegeversuch). Zur Lastenteilung sind in den Drittelpunkten der

Versuchskörperlänge je Probekörper zwei Lasteinleitungstempel, ebenfalls HEA 240 Profile, mit einer Höhe 190 mm angeordnet worden. Der Probekörper wurden in den Drittelpunkten unterhalb der Lasteinleitungspunkte mit Stegaussteifungen (Blechdicke 10 mm) versehen, um eine gewisse Steifigkeit aufzuweisen. Die Lasteinleitungstempel wurden über vier hochfeste Gewindeschrauben mit Laststempelverlängerungen verbunden. Die Verlängerungen der Laststempel wiesen insgesamt eine Höhe von 530 mm auf. Sie wurden aus einem HEA 140 Profil und zwei aufgeschweißten Blechen mit den Abmessungen 260x260x20 mm ausgeführt, die eine kraftschlüssige Verbindung mit den Pressenfüßen der verwendeten Belastungseinrichtung eingehen konnten.

Zusätzlich wurden an den belasteten Versuchskörpern Gewindestangen M12 (Höhe 250 mm) aufgeschweißt, an denen Porenbetondeckenplatten befestigt wurden. Die Befestigung der Porenbetondeckenplatten diente zur Gewährleistung der Ofenabdeckung über die gesamte Versuchsdauer sowie zur Sicherstellung des Schutzes der brandabgewandten Seite des Versuchskörpers auch bei last-/temperaturbedingter Durchbiegung des Versuchskörpers. In Anlehnung an die DIN EN 13381-4 (2013) [15] wurden die Porenbetonabdeckplatten mit je zwei Gewindestangen M12 samt Unterlegscheiben und Sechskantmuttern (Güte 10.9) in ihrer Lage gesichert. Lediglich die Porenbetondeckenplatten an den Lasteinleitungstempeln wurden nur mit einer Gewindestange M12 befestigt. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Auflagerfläche wurden an den Ausschnitten der Lasteinleitungspunkte zusätzliche Bewehrungsseisen mit einer Länge von 500 mm positioniert, die durch Vermiculitabdeckungen vor einer direkten Beflammung im Brandraum geschützt wurden. Zwischen den Porenbetondeckenplatten sind Steinwollematten (Dicke 20 mm) genagelt worden, um einen Wärme- und Rauchaustritt aus den Fugen zu vermeiden. Ebenso sind über die Versuchskörperlänge zum Schutz der brandabgewandten Seite Steinwollematten (Dicke 20 mm) aufgebracht worden.

Für die belasteten Versuchskörper wurde ein Stahlträger kastenförmig, dreiseitig mit Gipskartonfeuerschutzplatte (1-lagig, Dicke 15 mm), ein zweiter Stahlträger profilfolgend, dreiseitig mit Brandschutzputz (Dicke 15 mm) und ein dritter Stahlträger mit einem wasserbasierten reaktiven Brandschutzsystem (Trockenschichtdicke: 365  $\mu\text{m}$ ) ebenfalls dreiseitig und profilfolgend versehen. Die belasteten, geschützten Stahlträger wurden in Versuchskörperlängsachse in sieben Ebenen mit Thermoelementen Typ K (Nickel-Chrom-Nickel) versehen, die im Hochtemperaturbereich bis 1.250 °C die Bauteiltemperaturen bestimmen können. Die Positionierung der Thermoelemente alternierte, damit eine Aussage über die Temperaturverteilung über die gesamte Trägerlänge erfolgen konnte. Die belasteten Stahlträger wurden identisch mit Thermoelementen versehen, wobei bei der kastenförmigen Gipskartonfeuer-

schutzplattenbekleidung zusätzliche Thermoelemente im Hohlraum zwischen Steg und Bekleidung und auf der Oberfläche der Plattenbekleidung aufgebracht wurden.

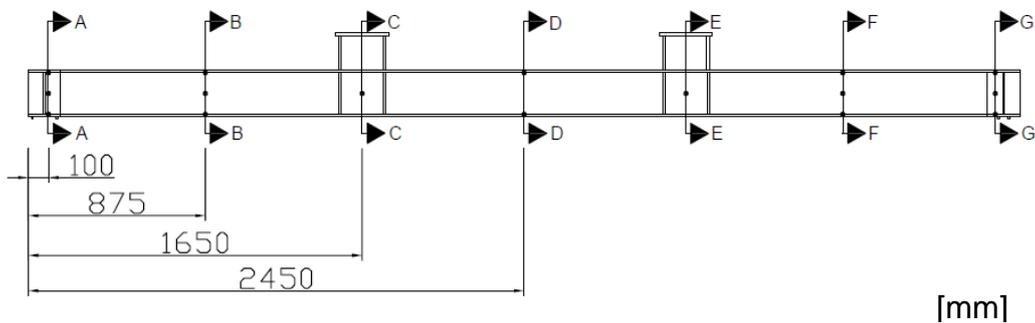


Abbildung 5-2: Position der Thermoelemente über die Versuchskörperlänge der belasteten und geschützten Stahlträger

Als Referenzkörper wurde ein unbelasteter I-Profilträger (HEA 240) mit einer Länge von 1000 mm verwendet. Der Versuchskörper wurde mit einem wasserbasierten reaktivem Brandschutzsystem mit einer Trockenschichtdicke von ca. 350  $\mu\text{m}$  beschichtet.

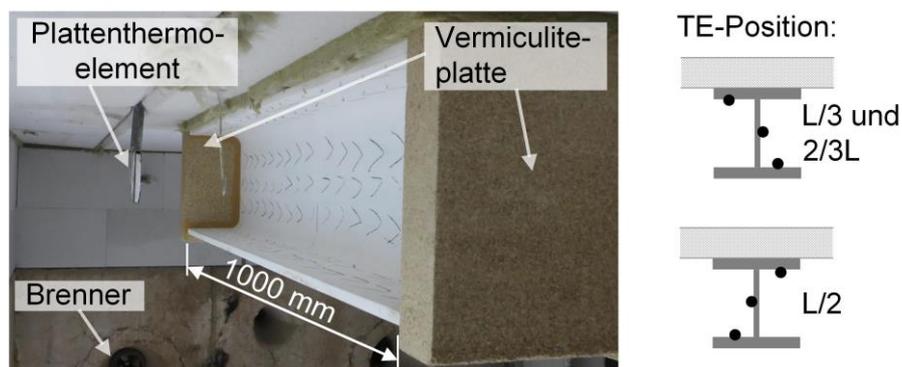


Abbildung 5-3: Unbelasteter Trägerabschnitt mit einem wasserbasierten reaktivem Brandschutzsystem (Trockenschichtdicke: 350  $\mu\text{m}$ , Länge  $L = 1000$  mm)

Um eine dreiseitige Brandbeanspruchung zu gewährleisten, wurde der Versuchskörper unter der Brandofendecke angeordnet, die aus Deckplatten aus Porenbeton bestand. Die freien Enden der Prüfkörper wurden mit 50 mm dicken Dämmplatten aus Vermiculit abgedeckt. Die

Temperatur der Probekörper wurde mit Thermoelementen Typ K gemessen, die durch Anschweißen auf die Flansche und den Steg aufgebracht wurden. Die Lage der Thermoelemente ist in Abbildung 5-3 angegeben.

Um die thermische Schutzwirkung der betrachteten Bekleidungsmaterialien auch für eine vierseitige Naturbrandbeanspruchung zu ermitteln, wurden bekleidete Stützenabschnitte (Profil HEA 240) im Großbrandversuch untersucht. Die Stützenabschnitte wurden als 1 m Höhe Versuchskörper auf dem Boden des Brandofens platziert, so dass eine vierseitige Brandbeanspruchung gewährleistet wurde. Die Stützenstummel wurden zwischen den Brennerachsen aufgestellt, um eine direkte Beflammung zu vermeiden. Zusätzlich wurde ausreichend Abstand zwischen den Stahlstützenabschnitten sowie den belasteten Stahlträgern eingehalten, damit sich homogene Temperaturverhältnisse im Brandraum einstellen könnten und Strahlungseffekte minimiert wurden. Im Brandraum wurden fünf unbelastete Stahlstützenabschnitte positioniert und jeweils mit den folgenden Brandschutzmaterialien ausgestattet:

- Gipskartonfeuerschutzplatte 15 mm, 1-lagig kastenförmig
- Gipsfaserplatte 15 mm; 1-lagig kastenförmig
- Calciumsilikatplatte 20 mm, 1-lagig kastenförmig
- Brandschutzputz 15 mm, profilfolgend
- Reaktives Brandschutzsystem 350 µm; profilfolgend

Die Stahlstützenabschnitte sind auf eine 20 mm dicken Steinwollematte gestellt worden (die mit Brandschutzputz versehen worden sind), um einen Wärmeeintrag über den Brandraumboden zu vermeiden. Um auch den Wärmeeintrag über die Oberseite der Stahlstützenabschnitte auf ein Minimum zu reduzieren, sind Deckel aus Vermiculit mit einer Stärke von 20 mm angefertigt und ebenfalls mit Steinwolle (Dicke 20 mm) ausgekleidet worden. Zur Aufnahme der Stahltemperaturen wurden Thermoelemente Typ K durch Anschweißen auf die Flansche und den Steg aufgebracht. Zur Aufnahme der Temperaturen an den Brandschutzplattenbekleidungen sind zusätzlich Thermoelemente im Hohlraum und auf der Oberfläche der Brandschutzplatten angebracht worden. Die Abmessungen der unbelasteten Stützenabschnitte sowie die Position der Thermoelemente zeigen die folgenden Abbildungen.

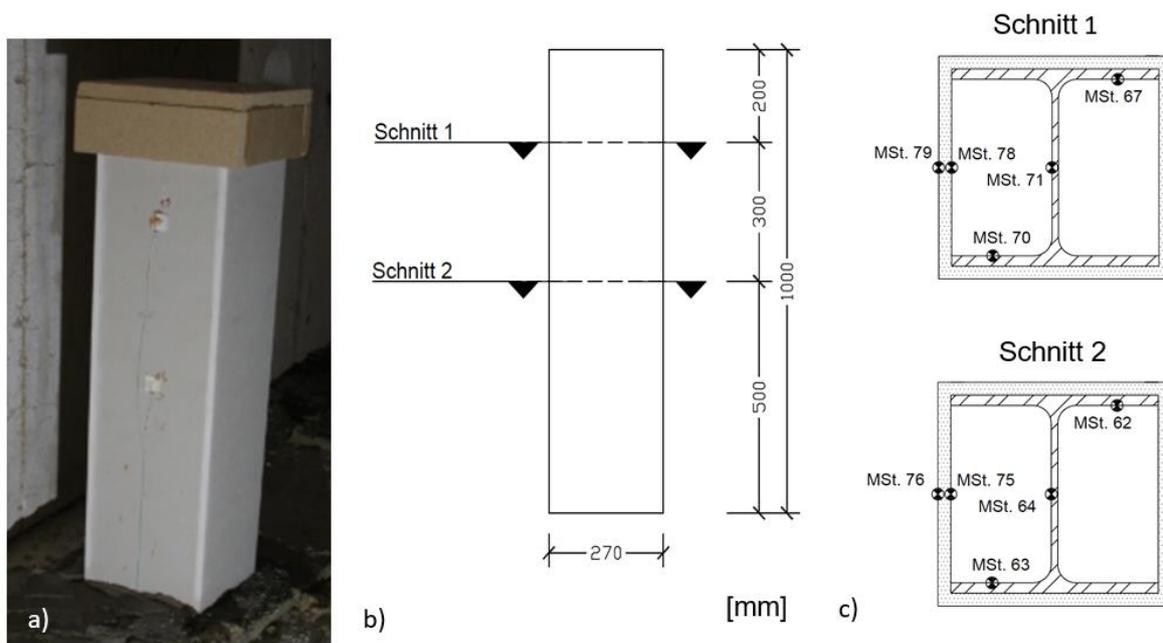


Abbildung 5-4: (a) Kastenförmig bekleideter Stahlstützenabschnitt mit 1 Lage 15 mm Gipskartonfeuerschutzplatte samt (b) Versuchskörperabmessungen und (c) Position der Thermoelemente

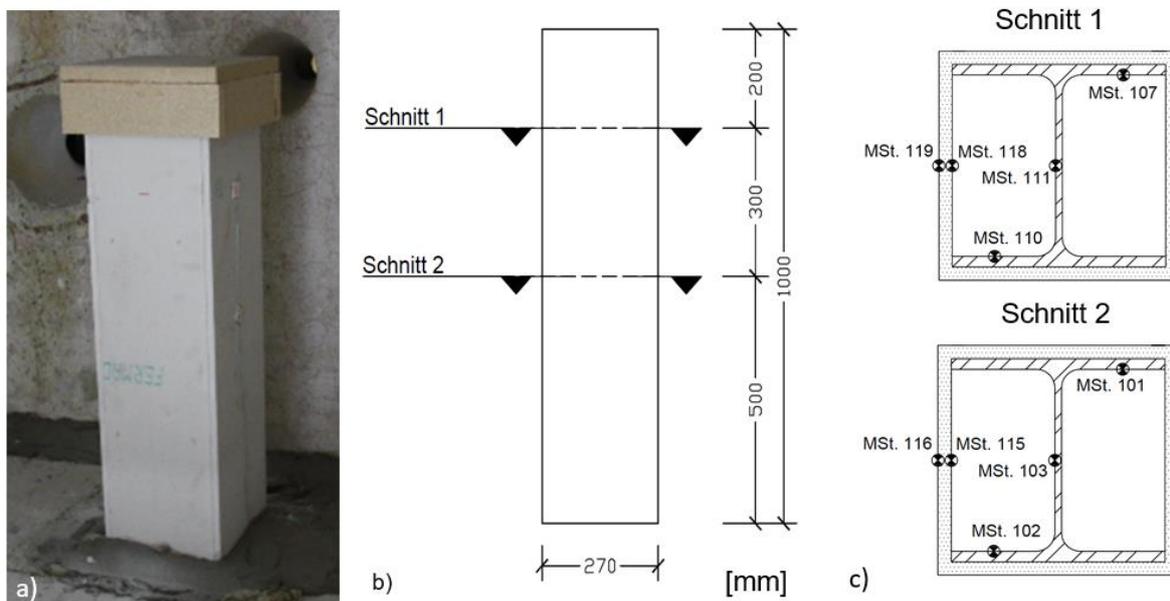


Abbildung 5-5: Kastenförmig bekleideter Stahlstützenabschnitt mit 1 Lage 15 mm Gipsfaserplatte samt (b) Versuchskörperabmessungen und (c) Position der Thermoelemente

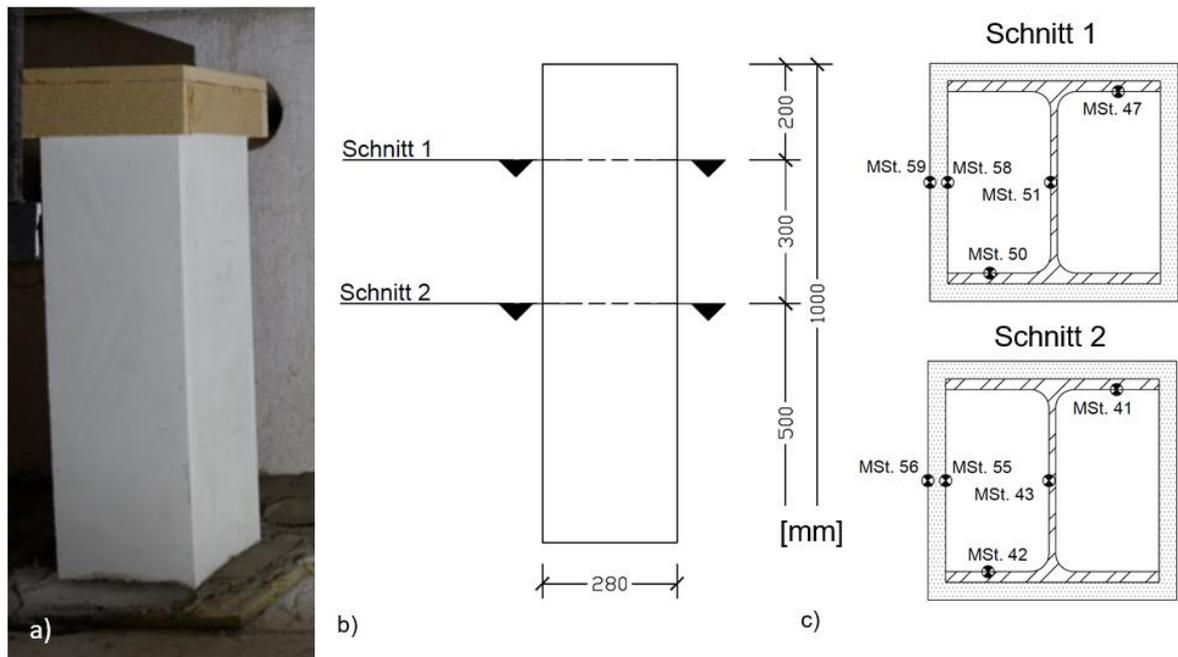


Abbildung 5-6: Kastenförmig bekleideter Stahlstützenabschnitt mit 1 Lage 20 mm Calciumsilikatplatte samt (b) Versuchskörperabmessungen und (c) Position der Thermoelemente

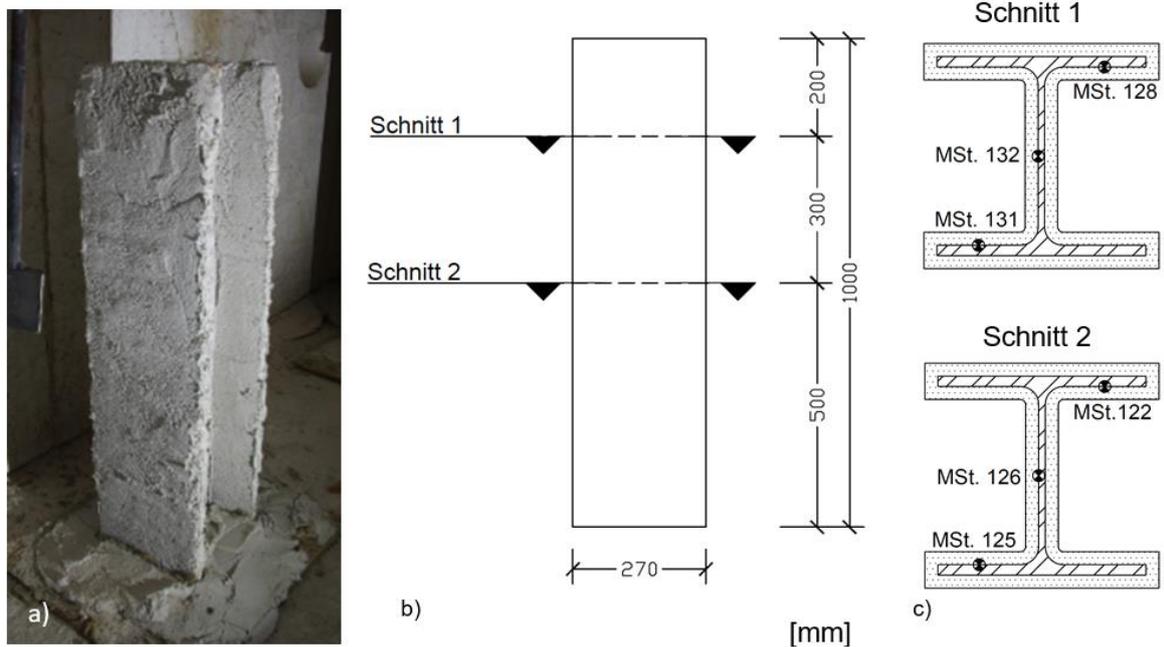


Abbildung 5-7: (a) Geschützter Stahlstützenabschnitt mit 15 mm profilfolgendem perlithaltigen Brandschutzputz samt (b) Versuchskörperabmessung und (c) Position der Thermoelemente

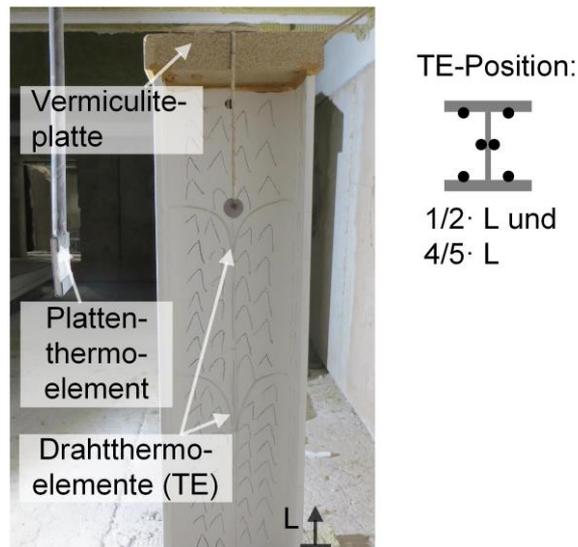


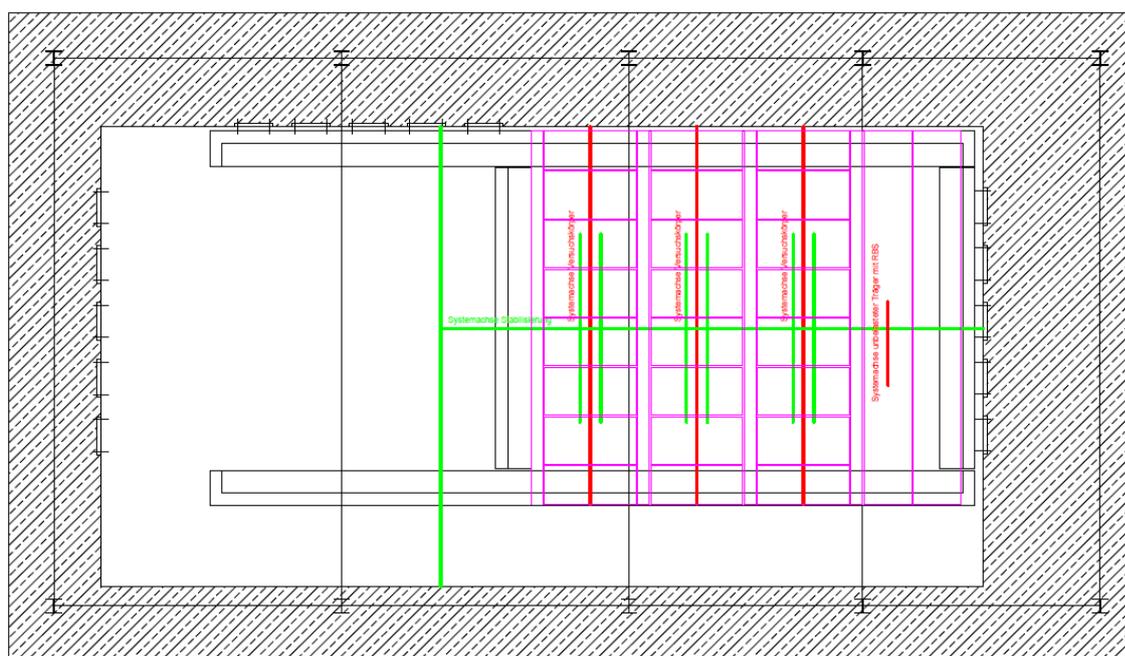
Abbildung 5-8: Unbelasteter Stützenabschnitt mit einem wasserbasierten reaktivem Brandschutzsystem (Trockenschichtdicke:  $360 \mu\text{m}$ , Länge  $L = 1000 \text{ mm}$ )

### 5.3 Versuchsaufbau

Zur Durchführung des Großbrandversuchs in der Deckenprüfstand Kammer 20 der Forschungseinrichtung 1, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig verwendet worden. Der Versuchsstand Kammer 20 (Loreley) besteht aus einer rechtwinkligen, symmetrisch aufgebauten Brandkammer, die je nach Versuchsdurchführung modular verändert werden kann. Die gesamte Breite des Versuchsstandes beträgt ca. 5 m und die Länge ca. 10 m. Die Höhe der Brandkammerwände von 2,50 m kann beliebig erhöht werden. Für mechanische Beanspruchungen ist der Versuchstand mit sechs hydraulischen Pressen ausgestattet. Für den Großbrandversuch wurden ca.  $2/3$  der Brandkammer verwendet, sodass der Brandraum die Innenabmessungen von 4 m Breite und 5,33 m Länge aufwies. Im Rahmen des Großversuchs wurden die Ofenwände um ein HEB 280 Profil aufgestockt, um die Höhe des Versuchsaufbaus an den Pressenanfahrtsweg anzupassen. Insgesamt weist der Prüfstand zehn Ölbrenner auf, wobei im Versuch acht Brenner zur Temperatursteuerung im Brandraum eingesetzt wurden.

Die belasteten Prüfkörper wurden in Querrichtung innerhalb des Versuchstandes positioniert, wobei die Auflagerpunkte auf der Ofenwandung aufgelagert wurden. Die Ofenabdeckung ist durch Porenbetonplatten ( $1200 \text{ mm} \times 625 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ ) realisiert worden. Je belasteten Stahlträger sind acht Porenbetonplatten durch Gewindestangen M12 in ihrer Lage gesichert worden. Um eine unabhängige Durchbiegung der einzelnen Probekörper voneinander gewährleisten zu können, wurden vier Zwischenträger aus Porenbetonplatten ( $5000 \text{ mm} \times 625 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ ) angeordnet. Die Zwischenträger sind auf die Ofenwandung aufgelagert worden. An den Zwischenträger sind Steinwolleplatten (Dicke 20 mm) vollflächig angenagelt

worden, damit die Probenbetondeckenplatten bei einer last-/temperaturbedingten Durchbiegung der Stahlträger gleiten könnten und dennoch eine geschlossene Ofenabdeckung vorlag (vgl. DIN EN 13381-4 (2013)). Zur Lagesicherung und Vermeidung von Biegedrillknicken der belasteten Stahlträger ist eine Stabilisierungsstruktur vorgesehen worden, die die Lasteinleitungspunkte der belasteten Versuchskörper in Lage hielt. Die verwendete Stabilisierungsstruktur ist in Kapitel 5.4 ausführlich erläutert. Die Positionierung der belasteten Versuchskörper, die Position der Porenbetondeckenplatten und Porenbetonzwischenträger sowie die Lage der Stabilisierungsstruktur zeigen die folgenden Abbildungen (vgl. Abbildung 5-9, Abbildung 5-10, Abbildung 5-11).



*Abbildung 5-9: Draufsicht Prüfstand samt systematischem Versuchsaufbau (grün: Stabilisierungsstruktur; rot: Systemachsen belastete Versuchskörper; lila: Porenbetondeckenplatten und Zwischenträger aus Porenbeton)*

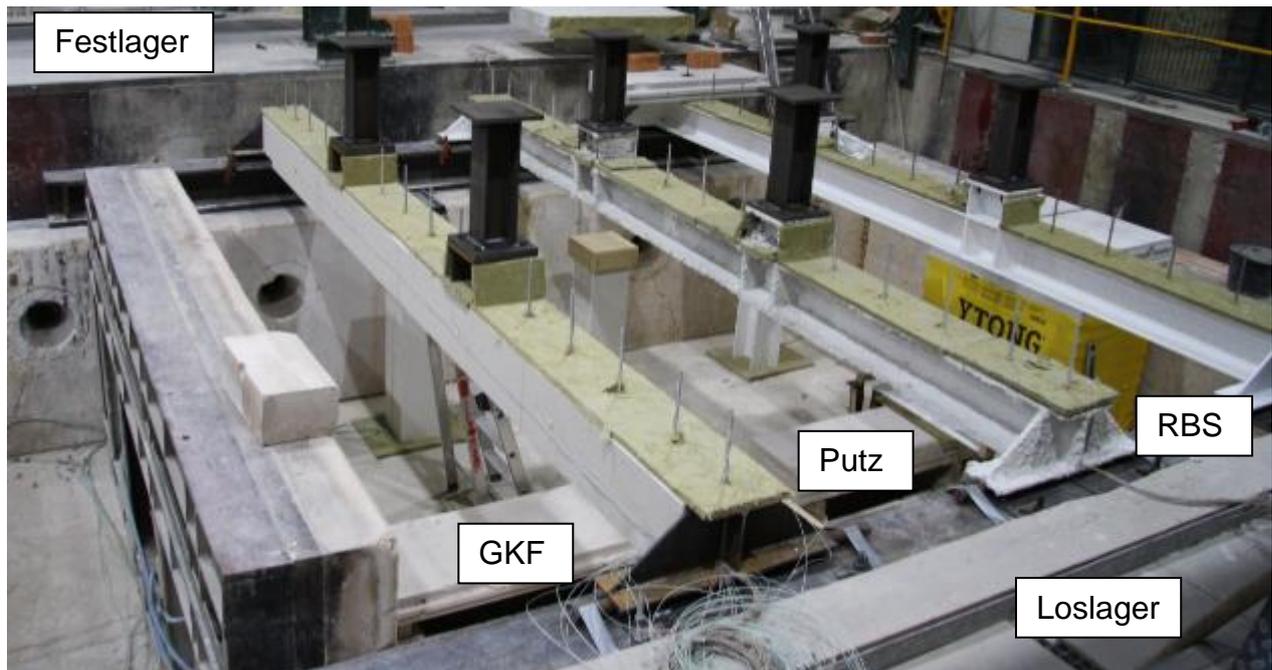


Abbildung 5-10: Position belastete Stahlträger, drei identische Versuchskörper mit unterschiedlichen Brandschutzmaterialien

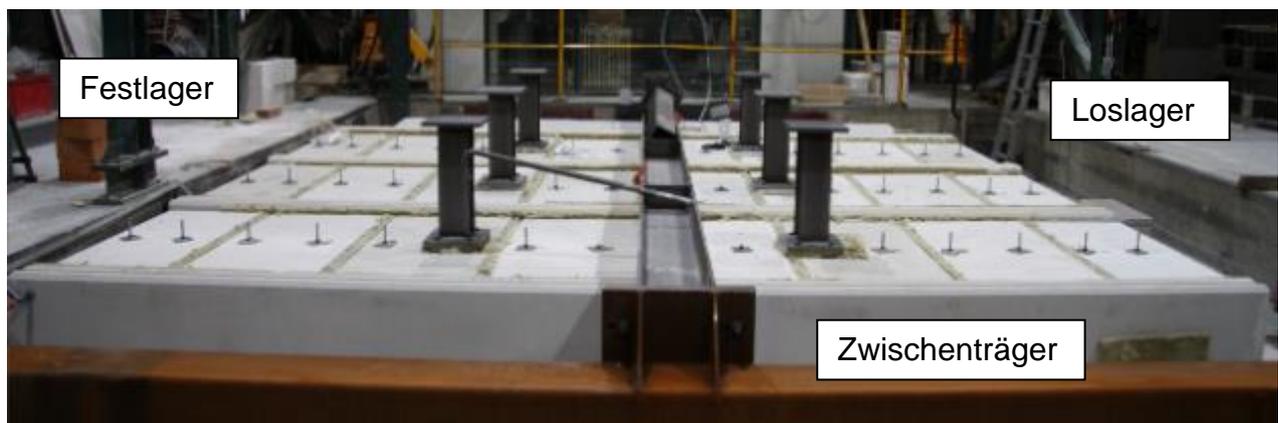


Abbildung 5-11: Draufsicht Versuchsaufbau mit Verlängerung der Laststempel, Zwischenträger und Porenbetondeckenplatten

Die belasteten Versuchskörper (Stahlträger) wurden während der gesamten Versuchsdauer mechanisch belastet. Zur Sicherstellung einer konstanten Belastung wurden alle sechs hydraulischen Pressen des Prüfstandes verwendet. Je Versuchskörper sind zwei Pressen auf die Laststempelverlängerung kraftschlüssig aufgesetzt worden. Die Steuerung der Belastungseinrichtung erfolgte über zwei Druckkreisläufe. Der mit Gipskartonfeuerschutzplatte versehene Stahlträger wurde über einen Druckkreislauf gesteuert. Entsprechend haben zwei Pressen mit jeweils der gleichen, konstanten Last den mit Gipskartonfeuerschutzplatte beplankten Versuchskörper belastet. Die profilfolgend geschützten Stahlträger mit perlithaltigem Brandschutzputz und wasserbasiertem RBS wurden über einen zweiten Druckkreislauf

gesteuert, wobei die Belastung je Träger einzeln abgeklemmt werden könnte, um eine unabhängige Steuerung der belasteten Probenkörper zu gewährleisten. Die vier Pressen wurden gleichzeitig mit gleicher, konstanter Last gesteuert, wobei ein Pressenpaar den mit perlithaltigen Brandschutzputz versehenen Stahlträger belastet hat und das andere Pressenpaar den mit wasserbasierten RBS versehenen Probekörper.

Zur Aufnahme der temperatur- und lastbedingten Verformungen der belasteten Stahlträger sind je belasteten Versuchskörper vier Potenziometer (Drehpotentiometer) platziert worden. Die Messungen der Durchbiegungen erfolgten an den Lasteinleitungspunkten der Träger, wobei je zwei Drehpotenziometer je Versuchsträgerseite angebracht wurden. Zusammen mit der Verformungsmessungen und den Abständen der Potenziometer zur Versuchskörperachse kann eine Aussage über mögliche Verformungen/ Verdrehung in beiden Achsen des Versuchskörpers (Längs- und Querrichtung) getroffen werden. Die Drehpotenziometer wurden dabei auf unabhängigen Querträger, die in Ofenquerrichtung gespannt wurden, befestigt. An den Laststempelverlängerungen sind Gewindestangen angeschweißt worden, über die eine Verformungsmessung anhand des Drehweges der Potenziometer ermittelt wurde.

Zusätzlich zu den belasteten Versuchskörpern wurde ein unbelasteter Stahlträgerabschnitt, der mit einem wasserbasieren RSB mit einer Trockensichtdicke von 350  $\mu\text{m}$  versehen wurde, an einer Probenbetondeckenplatte abgehängt. Der unbelastete, geschützte Trägerabschnitt diente als Referenzkörper zum belasteten Stahlträger. Ferner sind in der Brandkammer die unbelasteten, geschützten Versuchskörper positioniert worden. Zur Realisierung einer vierseitigen Brandbeanspruchung wurden die Stahlstützenabschnitte direkt auf den Boden der Brandkammer gestellt. Zur Vermeidung des Wärmeeintrags über die Versuchskörperlänge sind 20 mm dicke Steinwolleplatten an den Versuchskörperenden und 20 mm Vermiculitdeckel samt 20 mm Steinwollen am Versuchskörperanfang angeordnet worden. Die unbelasteten Stahlstützenabschnitte wurden dabei je nach Bekleidungsmaterial den belasteten Stahlträgern zugeordnet, um während des Brandversuchs gleichen Temperaturbedingungen im Brandraum ausgesetzt zu sein. Die Stahlstützenabschnitte wurden zwischen den Brennerachsen aufgestellt, um eine direkte Beflammung zu vermeiden. Zusätzlich wurde ausreichend Abstand zwischen den geschützten Stahlstützenabschnitten sowie den belasteten Stahlträgern eingehalten, damit sich homogene Temperaturverhältnisse im Brandraum einstellen könnten und Strahlungseffekte minimiert wurden.

Die Position der unbelasteten und geschützten Stahlträgerabschnitte verdeutlicht Abbildung 5-12.



Abbildung 5-12: Position der unbelasteten Stützenstummel im Brandraum

Um die Brandeinwirkung auf die Versuchskörper und speziell die Ofentemperaturen experimentell zu erfassen, wurden Plattenthermoelemente in verschiedenen Ebenen im und vor dem Versuchskörper platziert. Nach den Plattenthermoelementen wurde die Steuerung der Naturbrandkurve vorgenommen. Je belasteten Stahlträger sind acht Plate-Thermoelemente platziert worden, die die Brandraumtemperaturen in Versuchskörperlänge aufgenommen haben. Die Aufnahme der Brandraumtemperaturen am unbelasteten Trägerabschnitt erfolgte über zwei Plattenthermoelemente in Trägermitte. Je unbelasteten Stahlstützenabschnitt wurde ein Plattenthermoelement angeordnet.

## 5.4 Stabilisierungskonstruktion

Beim Versuchsaufbau wurde eine Stabilisierungskonstruktion vorgesehen, um einem möglichen Biegedrillknicken der belasteten Stahlträger vorzubeugen. Bei einer minimalen Schiefstellung des Pressenfußes der verwendeten Belastungseinrichtung würde eine zentrische Lasteinleitung in den Belastungspunkten/Lasteinleitungspunkten nicht dauerhaft möglich sein und es könnte zu einer zusätzlichen Momentenbeanspruchung der belasteten Stahlträger kommen. Folglich wurde eine Stabilisierungskonstruktion entwickelt, die die Laststempel der belasteten Stahlträger auch bei einer Schiefstellung in Lage hielt und somit eine konstante Lasteinleitung während der gesamten Versuchsdauer ermöglichte. Die Bemessung der Stabilisierungskonstruktion erfolgte durch die Forschungseinrichtung 2 (Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover).

Insgesamt bestand die Stabilisierungskonstruktion aus folgenden Bauteilen:

- Querträger QR 200\*6,3; Länge 5,98 m
- Kopplungsträger HEA 240; Länge 6,69 m
- Stützenabschnitt HEA 240 mit Kopfplatte; Höhe 0,90 m
- 12 x Quadratrohre QR140\*6,3, Länge 1,10 m
- 12 x Gewindestangen M12 und U-Profile U60 Länge 0,60 m
- 6 x Gewindestangen M12, Länge 0,60 m

Parallel zu den Versuchskörperachsen der belasteten Träger wurde ein Quadratrohr QR 200\*6.3 (Länge 5,98 m) als Querträger an den Hallenboden montiert. Die Lochplatten der Ofenwandung des Versuchsstandes konnten zusammen mit vorgesehenen Kopfplatten samt Langlöcher als Befestigung des Querträgers genutzt werden. Der Querträger wurde genutzt, um einen Kopplungsträger in Längsrichtung der Brandkammer, in Querrichtung der Versuchskörperachsen zu befestigen. Der Kopplungsträger musste somit nicht über die gesamte Brandkammerlänge von 10 m geführt werden. Er wurde als 6,685 m langen Träger (Profil HEA 240) ausgeführt. Vor der Messwarte wurde die Schraubenverbindung des Hallenbodens und der Ofenwandung genutzt, um einen 900 mm hohen Stützenstummel (Profil HEA 240), der auf der Ofenwandung gestellt wurde, zu befestigen. Eine ausreichende Stabilisierung des Kopplungsträgers wurde durch den beidseitigen Schraubenanschluss gewährleistet.

Der Kopplungsträger verfügte über jeweils drei Stegaussteifungen, die in den Achsen der belasteten Versuchskörper beidseitig angeordnet wurden und dem Kopplungsträger ausreichend Steifigkeit gewährleisteten. An den Flanschen des Kopplungsträgers wurden insgesamt 12 Quadratrohre mit einer Länge von 1,10 m durch eine Schraubverbindung miteinander verbunden. Die Quadratrohre QR 140x6.3, die durch ihre Geometrie eine hohe Torsionssteifigkeit aufwiesen, dienten bei der Stabilisierungs konstruktion zur Lagesicherung der Laststempelverlängerung. Je ein Quadratrohrpaar, das an den Enden durch Gewindestangen M12 miteinander verbunden wurde, fixierte dabei einen Laststempel. Durch die Verwendung von Sechskantmuttern an den Gewindestangen konnte der Abstand der Quadratrohrpaare zueinander eingestellt werden, sodass ein Gleiten der Quadratrohre an der Laststempelveränderung ermöglicht wurde. Zusätzlich wurden die Laststempelverlängerungen mit Silikon-spray behandelt, damit bei einer Durchbiegung der Versuchskörper das Gleiten an den Quadratrohrpaaren verbessert wurde. Zur Lagesicherung der Quadratrohrpaare wurden diese zusätzlich noch über U-Profile U60 und Gewindestangen M12 über die Traversen der Belastungseinrichtung abgehängt. In Abbildung 5-13 ist die Draufsicht auf den Versuchsaufbau mit Stabilisierungskonstruktion gezeigt.

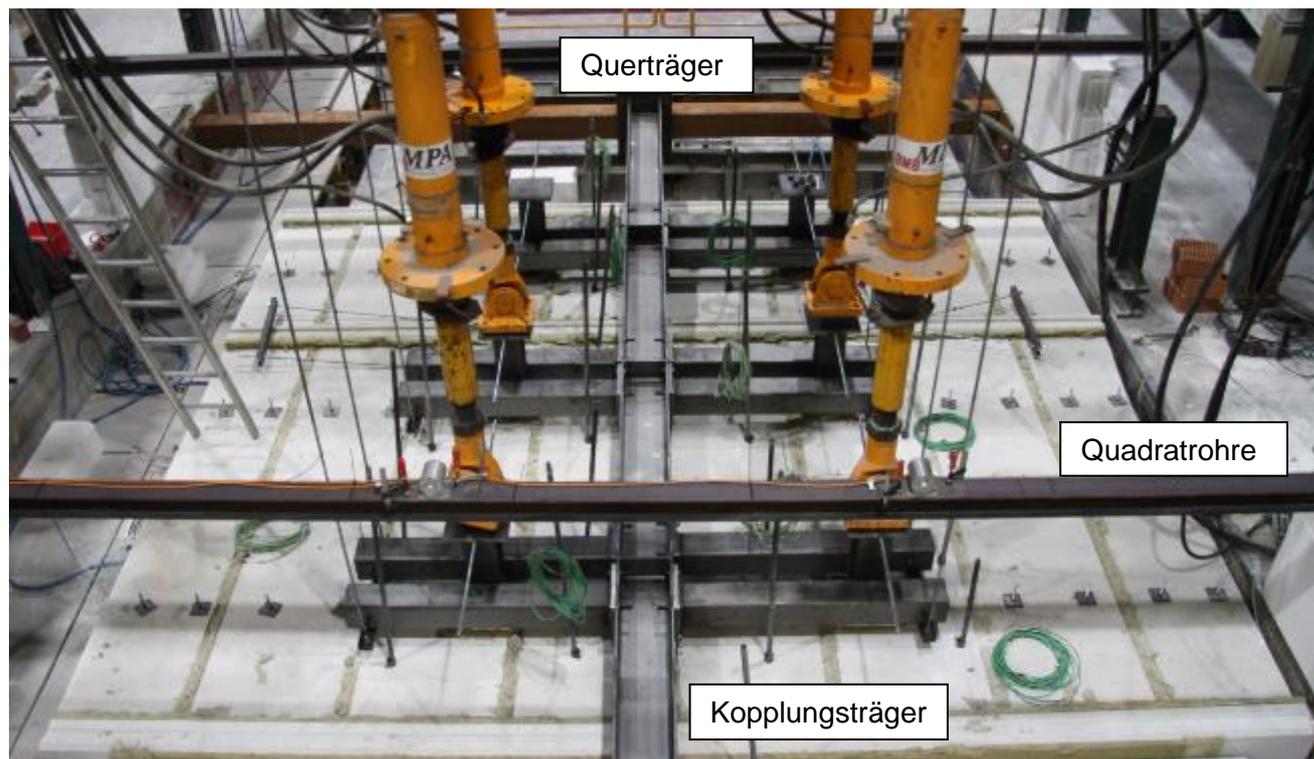


Abbildung 5-13: Draufsicht auf den Versuchsaufbau samt Stabilisierungskonstruktion

## 5.5 Versuchsdurchführung

Der Großbrandversuch wurde für eine gesamte Prüfungsdauer von 140 Minuten ausgelegt. Die gewählte Naturbrandbeanspruchung wird in Kapitel 5.5.1 dargestellt. In Kapitel 5.5.2 erfolgt die Darstellung der mechanischen Belastung der drei geschützten Stahlträger. In Tabelle 2 werden die Versuchsdurchführung und Beobachtungen während des Großbrandversuches dargestellt. Während des Großbrandversuches wurde die Rauchgasreinigungsanlage mit 1.630 Pa ( $\sim 2,5\text{m}^3/\text{s}$ ) betrieben. Des Weiteren lief während des Großbrandversuchs und der anschließenden Beobachtungszeit der Rauchabzug im Brandraum.

Tabelle 5-2: Versuchsdurchführung

Versuchsminute	Versuchsprogramm
<i>Vorbelastung der Versuchskörper</i>	
0:00	Positionierung der Pressen (Klemmlast ca. 4,5 kN)
5:15	1. Druckkreislauf: Lastniveau von 40 kN erreicht
8:10	2. Druckkreislauf: Lastniveau von 85 kN erreicht Lasten werden konstant gehalten (15 Minuten)
28:10	Konstante Belastung mit 40 kN bzw. 85 kN je Presse
<i>Einschalten der Brenner</i>	
0:00	Brenner an
10:00	Ausfall von drei Plattenthermoelementen zur Ofensteuerung; Austausch
21:00	Austritt von Heißgasen zwischen Porenbetonplatten
25:00	Sichtbare Durchbiegung der Versuchskörper mit Putz und RBS
38:00	Deutliche Vergrößerungen der Durchbiegungen beim Träger mit RBS
48:00	Entlastung des Versuchskörpers mit RBS
60:00	Brenner aus, Natürliche Abkühlung
76:00	Entlastung Träger mit GKF und Putz
143:00	Beendigung Temperaturmessungen
<i>Allgemeine Beurteilungen während der Versuchsdauer</i>	
Rauch	Zum Versuchsbeginn leichte Austritt von Rauchgasen insbesondere an den Außenseiten des Prüfofens
Besonderheiten	Rissbildung der Plattenbekleidungen, Fugenausbildung und ungleichmäßige Aufschäumung des RBS durch Brandraumkammer und anschließende Begehung Brandinnenraum sichtbar
<i>Beobachtung im Anschluss an die Brandbeanspruchung (60. bis 143. Minute)</i>	
bis 76:00	Keine Auffälligkeiten außerhalb des Brandraumes sichtbar
fortlaufend	Aufzeichnung der Brandraum-/ Bauteiltemperaturen mittels Thermoelementen, sowie Auszeichnung via Kameras

### 5.5.1 Naturbrandbeanspruchung

Im Großbrandversuch ist als Brandbeanspruchung eine Naturbrandkurve ausgewählt worden, die sich im Zuge Brandsimulationsberechnungen aus AP 1 unter zur Hilfenahme von Brandschutzingenieurmethoden ergeben hat. Der ausgewählte Naturbrandverlauf basiert auf dem Ergebnis einer Brandsimulation mit CFAST für einen Brandraum  $A = 500 \text{ m}^2$  und einer Brandlastdichte von  $300 \text{ MJ/m}^2$  (vgl. Kapitel 3). Im Vergleich zur normativen Einheits-

Temperaturzeitkurve (ETK) stellt der Naturbrand ein realistisches Modell eines Realbrandes mit einer Brandentwicklungsphase, einem Vollbrand sowie einer Abkühlphase dar. Im Großversuch wurde die Naturbrandkurve über 60 Minuten Branddauer mit einer Toleranz von  $\pm 100$  °C gesteuert. Aufgrund der erhöhten Brennerleistung bei der Zündung wurde die geforderte Naturbrandkurve in den ersten 13 Minuten deutlich übersteuert (vgl. Abbildung 5-14). Nach 60 Minuten Steuerung der geforderten Naturbrandkurve wurden die Brenner abgeschaltet. Folglich fand eine natürliche Abkühlung im Brandraum statt. Die Diskrepanz der geforderten Abkühlphase und der tatsächlichen Abkühlung im Brandraum lässt sich mit der vorhandenen Rauchabzug begründen.

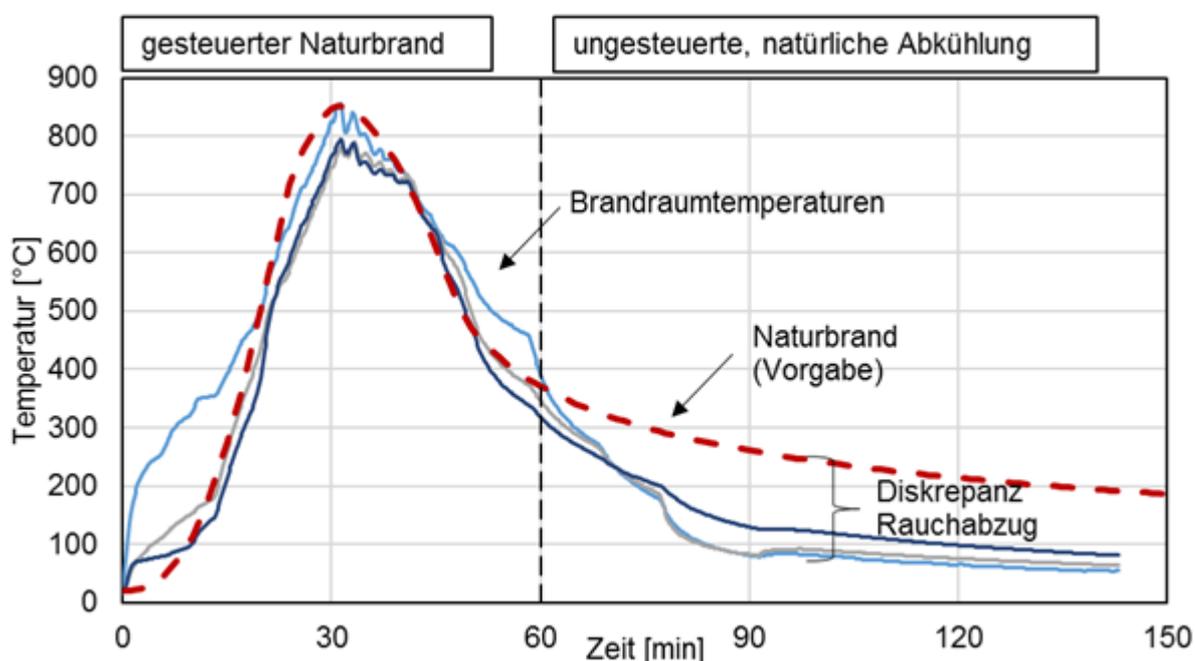


Abbildung 5-14: Verlauf der Naturbrandbeanspruchung im Vergleich zur geforderten Naturbrandkurve

## 5.5.2 Mechanische Belastung

Die drei geschützten Stahlträger sind während der gesamten Naturbrandbeanspruchung konstant belastet worden. Die mechanische Belastung erfolgt über je zwei hydraulische Pressen pro Versuchskörper, die über zwei Druckkreisläufe gesteuert wurden. Der erste Druckkreislauf steuerte die zwei hydraulischen Pressen, die den beplankten Probekörper mit Gipskartonfeuerschutzplatte mit je 40 kN pro Presse belasteten. Die mechanische Belastung entsprach einer Auslastung von 30% der Momenten Tragfähigkeit  $M_{pl,Rd}$  im Kaltfall. Eine höhere mechanische Belastung wurde vermieden, um die Schutzwirkung der Brandschutzplattenbekleidung über die gesamte Versuchsdauer sicherzustellen und ein Abfallen der Plattenbekleidung zu verhindern. Über einen zweiten Druckkreislauf wurden die vier weiteren hydraulischen

schen Pressen angesteuert. Dabei wurde je Presse 85 kN über die Lasteinleitungspunkte auf den mit perlithaltigem Brandschutzputz bzw. wasserbasierten RBS versehenen Stahlträger aufgebracht. Die Beanspruchung entsprach 60% der Momententragfähigkeit  $M_{pl,Rd}$  aus dem Kaltfall.

Die hydraulischen Pressen wurden nacheinander kraftschlüssig auf die Verlängerungen der Laststempel der belasteten Versuchskörper aufgesetzt, wobei bereits eine Klemmlast von 4,5 kN wirkte. Nach dem Aufsetzen aller hydraulischen Pressen auf die Lasteinleitungstempel wurden alle Pressen gleichzeitig angefahren, um auf die geforderten Prüflasten zu kommen. Es wurde eine Belastungsgeschwindigkeit mit 0,25 kN/min sowie eine Haltezeit der Last von 20 Sekunden vorgegeben, um Möglichkeiten des Eingreifens zu haben.

Nach 5,15 Minuten wurde das Lastniveau von 40 kN und nach 8,10 Minuten wurde das Lastniveau von 85 kN erreicht. Die Last wurde anschließend 15 Minuten konstant gehalten. Mit Einsetzen der Naturbrandbeanspruchung und während der gesamten Versuchsdauer wurde die Last konstant gehalten. Der Verlauf der Belastung der verwendeten zwei Druckkreisläufe ist in Abbildung 5-15 dargestellt.

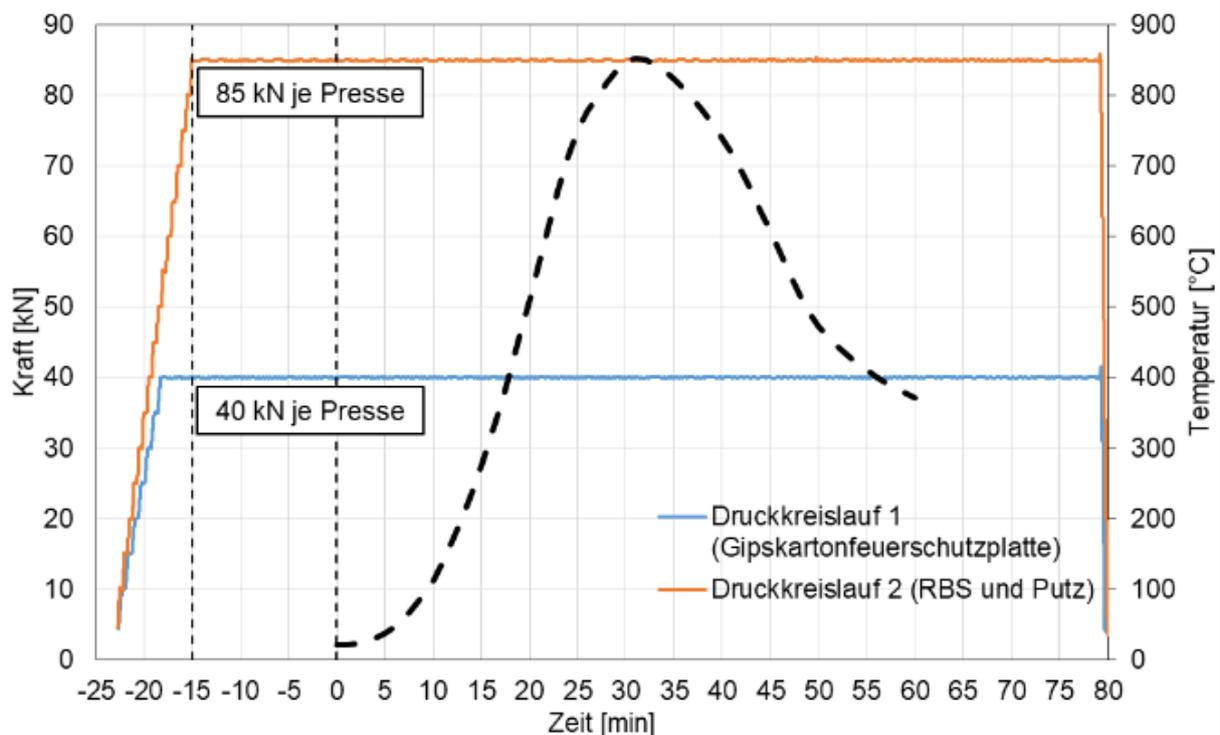


Abbildung 5-15: Verlauf der Belastung und Beginn der Naturbrandbeanspruchung

Gemäß DIN EN 1363-1 (2012) [3] sind die belasteten, geschützten Stahlträger mit der geforderten Last 15 Minuten beansprucht worden, bevor die Brandbeanspruchung eingesetzt hat. Entgegen der Prüfnorm DIN EN 13381-4 (2013) [15] ist im Vorwege keine Vorbelastung des beplankten Stahlträgers mit Gipskartonfeuerschutzplatte mit 50% der geforderten Prüflast durchgeführt worden. Als Abbruchkriterien wurden in Anlehnung an die DIN EN 1363-1 (2012) [3] für biegebeanspruchte Bauteile die Grenzdurchbiegung zu 260,98 mm und der Grenzwert der Durchbiegungsgeschwindigkeit zu 11,6 mm/min bestimmt.

## 5.6 Ergebnisse und Diskussion

Zur Abschätzung der thermischen Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzbekleidungen wurden während der gesamten Versuchsdauer die Stahltemperaturen mittels Thermoelement Typ K aufgenommen. Zusätzlich ist an den mechanisch belasteten Stahlträgern die temperatur- und lastbedingte Verformung gemessen worden, um den Einfluss mechanischer Einwirkung auf die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzbekleidungen unter Naturbrand zu erhalten. Eine Zusammenstellung der gemessenen Stahltemperaturen der geschützten Probekörpern mit Brandschutzplatten, Brandschutzputz und RSB sowie die gemessenen Oberflächentemperaturen der Brandschutzbekleidungen und die gemessene Verformungen an den mechanisch belasteten Probekörpern zeigt Tabelle 5-3.

*Tabelle 5-3: Zusammenstellung der gemessenen Stahltemperaturen (Maximum, Zeitpunkt) der belasteten und unbelasteten Probekörper unter Naturbrand*

Belasteter Stahlträger mit Gipskartonfeuerschutzplatte 15 mm, kastenförmig, 1-lagig (nach ETK-Beanspruchung: F 30 bis F60)			Zeit (Minuten)
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	158 °C	77 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	197 °C	70 min
	Max. Temperaturen Steg	180 °C	71 min
	Max. Temperaturen Hohlraum	360 °C	40 min
	Max. Temperaturen Oberfläche GFK	764 °C	33 min
Verformungen	Max. Verformungen	1,48 cm	63 min
Belasteter Stahlträger mit Brandschutzputz 15 mm, profilfolgend (nach ETK-Beanspruchung: F30-60)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	235 °C	70 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	380 °C	54 min
	Max. Temperaturen Steg	326 °C	50 min
Verformungen	Max. Verformungen	4,53 cm	52 min
Belasteter Stahlträger mit reaktivem Brandschutzsystem 365 µm, profilfolgend (nach EKT-Beanspruchung: F30)			

Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	401 °C	48 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	584 °C	48 min
	Max. Temperaturen Steg	535 °C	48 min
Verformungen	Max. Verformungen	23 cm	48 min
Unbelasteter Stahlträgerabschnitt mit reaktivem Brandschutzsystem 350 µm, profilfolgend (nach ETK-Beanspruchung: F30)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	460 °C	46 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	603 °C	46 min
	Max. Temperaturen Steg	571 °C	46 min
Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzputz 15 mm, profilfolgend (nach ETK-Beanspruchung: F30-F60)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	429 °C	51 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	389 °C	52 min
	Max. Temperaturen Steg	403 °C	55 min
Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzsystem 360 µm, profilfolgend (nach ETK-Beanspruchung: F30)			
Temperaturen	Max. Flanschttemperaturen (Brandraum)	607 °C	45 min
	Max. Flanschttemperaturen (Ofenwand)	575 °C	45 min
	Max. Temperaturen Steg	612 °C	45 min
Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Gipskartonfeuerschutzplatte 15 mm, kastenförmig, 1-lagig (nach ETK-Beanspruchung: F30)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	230 °C	70 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	232 °C	66 min
	Max. Temperaturen Steg	228 °C	72 min
	Max. Temperaturen Hohlraum	387 °C	45 min
	Max. Temperaturen Oberfläche Bekleidung	731 °C	33 min
Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Gipsfaserplatte 15 mm, kastenförmig, 1-lagig (nach ETK-Beanspruchung: F30)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	260 °C	78 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	275 °C	72 min
	Max. Temperaturen Steg	264 °C	77 min
	Max. Temperaturen Hohlraum	379 °C	49 min
	Max. Temperaturen Bekleidung	666 °C	35 min
Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Calciumsilikatplatte 20 mm, kastenförmig, 1-lagig (nach ETK-Beanspruchung: F30-F60)			
Temperaturen	Max. Temperaturen Oberflansch	208 °C	89 min
	Max. Temperaturen Unterflansch	207 °C	88 min
	Max. Temperaturen Steg	209 °C	87 min
	Max. Temperaturen Hohlraum	324 °C	49 min
	Max. Temperaturen Bekleidung	734 °C	33 min

Nach dem Großbrandversuch wurden Veränderungen der Bekleidungsmaterialien im Brandraum dokumentiert. Dabei wurden sowohl Rissbildungen, Fugenbildungen und ungleichmäßiges Aufschäumverhalten der Bekleidungsmaterialien aufgenommen.

*Tabelle 5-4: Zusammenstellung Thermoelemente der Versuchskörper an Rissen oder Plattenstößen*

Nr.	Bezeichnung Thermoelement	Achse	Notiz
Belasteter Stahlträger mit 15 mm Gipskartonfeuerschutzplatte			
1	Mst. 152	D	Rissbildung, höhere Temperaturen erkennbar
2	Mst. 175, Mst. 176, Mst. 177	D	Rissbildung, höhere Temperaturen im vgl. zu anderen Messachsen
3	Mst. 171, Mst. 172, Mst. 173	E	Plattenstoß, Fugenbildung, keine Auffälligkeiten
Belasteter Stahlträger mit 15 mm Brandschutzputz			
4	Mst. 205	D	Rissverzeigung, keine Auffälligkeit
5	Mst. 7	F	Rissbildung, keine Auffälligkeit
6	Mst. 211	C	Horizontale Rissbildung, deutliche Geringe Temperaturen im vgl. zu anderen Messachsen
Stahlstützenabschnitt mit 15 mm Gipsfaserplatte			
7	Mst. 115, Mst. 116, Mst. 103	2	Horizontale Risse, Keine Veränderung an der Plattenbekleidung, leicht höhere Temperaturen am Steg Mst. 103, die in der Abkühlphase aber auch schnell wieder sinken (Heißgase durch Riss schneller entweichen)
Stahlstützenabschnitt mit 20 mm Calciumsilikatplatte			
8	Mst. 55, Mst. 56, Mst. 43	2	Horizontale Rissbildung, keine Temperaturveränderungen im vgl. zu anderen Temperaturachsen sichtbar

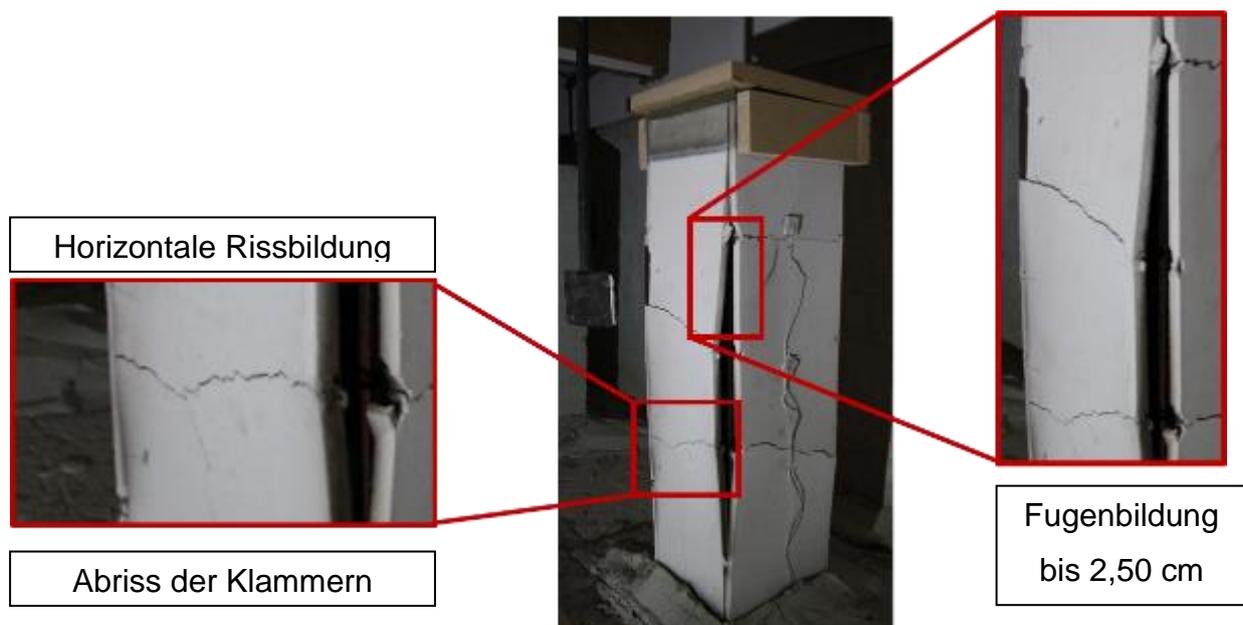
Die Rissbilder für die unbelasteten Stahlstützenabschnitte und die belasteten Stahlträger sind im Folgenden aufgeführt. Für die Darstellung der Risse wurden lediglich sichtbare Risse dokumentiert. An einigen Stellen, an denen Risse während der Brandbeanspruchung aufgetreten sind, sind in der Längsachse der Versuchskörper Thermoelemente angeordnet gewesen, sodass anhand der Messdaten Veränderungen der Bauteiltemperaturen aufgenommen werden könnten. Der Einfluss der Rissbildung auf den Temperaturverlauf konnte somit untersucht werden. Aufgrund der Temperaturdaten ist jedoch festzustellen, dass eine Temperaturdifferenz von ca. 100 °C der Temperaturverteilung in Trägerlängsrichtung geherrscht hat, sodass eine Temperaturerhöhung einzelnen

Thermoelemente nicht alleinig auf Riss- oder Fugenbildung zurückgeführt werden kann. Insbesondere die Thermoelemente in Achse E (Trägermitte mit GKF) zeigen höhere Temperaturen gegenüber den Trägerrandbereichen. Die in Tabelle 5-4 aufgeführten Thermoelemente sind an Rissen oder Plattenstoßen genauer betrachtet worden.

## 5.6.1 Brandschutzplatten

### Unbelastete Stahlstützenabschnitte mit gipsgebundenen Brandschutzplatten

Bei den unbelasteten, geschützten Stahlstützenabschnitten zeigten sich Risse in den Oberflächen der gipsgebundenen Bekleidungsmaterialien. Bei den gipsgebunden Plattenbekleidungen wurde zum Teil die Verklammerung gelöst und ein Ausbeulen der Plattenbekleidung war erkennbar. Die Vermiculitdeckel haben sich zum Teil gelöst und sind abgefallen, das vermuten lässt, dass die thermische Dehnung der gipshaltigen Plattenbekleidungen durch die Vermiculitdeckel behindert wurde.



*Abbildung 5-16: Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Gipsfaserplatte 15 mm, einlagig, nach der Naturbrandbeanspruchung*

Nach der Naturbrandbeanspruchung wies der unbelastete Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzbekleidung aus Gipsfasern deutliche Fugenbildungen und Oberflächenrisse auf. Am Fugenstoß der Plattenbekleidung sind Spaltbildungen von bis zu 2,5 cm gemessen worden. Zusätzlich wurde nach dem Brandversuch ein deutlicher Abriss im Bereich der Klammer vorgefunden, der auf das materialbedingte Schrumpfen der gipshaltigen Brandschutzplatten während der Naturbrandbeanspruchung zurückzuführen wurde. Die horizontale Rissbildung wurde an allen vier Seiten über die gesamte Plattenbreite gemessen. Insbesondere sind die

horizontale Rissbildung sowie das Plattenbeulen an den zur Brandrauminnenseite gewandten Gipsfaserplatten deutlich ausgeprägter gewesen. Die temperaturbedingten Veränderungen der Gipsfaserplatte nach der Naturbrandbeanspruchung sind in Abbildung 5-16 dargestellt.

Die dokumentierten Risse des unbelasteten Stahlstützenabschnitts mit vierseitiger Gipsfaserplatte (15 mm, einlagig) zeigt Abbildung 5-17. Die Stahlstützenabschnitte sind über die gesamte Versuchsdauer keiner mechanischen Belastung ausgesetzt worden, weshalb die aufgetretenen Risse als temperaturinduzierte Risse angesehen werden. Die Messung der Rissbreiten erfolgte über eine Rissmisslehre an ausgewählten Stellen, wobei lediglich sichtbare Risse >1 mm dokumentiert wurden. Die Risstiefen sind nicht erfasst worden. Anhand des unbelasteten Stahlstützenabschnittes zeigte sich, dass an der Gipsfaserplatte temperaturbedingt vermehrt horizontale Rissbildung auftraten. An der Brandrauminnenseite zugewandten Bekleidung wurde zusätzlich ein vertikaler Riss aufgenommen. Aufgrund der Rissbildung lässt sich vermuten, dass in der Brandrauminnenseite höhere Temperaturen als auf der ofenwandzugewandten Seite auftraten.

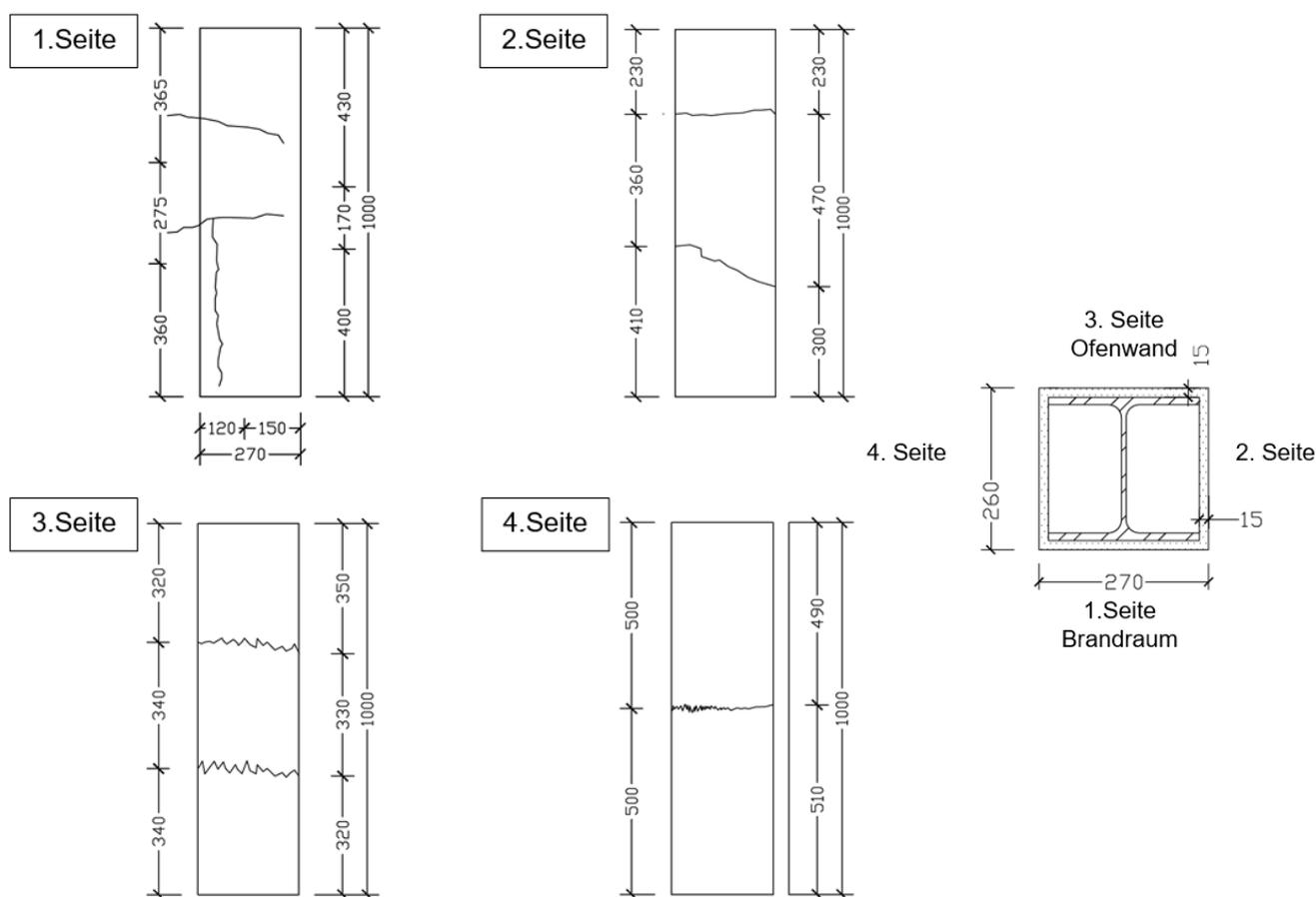


Abbildung 5-17: Temperaturinduzierte Rissbildung der einlagigen Gipsfaserplatte bei vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Um die thermische Schutzwirkung der Gipsfaserplatten abzuschätzen, wurden die Stahltemperaturen sowie die Oberflächentemperaturen an der Gipsfaserplatte gemessen. Die gemessenen Temperaturen am unbelasteten Stahlstützenabschnitt mit Gipsfaserplatte sowie die Naturbrandbeanspruchung während der gesamten Versuchsdauer sind in Abbildung 5-18 dargestellt. Die Messung der Brandraumtemperaturen erfolgte an 1. Seite über ein Plattenthermoelement, das bei ca.  $\frac{1}{2}$  h der Stahlstützenhöhe angeordnet wurde. Das Plattenthermoelement ist während des Versuchs ausgefallen, sodass die gemessenen Brandraumtemperaturen vom Probekörper mit Calciumsilikatplatten (Annahme ähnliche Temperaturverteilung am Ofenrand, Probekörper standen in einer Achse) dargestellt werden. Die Messung der Stahltemperaturen erfolgte über Thermoelemente Typ K sowohl bei  $\frac{1}{2}$  h als auch bei  $\frac{4}{5}$  h.

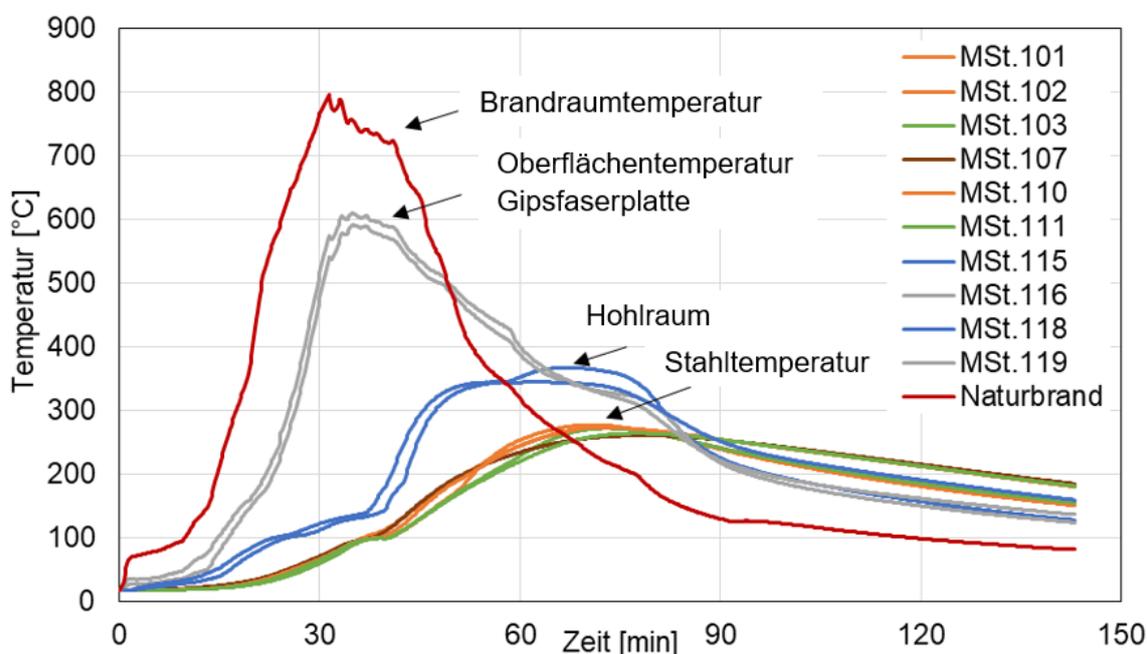


Abbildung 5-18: Gemessene Temperaturen am Stahlstützenabschnitt mit einer 15 mm dicken Gipsfaserplatte unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

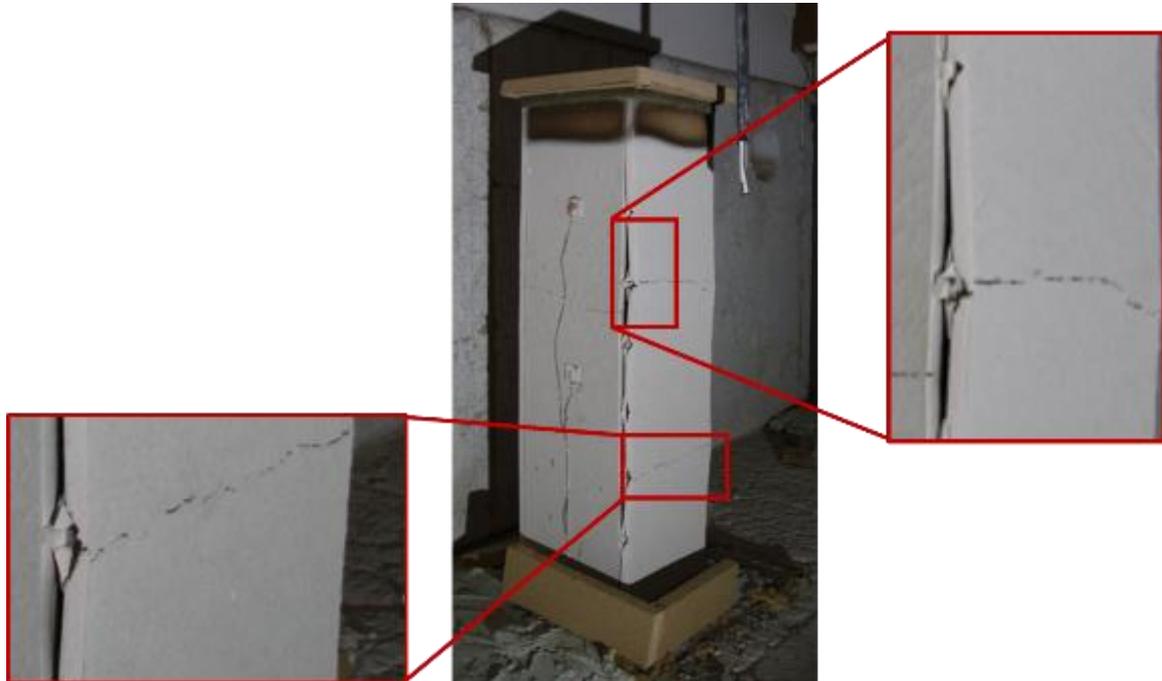
Über die Höhe des Stützenabschnitt wurde eine homogene Temperaturverteilung gemessen, was die geringe Temperaturdifferenz von  $>80$  °C der gemessenen Temperaturen aus 1. Lage und 2. Lagen zeigten. Die Erwärmung der Gipsfaserplatte folgte in der Aufheizphase dem Verlauf der Naturbrandbeanspruchung, wobei eine Temperaturdifferenz der Oberflächentemperaturen der Plattenbekleidung zur Brandraumtemperatur aufgrund von Konvektion und Strahlung erfasst wurde. Im Brandraum wurden nach 32 Minuten maximale Temperaturen von 795 °C gemessen. An der Oberfläche der Gipsfaserbekleidung ergab sich zum gleichen Zeitpunkt eine Temperatur von ca. 600 °C. Im Hohlraum ergab sich in der Aufheizphase ein kontinuierlicher Temperaturanstieg, der zur 30. Minute lediglich Temperaturen von 120 °C erreichte. Das geschützte Stahlprofil wies zur 30. Minute Temperaturen unterhalb von

100 °C auf, das auf die thermische Schutzwirkung der Gipsfaserplatte zurückgeführt wurde. Das Stahlprofil wurde geringfügig aber gleichmäßig thermisch beansprucht, da keine Temperaturdifferenzen zwischen den Flanschen und dem Steg aufgezeichnet wurden.

Mit Beginn der Abkühlphase stiegen die Temperaturen im Hohlraum zwischen der Gipsfaserplatte und dem Stahlprofil deutlich an. In der 40. Minute herrschten 150 °C im Hohlraum zwischen der Gipsfaserplatte und dem Stahlprofil. Die Temperaturen im Hohlraum wurden Temperaturen bis 350 °C zur 70 Minute gemessen. Das liegt in der Tatsache begründet, dass mit steigender Temperaturbeanspruchung Rissbildungen und Fugenbildung der Plattenbekleidung aus Gipsfasern auftraten. Eine Korrelation der Fugenbildung mit der Erwärmung der Baueiltemperaturen konnte anhand der Temperaturmesswerte ausgemacht werden. Die Heißgase des Brandraumes sind über die Fugen an den Plattenstößen in den Hohlraum zwischen Bekleidung und zu schützenden Stahlprofil gelangt, was zu einer Temperaturerhöhung des Stahlbauteils führte. Die horizontalen Risse in der Gipsfaserplatte begünstigten den Eintritt von Heißgasen, jedoch konnte der direkte Einfluss der Rissbildung anhand der Temperaturmessdaten nicht ausgemacht werden. Zur 60. Minute lagen die Stahltemperaturen bereits bei 250 °C im Oberflansch und 220 °C im Steg. Die maximalen Stahltemperaturen wurden zur 78 Minute zu ca. 260-275 °C gemessen. Die Gipsfaserplatte (Dicke: 15 mm) konnte entsprechend eine schnellere Erwärmung des Stahlbauteils verhindern. Nach Erreichen der maximalen Stahltemperaturen sanken die Stahltemperaturen aufgrund der eintretenden Abkühlphase der Naturbrandbeanspruchung. Die geringe Wärmeleitfähigkeit der Gipsfaserplatte verhinderte dabei eine schnelle Abkühlung des Stahlprofils. Ab der 70. Minute glichen sich die Oberflächentemperaturen und die Innenseiten im Hohlraum der Gipsfaserplatte, was auf den Eintritt der Heißgase in den Hohlraum zurückzuführen ist. Mit Abnahme der Brandraumtemperaturen sanken auch die Oberflächentemperaturen der Gipsfaserplatte, die aufgrund der thermischen Eigenschaften und Trägheit höhere Temperaturen aufwiesen. Das Stahlprofil wies in der 120 Minute eine Temperatur von 210 °C auf, wohingegen die Oberfläche der Plattenbekleidung bereits auf 160 °C abgekühlt war. Im Brandraum wurden zu diesem Zeitpunkt Temperaturen von 97 °C gemessen.

Nach der Naturbrandbeanspruchung wies der unbelastete Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzbekleidung aus Gipskartonfeuerschutzplatte ein leichtes Ausbeulen der brandraumseitigen Plattenbekleidung auf. An den Plattenstößen wurden Fugen mit einer Öffnungsbreite von maximal 1,0-1,5 cm gemessen. Zusätzlich wurden partielle Ablösungen der Verklammerung der Plattenbekleidung aufgenommen, die auf die thermischen Zwängungen der GKF während der Naturbrandbeanspruchung zurückgeführt werden. Zum Schutz vor übermäßigem Hitzeeintrag ist ein Vermiculitdeckel vorgesehen worden, dessen Seitenteile während

des Brandversuches abgefallen sind. Ferner wurden nach der Naturbrandbeanspruchungen horizontale Rissbildungen über die gesamte Plattenbreite an allen vier Seiten der Gipskartonfeuerschutzplatte aufgenommen. Der unbelastete Stahlstützenabschnitt mit Gipskartonfeuerschutzplatte nach der Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 5-19.



*Abbildung 5-19: Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Gipskartonfeuerschutzplatte 15 mm, einlagig nach Naturbrandbeanspruchung*

Neben dem Plattenbeulen wurden zusätzlich deutliche Horizontalrisse über die Plattenbreiten detektiert. Die Rissbildung der Gipskartonfeuerschutzplatte verdeutlicht Abbildung 5-20, wobei lediglich Risse mit Rissbreiten  $>1$  mm aufgenommen und dargestellt wurden. Der Stahlstützenabschnitt mit Gipskartonfeuerschutzplatte wurde während der gesamten Versuchsdauer nur thermisch und nicht mechanisch belastet, sodass die horizontalen Risse als temperaturinduzierte Rissbildung charakterisiert wurden. An den brandbeanspruchten Seiten 1, 2 und 4 zeigten sich die horizontalen Risse vornehmlich in Plattenmitte, das vermuten lässt, dass dort im Brandofen während der Naturbrandbeanspruchung höhere Temperaturen auftraten. Auf der brandbeanspruchten 3. Seite (Orientierung zur Ofenwand) ist lediglich ein horizontaler Riss im oberen Drittel der Plattenlänge aufgetreten, sodass davon ausgegangen wurde, dass dort geringere Temperaturen geherrscht haben. Die Messung der Brandraumtemperaturen erfolgte jedoch nur auf etwa  $\frac{1}{2}$  h an der 1. Seite, sodass keine weiteren belegbaren Messdaten vorliegen.

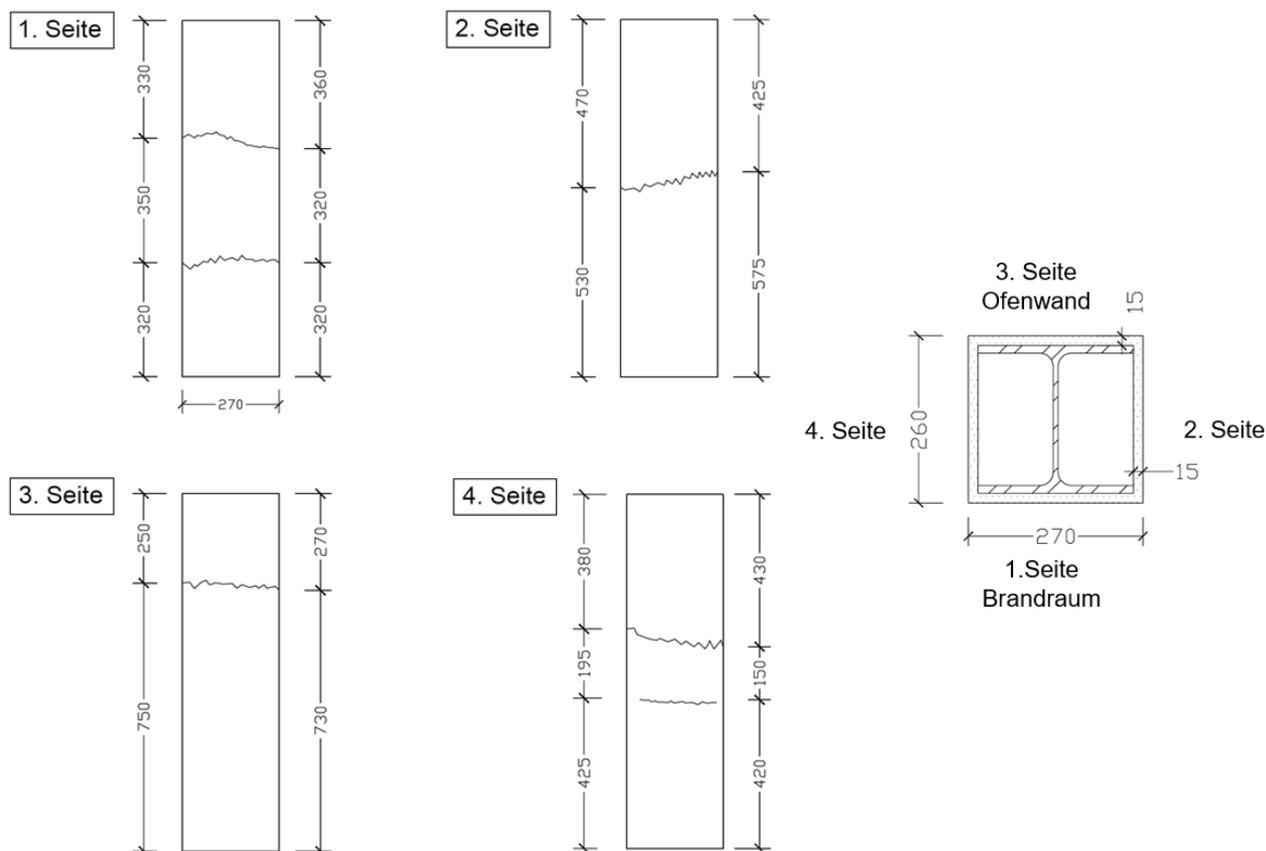


Abbildung 5-20: Temperaturinduzierte Rissbildung der einlagigen Gipskartonfeuerschutzplatte bei vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Die gemessenen Stahltemperaturen, die Oberflächentemperaturen der Gipskartonfeuerschutzplatte sowie die realen Brandraumtemperaturen werden in Abbildung 5-21 gezeigt. Die thermische Schutzwirkung der Gipskartonfeuerschutzplatte wurde über die Darstellung der Temperaturentwicklung des geschützten Stahlprofils gemessen. Die Brandraumtemperaturen im Bereich des Stahlstützenabschnittes wurden mittels eines Plattenthermoelements an Seite 1 (Brandraum zugewandte Seite), das bei  $\frac{1}{2}$  Prüfkörperhöhe angeordnet wurde, erfasst. Das Plattenthermoelement ist während des Versuchs ausgefallen, sodass die gemessenen Brandraumtemperaturen des Versuchskörpers mit Brandschutzputz dargestellt werden, unter der Annahme, dass weitestgehend gleiche Temperaturverteilung am Ofenrand und in Achse der Versuchskörper herrschte. Die gemessenen Brandtemperaturen folgen der Vorgabe des gewählten Naturbrandszenarios. Im Maximum wurden zur 32. Minute Temperaturen von  $885\text{ °C}$  gemessen. Die Oberflächentemperaturen der Gipskartonfeuerschutzplatten folgten ebenso dem Verlauf der Naturbrandbeanspruchung, wobei aufgrund von Konvektion und Radiation die Oberflächentemperaturen geringer ausfallen. Die maximalen Temperaturen an der Oberfläche der Gipskartonfeuerschutzplatte wurden zur 33. Minute zu  $743\text{ °C}$  gemessen. Anhand der Messdaten der Oberflächentemperaturen zeigte sich ein Temperaturunterschied

an der brandbeanspruchten Seite 1. zwischen den Messstellen MSt. 80 (bei  $\frac{4}{5}h$ ) und Messstelle MSt. 81 (bei  $\frac{1}{2}h$ ) von ca. 100 K, was auf die höhere Brandraumtemperaturen im oberen Drittel des Stützenabschnittes schließen lässt. Im sich ergebenden Hohlraum der vierseitigen, kastenförmig angeordneten Gipskartonfeuerschutzplattenbekleidung sind beim Erreichen der maximalen Temperaturen im Brandraum und an der Oberflächentemperaturen Temperaturen um 135 °C gemessen worden, was auf die thermisch Schutzwirkung der GKF zurückzuführen ist. Zu demselben Zeitpunkt (32: Minute) wurden im Stahlbauteil Temperaturen von ca. 100 °C gemessen (vgl. Abbildung 5-21).

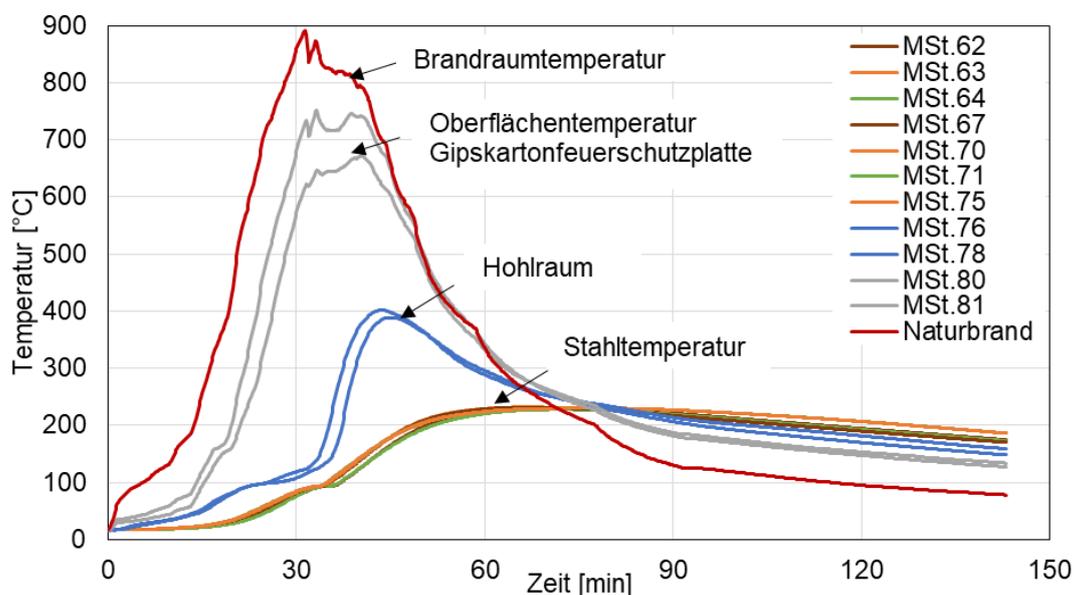


Abbildung 5-21: Bauteiltemperaturen Stahlstützenabschnitt mit einer 15 mm dicken Gipskartonfeuerschutzplatte unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Mit Einsetzen der Abkühlphase des Naturbrandes steigen die Temperaturen im Hohlraum rapide an, dass auf die Plattenrissbildung und das Lösen der Verklammerung an den Plattenstößen zurückgeführt wurde. Folglich wurden auch höhere Temperaturen im Stahlprofil erfasst, die ein Maximum von ca. 230 °C zur ca. 70. Minute erreichen. Die Stahltemperaturen in den Ober- und Unterflanschen sind dabei nahezu identisch und wiesen im Vergleich zu den Stegtemperaturen nur leicht höhere Temperaturen auf (Temperaturdifferenzen 10-80°C), sodass von einer homogenen Temperaturverteilung im Stahlprofil ausgegangen wurde. Zur 80 Minute wurde im Hohlraum auf der Oberfläche der GKF und im Stahlprofil die gleiche Temperatur ermittelt. Aufgrund der thermischen Schutzwirkung und der geringen Wärmeleitfähigkeit der GKF nehmen die Stahltemperaturen erst ab der 90 Minute leicht ab. Die Brandraumtemperaturen wurden zu diesem Zeitpunkt mit 123 °C gemessen. Zur 140 Minute reduzierte sich die Brandraumtemperatur auf ca. 73 °C, wobei das geschützte Stahlbauteil noch eine Temperatur von 186 °C im Oberflansch aufwies.

### **Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit calciumsilikatbasierten Brandschutzplatten**

Nach der Naturbrandbeanspruchung wies der unbelastete Stahlstützenabschnitt mit Calciumsilikatplatten (vierseitig, einlagig, 20 mm Dicke) nur geringe horizontale Risse über die Plattenbreite auf. Der Vermiculitdeckel wurde unversehrt aufgefunden. Ferner wurde kein Lösen der Verklammerung oder Plattenbeulen detektiert (vgl. Abbildung 5-22).



*Abbildung 5-22: Unbelasteter Stahlstützenabschnitt mit Calciumsilikatplatte 20 mm, einlagig; nach der Naturbrandbeanspruchung*

Die Rissbildung an der Calciumsilikatplatten zeigt Abbildung 5-23, wobei lediglich Risse mit Rissbreiten  $>1$  mm gemessen und dargestellt wurden. Der Stahlstützenabschnitt mit Gipskartonfeuerschutzplatte wurde während der gesamten Versuchsdauer nur thermisch und nicht mechanisch belastet, sodass die horizontalen Risse als temperaturinduzierte Rissbildung charakterisiert wurden. Die horizontale Rissbildung ist an allen vier brandbeanspruchten Seiten aufgetreten. Insbesondere im mittleren Drittel der Plattenlänge der Calciumsilikatplatten wurden Horizontalrisse erfasst. Die Rissverteilung ist dabei über die vier Seiten ausgeglichen verteilt, sodass von einer gleichmäßigen Naturbrandbeanspruchung des Probekörpers ausgegangen wurde.

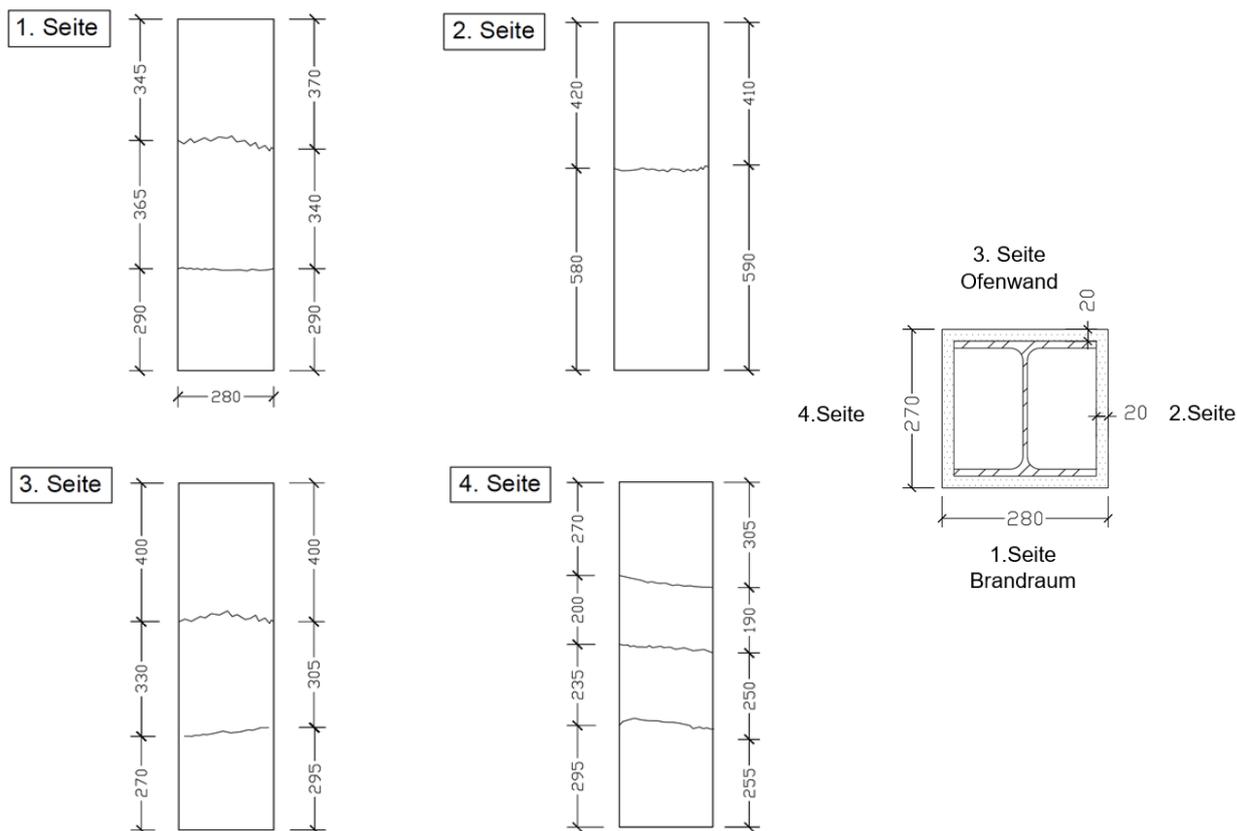


Abbildung 5-23: Temperaturinduzierte Rissbildung der einlagigen Calciumsilikatplatte bei vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Die Annahme wurde durch die homogenen Temperaturen, die im Stahlprofil sowie an der Oberfläche der Calciumsilikatplatte gemessen wurden, bestätigt. Die gemessenen Stahltemperaturen, die Oberflächentemperaturen der Calciumsilikatplatte sowie die realen Brandraumtemperaturen sind in Abbildung 5-24 dargestellt. Der zeitliche Verlauf der Brandraumtemperaturen entspricht dem vorgegeben Naturbrand und wurde mittels eines Plattenthermoelements an Seite 1 (bei  $\frac{1}{2}h$  des Probekörpers) gemessen. Zur 32. Minute wurden maximale Temperaturen von ca. 890 °C erreicht. Die Oberflächentemperaturen der Calciumsilikatplatten erreichte zu diesem Zeitpunkt eine maximale Temperatur von 734 °C. Über die Probekörperhöhe wurde eine nahezu gleichmäßige Temperaturverteilung gemessen, da die Messstellen MSt. 56 ( $\frac{1}{2}h$ ) und MSt. 59 ( $\frac{4}{5}h$ ) lediglich in der Aufheizphase Temperaturunterschied von max. 45 K zeigten.

Zur 30. Minute wurden im sich ergebenden Hohlraum zwischen der Calciumsilikatplatte und dem zu schützenden Stahlprofil Temperaturen von ca. 100 °C gemessen. Die Stahltemperaturen wurden zu 64 °C gemessen, was auf die thermische Schutzwirkung der Calciumsilikatplatte zurückzuführen ist. Beim Einsetzen der Abkühlphase wurde im Hohlraum zwischen der Calciumsilikatplatte und dem geschützten Stahlprofil ein deutlicher Temperaturanstieg ge-

messen, der auf die horizontale Rissbildung und den Eintritt der Heißgase im Hohlraum zurückgeführt wurde. Maximale Temperaturen von ca. 300 °C in der 54. Minute wurden gemessen. In der Folge wurden auch im Stahlprofil höhere Temperaturen erfasst. Die Stahltemperaturen stiegen bis ca. 200 °C kontinuierlich an. Die Temperaturen des Ober- und Unterflansches und des Steges unterschieden sich dabei kaum, sodass von einer gleichmäßigen Erwärmung des Stahlprofils ausgegangen wurde. Zur ca. 80. Minute lagen im geschützten Stahlprofil und dem Brandraum die gleichen Temperaturen von ca. 201 °C vor. Die thermische Trägheit und die geringen Wärmeleitfähigkeit der Calciumsilikatplatte bewirkten, dass das geschützte Stahlprofil sich nur sehr langsam abkühlte. Ferner wurde aufgrund der langsamen Abkühlung der Stahltemperaturen zwischen der 90 bis 140 Minute davon ausgegangen, dass die Heißgase im Hohlraum durch die Horizontalrisse nur langsam entweichen konnten. Entsprechend ergab sich zur 140. Minute eine Diskrepanz der Brandraumtemperaturen (78 °C) und der Stahltemperaturen (171 °C) von 100 K.

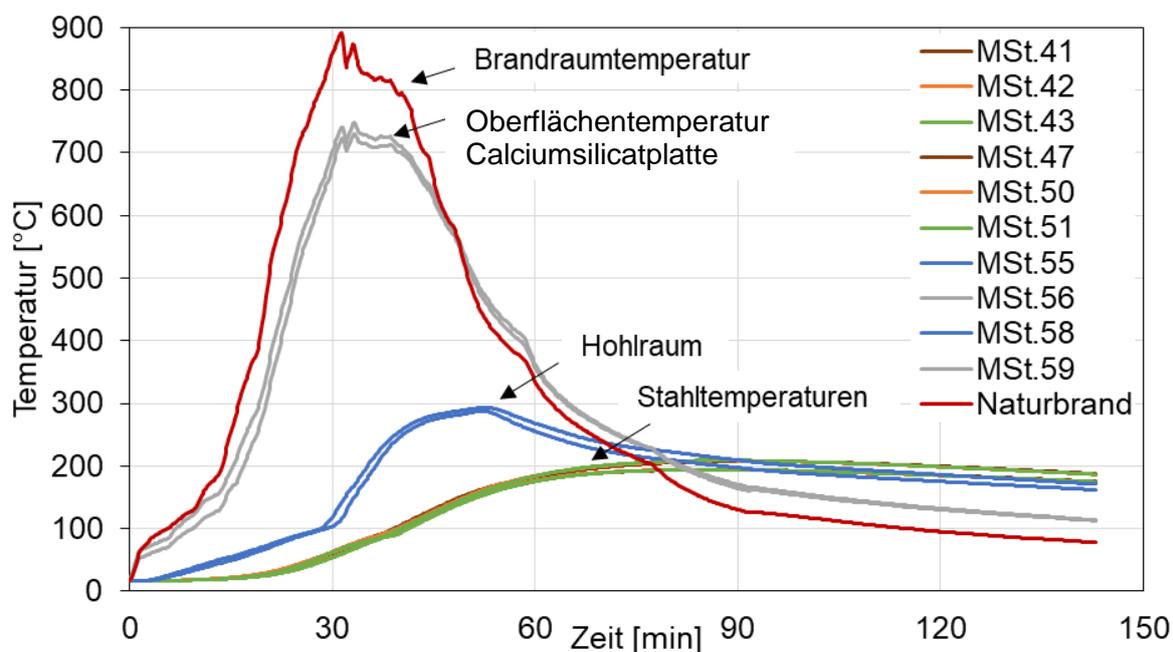


Abbildung 5-24: Gemessene Bauteiltemperaturen Stahlstützenabschnitt mit einer 20 mm dicken Calciumsilikatplatte unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

### **Belastete Stahlträger HEA 240 mit gipsgebundener Brandschutz**

Zur Abschätzung des Einflusses der mechanischen Einwirkung auf die thermische Schutzwirkung von Brandschutzplatten unter Naturbrand wurden zusätzlich die Bauteiltemperaturen und Verformungen an dem belasteten und dreiseitig bekleideten Stahlträger aufgenommen. Exemplarisch für die Brandschutzplatten wurde der belastete Stahlträger einlagig, kastenförmig mit Gipskartonfeuerschutzplatten verkleidet. An der Gipskartonfeuerschutzplatte der belasteten Stahlträger zeigten sich aufgrund temperatur- und lastbedingten Verformungen

Risse, die vermehrt in Bauteilmitte vorgefunden wurden. Bei der Gipskartonfeuerschutzplatte des belasteten Stahlträgers waren die Rissbildungen über die Platten ungleichmäßig verteilt. Es wurden horizontale Rissbildungen in Plattenmitte sowie an der Klammerung erfasst. Zudem zeigte sich an den Plattenstößen Fugenbildungen in der Größenordnung von max. 0,5 bis 1,0 cm und das Lösen der Verklammerung, was ebenfalls an den unbelasteten Probekörpern sichtbar war. Zusätzlich wurde nach dem Brandversuch ein deutlicher Abriss im Bereich der Klammer vorgefunden, der auf das materialbedingte Schrumpfen der gipshaltigen Brandschutzplatten während der Naturbrandbeanspruchung zurückzuführen wurde. Den bekleideten, belasteten Stahlträger mit GKF (15 mm) nach der Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 5-25 (Draufsicht auf Unterflansch).



*Abbildung 5-25: Unterseite des belasteten Stahlträgers (HEA 249) mit einer Lage 15 mm dicken Gipskartonfeuerschutzplatte*

Durch die mechanische Belastung wurde das Lösen der Verklammerung über die gesamte Trägerlänge begünstigt. Ferner wurden die Fugen- und Rissbildung der Brandschutzplatten durch die mechanische Belastung des bekleideten Stahlträgers begünstigt. Die Risse stellten sich über die gesamte Plattenbreite ein, was bereits beim unbelasteten Stahlstützenabschnitt mit GKF zu erkennen war. Die Risse im Bereich der Trägermitte wurden auf die mechanische Belastung des bekleideten Stahlträgers zurückgeführt. Aufgrund der gemessenen Brandraum- und Bauteiltemperaturen wurde gezeigt, dass die Temperaturen in Trägermitte höher ausfielen als zu den Auflagerbereichen hin. Die auflagenahen Risse über die Plattenbereiche sowie die Biegerisse in an den Lasteinleitungspunkten wurden demnach als lastinduzierte Risse gedeutet. Die zusätzlichen Risse wurden als temperaturbedingte Risse angenommen. Eine genaue Differenzierung der last- und temperaturbedingten Risse konnte anhand der Messdaten und der Aufnahme des Probekörpers nicht getätigt werden.

Die gemessenen Rissbreiten >1 mm sind in Abbildung 5-26 dargestellt. Anhand der Darstellung zeigt sich, dass sich die Risse über die gesamte Plattenbreite zogen und sich im der Mitte der Trägerlänge konzentrierten.

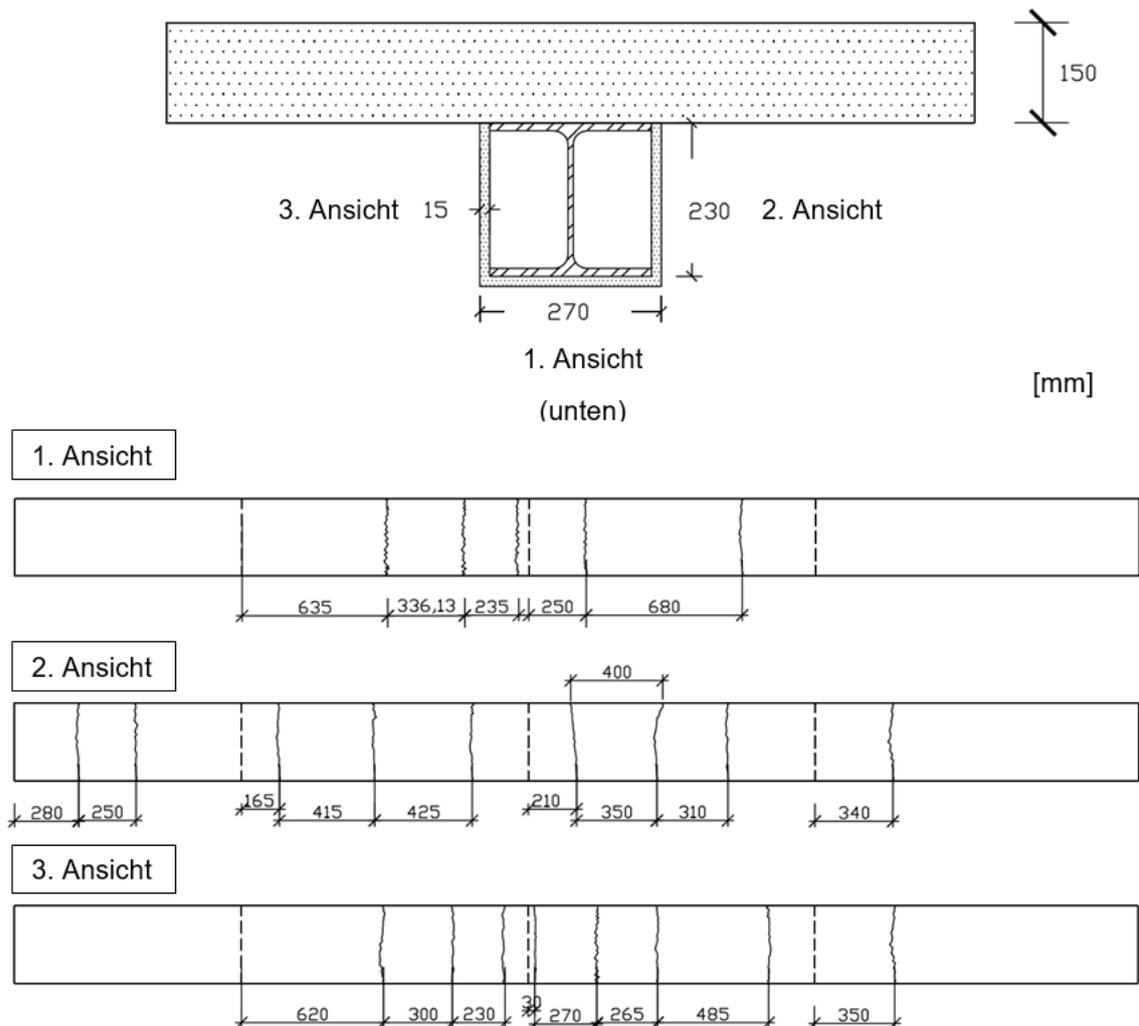


Abbildung 5-26: Temperatur- und lastinduzierte Rissbildung der Gipskartonfeuerschutzplatte des bekleideten Stahlträgers unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung

Zur Abschätzung der realen Schutzwirkung der Gipskartonfeuerschutzplatte unter Naturbrand und mechanischer Belastung sind die Bauteiltemperaturen in den Achsen A-B-C-D-E-F-G gemessen worden. Mittels Thermoelement Typ K wurden die Stahltemperaturen und die Oberflächentemperaturen der GKF gemessen. Die Aufnahme der Brandraumtemperaturen über die Trägerlänge erfolgte mit acht Plattenthermoelementen, die auf einer Höhe von  $\frac{1}{2} h$  des Trägers angeordnet wurden. Die gezeigten Brandraumtemperaturen beschränken sich auf die Messdaten von zwei Plattenthermoelemente, da die übrigen Plattenthermoelemente z.T. während des Großbrandversuches versagten. Aufgrund des symmetrischen Aufbaues des bekleideten Stahlträgers werden die gemessenen Temperaturen exemplarisch für die Achsen B, Achse C und Achse D in den Abbildungen 5-27 bis 5-29 gezeigt.

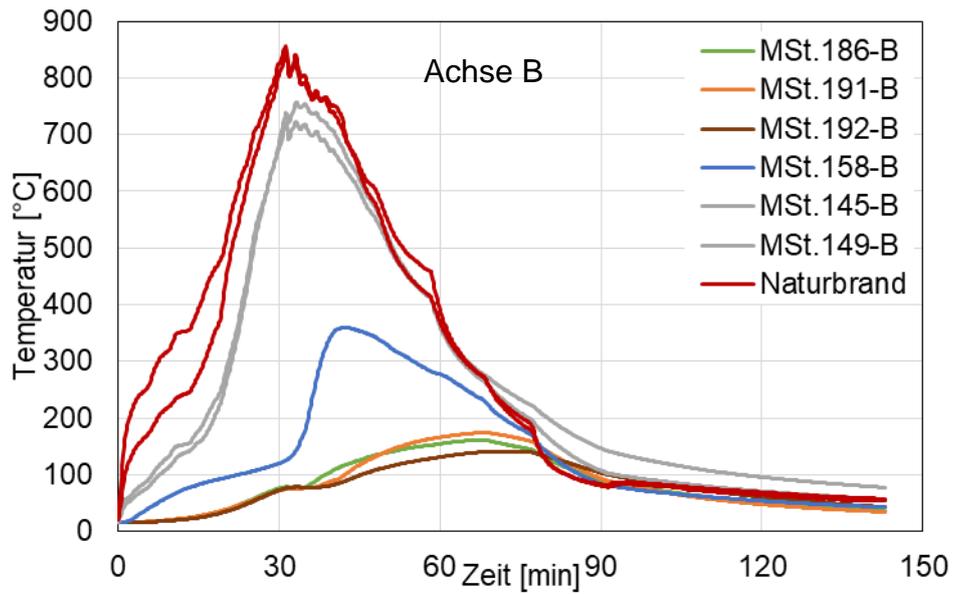


Abbildung 5-27: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse B Stahlträger mit 15 mm GKF unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

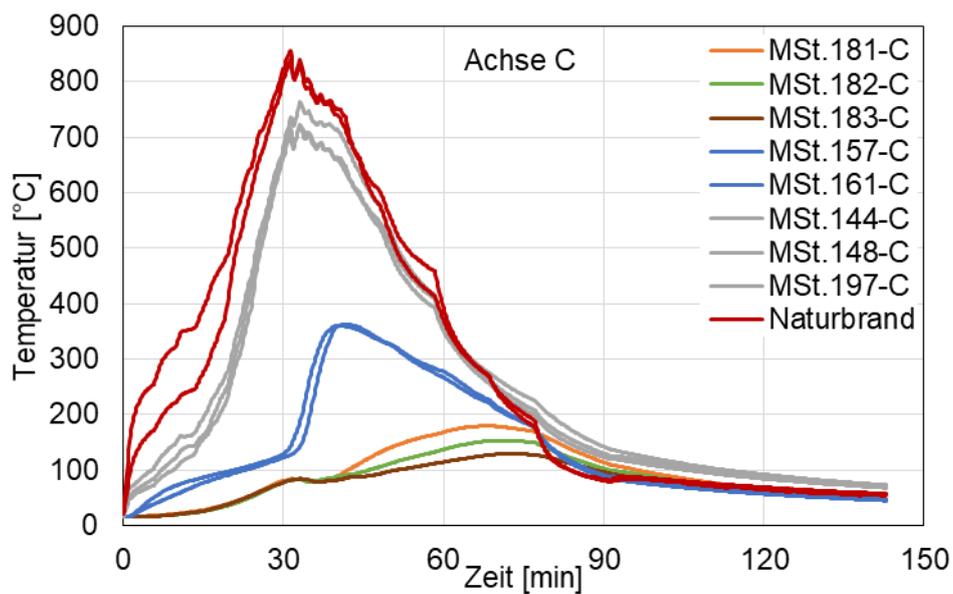


Abbildung 5-28: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse C Stahlträger mit 15 mm GKF unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

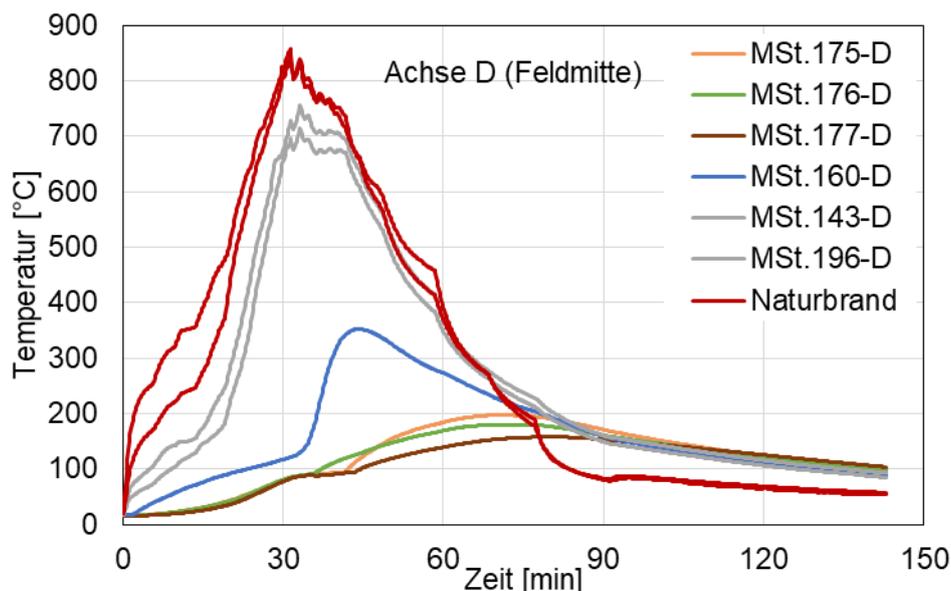


Abbildung 5-29: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse D Stahlträger mit 15 mm GKF unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

Aufgrund der dreiseitigen Naturbrandbeanspruchung zeigte sich ein ungleichmäßiges Erwärmungsverhalten des geschützten Stahlprofils. Im Unterflansch wurden während des Großbrandversuchs höhere Temperaturen als im Steg und im Oberflansch gemessen. Über die Trägerlänge sind die Stahltemperaturen relativ gleichmäßig aufgetreten, was an den maximalen Temperaturen von ca. 200 °C in den Achsen B, C und D zu erkennen war. Entsprechend dem zeitlichen Temperaturverlauf der Oberflächentemperaturen der GKF-Platte zeigte sich, dass an der Brandschutzplattenbekleidung, die den Unterflansch geschützte, höhere Temperaturen gemessen wurden (vgl. Achse D- Abbildung 5-29). Die thermische Schutzwirkung der Brandschutzplatte aus GKF zeigte sich insbesondere zwischen der 30. Minute und 40. Minute, da eine konstante Stahltemperatur (Plateau im zeitlichen Temperaturverlauf) <100 °C gemessen wurde. Mit steigender Temperatur im Hohlraum zwischen Brandschutzplatte und geschützten Stahlprofil erhöhte sich auch die Stahltemperatur. Die steigende Fugen- und Rissbildung der GKF lies ab der 33. Minute die Temperaturen im Hohlraum erheblich ansteigen. Zum Zeitpunkt der maximalen Brandraumtemperaturen von 830 °C zur 33. Minute wurden im Hohlraum 130 °C gemessen, die in der 42. Minute auf 360 °C anstiegen. Mit Einsetzen der Abkühlphase ab der 33. Minute reduzierten sich die Brandraumtemperaturen sowie die Oberflächentemperaturen der Brandschutzplattenbekleidung. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit der GKF und deren thermische Schutzwirkung steigen die Stahlbautemperaturen zunächst weiter an. In Achse B wurden maximale Stahltemperaturen um die 70. Minute von 140 °C im Steg, 164 °C im Oberflansch und 174 °C im Unterflansch gemessen. Die Messdaten in Achse C wurden zum gleichen Zeitpunkt zu 152 °C im Steg, 180 °C im Oberflansch und 134 °C im Unterflansch gemessen. In der Mitte

des belasteten und mit GKF geschützten Stahlträgers (Achse D) stellten sich während des Versuchs leicht höhere Stahltemperaturen ein. Zwischen der 70.-73. Minute wurden im Steg Temperaturen von 160 °C gemessen. Im Oberflansch wurden 197 °C und im Unterflansch 180 °C gemessen. Aufgrund der Messdaten wurde davon ausgegangen, dass in der Brandraummitte leicht höhere Temperaturen erreicht wurden. Zum Zeitpunkt der maximalen Stahltemperaturen sind die Oberflächentemperaturen gemäß der Brandraumtemperaturen bereits auf Temperaturen um 200 °C gesunken. In der 90. Minute wurde die Brandraumtemperatur zu 100 °C gemessen. Aufgrund der thermischen Trägheit lagen die Oberflächentemperaturen des GKF mit 130-150 °C oberhalb der Brandraumtemperaturen. Die Stahltemperaturen reduzierten sich aufgrund der geringeren Wärmeleitfähigkeit der GKF-Platten nur sehr langsam, wobei sich die Stahltemperaturen zu den Randbereichen des Stahlträgers (Achse B) schneller reduzierten als in Stahlträgermitte (Achse D). Zur 90. Minute wurde in Achse B maximale Temperaturen im Stahlprofil von ca. 94 °C gemessen, wobei in Achse C im Stahlprofil Temperaturen von 146 °C gemessen wurden.

Neben den Bauteiltemperaturen sind die vertikalen Verformungen des belasteten und mit GKF bekleideten Stahlträgers gemessen worden. Zur Aufnahme der vertikalen Verformungen wurden Potentiometer angewendet. Die mechanische Belastung und die daraus resultierende Durchbiegung des belasteten Stahlträgers mit 15 mm GKF verdeutlicht Abbildung 5-30.

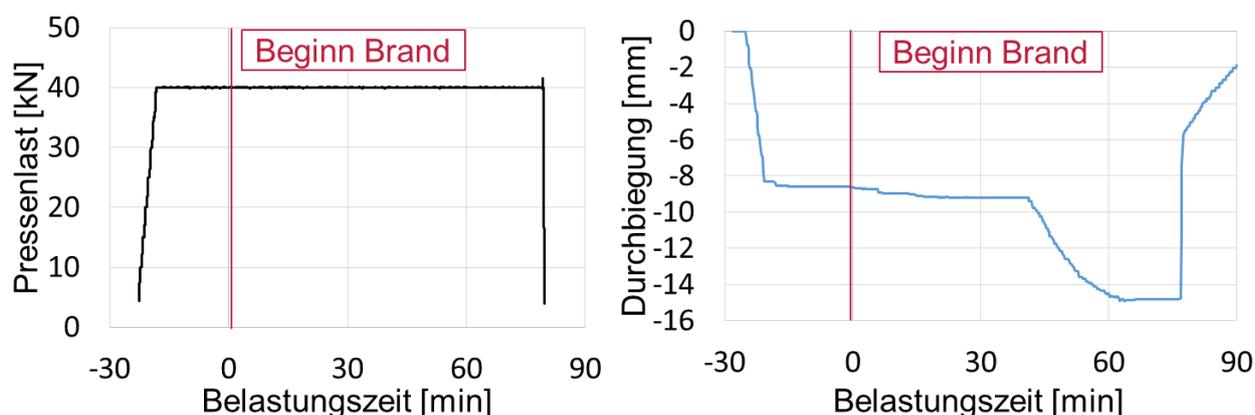


Abbildung 5-30: Mechanische Belastung und Durchbiegung des belasteten Stahlträgers mit 15 mm Gipskartonfeuerschutzplatte unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung

Vor Einsetzen der Naturbrandbeanspruchung ist dem bekleideten Stahlträger mit einer Pressenlast von 40 kN 15 Minuten belastet worden, wodurch sich eine Durchbiegung von 8,63 mm einstellte. Mit Einsetzen des Naturbrandes wurde in den ersten 30 Minuten nur eine geringfügige Zunahme der Durchbiegung gemessen. Aufgrund der thermischen Schutzwirkung der GKF wurden in den ersten 30 Minuten im Stahlprofil Temperaturen > 80 °C gemessen, weshalb keine temperaturbedingte Durchbiegung einsetzte. Ab der 40. Minute wur-

den deutliche Zunahmen der Stahltemperaturen gemessen, die zu einer leichten Verringerung der Stahlfestigkeiten und folglich zu einer temperaturbedingten Steigerung der Durchbiegung führten. Die Durchbiegungen nahmen bis zur 60. Minute kontinuierlich zu und erreichten in 63. Minute eine maximale Durchbiegung von ca. 14,87 mm.

Trotz Zunahme der Stahltemperaturen zwischen der 60. und 70. Minute wurde keine weitere Durchbiegung des belasteten Stahlträgers erfasst. Die maximale Durchbiegung stellte sich als konstant ein, da die Pressenlast ebenfalls konstant gehalten wurde. Aufgrund der Naturbrandbeanspruchung wurde eine Zunahme der Durchbiegung von  $\Delta 6,24$  mm gemessen. Ab der 76. Minute wurde die Pressenlast zurückgefahren, sodass sich eine vollständige Entlastung des Stahlträgers einstellte und die Durchbiegung schlagartig zurückging (vgl. Abbildung 5-30). In der 90. Minute wurde eine Durchbiegung von 2 mm gemessen. Nach 140 Minuten wurden keine bleibenden Durchbiegungen gemessen, da die Pressenlast 40 kN (40%  $M_{pl}$ ) zu keiner plastischen Verformungen führen konnte.

Aufgrund der Messdaten wird deutlich, dass die thermische Schutzwirkung der GKF die Durchbiegung des belasteten Trägers verzögert. Die thermische Schutzwirkung der Gipskartonfeuerschutzplatte wird aufgrund der mechanischen Belastung des Stahlträgers nicht verringert.

## 5.6.2 Brandschutzputz

### Unbelastete Stahlstützenabschnitte mit Brandschutzputz

Zur Abschätzung der thermischen Schutzwirkung des zementgebundenen Brandschutzputzes an unbelasteten Stahlstützenabschnitten sind die Bauteiltemperaturen während der Naturbrandbeanspruchung gemessen und die optische Erscheinung des Probekörpers nach der Naturbrandbeanspruchung aufgenommen worden.

Nach der Naturbrandbeanspruchung wurde, am unbelasteten Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzputz (ca. 16 mm, profilliegend), eine ungleichmäßige Rissbildung über die vier beanspruchten Seiten aufgenommen. Die Putzschicht wurde profilliegend aufgebracht und hat der gesamten Naturbrandbeanspruchung standgehalten. Die Brandschutzputzschicht wies nach dem Naturbrand eine spröde und trockene Oberfläche auf. Der Brandschutzputz wurde händisch aufgebracht, sodass eine ungleichmäßige Putzschichtdicke über die Probekörperhöhe vorlag. An einigen Stellen war die Putzschichtdicke mit 20-30 mm dicker als die geforderten 15 mm. Eine Schichtdickenmessung wurde exemplarisch an ausgewählten Stellen über die Probekörperhöhe durchgeführt und die Putzschichtdicke im Mittel zu 16,3 mm

ermittelt. Die ungleichmäßige Oberflächenstruktur des Brandschutzputzes sowie die Rissbildung nach dem Naturbrand ist in Abbildung 5-31 dargestellt.



*Abbildung 5-31: Unbelasteter Stützenstummel mit Brandschutzputz 15 mm, profilfolgend; nach der Naturbrandbeanspruchung*

Die temperaturbedingte Rissbildung im Brandschutzputz trat während der Naturbrandbeanspruchung ungleichmäßig über die Trägerlänge auf. Die sichtbaren Risse mit Rissbreiten zwischen 0,30-0,90 mm, die mittels einer Rissmisslehre an ausgewählten Stellen gemessen wurden, sind insbesondere an der ofenwandzugewandten Seite aufgetreten. Zur brandraumzugewandten Seite sind lediglich Haarrisse in der Oberfläche erkennbar gewesen, die aufgrund ihrer geringen Breiten ( $b < 0,10$  mm) nicht aufgenommen wurden. Die Risstiefen sind ebenso nicht erfasst worden. Aufgrund der ausgeprägten Rissverzweigung an der 3. Seite kann davon ausgegangen werden, die vier brandbeanspruchten Seiten des Probekörpers unterschiedlichen Temperaturen während der Naturbrandbeanspruchung ausgesetzt wurden.

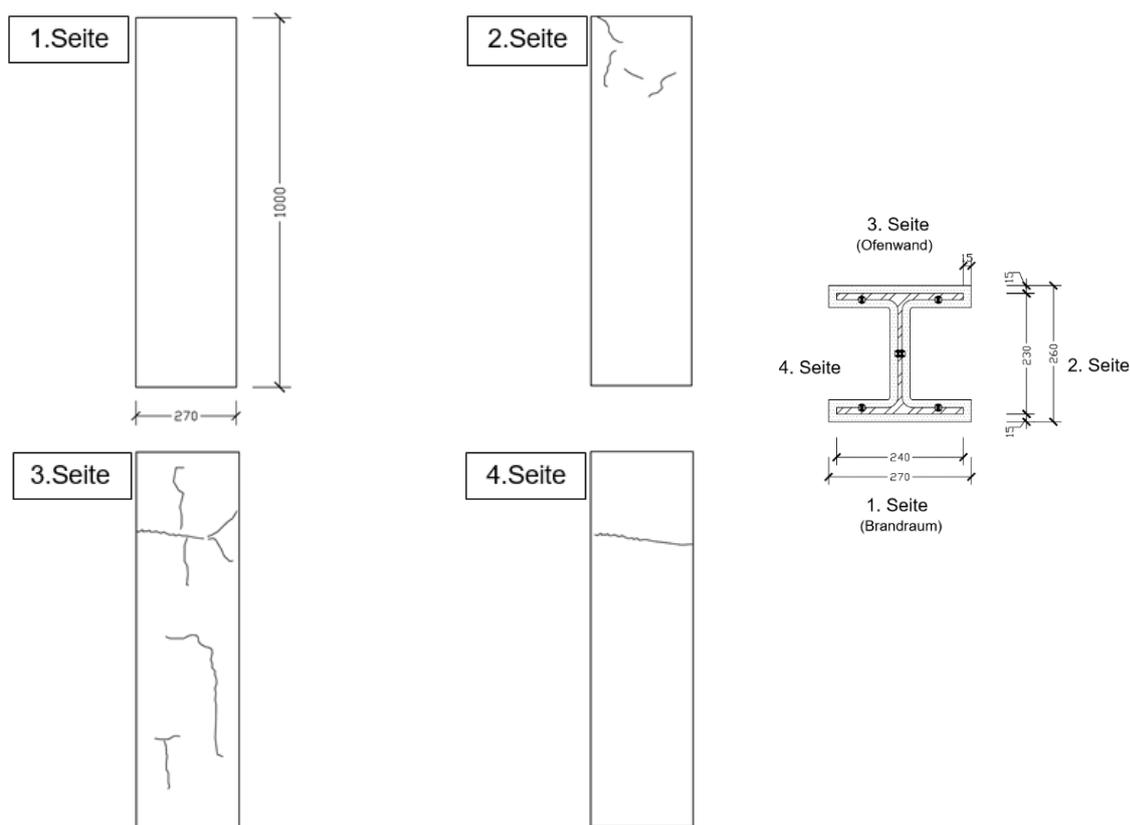


Abbildung 5-32: Temperaturinduzierte Rissbildung des Brandschutzputzes bei vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Die Brandraumtemperatur am Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzputz wurde an der 4. Seite über ein Plattenthermoelement gemessen. Die sich ergebenden Temperaturen sind im Vergleich zu den gemessenen Stahlbautemperaturen in Abbildung 5-33 dargestellt. Die Oberflächentemperaturen des Putzes sind nicht gemessen worden, da die Thermolemente auf der unebenen Oberfläche nicht aufgebracht werden konnten. Die gemessenen Brandraumtemperaturen am Probekörper wiesen in den ersten 20 Minuten des zeitlichen Verlaufes einen schnellen Temperaturanstieg bis 200 °C auf, der auf die hohe Brennerleistung der verwendeten Ölbrenner im Brandraum zurückgeführt wurde. Im Anschluss folgt die Brandraumtemperatur der vorgegebenen Naturbrandkurve. Im Maximum wurden Temperaturen von 835 °C zur 32. Minute gemessen. Die Stahltemperaturen stiegen aufgrund der thermischen Schutzwirkung des Brandschutzputzes langsam an. Zur 25. Minute wurden zunächst Stahltemperaturen von ca. 100 °C gemessen, die im zeitlichen Verlauf der Naturbrandbeanspruchung kontinuierlich ansteigen. Beim Erreichen der maximalen Temperaturen im Brandraum wies das Stahlprofil eine Oberflächtemperatur von knapp 290 °C auf, wohingegen im Steg und im Unterflansch geringere Temperaturen von ca. 163-193 °C gemessen wurden. Aufgrund der Temperaturunterschiede im Ober- und

Unterflansch wurde von einer ungleichmäßigen Temperaturbeanspruchung des Prüfkörpers ausgegangen, was mit der ungleichmäßigen Rissbildung korrelierte.

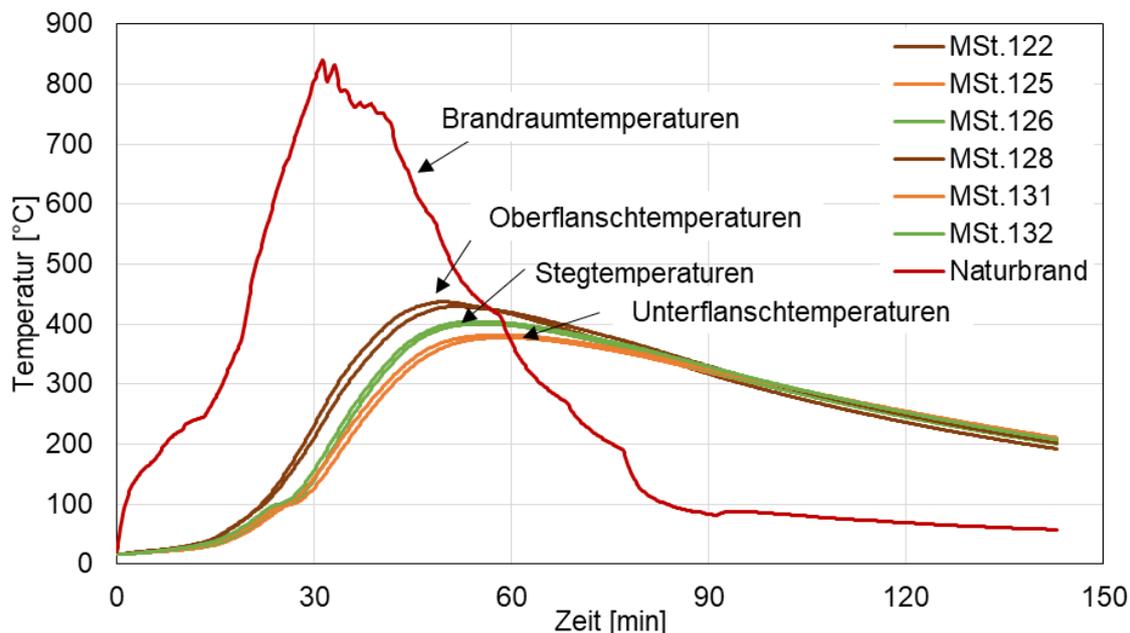


Abbildung 5-33: Bauteiltemperaturen eines unbelasteter Stahlstützenabschnittes mit Brandschutzputz ca. 16 mm, profilfolgend; unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

Mit Einsetzen der Abkühlphase des Naturbrandes steigen die Temperaturen im Stahlprofil an, dass auf die thermische Isolierung des Brandschutzputzes zurückzuführen wurde. Im Oberflansch wurden zur 50. Minute Temperaturen von 430 °C erreicht, wohingegen im Unterflansch Temperaturen von 390 °C gemessen wurden. Im Steg wurden maximale Temperaturen von ca. 403 °C zur 55. Minute ermittelt. Die ungleichmäßige Erwärmung des geschützten Stahlprofils wurde auf die unterschiedlichen Temperaturen der vier brandbeanspruchten Seiten des Prüfkörpers zurückgeführt. Nach Erreichen der maximalen Stahltemperaturen nahmen die Temperaturen des geschützten Profil wieder ab, da im Brandofen bereits die Abkühlphase eintrat. Mit abnehmender Brandraumtemperatur sanken auch die Stahltemperaturen. Die Messdaten lassen dabei erkennen, dass mit geringerer Temperaturbeanspruchung die Stahltemperaturen homogener ausfallen. Zur 90. Minute wurden im geschützten Stahlprofil Temperaturen von ca. 330 °C gemessen. Im Brandraum herrschten zu diesem Zeitpunkt bereits Temperaturen unterhalb von 100°C. Eine verlangsamte Abkühlung des Stahlprofils kann auf die thermische Schutzwirkung des Brandschutzputzes zurückgeführt werden. Zum Versuchsende wurden im Stahlprofil Temperaturen von ca. 200 °C gemessen.

### **Belastete Stahlträger HEA 240 mit Brandschutzputz**

Beim belasteten Stahlträger mit Putzbekleidung sind ebenfalls Biegerisse in der profilfolgenden Bekleidung infolge der Last und temperaturbedingte Risse während Brandbeanspruchung aufgetreten. Zusätzlich zeigten sich erste Rissbildungen am Unterflansch, die jedoch unregelmäßig über die Versuchskörperlänge verteilt waren. Der Brandschutzputz ist nach der Brandbeanspruchung porös und brüchig. Über die Stahlträgerlänge ist der Putz spitzrauh aufgetragen worden, sodass eine ungleichmäßige Schichtdicke über die Trägerlänge vorlag. Eine Schichtdickenmessung wurde exemplarisch an ausgewählten Stellen über die Probekörperhöhe durchgeführt und die Putzschichtdicke im Mittel zu 17,57 mm ermittelt. Den belasteten Stahlträger mit Brandschutzputz nach der Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 5-34 (Draufsicht auf Unterflansch).



*Abbildung 5-34: Unterseite des belasteten Stahlträgers mit 15 mm Brandschutzputz nach der Naturbrandbeanspruchung*

Durch die mechanische Belastung wurde die Rissbildung im Brandschutzputz begünstigt. Die Risse stellten sich als über die gesamte Stahlträgerlänge ein. Die Risse zogen sich zum Teil über die gesamte Breite des Stahlträgers (Unterflansch) und verzweigten sich ineinander (Steg). Ein ungleichmäßiges Rissbild, das zum Teil bereits beim unbelasteten Stahlstützenabschnitt mit Brandschutzputz zu erkennen war, wurde nach der mechanischen Belastung und der Naturbrandbeanspruchung erfasst. Die sichtbaren Risse wurden mittels einer Rissmesslehre gemessen, wobei lediglich Risse mit Rissbreiten zwischen 0,30-1,40 mm aufgenommen wurden. Die temperatur- und lastbedingten Risse des belasteten Stahlträgers mit Brandschutzputz zeigt Abbildung 5-35.

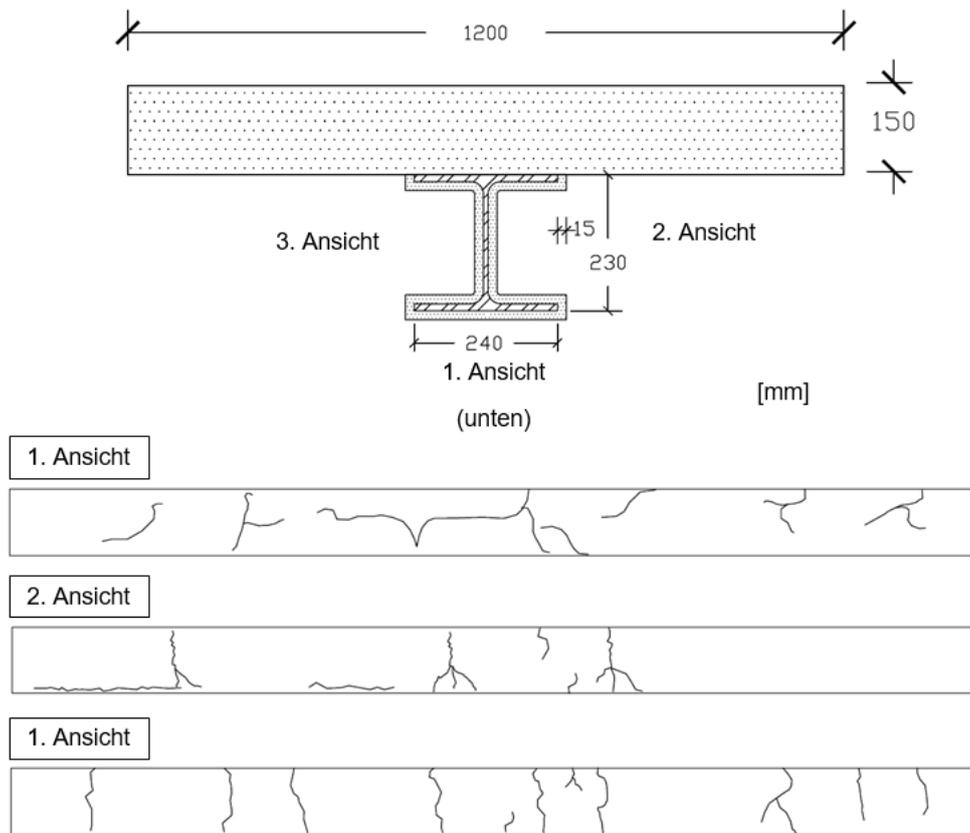


Abbildung 5-35: Qualitative Rissbilder des geschützten Stahlträgers mit Brandschutzputz nach dem Naturbrandversuch

Die Rissverzweigung am Unterflansch (1.Ansicht) konzentrierte sich speziell im Bereich der Stahlträgermitte, sodass die Rissbildung auf die mechanische Belastung zurückgeführt wurde. Im Bereich der Stege zeigen sich deutliche vertikale Risse bis 1,2 mm, wobei auf einer der drei brandbeanspruchten Seiten (2.Ansicht) eine Rissverzweigung zum Unterflansch aufgezeichnet wurde. Die Ausbildung der Risse wurde ebenfalls auf die mechanische Belastung zurückgeführt und die Risse als lastinduzierte Risse gewertet. Zusätzlich traten horizontale Risse an den Unterflanschkannten auf (vgl. Abbildung 5-35), die als lastinduzierte Risse bewertet wurden, da der unbelastete Stützenabschnitt keine derartigen Rissbilder aufwies. Die zusätzlichen Risse sind als temperaturbedingte Risse gewertet worden. Aufgrund der Rissbreitenzunahme (Rissbreiten bis 1,2 mm) im Vergleich zum unbelasteten Stahlstützenabschnitt wurde davon ausgegangen, dass mit Einsetzen der mechanischen Belastung die Rissbildung im Brandschutzputz steigt. Anhand der aufgenommenen Risse zeigte sich eine deutliche Zunahme der Rissausbildung am belasteten Stahlträger mit Brandschutzputz im Vergleich zum unbelasteten Stützenabschnitt, obgleich dieser vierseitig brandbeansprucht wurde.

Zur Abschätzung der realen Schutzwirkung des Brandschutzputzes unter Naturbrand und mechanischer Belastung sind die Bauteiltemperaturen in den Achsen A-B-C-D-E-F-G des Stahlträgers gemessen worden. Mittels Thermoelementen Typ K wurden die Stahltemperaturen an Ober- und Unterflansch sowie am Steg gemessen. Die Aufnahme der Brandraumtemperaturen über die Stahlträgerlänge erfolgte mit acht Plattenthermoelementen, die auf einer Höhe von  $\frac{1}{2} h$  des Trägers angeordnet wurden. Die gezeigten Brandraumtemperaturen beschränken sich auf die Messdaten von zwei Plattenthermoelementen. Aufgrund des symmetrischen Aufbaues des bekleideten Stahlträgers werden die gemessenen Temperaturen exemplarisch für die Achsen B, Achse C und Achse D (Stahlträgermitte) in den folgenden Abbildungen gezeigt.

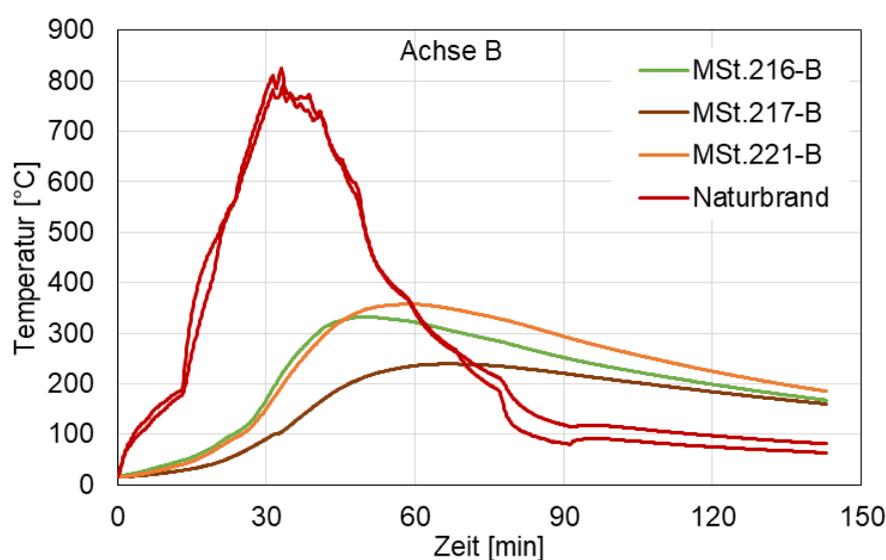


Abbildung 5-36: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse B Stahlträger mit 17,57 mm Brandschutzputz unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

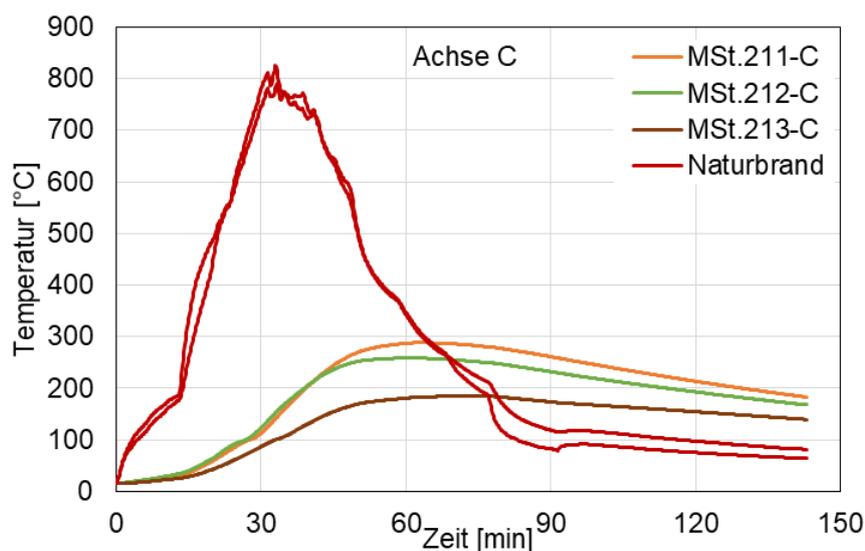


Abbildung 5-37: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse C Stahlträger mit 17,57 mm Brandschutzputz unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

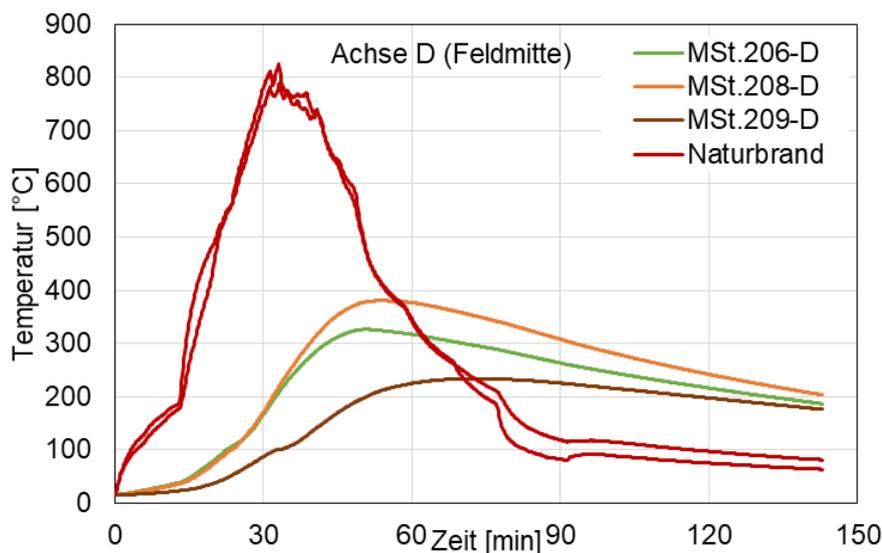


Abbildung 5-38: Gemessene Bauteiltemperaturen Achse D Stahlträger mit 17,57 mm Brandschutzputz unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung und mechanischer Beanspruchung

Aufgrund der dreiseitigen Naturbrandbeanspruchung zeigte sich ein ungleichmäßiges Erwärmungsverhalten des geschützten Stahlprofils. Im Unterflansch wurden während des Großbrandversuchs höhere Temperaturen als im Steg und im Oberflansch gemessen. Über die Stahlträgerlänge sind die Stahltemperaturen zur Trägermitte (Achse D) gestiegen, das an den maximalen Temperaturen und deren Temperaturunterschied von bis zu 100 °C in den Achsen B, C und D zu erkennen war. Die thermische Schutzwirkung des Brandschutzputzes zeigte sich insbesondere durch die langsame Erwärmung des Stahlprofils und konstante Stahltemperatur (Plateau im zeitlichen Temperaturverlauf). Mit steigenden Brandraumtemperaturen erhöhten sich die Temperaturen im Stahlprofil, wobei die gemessenen Unterflansch- und Stegtemperaturen deutlich höher lagen als im Oberflansch. Aufgrund der dreiseitigen Brandbeanspruchung, der Schutzwirkung des Brandschutzputzes sowie der Porenbetonsteine auf dem Oberflansch zum Schutz der unbeflammten Seite fielen die Oberflanschttemperaturen geringer aus.

Zum Zeitpunkt der maximalen Brandraumtemperaturen von 815 °C zur 33. Minute wurden im Oberflansch Temperaturen von 90 °C gemessen, die in der in der 60. Minute auf 225 °C anstiegen. Mit Einsetzen der Abkühlphase ab der 33. Minute reduzierten sich die Brandraumtemperaturen. Aufgrund der geringen Wärmeleitfähigkeit des Brandschutzputzes und deren thermische Schutzwirkung steigen die Stahlbautemperaturen zunächst weiter an. In der Achse B wurden zur 50.-66. Minuten maximale Stahltemperaturen von 333 °C im Steg, 357 °C im Oberflansch und 240 °C im Unterflansch gemessen. Die Messdaten in Achse C wurden zum gleichen Zeitpunkt Temperaturen von 259 °C im Steg, von 185 °C im Oberflansch und von 288 °C im Unterflansch erfasst. Anhand der Messdaten wurde deutlich, dass in der Achse C geringere Temperaturen im Stahlprofil herrschten, die vermuten lassen, dass dort eine

geringere Brandraumtemperaturen herrschten oder eine dickere Putzschicht >15 mm vorlag. In der Mitte des belasteten und mit Brandschutzputz geschützten Stahlträgers (Achse D) stellten sich während des Versuchs leicht höhere Stahltemperaturen ein. In Achse D wurden im Steg Temperaturen von 327 °C zur 50. Minute gemessen. Im Oberflansch wurden 234 °C zur 70. Minute und im Unterflansch 380 °C zur 74. Minute gemessen. In der Mitte des Stahlträgers und der Achse B wurden entsprechend der Messdaten ähnliche Stahltemperaturen ermittelt.

Neben den Bauteiltemperaturen sind die vertikalen Verformungen des belasteten und mit Brandschutzputz bekleideten Stahlträgers gemessen worden. Zur Aufnahme der vertikalen Verformungen wurden Potentiometer angewendet. Die mechanische Belastung und die daraus resultierende Durchbiegung des belasteten Stahlträgers mit 17,57 mm Brandschutzputz verdeutlicht Abbildung 5-39.

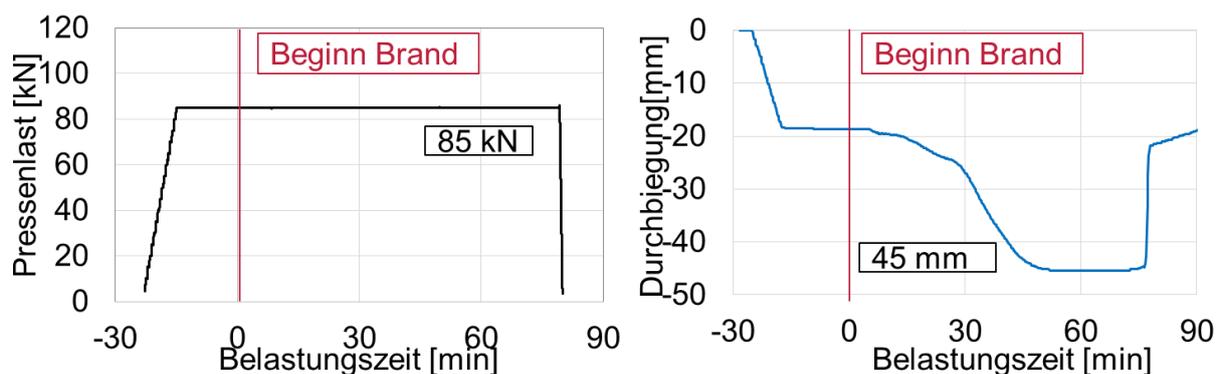


Abbildung 5-39: Mechanische Belastung und Durchbiegung des mit belasteten Stahlträgers mit 15 mm perlithaltigem Brandschutzputz

Vor dem Einsetzen der Naturbrandbeanspruchung ist der geschützte Stahlträger 15 Minuten mit einer Pressenlast von 85 kN belastet worden, wodurch sich eine Durchbiegung von 18,3 mm einstellte. Mit Einsetzen des Naturbrandes wurde eine kontinuierliche Zunahme der Stahltemperaturen gemessen, die zu einer leichten Verringerung der Stahlfestigkeit und folglich zu einer temperaturbedingten Steigerung der Durchbiegung führten. Die Durchbiegungen nahmen bis zur 50. Minute kontinuierlich zu und erreichten eine maximale Durchbiegung von ca. 45 mm. Trotz der weiteren Zunahme der Stahltemperaturen zwischen der 60.-70. Minute wurde keine weitere Durchbiegung des belasteten Stahlträgers gemessen. Die maximale Durchbiegung stellte sich als konstant ein, da die Pressenlast von 85 kN ebenfalls konstant gehalten wurde. Entsprechend der Durchbiegungsmessungen wurden aufgrund der Naturbrandbeanspruchung eine Zunahme der Durchbiegung von  $\Delta 26,7$  mm gemessen. Ab der 76. Minute wurde die Pressenlast zurückgefahren, sodass sich eine vollständige Entlastung des Stahlträgers einstellte und die Durchbiegung schlagartig zurückging (vgl. Abbildung

5-39). In der 90. Minute wurde eine Durchbiegung von 20 mm gemessen. Nach 140 Minuten wurde eine Durchbiegung von 10 mm erfasst, die jedoch keine bleibenden Durchbiegungen darstellte.

Aufgrund der Messdaten wird deutlich, dass die thermische Schutzwirkung des untersuchten Brandschutzputzes die Durchbiegung des belasteten Trägers verzögert. Die thermische Schutzwirkung des Brandschutzputzes wird aufgrund der mechanischen Belastung des geschützten Stahlträgers nicht verringert. Aufgrund der mechanischen Belastung wurde lediglich eine höhere Rissbildung detektiert.

### 5.6.3 Reaktives Brandschutzsystem

Für die Bewertung der thermischen Schutzwirkung des wasserbasierten Brandschutzsystems infolge des untersuchten Naturbrandes wurde im Rahmen des Großbrandversuchs ein belasteter Träger (HE240A, Länge: 4.900 mm), ein unbelasteter Referenzträger (HE240A, Länge: 1.000 mm) sowie ein unbelasteter Stützenabschnitt (HE240A, Länge: 1.000 mm) untersucht. Während die beiden Träger einer dreiseitigen Beflammung ausgesetzt wurden, lag für den Stützenabschnitt eine vierseitige Beflammung vor.

Im Vorfeld zu dem Großbrandversuch wurden die Versuchskörper zunächst sandgestrahlt (Vorbereitungsgrad: SA 2 1/2). Anschließend erfolgte die Applikation der Drahtthermoelemente Typ K in den definierten Messachsen durch Punktschweißen. In Abbildung 5-40 ist die Anordnung der Thermoelemente exemplarisch für den belasteten Träger in den Messachsen A, C und D dargestellt.

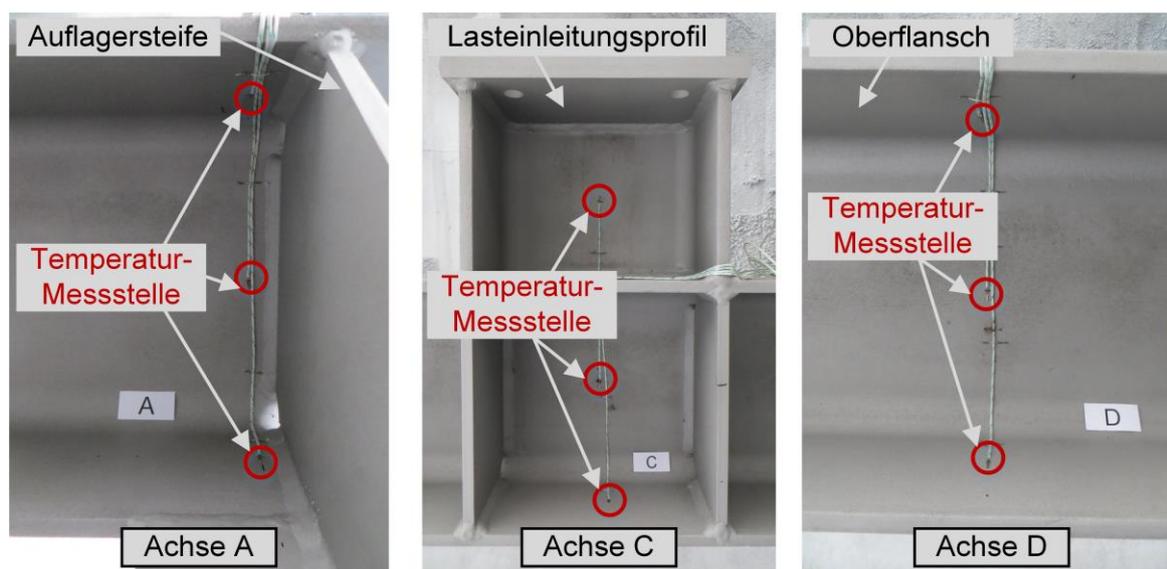


Abbildung 5-40: Exemplarische Darstellung der Thermoelementapplikation am Steg sowie am Ober- und Unterflansch des belasteten Trägers in den Achsen A, C und D

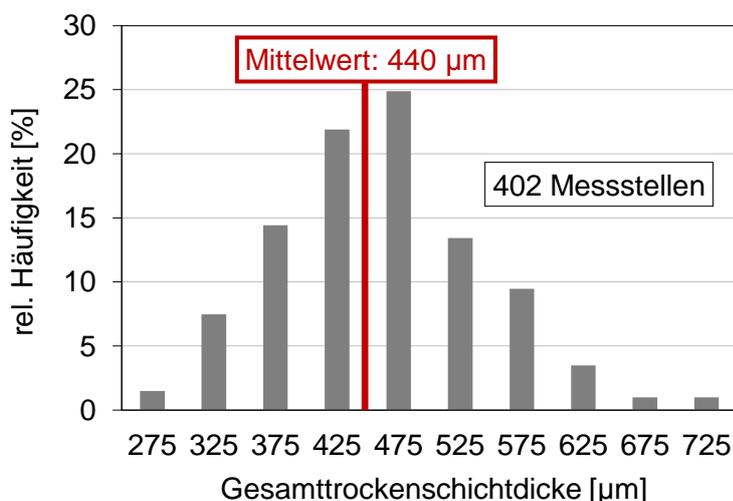
Nach der Applikation der Thermoelemente erfolgte die Beschichtung der Versuchskörper mit einer Grundierung, die als Haftvermittler für das reaktive Brandschutzsystem diente. Die Trockenschichtdicke der Grundierung wurde für alle Versuchskörper zu 75  $\mu\text{m}$  festgelegt. Nach der Trocknung der Grundierung erfolgte im nächsten Schritt die Applikation des wasserbasierten Brandschutzsystems (reaktive Komponente) in einem Arbeitsgang mit einer Ziel-trockenschichtdicke von 350  $\mu\text{m}$ . Diese wurde für den dreiseitig beflammt Träger in Abhängigkeit des Profilkfaktors ( $A/V = 147 \text{ m}^{-1}$ ) sowie einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten dimensioniert. Sowohl die Applikation der Grundierung als auch die Applikation des wasserbasierten Brandschutzsystems erfolgten durch geschultes Personal des Produktherstellers

mit dem Airless-Sprühverfahren. Nach einer Trocknungsphase des Brandschutzsystems von insgesamt drei Wochen erfolgte die Messung der Trockenschichtdicke. Im Anschluss wurden die Versuchskörper auf die in Kapitel 5.3 vorgestellte Weise in den Deckenprüfstand eingebaut und dem großmaßstäblichen Naturbrandversuch unterzogen.

Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse vorgestellt, die im Rahmen des Großrandversuchs für die mit dem wasserbasierten Brandschutzsystem beschichteten Versuchskörper ermittelt wurden.

### **Belasteter Stahlträger (HE240A) mit einem wasserbasierten Brandschutzsystem**

Vor der Durchführung des Brandversuchs wurde die Gesamttrockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems mithilfe eines digitalen Schichtdickenmessgeräts (QNix 8500) an insgesamt 402 Messstellen des belasteten Trägers ermittelt. Die Gesamtschichtdicke setzt sich dabei aus der Trockenschichtdicke der Grundierung und der Trockenschichtdicke der reaktiven Komponente zusammen. Wie der relativen Häufigkeitsverteilung aus Abbildung 5-41 entnommen werden kann, liegt der Mittelwert der Gesamtschichtdicke bei 440  $\mu\text{m}$ . Da die Schichtdicke der Grundierung 75  $\mu\text{m}$  beträgt, liegt die mittlere Trockenschichtdicke der reaktiven Komponente somit bei 365  $\mu\text{m}$  für den belasteten Träger. Dieser Probekörper ist in Abbildung 5-42 zum Zeitpunkt des Versuchsaufbaus dargestellt. Neben der Anordnung der Temperaturmessachsen (A – G) ist darin auch die Lage der beiden Laststempel dargestellt, mit denen die Lasteinleitung durch die kraftgesteuerten Hydraulikpressen in den statisch bestimmt gelagerten Stahlträger erfolgte. Auf diese Weise wurde im mittleren Drittel des Versuchskörpers ein konstantes Biegemoment mit  $M_{Ed} = F \cdot L_1$  (mit  $L_1 = 1,570 \text{ m}$ ) realisiert. Da die Pressenlast zu  $F = 85,0 \text{ kN}$  festgelegt wurde, ergab sich hieraus eine Einwirkung von  $M_{Ed} = 133,45 \text{ kNm}$ .



Mittlere Trockenschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems:

Gesamtschichtdicke: 440  $\mu\text{m}$

Grundierung: 75  $\mu\text{m}$

Reaktive Komponente: 365  $\mu\text{m}$

Abbildung 5-41: Häufigkeitsverteilung der gemessenen Gesamttrockenschichtdicken des belasteten, dreiseitig beschichteten Trägers (HE240A)

Neben dem Eigengewicht des Trägers und der beiden Laststempel wirkte auf den Träger während des Versuchs zusätzlich das Eigengewicht der 1.200 mm breiten sowie 150 mm dicken Porenbetonplatten. Dieses Eigengewicht wurde bei der Ermittlung der Einwirkungen als Streckenlast  $q_{Ed} = 1,51 \text{ kN/m}$  berücksichtigt und führte zu einem zusätzlichen Moment von  $M_{Ed} = 4,25 \text{ kNm}$  bei einer Trägerstützweite von 4,74 m. Somit lag während der Versuchsdurchführung in dem belasteten Träger nach Theorie I. Ordnung ein maximales Biegemoment von  $M_{Ed,ges,I} = 137,7 \text{ kNm}$  vor. Berechnungen nach Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung einer Schiefstellung der Hydraulikpressen ergaben hingegen ein einwirkendes Gesamtmoment in Feldmitte von  $M_{Ed,ges,II} = 146,6 \text{ kNm}$ . Dieses entspricht 60 % der plastischen Momententragfähigkeit von  $M_{pl,Rd} = 242 \text{ kNm}$ , die für den HE240A-Träger (S235 JR) auf der Grundlage von Zugfestigkeitsprüfungen ( $f_{y,k,Flansch} = 321 \text{ MPa}$  und  $f_{y,k,Steg} = 360 \text{ MPa}$ ) ermittelt wurde.

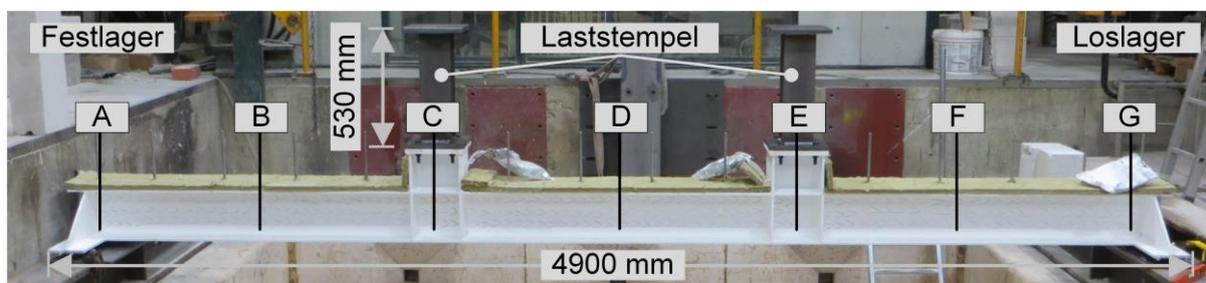


Abbildung 5-42: Darstellung des belasteten Trägers (HE240A) während des Versuchsaufbaus und Definition der Temperaturmessachsen (A – G)

Die Lastaufbringung durch die Hydraulikpressen erfolgte wie in Abbildung 5-43 a) dargestellt treppenstufenartig in 5 kN Schritten. Hierdurch stellte sich eine entsprechende Durchbiegung des belasteten Trägers ein, die mithilfe von Potentiometern an den Lasteinleitungsstempeln (vgl. Achse I und Achse II in Abbildung 5-43) gemessen wurde. Da die Durchbiegungen des Stahlträgers sehr gleichmäßig erfolgte, ist in Abbildung 5-43 das Ergebnis der Verformungsmessung nur für den Messpunkt I-A dargestellt.

Nach vollständiger Aufbringung der Pressenlast stellte sich in dem Versuchskörper eine Durchbiegung von 18,5 mm ein. Diese blieb während der Haltezeit von etwas mehr als 15 Minuten konstant. Erst mit dem Beginn des Naturbrandes setzte im Träger eine immer stärker werdende Verformungszunahme (vgl. Abbildung 5-43 d)) ein. Ab der 22. Minute der Brandbeanspruchung stagnierte die Durchbiegung jedoch für ca. drei Minuten bei 32,5 mm. Zu diesem Zeitpunkt (vgl. (1) in Abbildung 5-43 d)) erfolgte die Expansion des reaktiven Brandschutzsystems, wodurch die thermische Schutzwirkung einsetzte. Danach nahm die Durchbiegung des Stahlträgers jedoch erneut zu bis sie nach 48 Minuten mit 230 mm ihr Maximum erreichte. Dieses Verformungsverhalten war gleichbedeutend mit dem Erreichen des Grenztraglastzustandes des beschichteten Stahlträgers (vgl. (2) in Abbildung 5-43 d)).

Aus diesem Grund wurde der Hydraulikstrang des beschichteten Trägers abgesperrt, um ein weiteres Durchbiegen des Versuchskörpers durch die Pressen zu vermeiden. Nach 74 Minuten erfolgte die vollständige Entlastung des Versuchskörpers, die mit einem Verformungsrückgang auf ca. 205 mm einherging (vgl. (3) in Abbildung 5-43 d)). In der darauffolgenden Abkühlphase nahm die Durchbiegung des Trägers weiter ab und erreichte zum Ende des Versuchs einen Wert von 188 mm.

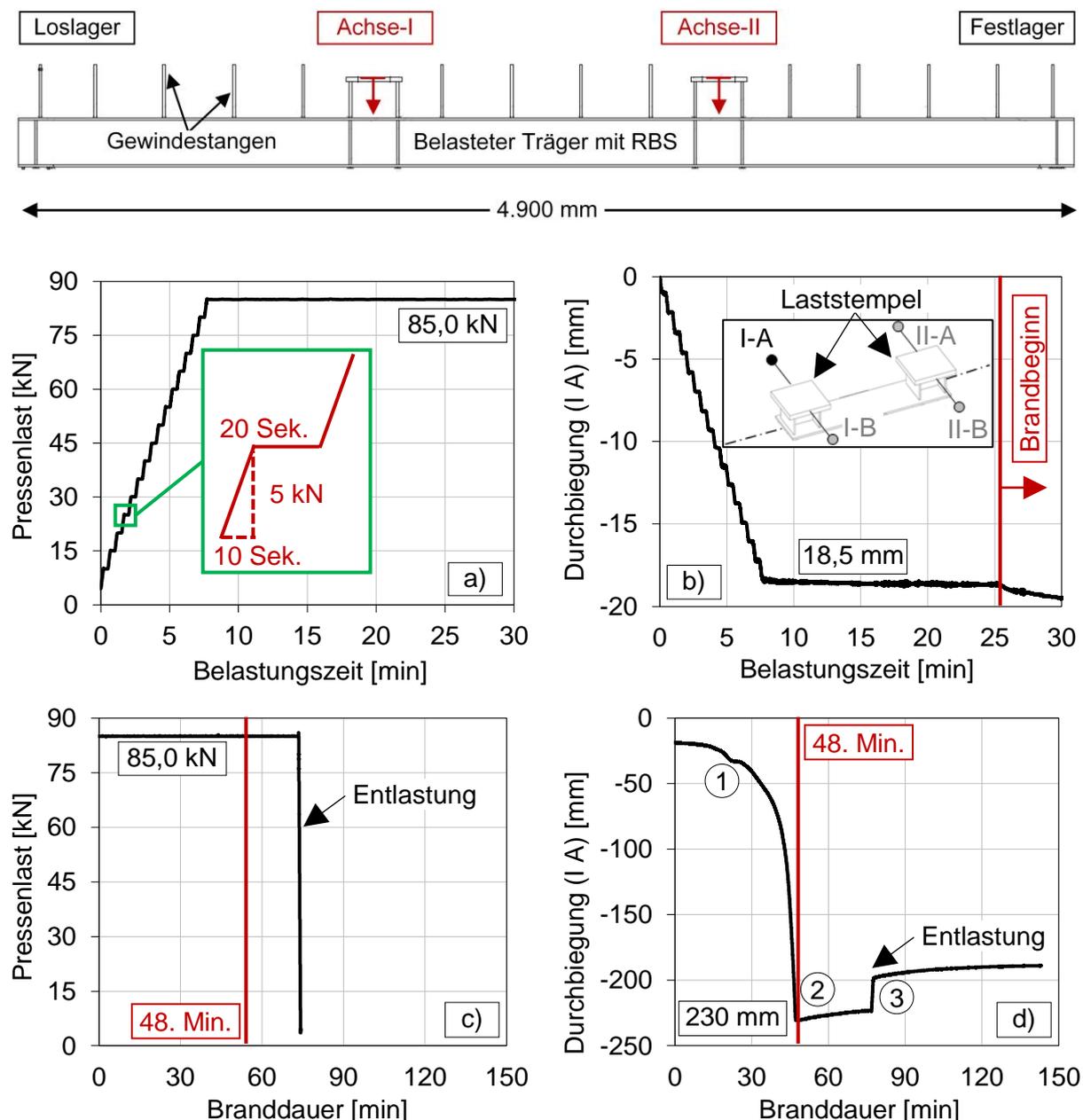


Abbildung 5-43: Gemessene Pressenkraft und zugehörige Durchbiegung des belasteten Trägers während der Lastaufbringung (a - b) und der Brandbeanspruchung (c - d)

Die verschiedenen Reaktionsphasen des wasserbasierten Brandschutzsystems sowie die Durchbiegung des belasteten Stahlträgers während des Brandversuchs sind bildhaft in Ab-

bildung 5-44 dargestellt. Darin ist zum einen die Expansion des Brandschutzsystems (Schwarzfärbung nach 22 Minuten) sowie quer zur Trägerlängsachse verlaufende Risse im reaktiven Brandschutzsystem zu erkennen. Die Weißfärbung des Brandschutzsystems, die bereits nach 32 Minuten sehr ausgeprägt war, deutet daraufhin, dass eine kurze Phase der effektiven thermischen Schutzwirkung vorlag, da das Brandschutzsystem an der Oberfläche bereits thermisch umgesetzt wurde. Die kurze Phase der thermischen Schutzwirkung ist dabei auf die geringe Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems zurückzuführen.

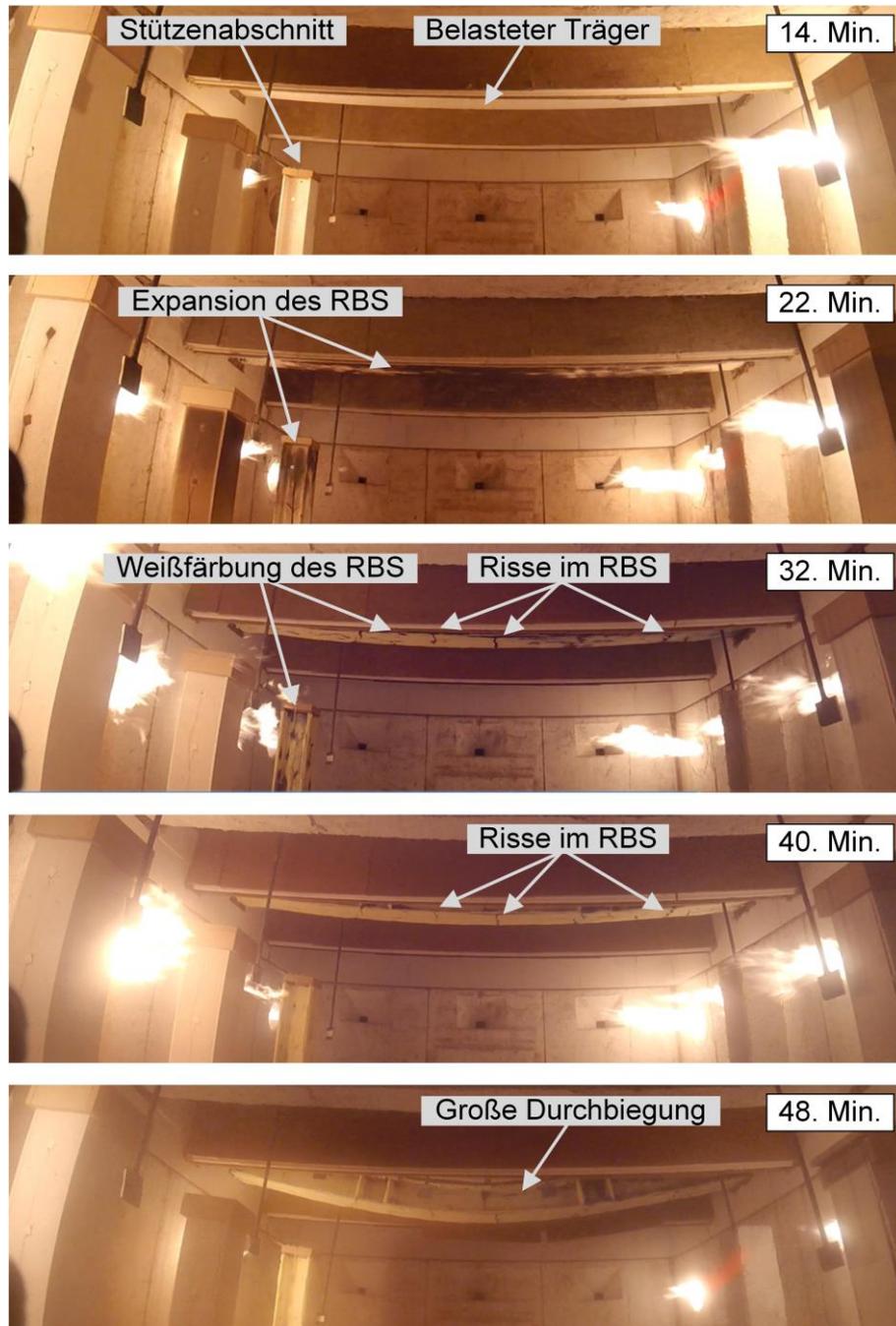


Abbildung 5-44: Reaktionszustände des wasserbasierten Brandschutzsystems sowie Durchbiegungsverhalten des belasteten Trägers

Der Grenzzustand der Tragfähigkeit wurde für den belasteten Träger nach 48 Minuten der Naturbrandbeanspruchung erreicht. Während sich zu diesem Zeitpunkt die Brandraumtemperaturen in der Abkühlphase befanden (maximale Brandraumtemperatur trat bereits nach 31 Minuten ein), traten im belasteten Träger zu diesem Zeitpunkt die maximalen Querschnittstemperaturen ein. Wie Abbildung 5-45 entnommen werden kann, lagen die höchsten Querschnittstemperaturen dabei in der Mitte des Trägers (Achse D). Während im Unterflansch eine maximale Stahltemperatur von 584 °C erreicht wurde, lag im Oberflansch die Stahltemperatur bei 401 °C. Aufgrund der dreiseitigen Beflammung bildete sich über die Höhe des Trägers somit ein Temperaturgradient aus.

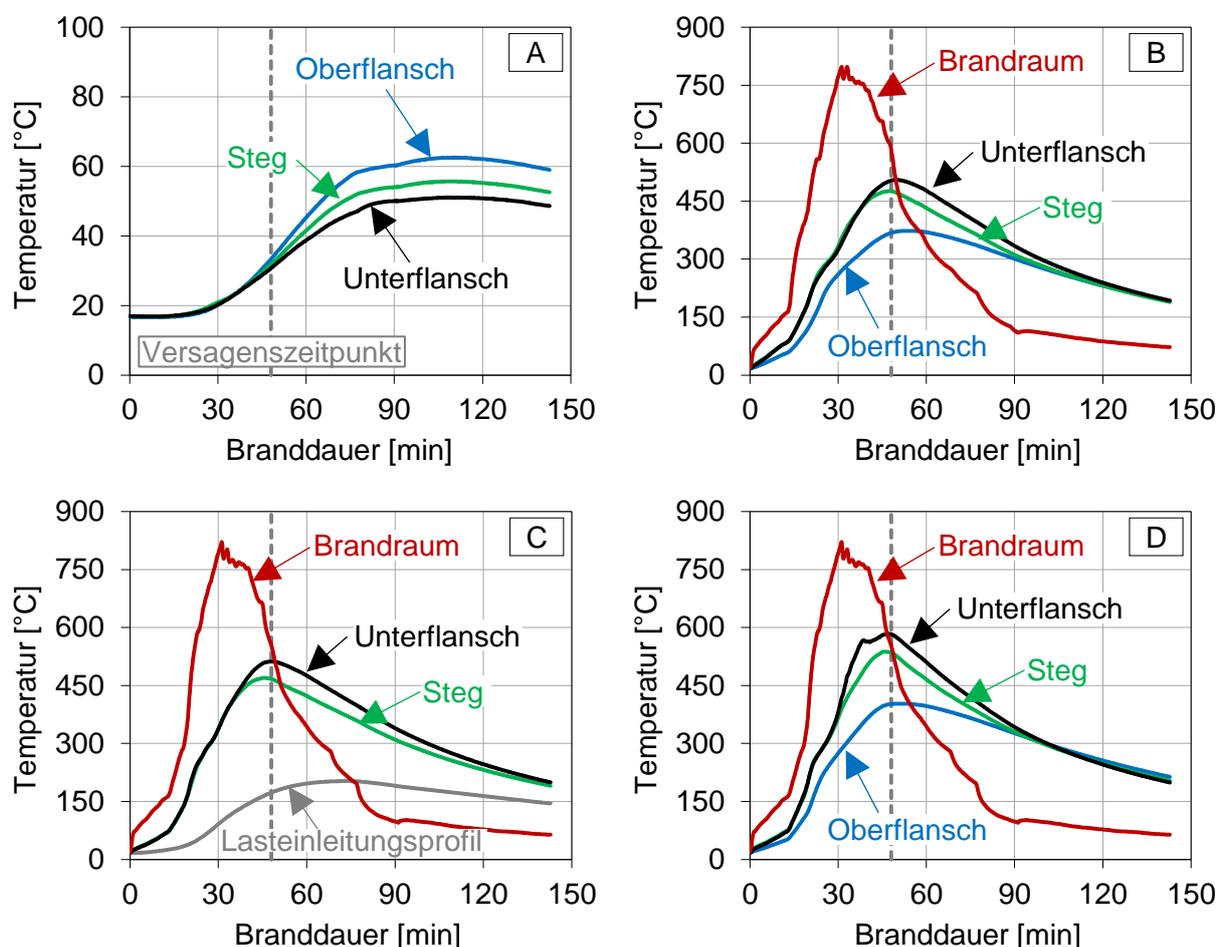


Abbildung 5-45: Gemessene Querschnittstemperaturen des belasteten Trägers (HE240A) in den Messachsen A – D sowie Brandraumtemperaturen

Mit zunehmender Nähe zum Festlager nehmen die maximalen Querschnittstemperaturen des belasteten Trägers ab (vgl. Achse C, B, und A). Der Temperaturgradient über die Höhe des Trägers bleibt jedoch bestehen. Da die Temperaturachse A außerhalb des Brandofens lag, liegen hier mit maximal 63 °C die geringsten Bauteiltemperaturen vor. In Achse C fiel während des Brandversuchs die Temperaturmessstelle am Oberflansch aus. Ersatzweise ist hier daher die Temperatur des Lasteinleitungsprofils (vgl. Abbildung 5-40) dargestellt. Trotz

der Tatsache, dass das Lasteinleitungsprofil mit Mineralwolle thermisch geschützt wurde, liegen hier die Maximaltemperaturen bei 203 °C.

Nach dem Erreichen des Grenzzustands der Tragfähigkeit und dem Einsetzen der Abkühlphase im belasteten Träger findet eine Homogenisierung der Querschnittstemperaturen statt. Zum Ende des Versuchs liegen daher mit ca. 205 °C in allen Querschnittsteilen (Oberflansch, Steg und Unterflansch) dieselben Temperaturen vor.

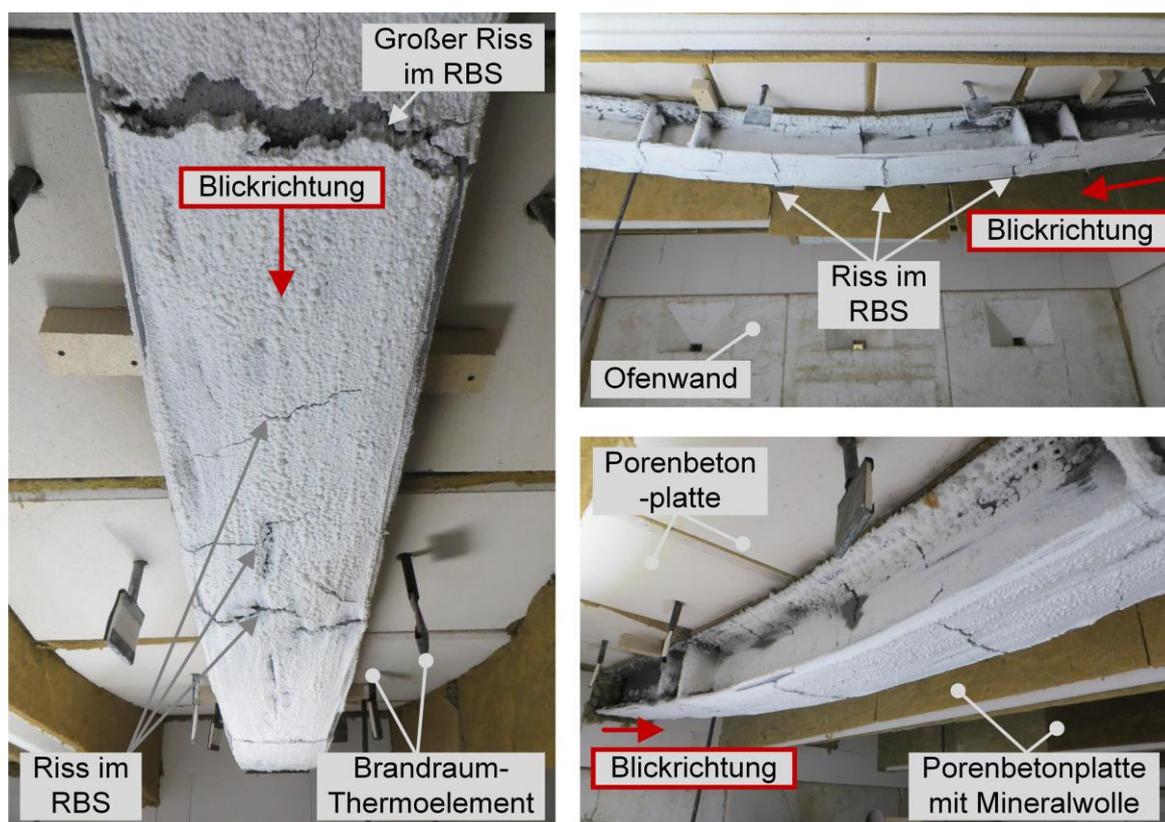


Abbildung 5-46: Darstellung des belasteten Trägers (HE240A) nach dem Versuch aus unterschiedlichen Blickrichtungen

Der Zustand des belasteten Trägers nach dem Versuch ist in Abbildung 5-46 dargestellt. Darin sind zahlreiche Risse im reaktiven Brandschutzsystem unterschiedlicher Größen erkennbar. Diese liegen vorrangig auf der Unterseite des Unterflansches und sind auf die mechanisch induzierte Durchbiegung des Trägers zurückzuführen. Hierbei muss jedoch zwischen Rissen unterschieden werden, die bereits während der Expansion des Brandschutzsystems entstanden sind und Rissen, die erst bei Erreichen des Grenzzustands der Tragfähigkeit eintraten. So trat der große Riss im Brandschutzsystem aus Abbildung 5-46 aller Wahrscheinlichkeit nach erst zum Ende des Brandversuchs ein, was an den Risskanten erkennbar ist. Risse, die während der Expansion bzw. der Schmelzphase des Brandschutzsystems entstehen, weisen nämlich filamentartige Rissflanken auf, die auf einen zeitlich abhängigen, viskosen Vorgang hindeuten. Ein entsprechendes Beispiel für eine derartige

Rissbildung ist in Abbildung 5-47 für die Kante des Unterflansches dargestellt. Die Ursache für diesen Riss liegt in der konvexen Form der Flanschkante und dem begrenzten Vermögen des Brandschutzsystems in Querrichtung zu expandieren.

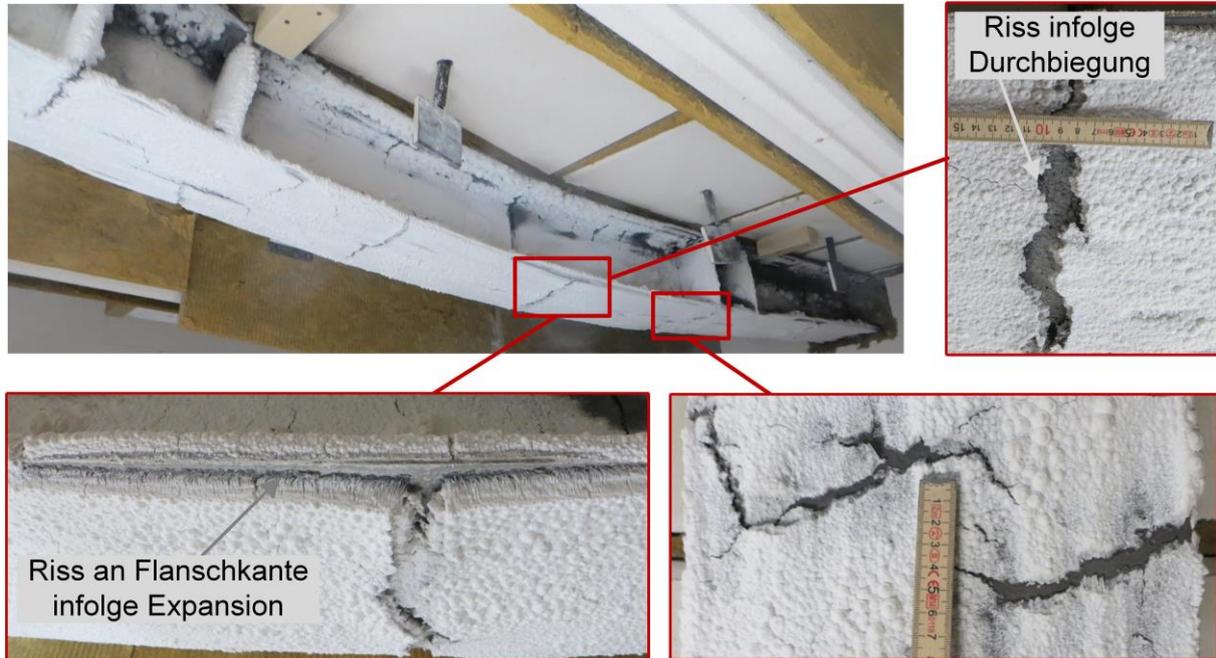


Abbildung 5-47: Dokumentation der innerhalb des wasserbasierten Brandschutzsystems entstandenen Rissbildung

Neben den Rissen traten im reaktiven Brandschutzsystem vereinzelt mehrere Zentimeter große Blasen auf, die vor allem im Bereich des Festlagers vorzufinden waren (vgl. Abbildung 5-48). Dabei ließen sich sowohl geschlossene als auch offene Blasen beobachten. Während die geschlossenen Blasen üblich für das Expansionsverhalten von reaktiven Brandschutzsystemen sind, wurden die Blasen mit Öffnungen erstmalig beobachtet.

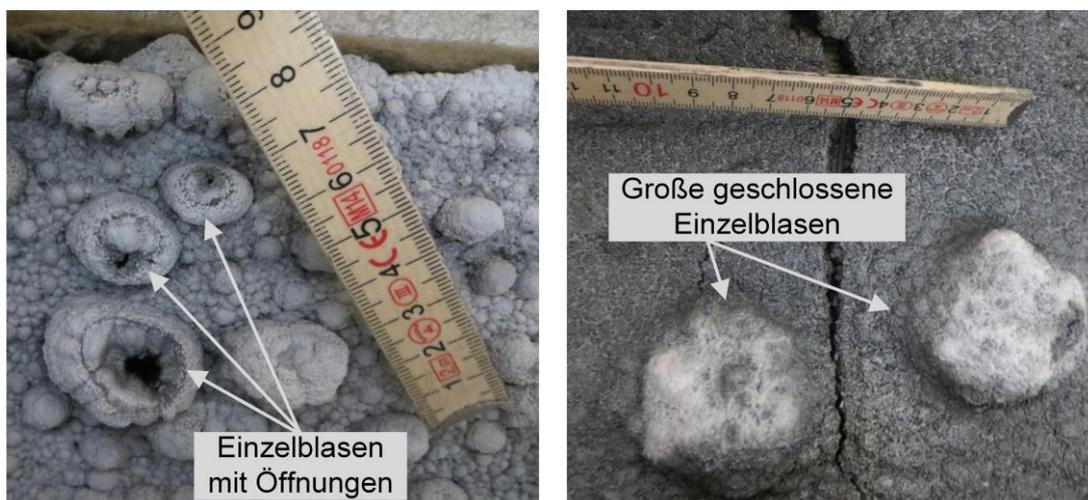


Abbildung 5-48: Im Bereich des Festlagers entstandene große Einzelblasen unterschiedlicher Formen

Auch in den restlichen Teilen des Versuchskörpers (vgl. Oberflansch in Abbildung 5-49) konnten derartige Blasen mit nachträglich geschlossenen Öffnungen beobachtet werden. Anders als im Bereich des Festlagers waren diese jedoch deutlich kleiner. Zurückführen lässt sich diese Form der Blasenbildung möglicherweise auf die viskose Phase des Brandschutzsystems, bei der aufgrund der geringen Aufheizgeschwindigkeit des Naturbrandes einzelne Blasen in sich zusammenfielen und von dem nachschäumenden Material ausgefüllt wurden. Dies stellt jedoch eine Vermutung dar und bedarf weiterer systematischer Untersuchungen.

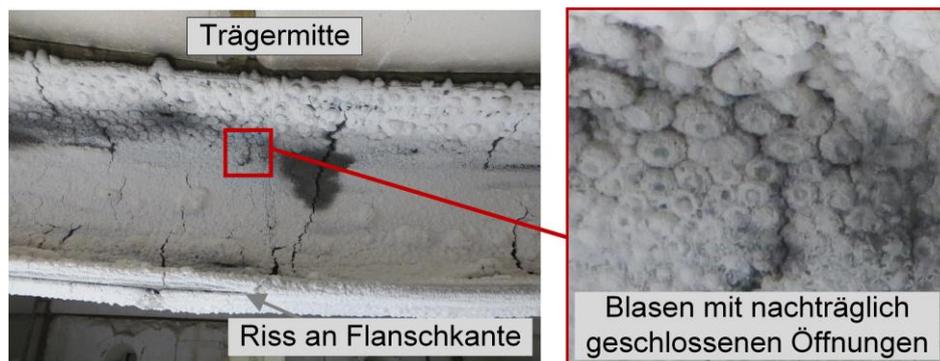


Abbildung 5-49: Am Oberflansch des belasteten Trägers entstandene kleine Blasen mit nachträglich geschlossenen Öffnungen

Neben der Dokumentation der Rissbildung und Blasenformen wurde nach dem Versuch zusätzlich die Endschichtdicke der expandierten Schaumschicht mithilfe einer Messnadel in mehreren Messpfaden entlang des Ober- und Unterflansches sowie des Steges ermittelt. Die gemessenen Schaumschichtdicken sowie die daraus berechneten Expansionsfaktoren sind in Abbildung 5-50 und Abbildung 5-51 über die Trägerlänge aufgetragen.

Im Ober- und Unterflansch liegt im Vergleich zu den beiden Stegseiten eine gleichmäßigere Schaumschichtdicke des Brandschutzsystems vor. Die Mittelwerte für den Ober- und Unterflansch liegen bei ca. 13 bzw. 11 mm. Auch im Steg liegt mit 12 mm eine ähnliche mittlere Schaumschichtdicke vor, die jedoch deutlich stärkeren Schwankungen unterliegt. Die Ursache hierfür liegt in der Trockenschichtdicke des Brandschutzsystems begründet. Während am Ober- und Unterflansch überschüssiges Material mit einem Hobel entfernt und dadurch eine vollflächig gleichmäßige Trockenschichtdicke realisiert wurde, konnte dies im Bereich der Walzausrundungen und im Übergangsbereich zum Steg nicht erfolgen. Aus diesem Grund lagen hier vergleichsweise ungleichmäßige Trockenschichtdicken vor, die zu der markanten Ausbildung der Schaumschicht führten.

Wie Abbildung 5-51 entnommen werden kann, resultieren die Endschichtdicken der Schaumschicht, die am Ober- und Unterflansch gemessen wurden, ebenfalls in gleichmäßigeren Expansionsfaktoren als im Bereich des Steges. Mit einem mittleren Expansionsfaktor

von  $\alpha = 30,0$  liegt die höchste Expansion des Brandschutzsystems dabei im Bereich des Oberflansches vor. Der geringste mittlere Expansionsfaktor ( $\alpha = 24,0$ ) ist hingegen am Unterflansch zu finden. Im Steg liegt der mittlere Expansionsfaktor trotz der starken Streuungen bei  $\alpha = 27,5$ . Ein Vergleich dieser Expansionsfaktoren mit den Ergebnissen der digitalen Expansionsanalyse für das wasserbasierte Brandschutzsystem verdeutlicht, dass die hier ermittelten Werte den Ergebnissen der Temperaturzeitkurve mit konstanter Aufheizgeschwindigkeit von 30 K/min gleichzusetzen sind. Somit lässt sich anhand des Großbrandversuchs bestätigen, dass das Expansionsverhalten des reaktiven Brandschutzsystems auch im Realmaßstab durch die Aufheizgeschwindigkeit der untersuchten Naturbrandkurve und der Bauteilmassigkeit beeinflusst wird.

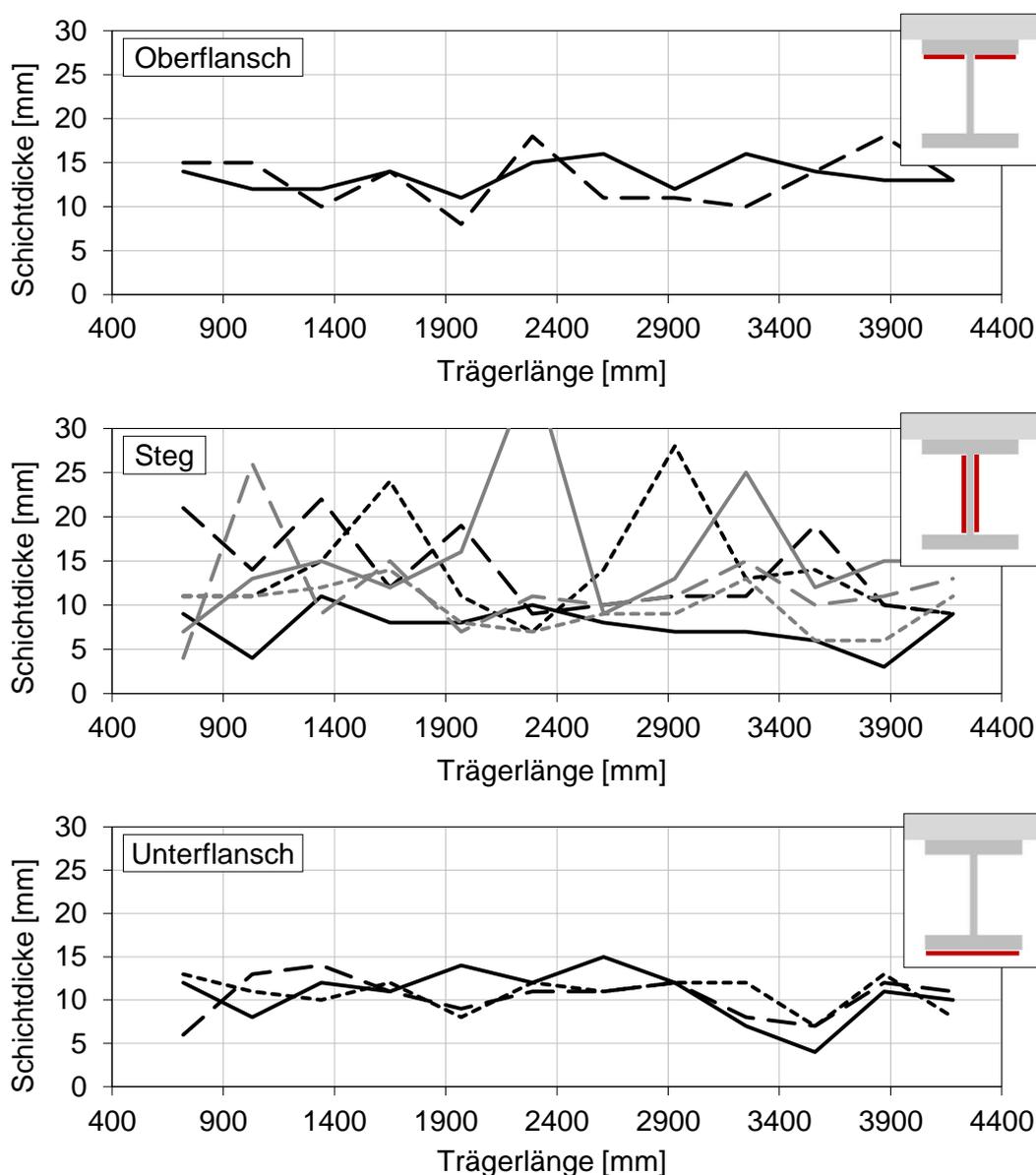


Abbildung 5-50: Gemessene Schaumschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems am Oberflansch, Steg und Unterflansch entlang des belasteten Trägers, beginnend am Loslager

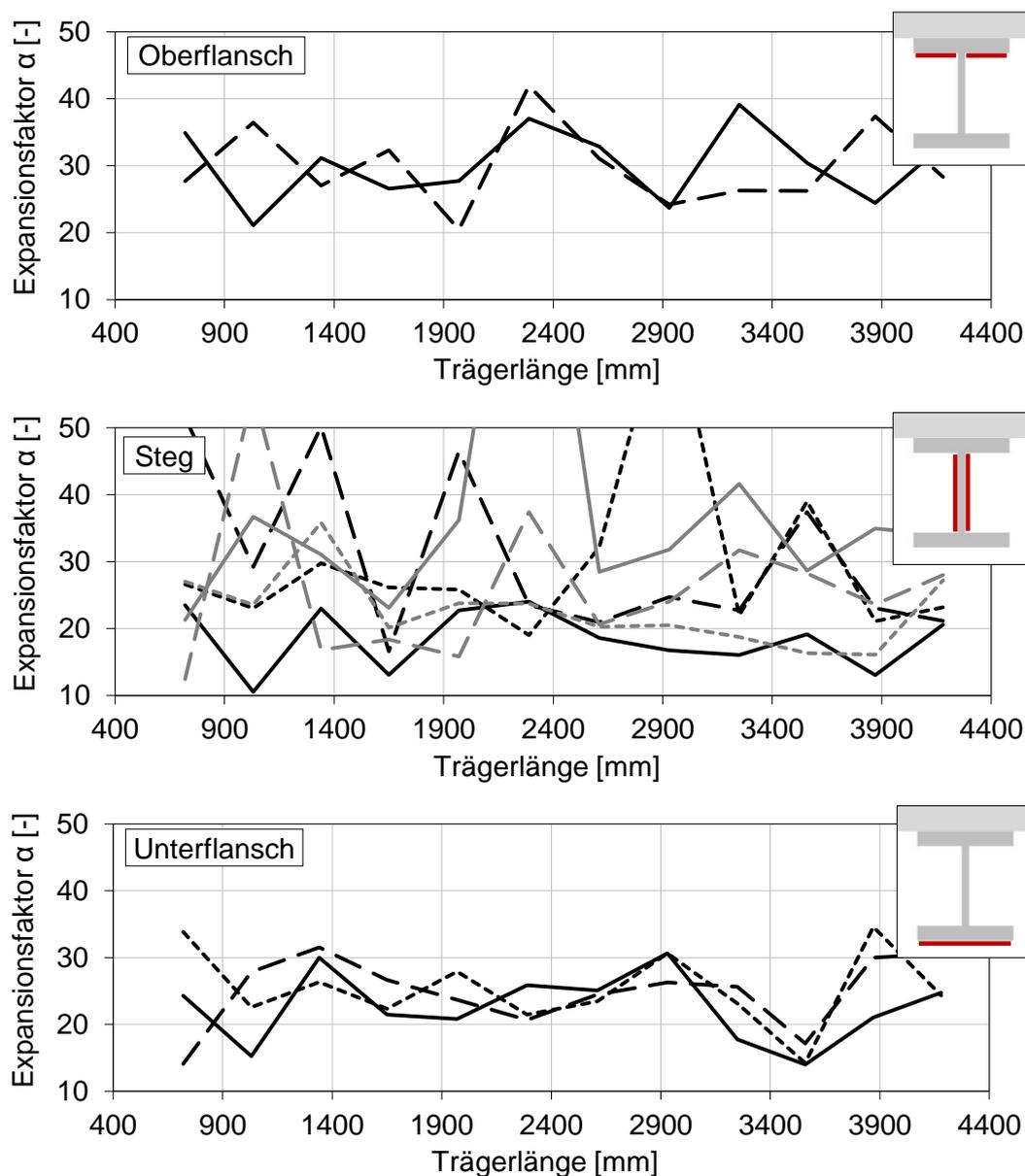


Abbildung 5-51: Expansionsfaktoren des wasserbasierten Brandschutzsystems am Oberflansch, Steg und Unterflansch in Abhängigkeit der Trägerlänge (Beginn am Loslager)

Trotz der geringen Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems konnte die Erwärmung des belasteten Trägers gegenüber der einwirkenden Naturbrandkurve verzögert bzw. reduziert werden. Auf diese Weise konnte mit einer mittleren Trockenschichtdicke von 365  $\mu\text{m}$ , die für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten infolge ETK dimensioniert wurde, die Tragfähigkeit des dreiseitig beflammt Trägers für 48 Minuten im Rahmen des untersuchten Naturbrandes aufrechterhalten werden. Den Untersuchungen lag dabei eine Lastausnutzung der Momenten Tragfähigkeit von 60 % bei Raumtemperaturbedingungen zugrunde.

### Unbelasteter Referenzträger (HE240A, Länge: 1.000 mm)

Um den Einfluss der mechanischen Einwirkungen auf die Leistungsfähigkeit des wasserbasierten Brandschutzsystems und die daraus resultierende Erwärmung des belasteten Stahlträgers bewerten zu können, wurde im Rahmen des Großbrandversuchs zusätzlich ein unbelasteter Referenzträger (HE240A) mit einer Länge von 1.000 mm untersucht. Um eine Vergleichbarkeit der Brandbeanspruchung sicherzustellen, wurde der Referenzträger in einem Abstand von 1.200 mm neben dem belasteten Versuchskörper angeordnet.

In Analogie zum belasteten Träger erfolgte für den Referenzträger vor dem Versuch die Ermittlung der Gesamttrockenschichtdicke mit einem digitalen Schichtdickenmessgerät. Das Ergebnis der Messung ist in Abbildung 5-52 dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass die mittlere Gesamtschichtdicke der Brandschutzbeschichtung bei 425  $\mu\text{m}$  lag und die Trockenschichtdicke der reaktiven Komponente daher 350  $\mu\text{m}$  betrug. Gegenüber dem belasteten Träger stellt dies eine um ca. 15  $\mu\text{m}$  geringere Trockenschichtdicke des wasserbasierten Brandschutzsystems dar.

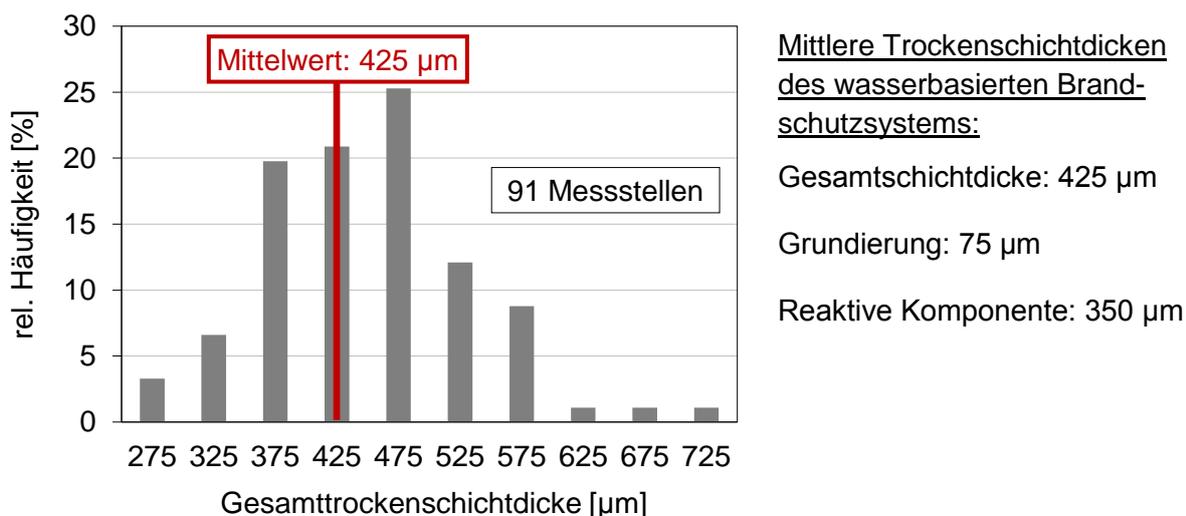


Abbildung 5-52: Häufigkeitsverteilung der gemessenen Gesamttrockenschichtdicken des unbelasteten, dreiseitig beschichteten Referenzträgers (HE240A)

Für die Messung der Querschnittstemperaturen des unbelasteten Referenzträgers wurden analog zum belasteten Träger Drahtthermoelemente des Typs K verwendet, die in insgesamt drei Messachsen ( $1/3\cdot L$ ,  $1/2\cdot L$  und  $2/3\cdot L$ ) am Oberflansch, am Steg und am Unterflansch durch Punktschweißen angebracht wurden.

In Abbildung 5-53 sind die Ergebnisse der Temperaturmessung für den unbelasteten Referenzträger infolge des untersuchten Naturbrandes dargestellt. Darin sind die Querschnittstemperaturen in Trägermitte sowie bei Zweidrittel der Trägerlänge dargestellt. In beiden Fällen liegen in den jeweiligen Querschnittsteilen nahezu gleiche Temperaturen vor. Ähnlich wie beim belasteten Träger lässt sich über die Höhe des Referenzträgers ein Temperaturgradi-

ent feststellen. Während die maximale Querschnittstemperatur im Unterflansch bei 603 °C liegt, beträgt die Oberflanschttemperatur zum selben Zeitpunkt (46. Minute) ca. 460 °C. Damit tritt die maximale Querschnittstemperatur im Referenzträger ca. zwei Minuten früher ein als im belasteten Träger. Erkennen lässt sich dies anhand des Vergleichs zwischen der maximalen Unterflanschttemperatur und der grau gestrichelten Linie, die den Zeitpunkt repräsentiert, an dem die Grenztragfähigkeit des belasteten Stahlträgers erreicht wurde.

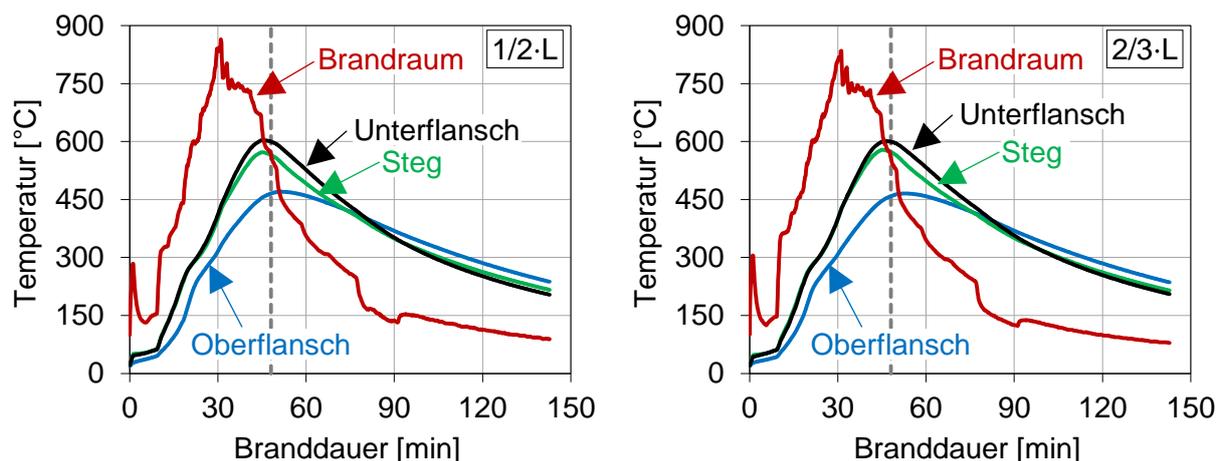


Abbildung 5-53: Gemessene Querschnittstemperaturen des unbelasteten Referenzträgers (HE240A,  $L = 1.000 \text{ mm}$ ) in Trägermitte sowie im zweiten Drittelpunkt

Da im Referenzträger ca. 20 °C höhere Stahltemperaturen gemessen wurden als im belasteten Träger, lässt sich der Einfluss der mechanischen Einwirkung auf das Erwärmungsverhalten des untersuchten Trägers anhand der gemessenen Temperaturen nicht identifizieren.

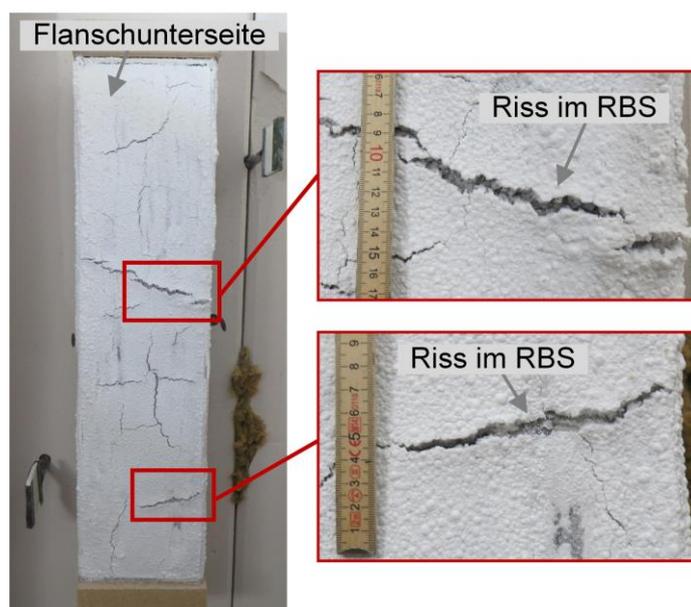
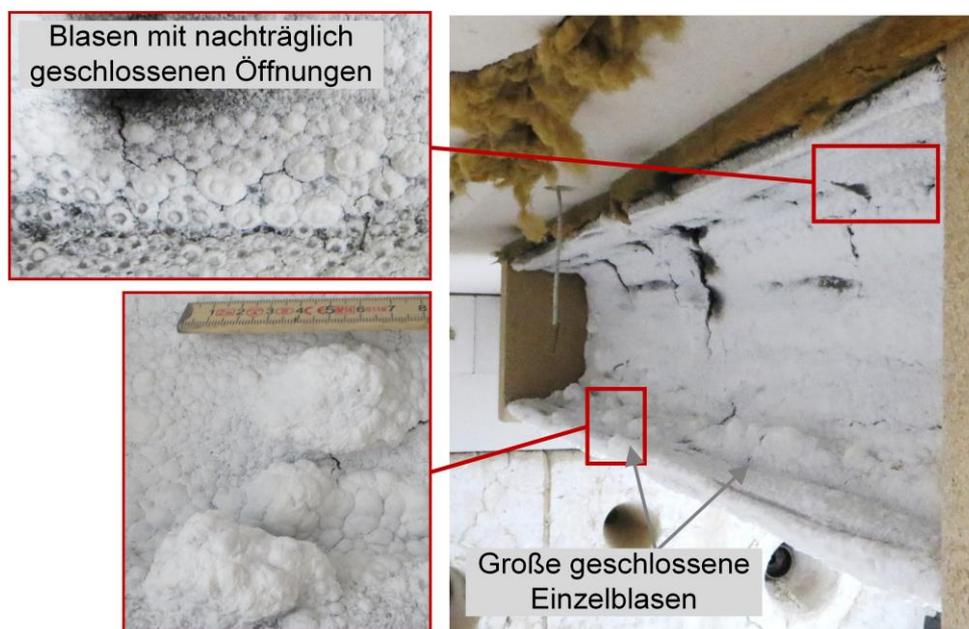


Abbildung 5-54: Dokumentation der Rissbildung innerhalb des wasserbasierten Brandschutzsystems an der Unterseite des unbelasteten Referenzträgers

Insgesamt ähnelt das Erwärmungsverhalten des Referenzträgers sehr dem Erwärmungsverhalten des belasteten Trägers.

Auch die Betrachtung der expandierten Schaumschicht liefert zunächst ein ähnliches Bild wie beim belasteten Träger. So sind an der Unterseite des Unterflansches zahlreiche Risse im RBS erkennbar (vgl. Abbildung 5-54). Bei genauer Betrachtung lässt sich jedoch feststellen, dass die Rissbreiten zum einen geringer und die Verläufe zum anderen unregelmäßiger sind als beim belasteten Träger. Hier lagen deutlich breitere und senkrecht zu der Trägerachse verlaufende Risse vor. Daher lässt sich schlussfolgern, dass die am Referenzträger beobachteten Risse im reaktiven Brandschutzsystem auf die thermischen Dehnungen des Versuchskörpers zurückzuführen sind, während die vereinzelt großen Risse des belasteten Trägers der mechanisch induzierten Durchbiegung zuzuordnen sind.



*Abbildung 5-55: Am Ober- und Unterflansch des unbelasteten Referenzträgers entstandene Blasenformen des reaktiven Brandschutzsystems*

Das beim belasteten Träger beobachtete Phänomen der Blasenbildung trat auch beim unbelasteten Referenzträger auf. Während an der Unterseite des Oberflansches zahlreiche kleine Blasen mit nachträglich geschlossenen Öffnungen identifiziert wurden, lagen auf der Oberseite des Unterflansches sowie im Übergangsbereich zu den Walzausrundungen einzelne große Blasen vor (vgl. Abbildung 5-55).

Da die beiden Blasenformen sowohl beim belasteten Träger als auch beim unbelasteten Referenzträger auftraten, kann ausgeschlossen werden, dass diese Form der Blasenbildung von der mechanischen Einwirkung abhängt. Vielmehr liegt die Vermutung nahe, dass die Aufheizgeschwindigkeit des untersuchten Naturbrandes dazu geführt hat, dass sich vor allem die Blasen mit den nachträglich zugeschäumten Öffnungen ausgebildet haben.

In Analogie zu dem belasteten Träger wurden im Nachgang zu dem Brandversuch die Endschichtdicken der expandierten Schaumschicht entlang des Referenzträgers in mehreren Messpfaden gemessen. Das Ergebnis der Messung ist in Abbildung 5-56 dargestellt. Anhand der Schichtdickenverläufe lässt sich ableiten, dass sich die Kohlenstoffschaumstruktur des reaktiven Brandschutzsystems besonders am Ober- und Unterflansch gleichmäßig ausbildete. Hier liegen im Mittel Schaumschichtdicken von 9 mm (Oberflansch) bzw. 8 mm (Unterflansch) vor. Im Bereich des Steges beträgt die mittlere Schaumschichtdicke hingegen 11,5 mm. Insgesamt sind die Schaumschichtdicken des Referenzträgers damit ca. 2 – 3 mm geringer als beim belasteten Träger. Hierdurch lässt sich erklären, dass im Referenzträger geringfügig höhere Querschnittstemperaturen gemessen wurden.

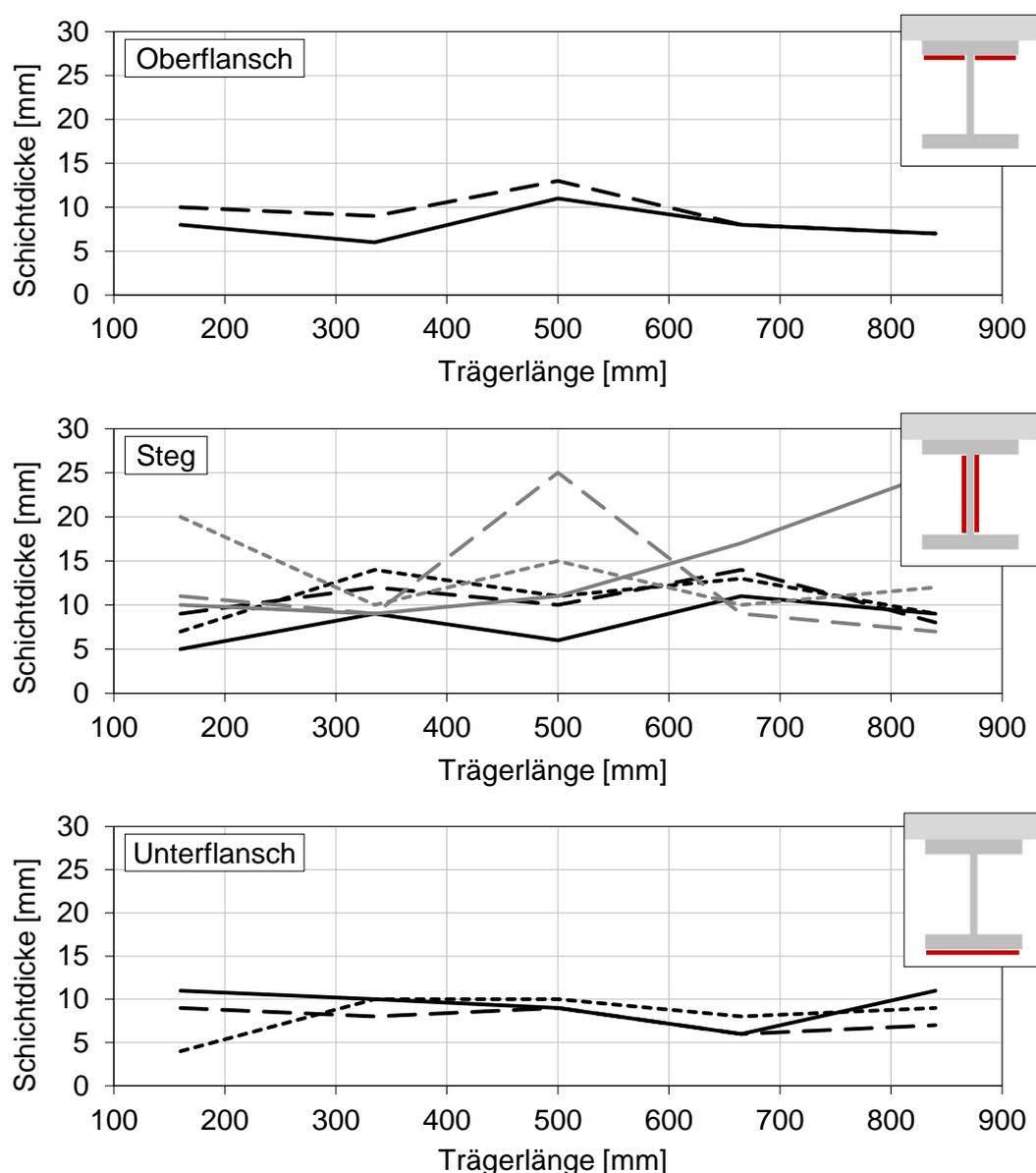


Abbildung 5-56: Gemessene Schaumschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems am Oberflansch, Steg und Unterflansch entlang des unbelasteten Referenzträgers

Die Analyse der Expansionsfaktoren aus Abbildung 5-57 verdeutlicht zudem, dass mit den geringeren Endschichtdicken der Kohlenstoffschaumstruktur im Ober- und Unterflansch auch geringere Expansionsfaktoren einhergehen. So betragen die Mittelwerte der Expansionsfaktoren im Ober- und Unterflansch  $\alpha = 20,0$  bzw.  $\alpha = 21,0$ . Nur im Stegbereich liegt mit  $\alpha = 29,0$  ein ähnlicher mittlerer Expansionsfaktor vor wie im Falle des belasteten Trägers.

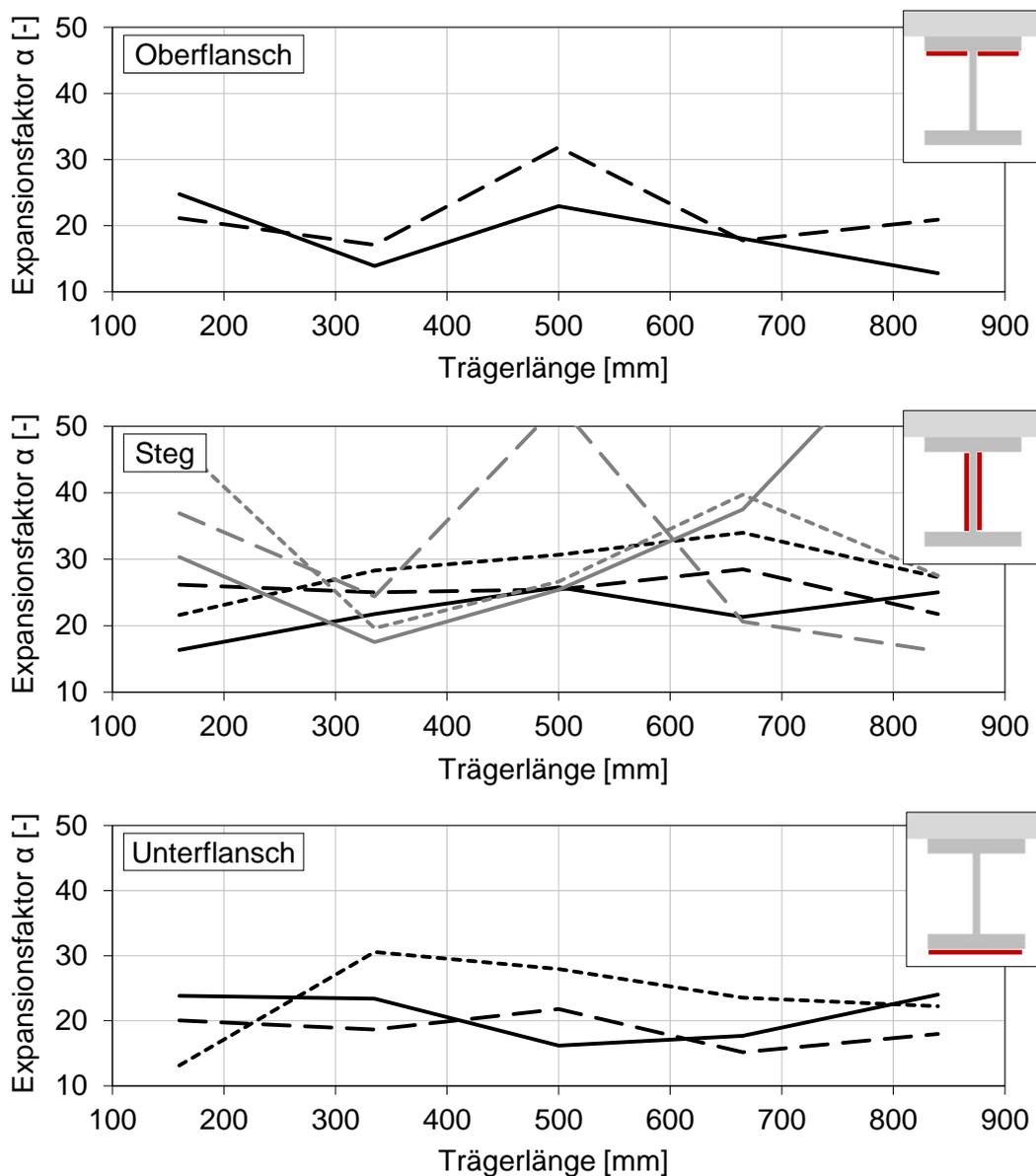


Abbildung 5-57: Expansionsfaktoren des wasserbasierten Brandschutzsystems am Oberflansch, Steg und Unterflansch in Abhängigkeit der Länge des unbelasteten Referenzträgers

Insgesamt lässt sich schlussfolgern, dass die Betrachtung des unbelasteten Referenzträgers keine Bewertung des Einflusses von mechanischen Einwirkungen auf das Erwärmungsverhalten des belasteten Trägers zulässt, da die Querschnittstemperaturen im Referenzträger aufgrund geringerer Schaumschichtdicken zum Teil höher ausfallen. Gleichwohl lässt sich anhand des Vergleichs der Rissformen des belasteten und des unbelasteten Trägers zwi-

schen mechanisch induzierten und temperaturbedingten Rissen im reaktiven Brandschutzsystem unterscheiden.

### **Unbelasteter Stützenabschnitt (HE240A, Länge: 1.000 mm)**

Zusätzlich zu den beiden dreiseitig beflammt Trägern wurde im Rahmen des Großbrandversuchs auch ein vierseitig beflammt Stützenabschnitt untersucht. Hierdurch sollte der Einfluss der Beflammung auf das Erwärmungsverhalten des HE240A-Profiles infolge des untersuchten Naturbrandes quantifiziert und bewertet werde.

Vor der Versuchsdurchführung wurde die Gesamttrockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems zu 435  $\mu\text{m}$  ermittelt, sodass die Trockenschichtdicke der reaktiven Komponente 360  $\mu\text{m}$  betrug. Die relative Häufigkeitsverteilung der Gesamttrockenschichtdicke, die an insgesamt 112 Messstellen gemessen wurde, ist in Abbildung 5-58 dargestellt.

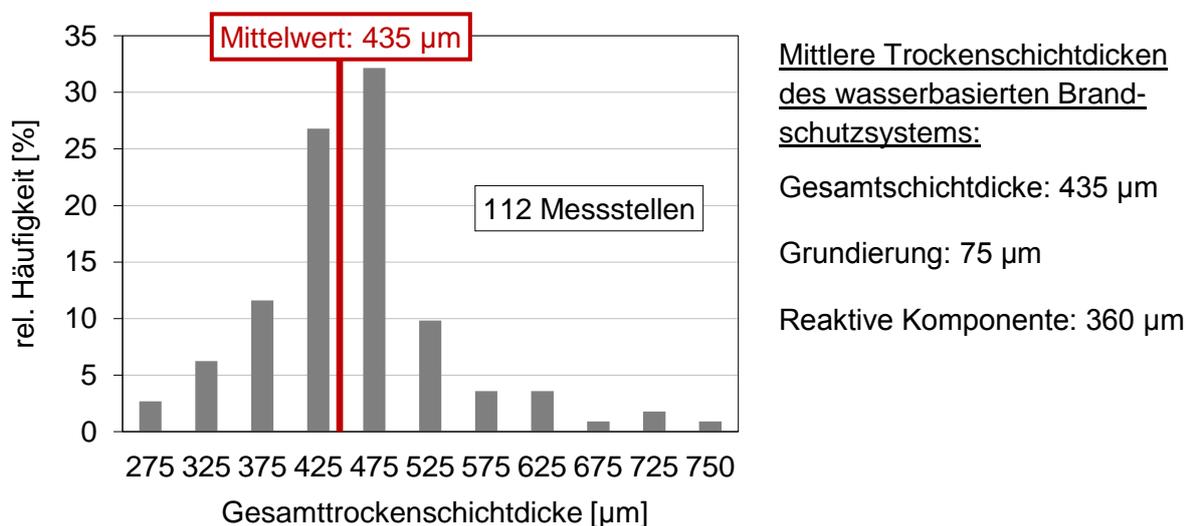


Abbildung 5-58: Häufigkeitsverteilung der gemessenen Gesamttrockenschichtdicken des unbelasteten, vierseitig beschichteten Stützenabschnitts (HE240A)

Für die Bewertung des Erwärmungsverhaltens des unbelasteten Stützenabschnitts wurden in Analogie zu den zuvor vorgestellten Versuchskörpern Drahtthermoelemente des Typs K in zwei Messachsen an den Flanschen und dem Steg durch Punktschweißen angebracht. Die beiden Messachsen wurden dabei in einer Entfernung von 500 bzw. 800 mm vom Stützenfußpunkt ausgehend definiert.

Die Ergebnisse der Temperaturmessung für den unbelasteten Stützenabschnitt sind in Abbildung 5-59 dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass die Erwärmung des Stützenprofils gegenüber den beiden untersuchten Trägern deutlich homogener erfolgt. Aufgrund der vierseitigen Beflammung stellen sich erwartungsgemäß in allen Querschnittsteilen nahezu dieselben Stahltemperaturen ein. Lediglich im Bereich des Flansches, der zur Ofenwand gerichtet ist, stellen sich ab der 32. Minute um ca. 30 – 40  $^{\circ}\text{C}$  geringere Temperaturen ein. Dies hängt

mit der Brandraumtemperatur und der Steuerung der Brenner zusammen. Nach ca. 31 Minuten wurde im Versuch die Abkühlphase des Naturbrandes durch das Herabsetzen der Brennerleistung eingeleitet. Dies lässt sich z.B. anhand der Größe der Brennerflammen in Abbildung 5-44 erkennen. Bedingt durch die Reduktion der Brennerflamme wurde der Flansch, der zur Ofenwand gerichtet ist, einer geringeren Strahlung ausgesetzt, wodurch die Temperaturen im Flansch langsamer anstiegen als in den restlichen Querschnittsteilen.

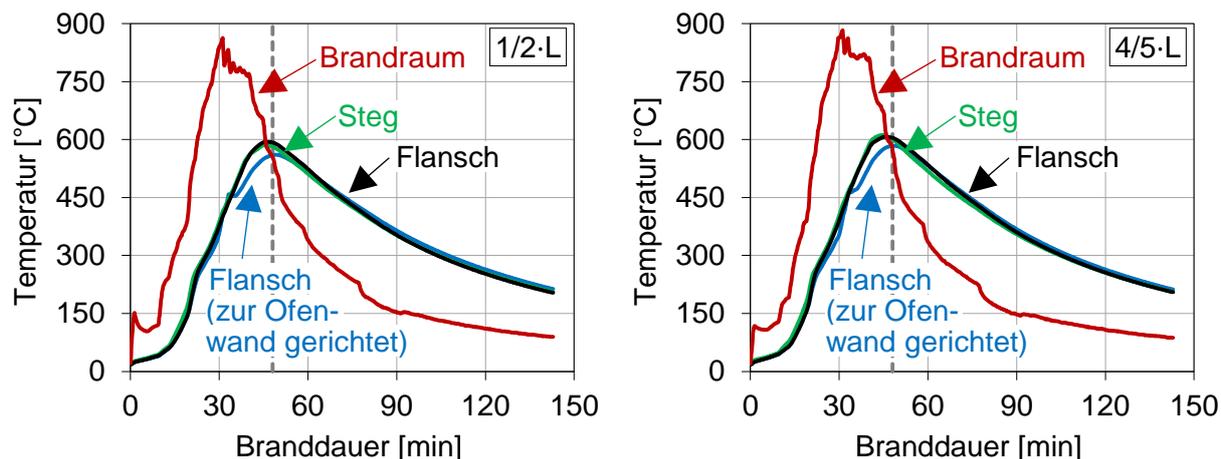


Abbildung 5-59: Gemessene Querschnittstemperaturen des unbelasteten Stützenabschnitts (HE240A,  $L = 1.000 \text{ mm}$ ) bei  $L = 500$  und  $800 \text{ mm}$  ausgehend vom Stützenfußpunkt

Insgesamt erwärmt sich der unbelastete Stützenabschnitt gegenüber den beiden Trägern etwas stärker. Die maximale Querschnittstemperatur beträgt  $612 \text{ °C}$  und liegt erwartungsgemäß in der oberen Messachse im Bereich des Steges. Die Flanschttemperaturen betragen zu diesem Zeitpunkt  $607$  und  $575 \text{ °C}$ . Die höhere der beiden Temperaturen liegt dabei im brandraumzugewandten Flansch.

Trotz der vierseitigen Beflammung und der homogenen Erwärmung sind die maximalen Querschnittstemperaturen des Stützenabschnitts nicht signifikant höher als die Temperaturen in den dreiseitig beflamten Trägern.

Hinsichtlich des Rissbildungsverhaltens und der Blasenbildung verhält sich das reaktive Brandschutzsystem auf dem Stützenabschnitt in ähnlicher Weise wie bei den zuvor vorgestellten Versuchskörpern. So lassen sich z.B. an den Flanschkanten des Stützenabschnitts Risse im reaktiven Brandschutzsystem wiederfinden, die während der Expansion entstanden sind (vgl. Abbildung 5-60). Zudem liegen unregelmäßige Risse unterschiedlicher Rissbreiten auf der brandraumzugewandten Seite des Stützenflansches vor. Diese Risse sind nach ihrer Form und Verteilung zu urteilen erst nach dem Vorgang der Expansion entstanden und sind auf die thermischen Dehnungen der Stahlstütze sowie dem Schrumpfverhalten des reaktiven Brandschutzsystems zurückzuführen.

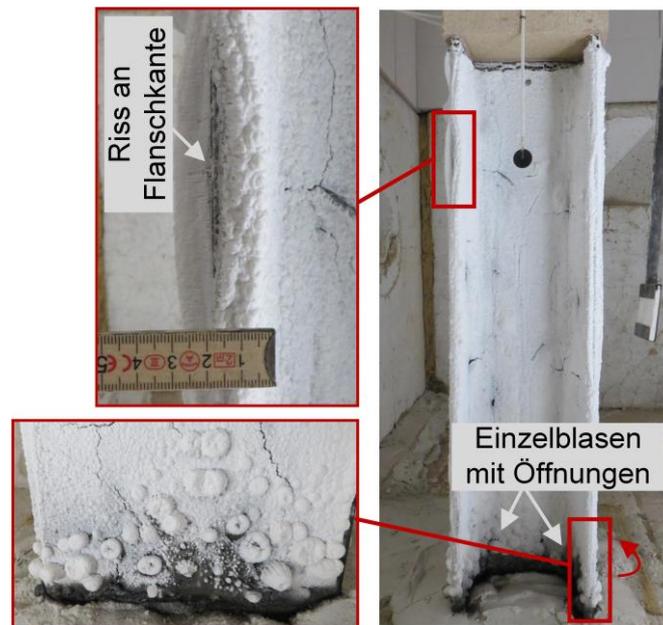


Abbildung 5-60: Am Fußpunkt des unbelasteten Stützenabschnitts entstandene Blasen sowie Risse an Flanschante im reaktiven Brandschutzsystem

Die Ausbildung von vereinzelt, großen Blasen mit Öffnungen lag im Falle des unbelasteten Stützenabschnitts nur im Bereich des Stützenfußes vor (vgl. Abbildung 5-60), wobei dieser Effekt auf der Seite der Ofenwand stärker ausgeprägt war. Daher liegt die Vermutung nahe, dass die Ausbildung dieser Blasenform durch mögliche Abschattungseffekte und damit geringere Erwärmungsgeschwindigkeiten des beschichteten Stahlbauteils begünstigt werden.

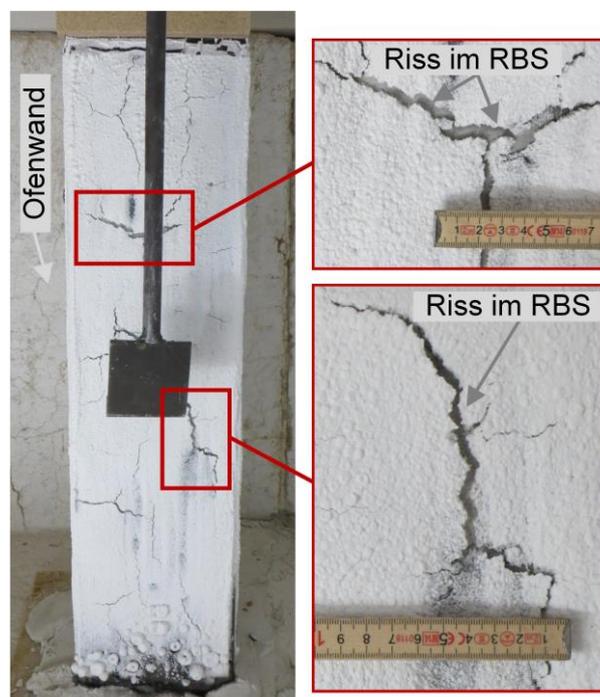


Abbildung 5-61: Dokumentation der Rissbildung innerhalb des wasserbasierten Brandschutzsystems am brandraumzugewandten Flansch des unbelasteten Stützenabschnitts

Von allen untersuchten Versuchskörpern weist der Stützenabschnitt auf der brandraumzugewandten Seite des Flansches die geringsten Schaumschichtdicken auf. Diese wurden mithilfe einer Messnadel entlang mehrerer Messpfade ermittelt und sind in Abbildung 5-62 in Abhängigkeit der Stützenlänge (beginnend von unten nach oben) dargestellt. Während die mittlere Schaumschichtdicke am brandraumzugewandten Flansch 7,0 mm beträgt, weist der Flansch, der der Ofenwand zugewandt ist, eine mittlere Schaumschichtdicke von 10,0 mm auf. Im Bereich des Steges sind hingegen mittlere Schichtdicken der expandierten Schaumstruktur von ca. 12,5 mm zu verzeichnen.

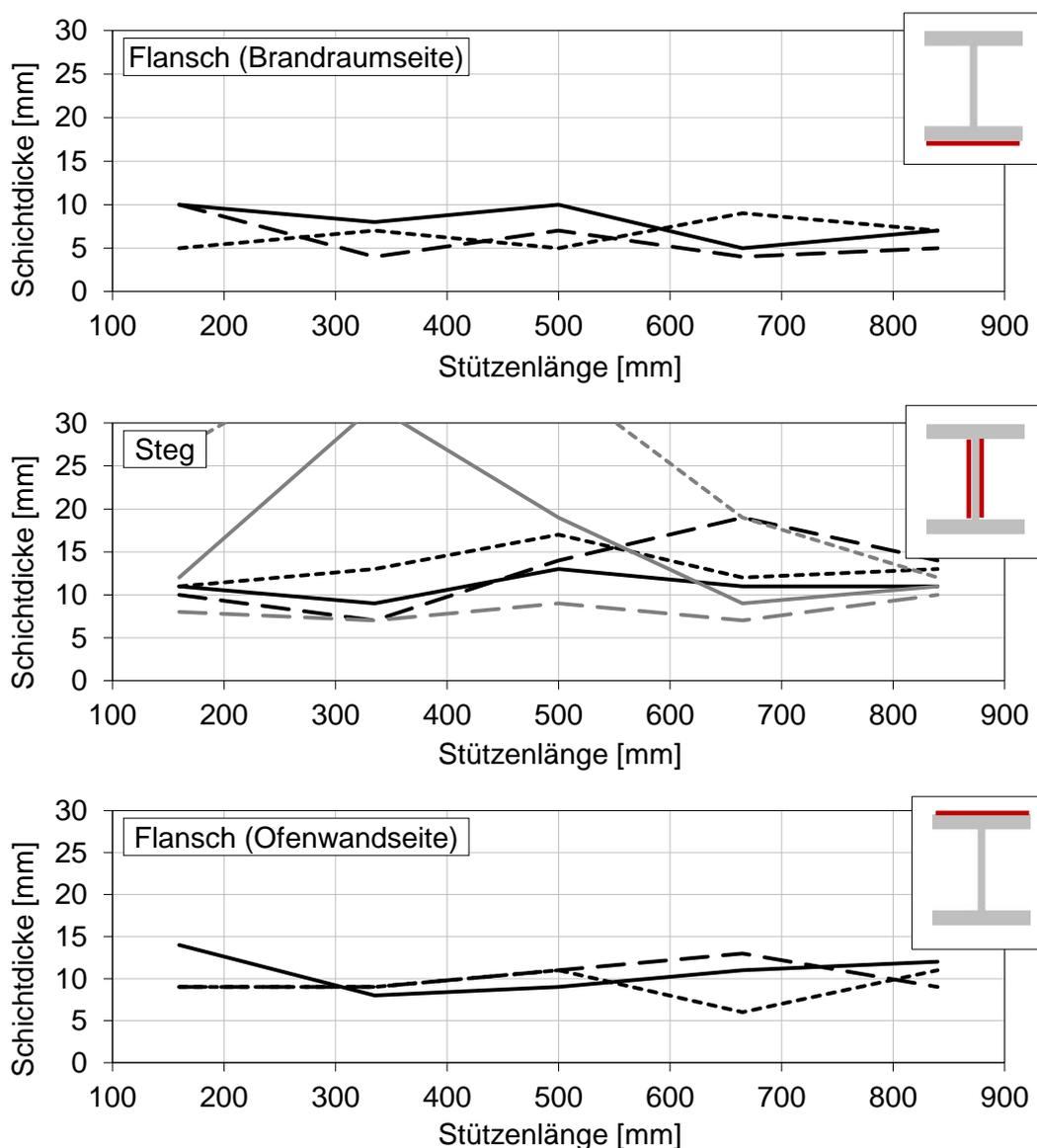


Abbildung 5-62: Gemessene Schaumschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems an den Flanschen und am Steg entlang des unbelasteten Stützenabschnitts (von unten nach oben)

Entsprechend der gemessenen Schaumschichtdicken liegen im Bereich des brandraumzugewandten Flansches mit  $\alpha = 18,0$  die geringsten Expansionsfaktoren vor. In Kombination

mit den Rissen im reaktiven Brandschutzsystem führen diese geringen Expansionsmaße in Stützenmitte dazu, dass die maximalen Temperaturen nicht, wie bei einer vierseitigen Beflammung erwartet, im Steg sondern im brandraumzugewandten Flansch auftreten (Flansch: 595 °C, Steg: 583 °C).

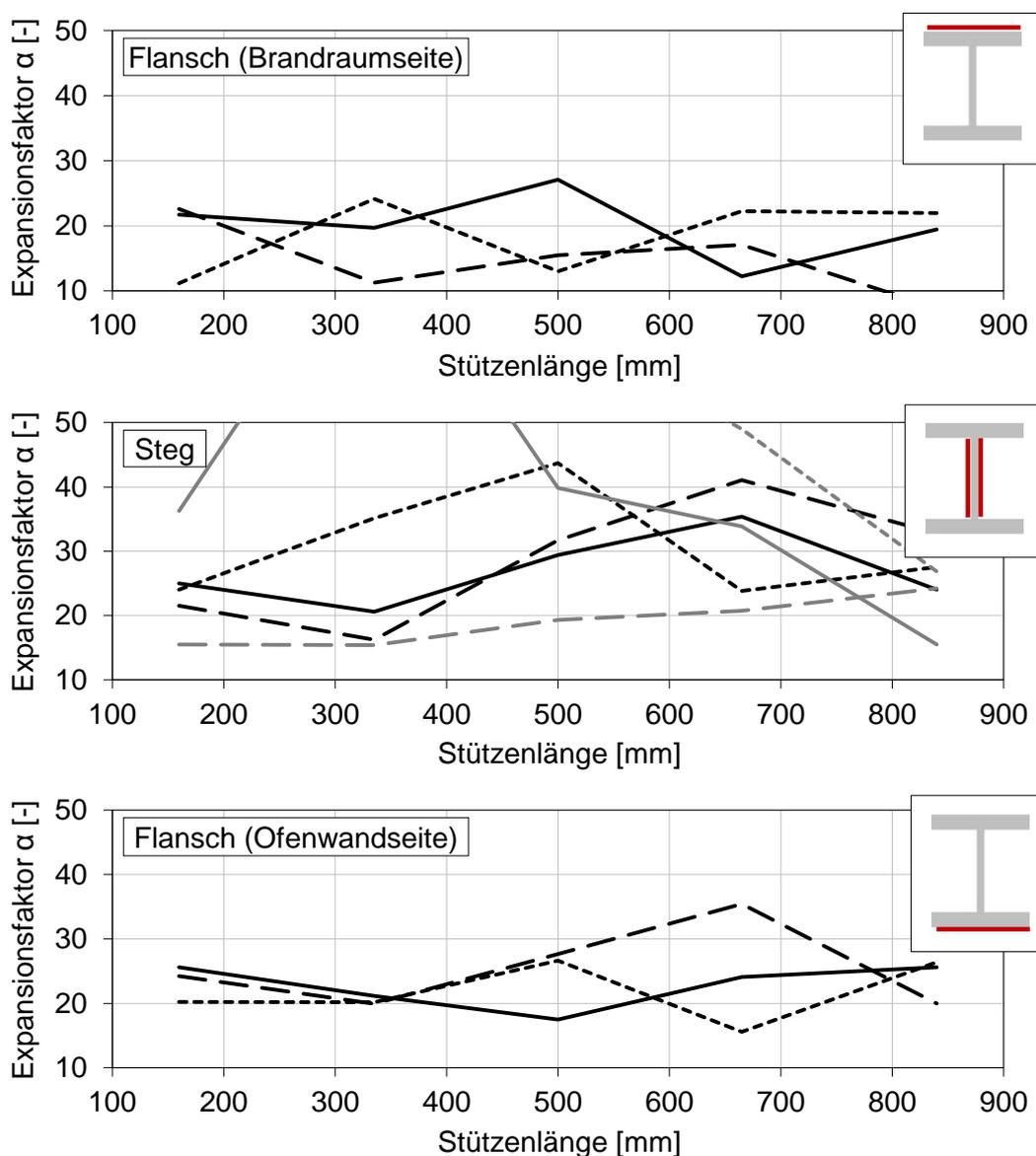


Abbildung 5-63: Expansionsfaktoren des wasserbasierten Brandschutzsystems an den Flanschen und am Steg in Abhängigkeit der Höhe des unbelasteten Stützenabschnitts

Die Auswertung der Ergebnisse für den unbelasteten Stützenabschnitt zeigen insgesamt, dass auch im Falle des untersuchten Naturbrandes sich im vierseitig beflamten Stützenprofil eine nahezu homogene Erwärmung einstellt. In der Abkühlphase liegen in allen Querschnittsteilen sogar dieselben Temperaturen vor.

Ähnlich wie beim unbelasteten Referenzträger bilden sich auch im Falle des Stützenprofils Risse im reaktiven Brandschutzsystem, die auf die thermische Dehnung des Stahlprofils so-

wie das Schrumpfverhalten des reaktiven Brandschutzsystems zurückgeführt werden können.

Die Ausbildung von einzelnen, großen Blasen mit Öffnungen ist im Falle des Stützenprofils deutlich weniger ausgeprägt und lässt sich nur im Bereich des Stützenfußes wiederfinden.

Trotz der vierseitigen Beflammung und ähnlicher Trockenschichtdicke, wie bei den dreiseitig beflamten Trägern, sind die maximalen Querschnittstemperaturen des Stützenprofils nur geringfügig höher als die Unterflanschttemperaturen der beiden untersuchten Träger.

Mit einer Trockenschichtdicke von 360  $\mu\text{m}$  war das wasserbasierte Brandschutzsystem in der Lage, den vierseitig beflamten Stützenabschnitt vor einer direkten Erwärmung infolge des untersuchten Naturbrandes zu schützen. Inwieweit eine Erhöhung der Trockenschichtdicke des wasserbasierten Brandschutzsystems zu einer stärkeren Reduktion der Querschnittserwärmung führt, wird im Rahmen der numerischen Simulationen in Kapitel 6.3.3 vorgestellt.

## 5.7 Zusammenfassung

Die Ergebnisse des Großbrandversuches zeigen die gemessenen Bauteiltemperaturen von geschützten Stahlbauteilen unter realen Bedingungen. Die Messergebnisse konnten zur Abschätzung der Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien herangezogen werden. Zusätzlich sind die temperatur- und lastbedingte Verformungen und Rissbildungen anhand der Versuchsergebnisse untersucht worden. Insbesondere bei den gipsgebundenen Plattenbekleidungen wurden temperaturbedingte Risse und ausgeprägte Fugenbildung erfasst.

Im Falle der reaktiven Brandschutzsysteme wurde im Großbrandversuch eine wasserbasierte Brandschutzbeschichtung untersucht. Hierfür wurde das Brandschutzsystem auf einem 4.900 mm langen, belasteten Träger sowie auf jeweils einem unbelasteten Träger- und Stützenabschnitt appliziert. In allen drei Fällen lag die mittlere Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems bei 350 – 365  $\mu\text{m}$ .

Als thermische Einwirkung wurde die Naturbrandkurve zugrunde gelegt, die in Kapitel 3.4 ermittelt wurde. Während für die Brandschutzputz- und Brandschutzplattenbekleidung kein Grenzzustand der Tragfähigkeit für den jeweiligen belasteten Träger ermittelt werden konnte, trat im Falle des reaktiven Brandschutzsystems der Grenzzustand der Tragfähigkeit in der Abkühlphase des Naturbrandes nach 48 Minuten ein. Der Grund hierfür lag in der Dimensionierung des Brandschutzsystems, die auf der Grundlage der nationalen Produktzulassung für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten infolge Einheits-Temperaturzeitkurve und des Profilkoeffizienten für einen dreiseitig beflamten Träger erfolgte. Anders als beim reaktiven Brandschutzsystem wurden für den Brandschutzputz und die gipsgebundene Brandschutz-

---

platte Bekleidungsdecken von den Herstellern definiert, die eine deutlich höhere Feuerwiderstandsdauer als 30 Minuten widerspiegeln. An dieser Stelle ist daher ausdrücklich daraufhin zuweisen, dass eine Vergleichbarkeit der Brandschutzmaterialien im Rahmen des Großbrandversuchs nicht zulässig ist und zu falschen Schlussfolgerungen führen würde. So erfolgte z.B. die Prüfung der gipsgebundenen Brandschutzplattenbekleidung gegenüber den anderen beiden Brandschutzmaterialien mit nur einem halb so großen Lastausnutzungsgrad. Die Bewertung der einzelnen Brandschutzmaterialien und deren thermisches sowie mechanisches Verhalten infolge der untersuchten Naturbrandkurve sollten daher für jedes Brandschutzmaterial einzeln erfolgen.

So konnte aufgrund des belasteten Trägerversuchs für das reaktive Brandschutzsystem festgestellt werden, dass die mechanisch induzierte Durchbiegung des Trägers zu größeren Rissen in der expandierten Schaumschicht führte. Anhand der unbelasteten Versuchskörper konnte zudem aufgezeigt werden, dass Risse im untersuchten Brandschutzsystem auch temperaturbedingt entstehen können, wenn das Brandschutzsystem eine geringe Trockenschichtdicke aufweist.

Neben den Rissen konnte im Rahmen des Großbrandversuchs eine neue Form der Blasenbildung identifiziert werden, die in Normbrandversuchen in der Art bisher noch nicht beobachtet wurde. Daher wird die Ausbildung der Blasen mit nachträglich zugeschäumten Öffnungen auf die thermische Einwirkung des untersuchten Naturbrandes zurückgeführt. Für die Klärung dieses Phänomens sind jedoch weiterführende, systematische Untersuchungen erforderlich.

Die realen Bauteiltemperaturen des realmaßstäblichen Großbrandversuchs können für die Validierung des Ingenieurmodells im Kapitel 6 angewendet werden.

## 6 Numerische Untersuchungen

### 6.1 Einleitung

Zur Abschätzung der thermischen Schutzwirkung der untersuchten Brandschutzmaterialien unter Naturbrand sind unter Verwendung der Brandschutzingenieurmethoden numerische Modelle zur Simulation geschützter Stahlbauteile entwickelt worden. Die experimentellen Daten der temperaturabhängigen Materialeigenschaften der Brandschutzmaterialien sind dabei in die Ingenieurmodelle eingeflossen.

Unter Verwendung des Finite Elemente Programms ABAQUS/ CAE 2016 sind bekleidete bzw. beschichtete Stahlbauteile in zweidimensionale numerische Ingenieurmodelle überführt worden. Die experimentellen Daten der thermoanalytischen Untersuchungen aus Kapitel 4 sowie die des repräsentativen Naturbrandverlaufs der Brandsimulationsberechnung aus Kapitel 3 fanden dabei Eingang in die Numerik. Die Implementierung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften in das Ingenieurmodell ermöglicht es, die Bauteiltemperaturen bekleideter bzw. beschichteter Stahlbauteile zu simulieren. Die Ableitung der temperaturabhängigen Materialkennwerte aus den experimentellen Daten wird im Folgenden dargestellt. Die numerischen Modelle können Bauteiltemperaturen von I-Profilen mit kastenförmiger oder profilfolgender Brandschutzbekleidungen berechnen. Die sich ergebenden Bauteiltemperaturen während einer Naturbrandbeanspruchung können somit numerisch bestimmt werden. Des Weiteren sind die Modelle für belastete und unbelastete Stahlprofile mit den untersuchten Brandschutzmaterialien sowie für eine drei- und vierseitige Naturbrandbeanspruchung ausgelegt. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen wurden durch die gemessenen Bauteiltemperaturen aus dem Großbrandversuch, der in Kapitel 5 beschrieben wurde, validiert. Die Ergebnisse der Simulationen im Vergleich zu den realen Messdaten des Großbrandversuchs werden im Folgenden dargestellt.

### 6.2 Ableitung der thermischen Materialkennwerte

#### 6.2.1 Brandschutzplatten

##### Gipsgebundene Brandschutzplatten

Die thermischen Materialkennwerte, die in das Ingenieurmodell eingeflossen sind, basieren auf den experimentellen Ergebnissen der thermoanalytischen Messverfahren und -methoden aus Kapitel 4. Aufgrund der Abhängigkeit der thermischen Materialeigenschaften von der

Temperatur sowie der Aufheiz- bzw. Abkühlrate der Naturbrandbeanspruchung unterliegen die experimentellen Daten Streuungen. Für das Ingenieurmodell sind temperaturabhängige Materialgesetze für die thermischen Materialeigenschaften  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlrate definiert worden, um die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien zu simulieren. Die Unsicherheiten der gewählten temperaturabhängigen Materialkennwerte sind dabei im Vergleich zu den Modellunsicherheiten des vereinfachten Naturbrandmodells gering. Die experimentellen Materialeigenschaften wurden modifiziert, um physikalische und chemische Umwandlungsprozesse abzubilden, Phasenumwandlungen zu beschreiben und mögliche Riss- sowie Fugenbildungen abzubilden. Die Anpassung der thermischen Materialeigenschaften als thermische Materialkennwerte im Ingenieurmodell erfolgte iterativ. Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  wurde zunächst mit den Mittelwerten der experimentellen Daten angesetzt und davon ausgehend sukzessive erhöht bzw. reduziert, da die Wärmeleitfähigkeit ein sensibler Faktor hinsichtlich der Temperaturverteilung eines beflammten Querschnitts darstellt. Für den Hochtemperaturbereich  $> 600\text{ °C}$  sind aufgrund der fehlenden experimentellen Daten die thermischen Materialgesetze extrapoliert worden. Ferner wurden Annahmen getroffen, die eine erhöhte Fugen- und Rissbildung der gipsgebundenen Brandschutzplatten im numerischen Modell abbildet. Zusätzlich sind die Kurvenverläufe der thermischen Materialgesetze, die in Kapitel 2 aus verschiedenen Literaturstellen zusammengetragen worden sind, vergleichend herangezogen worden. Die thermischen Materialkennwerte  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$ , die den Wärmetransport im Ingenieurmodell berücksichtigen, wurden als temperaturabhängige Materialgesetze im Ingenieurmodell implementiert. Für die Gipskartonfeuerschutzplatte sind die temperaturabhängigen Materialgesetze, die den numerischen Untersuchungen zugrunde liegen, in Abbildung 6-1 dargestellt.

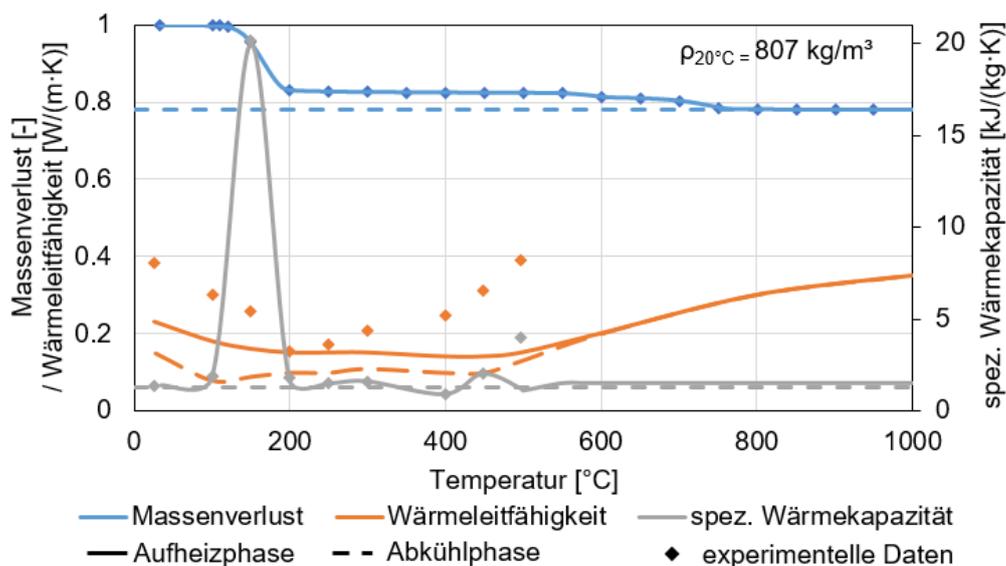


Abbildung 6-1: Thermische Materialkennwerte für numerische Untersuchungen einer Gipskartonfeuerschutzplatte unter Naturbrand

Es erfolgte eine Simplifizierung der experimentellen Daten der temperaturabhängigen Materialeigenschaften zu thermischen Materialgesetzen für das Ingenieurmodell. Für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  der GKF-Platte wurden die Mittelwerte der TPS-Messung im Mittel um bis zu 65% reduziert, wobei die  $\lambda$ -Werte weiterhin im unteren Streubereich der TPS-Messungen liegen. Für die Aufheizphase sind die Wärmeleitfähigkeiten höher als für die Abkühlphase angesetzt worden, um das die erhöhte Leitfähigkeit des Brandschutzmaterials aufgrund des Wassergehalts numerisch abzubilden. Qualitativ sind die temperaturabhängigen verläufe der Wärmeleitfähigkeit für die Aufheizphase und Abkühlphase ähnlich. Ab 500 °C wurde die Wärmeleitfähigkeit kontinuierlich erhöht, um temperaturbedingte Fugen- und Rissbildungen im Ingenieurmodell abzubilden. Die temperaturabhängige, spezifische Wärmekapazität kann hinsichtlich des ausgeprägten Peaks im Temperaturverlauf modifiziert werden, um thermischen bedingte Feuchtetransporte und Dehydratation im Ingenieurmodell abzubilden. Die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  wurde gemäß der experimentellen Daten der DSC- Messung bis 600°C mit einer Aufheizrate von 20 K/min verwendet, da im Realbrandversuch eine vergleichbare Aufheizrate gefahren wurde. Ab <600 °C wurde ein konstanter Wert für  $c_p$  angenommen. Für die Abkühlphase wurde ein konstanter Wert von  $c_p = 1.500 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  im Ingenieurmodell vorgegeben. In Analogie zu  $c_p$  wurden für die Rohdichte  $\rho$  die experimentellen TGA-Daten für eine Aufheizphase von 20 K/min angesetzt. Für die Abkühlphase ist ein konstanter Wert von  $\rho = 630 \text{ kg}/\text{m}^3$  ( $0,78 \cdot \rho_{20^\circ\text{C}} = 807 \text{ kg}/\text{m}^3$ ) vorgegeben worden.

Für die Gipsfaserplatte wurden die thermischen Materialgesetze, die im Ingenieurmodell ihre Anwendung fanden, ebenfalls von den experimentellen Daten abgeleitet. In Abbildung 6-2 sind die thermischen Materialgesetze der untersuchten Gipsfaserplatte aufgezeigt.

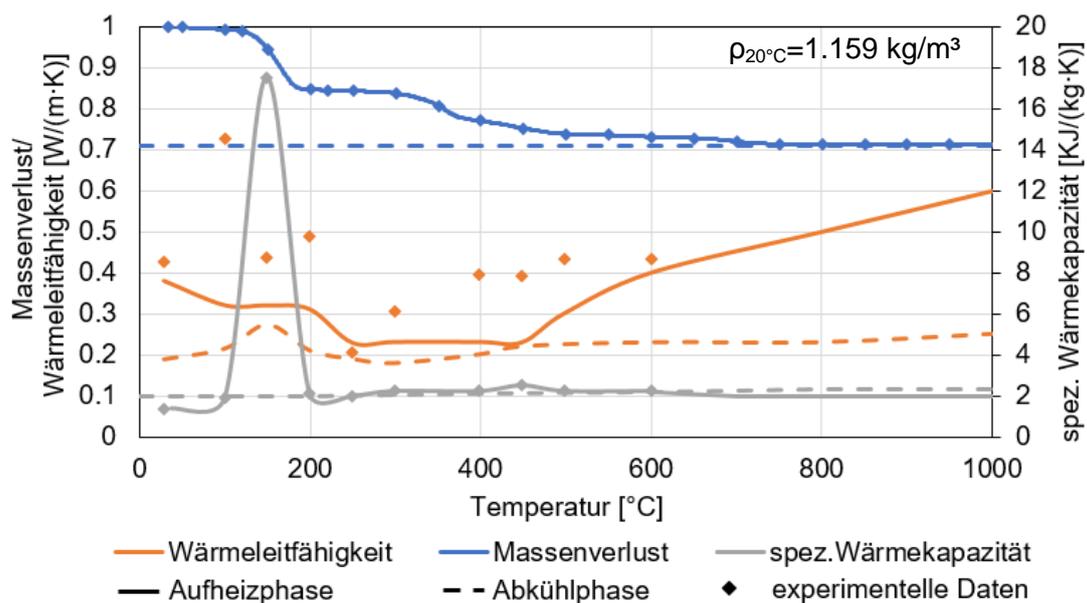


Abbildung 6-2: Thermische Materialkennwerte für numerische Untersuchungen einer Gipsfaserplatte unter Naturbrand

Für die Gipsfaserplatte sind die Mittelwerte der TPS-Messung sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase im Mittel um ca. 30% reduziert worden, um das thermische Materialverhalten der Brandschutzplatte numerisch abzubilden. Der temperaturabhängige Verlauf von  $\lambda$  liegt dabei weiterhin im Streubereich der TPS-Messungen. Die im Großbrandversuch detektierte thermisch induzierte Rissbildung wurde im Ingenieurmodell vereinfacht durch eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeiten ab Temperaturen von 500 °C erzielt. Der temperaturabhängige Verlauf der spezifischen Wärmekapazität wurde von den DSC-Daten (bis 600 °C) mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 20 K/min abgeleitet, da im Großbrandversuch eine Aufheizgeschwindigkeit von ca. 16-20 K/min erzielt wurde. Für Temperaturen >600 °C lagen keine experimentellen Daten vor, sodass ein konstanter Verlauf von  $c_p$  vorgegeben wurde. Für die Abkühlphase wurde ebenfalls ein konstanter Wert von  $c_p = 2000 \text{ J/(kgK)}$  im Ingenieurmodell vorgegeben. Die Rohdichte wurde im Ingenieurmodell in der Aufheizphase gemäß den TGA Messungen bis 1000°C und einer Aufheizgeschwindigkeit von 20 K/min temperaturabhängig vorgegeben. In der Abkühlphase wurde die Rohdichte konstant mit  $\rho = 824 \text{ kg/m}^3$  ( $0.71 \cdot \rho_{20^\circ\text{C}} = 1159 \text{ kg/m}^3$ ) angesetzt. Für die Aufheizphase sinkt die Rohdichte in Abhängigkeit der Temperatur, sodass in der Abkühlphase nur eine reduzierte Rohdichte angesetzt werden kann.

### **Calciumsilikatbasierte Brandschutzplatten**

Für die Brandschutzplattenbekleidung auf Basis von Calciumsilikat sind die thermischen Materialgesetze ebenfalls von den experimentellen Daten der temperaturabhängigen Materialeigenschaften abgeleitet worden. Im Gegensatz zu den gipsgebundenen Brandschutzplatten sind die temperaturabhängigen Materialgesetze, die im Ingenieurmodell ihre Anwendung fanden, nur geringfügig modifiziert worden. Auf Grundlage der experimentellen Daten sind die temperaturabhängigen Materialgesetze für  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  abgeleitet worden. Abbildung 6-3 zeigt die temperaturabhängigen Materialgesetze für die untersuchte Calciumsilikatplatte, die dem Ingenieurmodell zur Bestimmung der Schutzwirkung calciumsilikathaltiger Brandschutzplattenbekleidung zu Grund gelegt wurden.

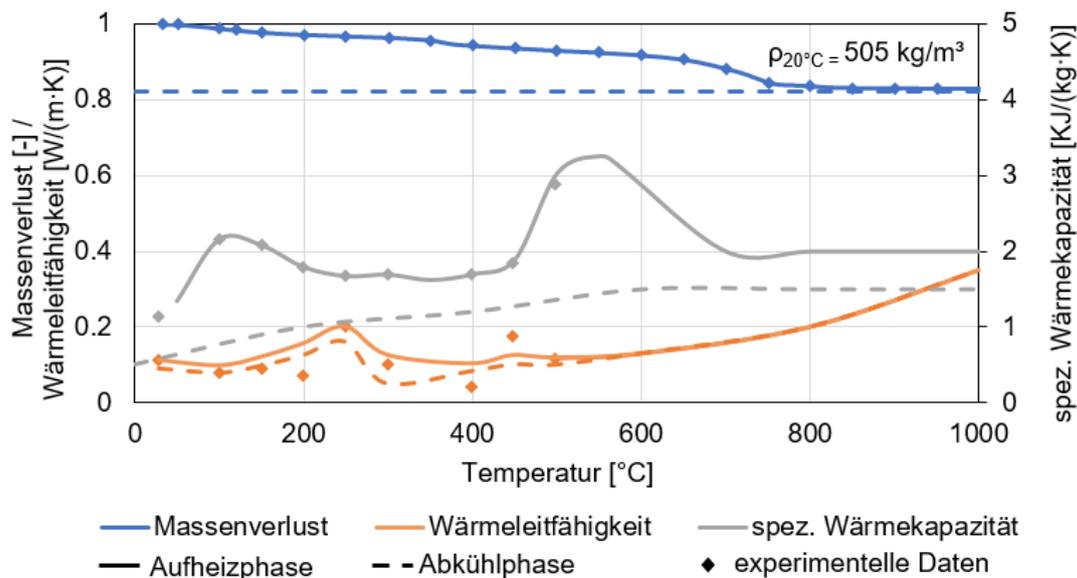


Abbildung 6-3: Thermische Materialkennwerte für numerische Untersuchungen einer Calciumsilikatplatte unter Naturbrand

Für die thermischen Materialkennwerte  $c_p$ ,  $\rho$  und  $\lambda$  wurden die Mittelwerte der experimentellen Daten (TPS, DSC und TGA) verwendet. Der temperaturabhängige Kurvenverlauf für  $\lambda$  orientiert sich am Verlauf der Mittelwert der TPS-Messung (vgl. Abbildung 6-3), wurde jedoch modifiziert, um das thermische Materialverhalten der Calciumsilikatplatte numerisch besser abzubilden. Für den Hochtemperaturbereich  $> 600 \text{ }^\circ\text{C}$  lagen keine experimentellen Daten vor, sodass die Verläufe der temperaturabhängigen Materialkennwerte extrapoliert wurden. Ferner sind in Analogie zur Datenbasis aus Kapitel 2 Annahmen getroffen worden, um die horizontale Rissbildung im numerischen Modell zu berücksichtigen. Entsprechend ist die Wärmeleitfähigkeit ab  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  sukzessiv gehöhrt worden. Für die thermischen Materialkennwerte  $\rho$  und  $c_p$  in der Aufheizphase sind die experimentellen Daten aus DSC und TGA, die mit einer Aufheizgeschwindigkeit von  $20 \text{ K/min}$  ermittelt wurden, verwendet worden. Für die Abkühlphase wurde im Ingenieurmodell ein linearer Abfall der spezifischen Wärmekapazität von  $c_p = 1.500 \text{ J/(kgK)}$  auf  $c_p = 500 \text{ J/(kgK)}$  vorgegeben. Die Rohdichte ist in der Abkühlphase konstant zu  $\rho = 419 \text{ kg/m}^3$  ( $0,83 \cdot \rho_{20^\circ\text{C}} = 505 \text{ kg/m}^3$ ) vorgegeben worden.

## 6.2.2 Brandschutzputz

Die thermischen Materialeigenschaften des Brandschutzputzes wurden ebenfalls anhand von thermoanalytischen Messverfahren und Messmethoden ermittelt. Die Überführung der experimentellen Daten in das Ingenieurmodell erfolgte zunächst anhand der experimentell bestimmten Mittelwerte von  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$ . Insbesondere die Wärmeleitfähigkeit wurde dabei modifiziert, indem die experimentell ermittelten Mittelwerte sukzessiv erhöht wurden.

Die temperaturabhängigen Materialgesetze für den untersuchten Brandschutzputz sind in Abbildung 6-4 dargestellt. Sie dienen als Grundlage für das thermische Materialverhalten des Brandschutzputzes im Ingenieurmodell.

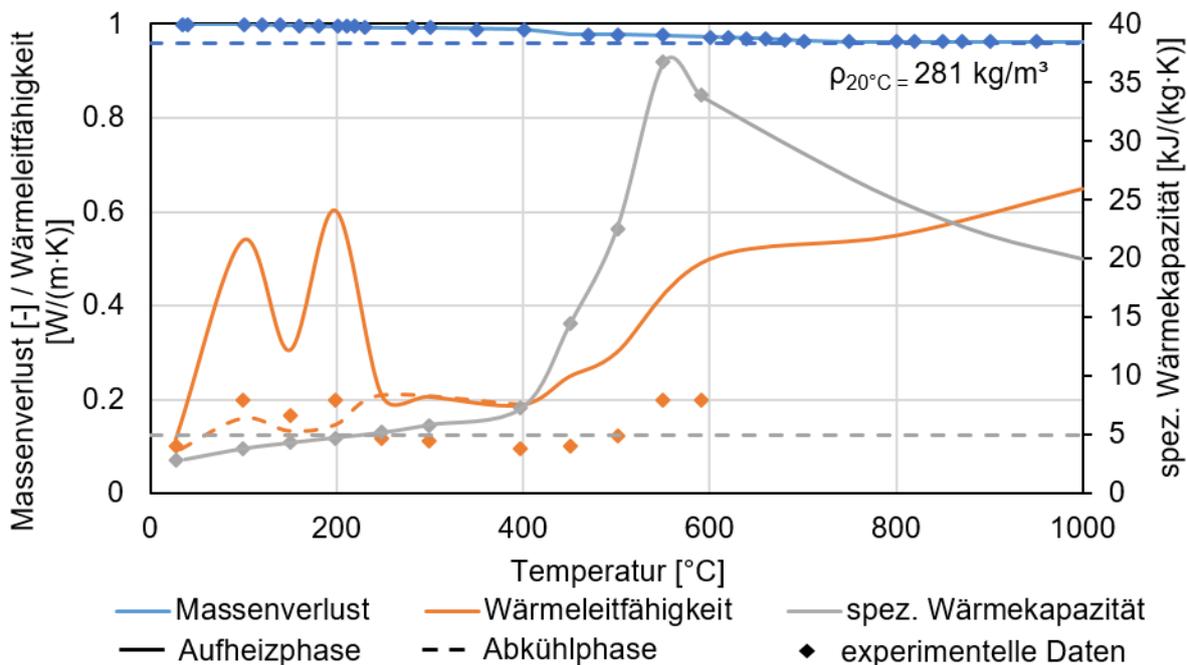


Abbildung 6-4: Thermische Materialkennwerte für numerische Untersuchungen eines perlithaltigen Brandschutzputzes unter Naturbrand

Für die Wärmeleitfähigkeit in der Aufheizphase wurden die Maxima der experimentellen Daten der TPS-Messungen des perlithaltigen Brandschutzputzes angesetzt. Für die Abkühlphase wurde die Wärmeleitfähigkeit gemäß der Mittelwerte der TPS-Messung verwendet. Ab Temperaturen >600 °C wurde die Wärmeleitfähigkeit erhöht angesetzt, um mögliche Riss- und Fugenbildung der Brandschutzplattenbekleidung numerisch abzubilden. Für die thermischen Materialkennwerte  $\rho$  und  $c_p$  in der Aufheizphase sind die experimentellen Daten aus TGA und DSC, die mit einer Aufheizgeschwindigkeit von 20 K/min ermittelt wurden, verwendet worden. Die Rohdichte wurde in der Aufheizphase temperaturabhängig reduziert und in der Abkühlphase zu einen konstanten Wert von  $271 \text{ kg/m}^3$  ( $0,96 \cdot \rho_{20^{\circ}\text{C}} = 281 \text{ kg/m}^3$ ) gesetzt. Der temperaturabhängige Verlauf der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  wurde gemäß der experimentellen Daten angesetzt und ab >600 °C reduziert. Für die Abkühlphase wurde im Ingenieurmodell eine konstante Wärmekapazität von  $c_p = 5000 \text{ J/(kgK)}$  vorgegeben.

## 6.2.3 Reaktive Brandschutzsysteme

Für die Durchführung thermischer Simulationen von Stahlbauteilen mit reaktiven Brandschutzsystemen bei Naturbrandeinwirkungen wurden die in Abbildung 6-5 dargestellten thermischen Materialkennwerte aus den experimentellen Untersuchungen (vgl. Kapitel 4.5) abgeleitet. Die Ermittlung der heizratenabhängigen Materialkennwerte erfolgte dabei exemplarisch für das wasserbasierte Brandschutzsystem. Da im Rahmen des Großbrandversuchs entschieden wurde, die Leistungsfähigkeit des wasserbasierten Brandschutzsystems in einer realmaßstäblichen Größenordnung zu untersuchen, werden für die Nachrechnung der Versuchsdaten basierend auf den Ingenieurmethoden die thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems benötigt.

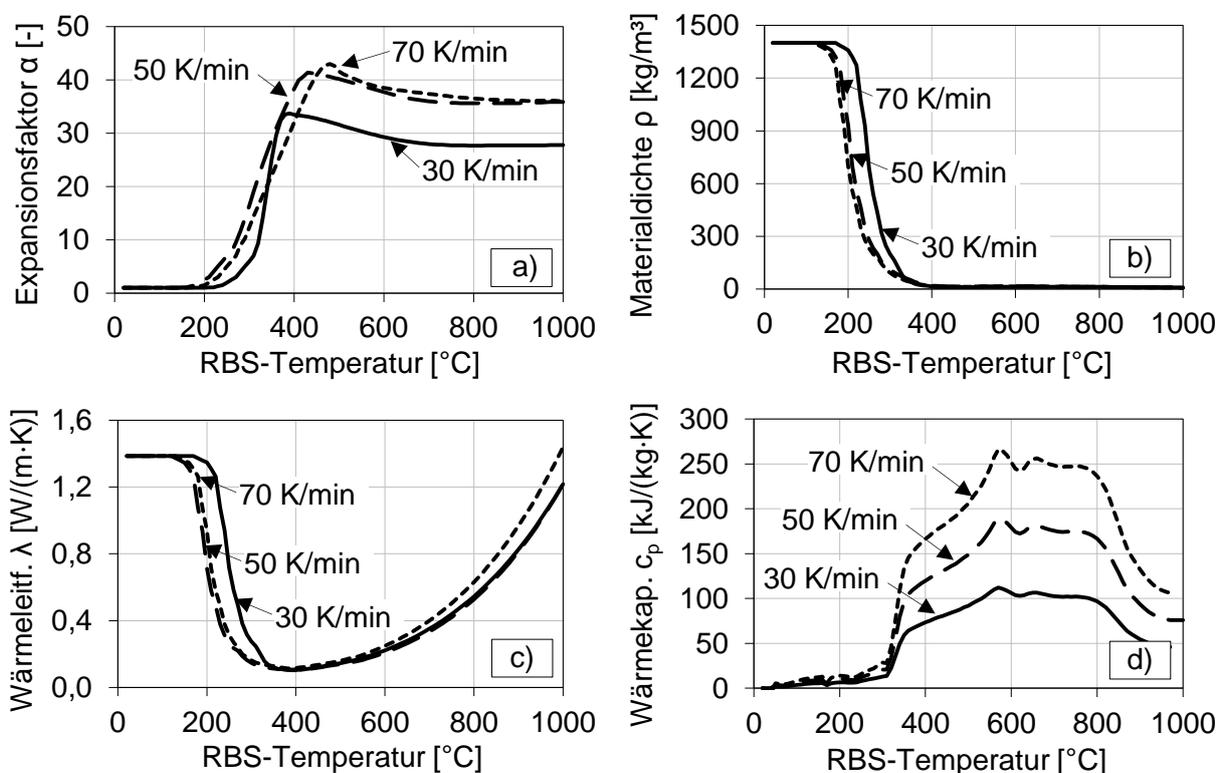


Abbildung 6-5: Thermische Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems für die Durchführung der numerischen Simulationen

Anders als bei den Brandschutzplatten und -putzen muss für die thermischen Simulationen reaktiver Brandschutzsysteme neben der Materialdichte, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit auch das Expansionsverhalten beschrieben werden. Dies erfolgt in den thermomechanisch gekoppelten Simulationen durch die in Abbildung 6-5 a) dargestellten Expansionskurven. Diese wurden im Rahmen der digitalen Expansionsanalyse für verschiedene Aufheizgeschwindigkeiten ermittelt und stellen geglättete Mittelwerte aus jeweils zwei Messungen dar. Die Glättung der Mittelwertkurven erfolgte dabei anhand von Po-

lynomfunktionen höherer Ordnung, die mithilfe des Datenverarbeitungsprogramms Matlab [32] durchgeführt wurde.

Da im Falle des wasserbasierten Brandschutzsystems die geringsten Expansionsfaktoren für eine Aufheizgeschwindigkeit von 30 K/min ermittelt wurden, werden die in Abbildung 6-5 a) dargestellte Expansionskurve als unterer Grenzwert für das Expansionsverhalten festgelegt. Die für 10 K/min ermittelten Werte werden aus diesem Grund im Rahmen der Simulationen nicht weiter berücksichtigt. Dies trifft jedoch nur für das wasserbasierte Brandschutzsystem zu. Im Falle des lösemittelhaltigen Brandschutzsystems stellen die Ergebnisse für 10 K/min den unteren Grenzwert dar.

Die temperaturabhängige Materialdichte des wasserbasierten Brandschutzsystems, die bei Raumtemperatur  $1.400 \text{ kg/m}^3$  beträgt, wurde anhand des gemessenen Massenänderungs- und Volumenänderungsverhaltens in Abhängigkeit der Aufheizgeschwindigkeiten berechnet. Während die Massenänderung aus den TGA-Analysen (vgl. Kapitel 4.5.4) abgeleitet wurde, erfolgte die Ermittlung der Volumenänderung auf der Grundlage der ermittelten Expansionskurven (vgl. Kapitel 4.5.1). Hierbei wurde unterstellt, dass die Volumenänderung primär über die unidirektionale Expansion des Brandschutzsystems erfolgt und die Volumenänderung in Querrichtung vernachlässigt werden kann. Wie den Kurven aus Abbildung 6-5 b) entnommen werden kann, unterliegt die Materialdichte des wasserbasierten Brandschutzsystems einer starken Reduktion infolge der thermischen Aktivierung. Bei  $400 \text{ }^\circ\text{C}$  beträgt die Materialdichte des wasserbasierten Brandschutzsystems für die untersuchten Aufheizgeschwindigkeiten nur noch  $15 - 20 \text{ kg/m}^3$ . Mit der weiteren Temperaturerhöhung findet eine zusätzliche Reduktion der Materialdichte statt, die schlussendlich in Werte von  $7 - 9 \text{ kg/m}^3$  bei  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$  resultiert. Die Annahmen von Hollmann [78] und Raveglia [107], dass die Materialdichte reaktiver Brandschutzsysteme im aufgeschäumten Zustand  $20 \text{ kg/m}^3$  bzw.  $10 \text{ kg/m}^3$  beträgt, sind unter Berücksichtigung dieser Ergebnisse somit zutreffend.

Da im Rahmen der Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten nur eine effektive Wärmeleitfähigkeit abgeleitet werden kann, wird für die numerischen Simulation des wasserbasierten Brandschutzsystems eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit nach dem Modellansatz von Tabeling [122] berechnet, der ursprünglich für die Einheits-Temperaturzeitkurve entwickelt wurde. Hierfür wird der Berechnungsansatz aus Gleichung (6.1) zugrunde gelegt. Darin wird die äquivalente Wärmeleitfähigkeit des Brandschutzsystems in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren sowie des Grundmaterials berechnet. Gewichtet werden die beiden Anteile über die Porosität, die sich aus den Expansionskurven gemäß Gleichung (6.2) berechnen lässt. Während für das Grundmaterial ein konstanter Wert von  $1,39 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$  angesetzt wird, erfolgt die Beschreibung der Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren nach dem Ansatz des VDI-Wärmeatlas' [119] für Luft.

$$\lambda_{\text{äq}} = \psi \cdot (\lambda_{\text{P+G}} + 4 \cdot \sigma \cdot \theta_{\text{M}}^3 \cdot dx) + (1 - \psi) \cdot \lambda_{\text{RBS}} \quad (6.1)$$

mit  $\lambda_{\text{P+G}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Mediums innerhalb der Poren

$\lambda_{\text{RBS}}$ : Wärmeleitfähigkeit des Grundmaterials

$dx$ : Mittlerer Porendurchmesser

$\psi$ : Porosität

$\theta_{\text{M}}$ : Mittlere Poren-Temperatur

$\sigma$ : Stefan-Boltzmann-Konstante ( $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ )

Zusätzlich zu den beiden Wärmeleitungsanteilen wird innerhalb des Berechnungsansatzes der Strahlungsanteil innerhalb der Poren berücksichtigt. Hierfür ist ein mittlerer Porendurchmesser zu definieren, der im Falle des wasserbasierten Brandschutzsystems zu  $dx = 5 \text{ mm}$  definiert wurde.

$$\psi = \frac{\alpha - 1}{\alpha} \quad (6.2)$$

mit  $\alpha$ : Temperaturabhängiger Expansionsfaktor

Auf diese Weise wurden die in Abbildung 6-5 c) dargestellten Kurven der Wärmeleitfähigkeit für das wasserbasierte Brandschutzsystem ermittelt. Da diese über die Porosität mit den Expansionskurven verknüpft sind, setzt die Reduktion der Wärmeleitfähigkeit für höhere Aufheizgeschwindigkeiten bei geringeren Temperaturen ein. Auf diese Weise wird für die höheren Aufheizgeschwindigkeiten das schnellere Einsetzen der thermischen Schutzwirkung beschrieben.

Für die Beschreibung des heizratenabhängigen Wärmespeichervermögens des wasserbasierten Brandschutzsystems wurden die in Abbildung 6-5 d) dargestellten Kurven der spezifischen Wärmekapazität aus den DSC-Analysen nach dem Ansatz aus Abbildung 2-44 berechnet. Da im Rahmen der DSC-Analysen das Wärmespeicherverhalten des wasserbasierten Brandschutzsystems für die Aufheizgeschwindigkeiten von 5, 10 und 20 K/min ermittelt wurde, erfolgte die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität für die Aufheizgeschwindigkeiten von 30, 50 und 70 K/min anhand einer Extrapolation.

Die Definition der thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems erfolgt zunächst nur für die Aufheizphase. Wie die thermischen Materialkennwerte im Falle einer Abkühlphase definiert werden, wird in Kapitel 6.3.3 detailliert erläutert. Danach erfolgt ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Ergebnissen aus dem Großbrandversuch. Auf diese Weise wird überprüft, inwieweit die im Labormaßstab ermittelten Materialkennwerte des reaktiven Brandschutzsystems auf den Maßstab eines Großbrandversuchs übertragen werden können.

## 6.3 Simulationsmethoden und Parameter

Für die Bemessung der thermischen Schutzwirkung von bekleideten Stahlbauteilen ist die Kenntnis der Temperaturverteilung im Querschnitt erforderlich. Die Berechnung der Bauteiltemperaturen erfolgt mit einer thermischen Analyse. Der thermischen Analyse liegt ein instationäres Wärmeleitproblem zu Grunde, das durch die Fouriergleichung beschrieben werden kann.

Für den zweidimensionalen Anwendungsfall lautet die Fouriergleichung wie folgt

$$\frac{\delta}{\delta x} \cdot \left( \lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta x} \right) + \frac{\delta}{\delta y} \cdot \left( \lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta y} \right) - \rho \cdot c_p \cdot \frac{\delta T}{\delta t} = -\dot{q} \quad (6.1)$$

mit

- $\rho$  Rohdichte
- $c$  Spezifische Wärmekapazität
- $\lambda$  Wärmeleitfähigkeit
- $T$  Temperatur
- $x, y$  Weg in Richtung der Koordinatenachse
- $t$  Zeit

Aufgrund der temperaturabhängigen Materialkennwerte ergibt sich ein nichtlineares, partielles Gleichungssystem, das sich mit numerischen Ansätzen berechnen lässt. Die Terme der Differenzialgleichung verdeutlichen die Bedeutung der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  für die Wärmeströme sowie der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  und der Rohdichte  $\rho$  für die Wärmespeicherung. Für die Berechnung eines durch ein Naturbrandszenario beanspruchtes Stahlbauteil ist die Kenntnis des temperaturabhängige Materialverhaltens sowohl für die Aufheizphase als auch für eine Abkühlphase erforderlich. Die temperaturabhängigen Materialgesetze aus Kapitel 6.2 finden dementsprechend Anwendung in dem im Folgenden dargestellten Ingenieurmodell.

### 6.3.1 Brandschutzplatten

Zur Bestimmung der thermischen Schutzwirkung von Stahlbauteilen mit Brandschutzplatten sind zweidimensionale Finite Elemente-Modelle (FE-Modelle) entwickelt worden. Die Modelle können die Temperaturentwicklung von unbelasteten als auch belasteten, geschützten Stahlbauteilen unter vier- bzw. dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung simulieren. In einem ersten Schritt wurden thermisch-transiente Analysen durchgeführt, in der die Temperaturentwicklung im Querschnitt durch die thermischen Einwirkungen eines Naturbrandes untersucht wurde. Die thermisch-transiente Analyse erfolgte in zwei Simulationsdurchläufen

und berücksichtigt den Wärmetransport im Ingenieurmodell. Ein gekoppelter Wärme- und Feuchtetransport wird nicht betrachtet. In einem ersten Simulationsdurchlauf sind die thermischen Materialkennwerte für die Aufheizphase vorgegeben worden. Die Ermittlung der Bauteiltemperaturen erfolgte bis zur maximalen Temperatur der vorgegebenen Naturbrandbeanspruchung. Im Anschluss wurden die erzielten Bauteiltemperaturen als Eingangswerte in den zweiten Simulationsdurchlauf eingespeist, der die Abkühlphase und die damit verbundene Änderungen der thermischen Materialkennwerte simulierte.

Für ein unbelastetes, bekleidetes Stahlbauteil wurde ein mit Brandschutzplatten vierseitig bekleidetes Stahlprofil (HEA 240) als zweidimensionales FE-Modell modelliert. Die Brandschutzplatte wurde vierseitig und kastenförmig im Modell angeordnet, wobei die Brandschutzplatte einlagig mit einer Dicke von 20 mm für calciumsilikatbasierte bzw. 15 mm für gipsbasierte Brandschutzplatten modelliert wurde. Mögliche Eckschutzschienen, Klammern oder Befestigungsmittel wurden im numerischen Modell nicht berücksichtigt. Für einen belasteten Stahlträger mit Brandschutzplatten wurde ebenfalls ein zweidimensionales FE-Modell erzeugt. Das Stahlprofil HEA 240 wurde dabei dreiseitig, kastenförmig mit einer 20 mm dicken Calciumsilikatplatte bzw. 15 mm für gipsbasierte Brandschutzplatten modelliert. Bei der dreiseitigen Naturbrandbeanspruchung wurde zum Schutz der brandabgewandten Seite eine Porenbetondeckenplatte  $d = 150$  mm angeordnet. Die thermischen Materialeigenschaften des Porenbetonsteins wurden im Ingenieurmodell als konstante Werte angenommen. Die thermischen Materialeigenschaften von Porenbeton gemäß Herstellerangaben zeigt Tabelle 6-1.

*Tabelle 6-1: Thermische Materialeigenschaften des Porenbetons gemäß Hersteller*

Thermische Materialkennwerte	Porenbeton
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$	0,12 W/m·K
Spezifische Wärmekapazität $c_p$	1100 J/kg·K
Rohdichte $\rho$	550 kg/m <sup>3</sup>

Der Wärmeübergang zwischen dem Stahlprofil und der Brandschutzplattenbekleidung sowie der Abdeckung aus Porenbeton wurde als ideal angenommen. Die Naturbrandbeanspruchung wurde drei bzw. vierseitig auf das bekleidete Stahlbauteilen und die Unterseite der Ofenabdeckung aufgebracht. Als Naturbrandbeanspruchung wurde der in Kapitel 3 ermittelte Naturbrandverlauf, der im Großbrand als thermische Brandeinwirkung gewählt wurde, vorgegeben. Im numerischen Modell sind für die thermische Einwirkung (Naturbrand) ein Emissionsgrad von 0,7 für die Brandschutzbekleidung angesetzt worden. Gemäß den Empfeh-

lungen der DIN EN 1991-1-2 (2010) wurde der Wärmeübergangskoeffizient bei Naturbränden auf  $\alpha_c = 35 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  eingestellt. Das thermische Materialverhalten des Stahlprofils HEA240 wurde anhand der in DIN EN 1993-1-2 (2010) angegebenen, temperaturabhängiger Materialeigenschaften modelliert. Für die Oberfläche der Porenbetonabdeckung (brandabgewandte Seite) wurde bei konstanter Außentemperatur ein Emissionsgrad von 0,7 und ein Wärmeübergangskoeffizient von  $\alpha_c = 10 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  (vgl. Keerthan [87] und Thomas [123]) angenommen. Im Ingenieurmodell wurde der sich ergebene Hohlraum zwischen dem geschützten Stahlprofil und der Brandschutzplattenbekleidung als luftgefüllter Hohlraum implementiert. Die temperaturabhängigen Materialeigenschaften von Luft wurden nach Raznjevic [107] und Hohm [77] angesetzt, um die Wärmeleitung im Hohlraum abzubinden. Zur Berücksichtigung der Wärmestrahlung im Hohlraum wird zusätzlich ein gegenüber der Brandschutzplatte ( $\epsilon = 0,7$ ) erhöhter Emissionsgrad von 0,8 angesetzt, um vereinfacht die Konvektion mit zu berücksichtigen. Im Vergleich zur Wärmestrahlung wird die Konvektion von Schleifer [112] und Cooper [59] als sehr gering beschrieben, sodass die Konvektion im Hohlraum nicht vertiefend berücksichtigt wurde.

Die Modellierung des zweidimensionalen Modells erfolgte mit DC2D4-Elementen (4 - nodes linear brick) unter Anwendung des heat transfer model. Im numerischen Modell wurde ein Berechnungsnetz mit quad-Elementen verwendet, das im Bereich des Brandschutzputzes verfeinert wurde. Die Ingenieurmodelle für bekleidete Stahlbauteile (Profil HEA 240) zeigt Abbildung 6-6.

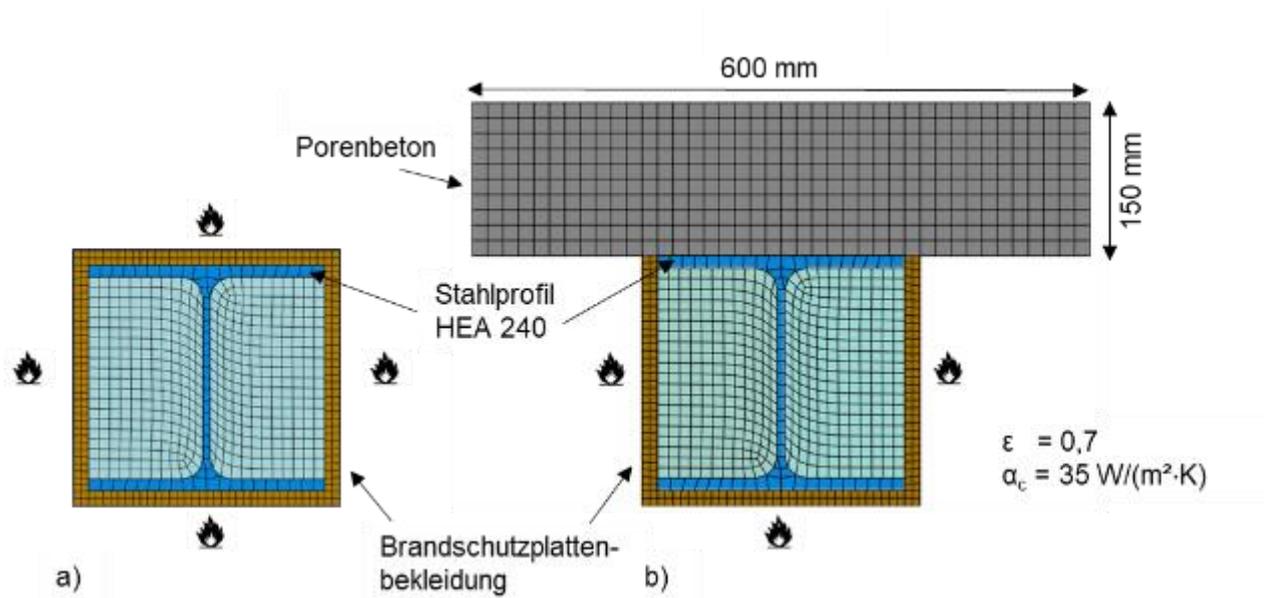


Abbildung 6-6: Finite-Elemente Modell eines bekleideten Stahlbauteils mit Brandschutzplattenbekleidung unter (a) vierseitiger und (b) dreiseitiger Naturbrandeinwirkung

## 6.3.2 Brandschutzputz

Zur Berechnung der thermischen Schutzwirkung von Stahlbauteilen mit Brandschutzputz sind zweidimensionale FE-Modelle entwickelt worden. Für ein unbelastetes mit Brandschutzputz geschütztes Stahlbauteil wurde ein Stahlprofil HEA 240 profilfolgend mit 15 mm Brandschutzputz modelliert, der während der Simulation vierseitig einer Naturbrandbeanspruchung ausgesetzt wurde. Ein belasteter Stahlträger mit Brandschutzputz wurde ebenfalls als Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Brandschutzputz (profilfolgend) umgesetzt. Zusätzlich wurde am Modell eines belasteten, geschützten Stahlträgers eine Porenbetondeckenplatte zum Schutz der brandabgewandten Seite vorgesehen. Die Naturbrandbeanspruchung wurde am geschützten Stahlprofil dreiseitig, sowie an der Unterkante der Porenbetondeckenplatte angesetzt. Der Übergang zwischen dem Stahlprofil und dem Brandschutz sowie der Porenbetonplatte wurde dabei als ideal angenommen. Die thermischen Materialkennwerte für das Stahlprofil erfolgten gemäß DIN EN 1993-1-2 (2010) [6]. Die temperaturabhängigen Materialgesetze für den Brandschutzputz wurden, wie in Kapitel 6.2.2 beschrieben, vorgegeben. Für die Porenbetondeckenplatte wurden konstante thermische Materialkennwerte gemäß dem numerischen Modell mit Brandschutzplatten implementiert. Als Naturbrandbeanspruchung wurde der in Kapitel 3 ermittelte Naturbrandverlauf, der im Großbrandversuch als thermische Brandeinwirkung gewählt wurde, vorgegeben. Im numerischen Modell sind für die thermische Einwirkung (Naturbrand) ein Emissionsgrad von 0,7 für die Brandschutzbekleidung angesetzt worden. Gemäß den Empfehlungen der DIN EN 1991-1-2 (2010) [6] wurde der Wärmeübergangskoeffizient bei Naturbränden auf  $\alpha_c = 35 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  eingestellt. Für die Oberfläche der Porenbetonabdeckung (brandabgewandte Seite) wurde bei konstanter Außentemperatur ein Emissionsgrad von 0,7 und ein Wärmeübergangskoeffizient von  $\alpha_c = 10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$  angenommen.

Die thermisch- transiente Analyse zur Berechnung der Stahltemperaturen und Bestimmung der thermischen Schutzwirkung wurde in zwei Schritten durchgeführt. Für die Aufheizphase wurde ein erster Simulationsdurchlauf bis zum Erreichen der maximalen Temperaturen der Naturbrandbeanspruchung durchgeführt. Im Anschluss erfolgte ein zweiter Simulationsdurchlauf, der als Eingangswert die Temperaturen des ersten Simulationsdurchlaufs verwendete. Die Aufheiz- und Abkühlphase erfolgte in zwei Simulationsdurchläufen, da die thermischen Materialkennwerte in Abhängigkeit der Temperatur für die Aufheiz- und Abkühlphase in ABAQUS/ CAE getrennt eingegeben werden mussten. Die Modellierung des zweidimensionalen Modells erfolgte mit DC2D4-Elementen (4 - nodes linear brick) unter Anwendung des heat transfer models. Im numerischen Modell wurde ein Berechnungsnetz mit quad-Elementen verwendet, das im Bereich des Brandschutzputzes verfeinert wurde.

Das FE-Modell für geschützte Stahlbauteile (Profil HEA 240) mit Brandschutz zeigt Abbildung 6-7.

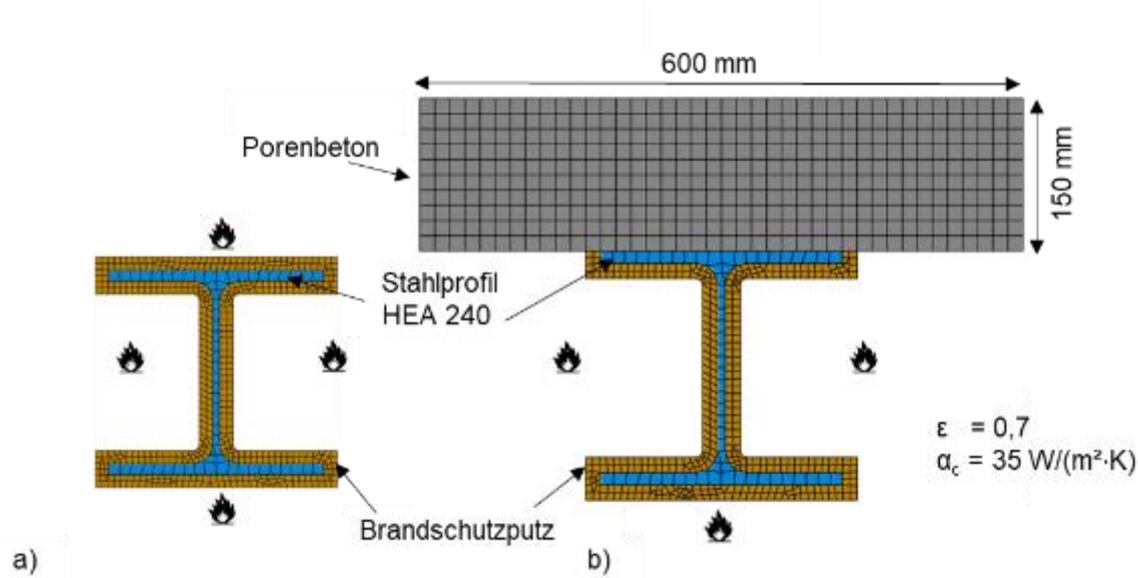


Abbildung 6-7: Finite-Elemente-Modell für bekleidete Stahlbauteile mit Brandschutzputz unter (a) vierseitiger und (b) dreiseitiger Naturbrandeinwirkung

### 6.3.3 Reaktive Brandschutzsysteme

Für die Beschreibung der thermischen Schutzwirkung reaktiver Brandschutzsysteme bei Naturbrandeinwirkungen werden thermomechanisch gekoppelte Analysen im Finite-Elemente Programm Abaqus durchgeführt. Anders als bei Brandschutzplatten oder -putzen, muss die Analyse für reaktive Brandschutzsysteme vollgekoppelt erfolgen, da die Expansion des Brandschutzsystems explizit über den thermischen Wärmeausdehnungskoeffizient modelliert wird. Der Wärmeausdehnungskoeffizient stellt in Abaqus eine mechanische Größe dar und ändert sich in Abhängigkeit der Temperaturentwicklung innerhalb des Brandschutzsystems. Daher müssen die thermischen und mechanischen Feldgrößen im gleichen Berechnungsschritt ermittelt werden. Sequentiell gekoppelte Analysen sind daher in diesem Fall nicht zulässig.

Die Validierung der thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems erfolgt anhand der im Großbrandversuch untersuchten Träger- und Stützenprofile. Beim mechanisch belasteten Träger haben sich im Versuch im Grenzzustand der Tragfähigkeit Risse in der Schaumschicht des wasserbasierten Brandschutzsystems eingestellt. Dieses Verhalten kann aktuell im Rahmen von numerischen Simulationen nicht abgebildet werden. Aus diesem Grund erfolgen die numerischen Simulationen ausschließlich für die unbelasteten Prüfkörper. Hierdurch wird der Fokus auf die korrekte Beschreibung des thermischen Verhaltens des reaktiven Brandschutzsystems bei Naturbrandeinwirkungen gelegt.

Der Einfluss zusätzlicher Rissbildungen auf die Temperaturentwicklung innerhalb beschichteter Bauteile wird zunächst nicht näher betrachtet.

Der Aufbau der zweidimensionalen Finite-Elemente Modelle erfolgt für den Stützen- und Trägerabschnitt in gleicher Weise. Aus diesem Grund wird die Modellbildung im Folgenden exemplarisch anhand des unbelasteten Trägers erläutert.

Der Querschnitt des Trägerabschnitts besteht aus einer Porenbetonplatte mit einer Dicke von 150 mm und einer Breite von 600 mm, die oberhalb eines HE240A-Trägers angeordnet wird. Komplementiert wird der Querschnitt durch das reaktive Brandschutzsystem, das mit einer Trockenschichtdicke von 350  $\mu\text{m}$  profilfolgend modelliert wird. Die Applikation des Brandschutzsystems auf dem Stahlprofil erfolgt dreiseitig. Diskretisiert wird der gesamte Querschnitt mit zweidimensionalen Schalenelementen des Typs CPE4T. Aus Gründen der Anschaulichkeit ist das zweidimensionale Modell des Trägers in Abbildung 6-8 in Form einer extrudierten Isometrie dargestellt.

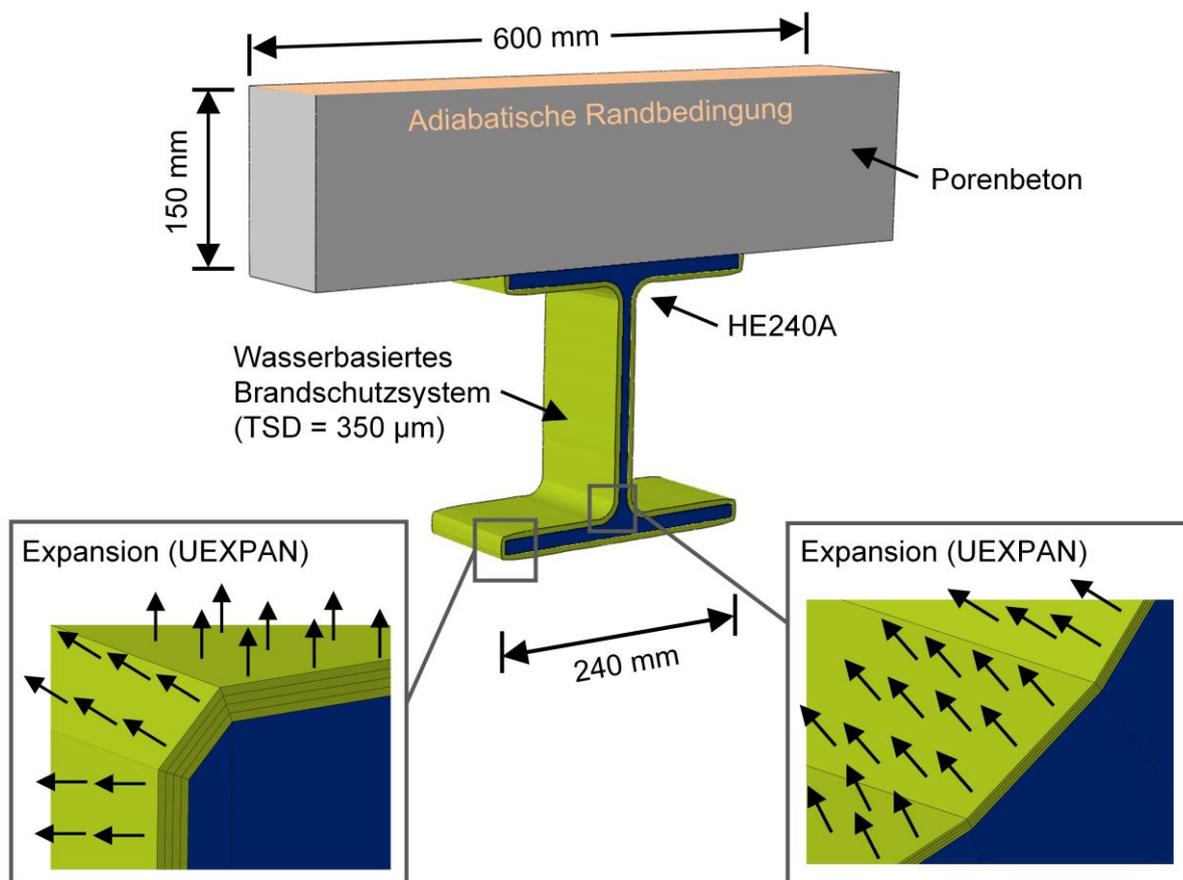


Abbildung 6-8: Zweidimensionales Finite-Elemente-Modell des beschichteten HE240A-Trägers mit dreiseitiger Beflammung und Definition der Expansionsrichtungen

Zwischen dem Stahlprofil und dem reaktiven Brandschutzsystem sowie zwischen dem Stahlprofil und der Porenbetonplatte wird jeweils ein idealer Wärmeübergang definiert. Als thermische Einwirkung wird die im Brandversuch gemessene Naturbrandkurve auf die Un-

terseite der Porenbetonplatte und profilfolgend auf die Oberfläche des reaktiven Brandschutzsystems aufgebracht. Für das Brandschutzsystem wird ein Emissionsgrad von  $\epsilon = 0,8$  und für die Porenbetonplatte ein Wert von  $\epsilon = 0,7$  definiert. Die Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs erfolgt über die Definition eines konstanten Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha_c = 35 \text{ W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$  gemäß DIN EN 1991-1-2 [4] für Naturbrände.

Die thermischen Materialkennwerte von Stahl werden nach DIN EN 1993-1-2 [6] temperaturabhängig für die Aufheiz- und Abkühlphase definiert. Die Beschreibung der thermischen Verhaltens der Porenbetonplatte erfolgt hingegen mit konstanten Werten ( $\rho = 550\text{kg}/\text{m}^3$ ,  $c_p = 1.100 \text{ J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$  sowie  $\lambda = 0,12 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ) nach Herstellerangaben.

Um die thermische Schutzwirkung des wasserbasierten Brandschutzsystems beschreiben zu können, werden die thermischen Materialkennwerte aus Kapitel 6.2.3 zugrunde gelegt. Für die Differenzierung zwischen der Aufheiz- und Abkühlphase wurde ein Modellierungsverfahren entwickelt, das schematisch in Abbildung 6-9 dargestellt ist.

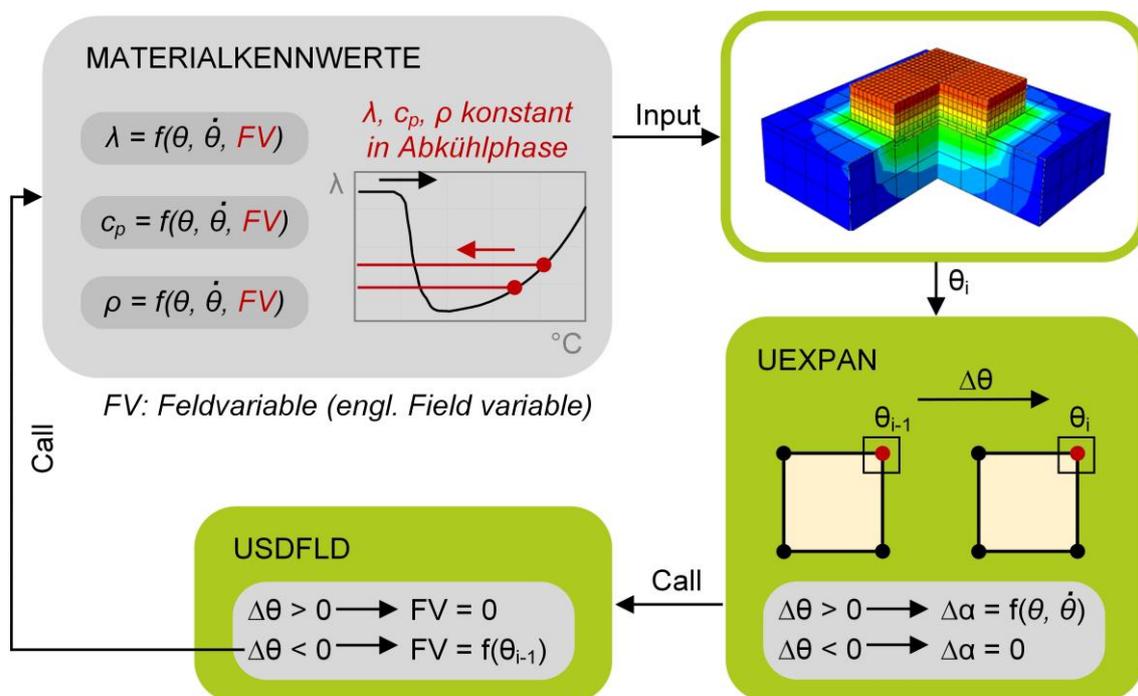


Abbildung 6-9: Schematische Darstellung des Modellierungsverfahrens zur Beschreibung der thermischen Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen in der Aufheiz- und Abkühlphase eines Naturbrandes

Während für die Aufheizphase die thermischen Materialkennwerte aus Abbildung 6-5 in tabellarischer Form eingegeben werden, wird für die Abkühlphase eine zusätzliche *Feldvariable* (kurz: FV, vgl. Abbildung 6-9) innerhalb der User Subroutine *USDFLD* definiert. Ist die Temperaturänderung an einem Elementknoten zwischen zwei Berechnungssinkrementen positiv ( $\Delta\theta > 0$ ), wird die Feldvariable zu Null gesetzt und die Berechnung des Temperaturfeldes erfolgt auf der Grundlage der tabellierten Materialkennwerte. Tritt innerhalb der Be-

rechnung jedoch eine negative Temperaturänderung ein ( $\Delta\theta < 0$ ), die im Falle eines Naturbrandes der Abkühlphase entspricht, nimmt die Feldvariable die Größenordnung der Temperatur ein, die zuletzt vor dem Eintreten der Abkühlphase an einem Elementknoten vorlag. Mit dieser Temperatur werden anschließend die thermischen Materialkennwerte ermittelt und für den restlichen Verlauf der Abkühlphase konstant belassen.

Die Beschreibung des Expansionsverhaltens erfolgt separat in einer weiteren User Subroutine, die als *UEXPAN* bezeichnet wird. Diese hat gegenüber der tabellarischen Eingabe der Expansion den Vorteil, dass mehrere Expansionskurven gleichzeitig definiert werden können. Je nach vorherrschender Aufheizgeschwindigkeit wird so die Expansionskurve ausgewählt, mit der das inkrementelle Aufschäummaß berechnet wird. Analog zur *USDFLD* wird auch hier zunächst über eine knotenbasierte Abfrage die Temperaturänderung zwischen zwei Berechnungsincrementen ermittelt. Ist diese positiv ( $\Delta\theta > 0$ ), findet innerhalb des Brandschutzsystems eine Expansion statt. Dabei wird das inkrementelle Expansionsmaß mithilfe von Gleichung (6.3) als thermischer Wärmeausdehnungskoeffizient ( $\alpha_{T,i}$ ) in Abhängigkeit der heizratenabhängigen Expansionskurven aus Abbildung 6-5 berechnet.

$$\alpha_{T,i} = \frac{\ln\left(\frac{\alpha_i}{\alpha_{i-1}}\right)}{\Delta\theta} \quad (6.3)$$

mit  $\alpha_i$ : Heizratenabhängiger Aufschümfaktor im Inkrement  $i$

$\alpha_{i-1}$ : Heizratenabhängiger Aufschümfaktor im Inkrement  $i-1$

$\Delta\theta$ : Temperaturänderung an einem Elementknoten im Inkrement  $i$

Tritt an einem Elementknoten hingegen eine negative Temperaturänderung ( $\Delta\theta < 0$ ) auf, wird das Expansionsmaß des reaktiven Brandschutzsystems zu Null gesetzt. Auf diese Weise wird unterstellt, dass in der Abkühlphase keine Schichtdickenänderung des Brandschutzsystems auftritt. Auf diese Weise wird die Expansion des Brandschutzsystems innerhalb derselben Analyse sowohl für die Aufheiz- als auch für die Abkühlphase definiert. Die Expansionsrichtung wird dabei grundsätzlich senkrecht zur Oberfläche des Stahlbauteils angenommen (vgl. Abbildung 6-8).

Weitere Hinweise zu dem Modellierungsverfahren können Weisheim et al. [135] entnommen werden.

## 6.4 Nachrechnung des großmaßstäblichen Versuchs

### 6.4.1 Brandschutzplatten

Zur Validierung des Ingenieurmodells für bekleidete Stahlbauteile sind die experimentellen Daten des Großbrandversuchs aus Kapitel 5 herangezogen worden.

#### Gipsgebundene Brandschutzplatten

Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein unbelastetes Stahlbauteil HEA 240 mit Gipsfaserplatten ( $d = 15$  mm, kastenförmig) unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung ist in Abbildung 6-10 dargestellt. Es werden sowohl die berechneten als auch die experimentell ermittelten Steg- und Flanschttemperaturen für die Aufheiz- und Abkühlphase dargestellt. Zu Vergleichszwecken wird zusätzlich das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten für gipsgebundene Brandschutzplatten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] gezeigt.

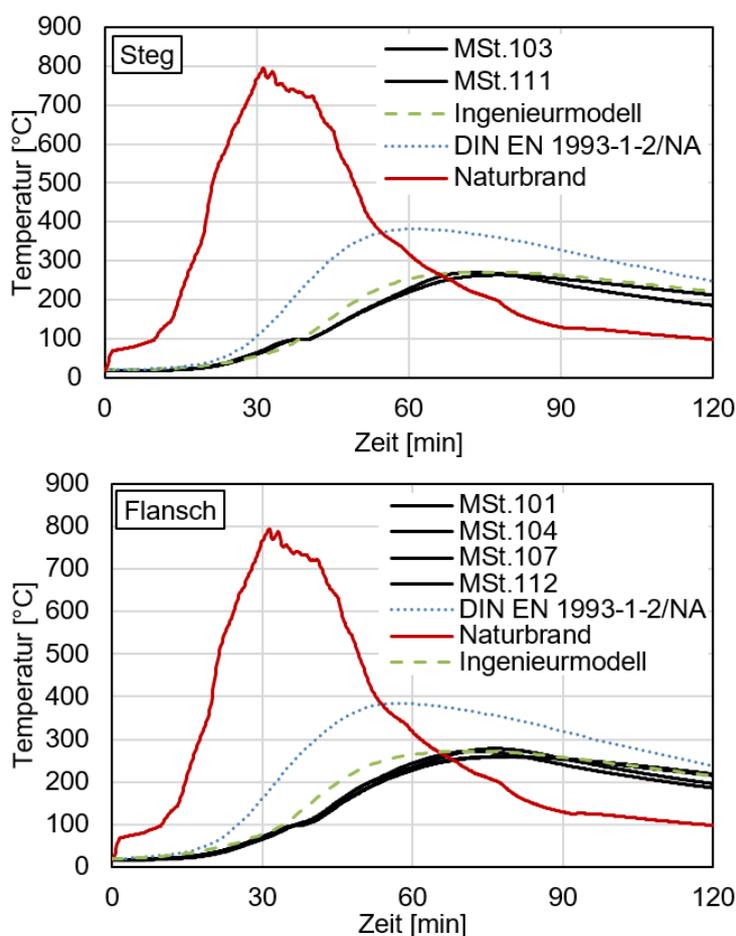


Abbildung 6-10: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Gipsfaserplatte) der Stahlbautemperaturen am Steg (oben) und an den Flanschen (unten)

Anhand der Abbildung 6-10 wird deutlich, dass das FE-Modell mit temperaturabhängigen Materialkennwerten realistischere Bauteiltemperaturen berechnet. Eine Simulation mit konstanten Materialkennwerten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] führen bei einer vierseitigen Naturbrandbeanspruchung zu sehr konservativen Ergebnissen, die die Stahltemperaturen deutlich überschätzen. Der Vergleich zeigt weiterhin, dass die Simulationsergebnisse in guter Übereinstimmung mit den experimentellen Versuchsdaten sind. Lediglich die Stegtemperatur (Abbildung 6-10 (oben)) in der Aufheizphase wird zwischen der 30. bis 40. Minute mit  $\Delta T = 20\text{ °C}$  leicht unterschätzt. Ferner kann die Simulation das Plateau der experimentellen Stahltemperaturen, das sich aufgrund der thermischen Schutzwirkung der Bekleidung ergibt, nicht genau abbilden. In der Abkühlphase zeigt sich bei den Temperaturen an den Flanschen eine Differenz von  $\Delta T = 45\text{ °C}$  der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Versuchsdaten. Ebenso wird zwischen der 40. bis 60. Minute die Stegtemperaturen mit  $\Delta T = 30\text{ °C}$  überschätzt. Das FE-Modell liegt dabei jedoch auf der sicheren Seite.

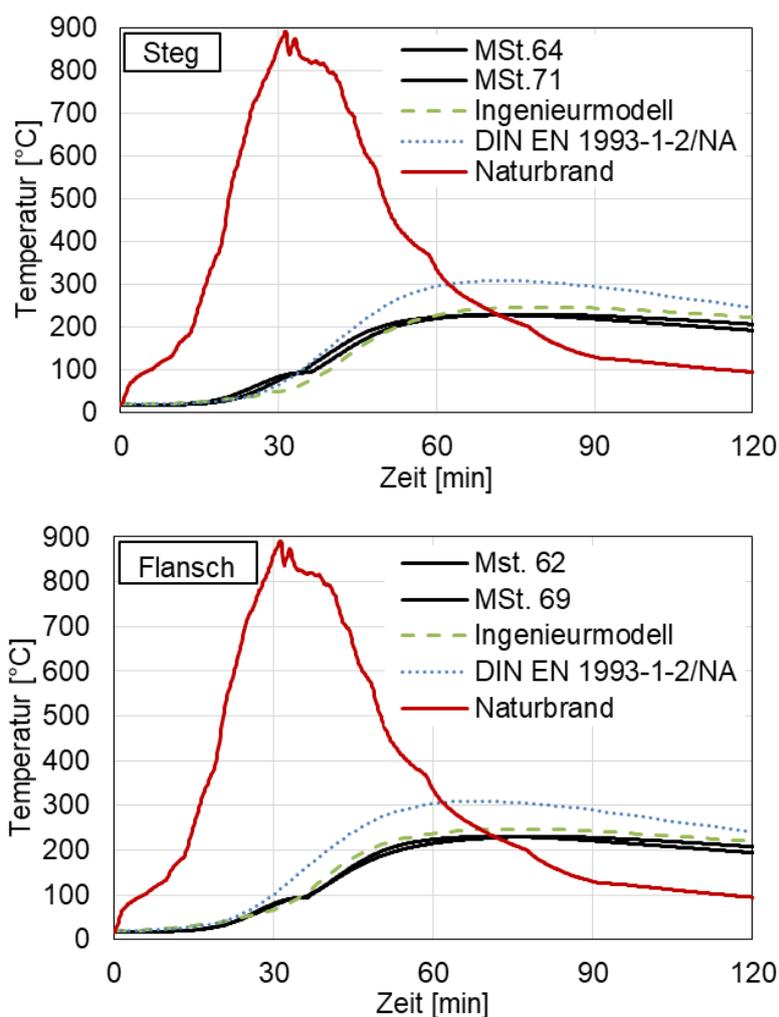


Abbildung 6-11: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Gipskartonfeuerschutzplatte) der Stahlbautemperaturen am Steg (oben) und an den Flanschen (unten)

Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein unbelastetes Stahlbauteil mit Gipskartonfeuerschutzplatte ( $d = 15$  mm, kastenförmig) unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 6-11. Aufgrund der relativ homogenen Temperaturverteilung werden die Temperaturen im Ober- und Unterflansch zusammengefasst. Es werden die experimentellen Stahl- und Flanschtemperaturen mit den simulierten Stahltemperaturen verglichen. Ferner wird das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten für gipsbasierte Brandschutzbekleidung nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] gezeigt.

Der Vergleich der berechneten und experimentell bestimmten Stahltemperaturen eines mit Gipskartonfeuerschutzplatte geschützten Stahlprofils zeigt, dass das FE-Modell eine realistische Berechnung der thermischen Schutzwirkung ermöglicht. Die Simulationsergebnisse mit temperaturabhängigen Materialkennwerten in der Aufheiz- und Abkühlphase stimmen gut mit den experimentellen Stahltemperaturen überein. In der Aufheizphase werden die Flanschtemperaturen (vgl. Abbildung 6-11 (unten)) realitätsnah berechnet, wohingegen die Stegtemperatur (vgl. Abbildung 6-11 (oben)) um  $\Delta T = 22$  °C leicht unterschätzt werden. Des Weiteren wird anhand der Ergebnisse deutlich, dass eine temperaturabhängige Formulierung der thermischen Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase im Gegensatz zu konstanten Materialkennwerten realistischere Ergebnisse liefert. Die Simulationsergebnisse mit konstanten Materialkennwerten nach DIN EN 1993-1-2/NA [7] führte zur Überschätzung der Stahlbautemperaturen und lieferten somit konservative Ergebnisse.

Neben den unbelasteten Stahlprofilen unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung wurden auch belastete Stahlprofile mit Brandschutzplatten unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung simuliert. Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein belastetes Stahlbauteil mit Gipskartonfeuerschutzplatte ( $d = 15$  mm, kastenförmig) unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 6-12.

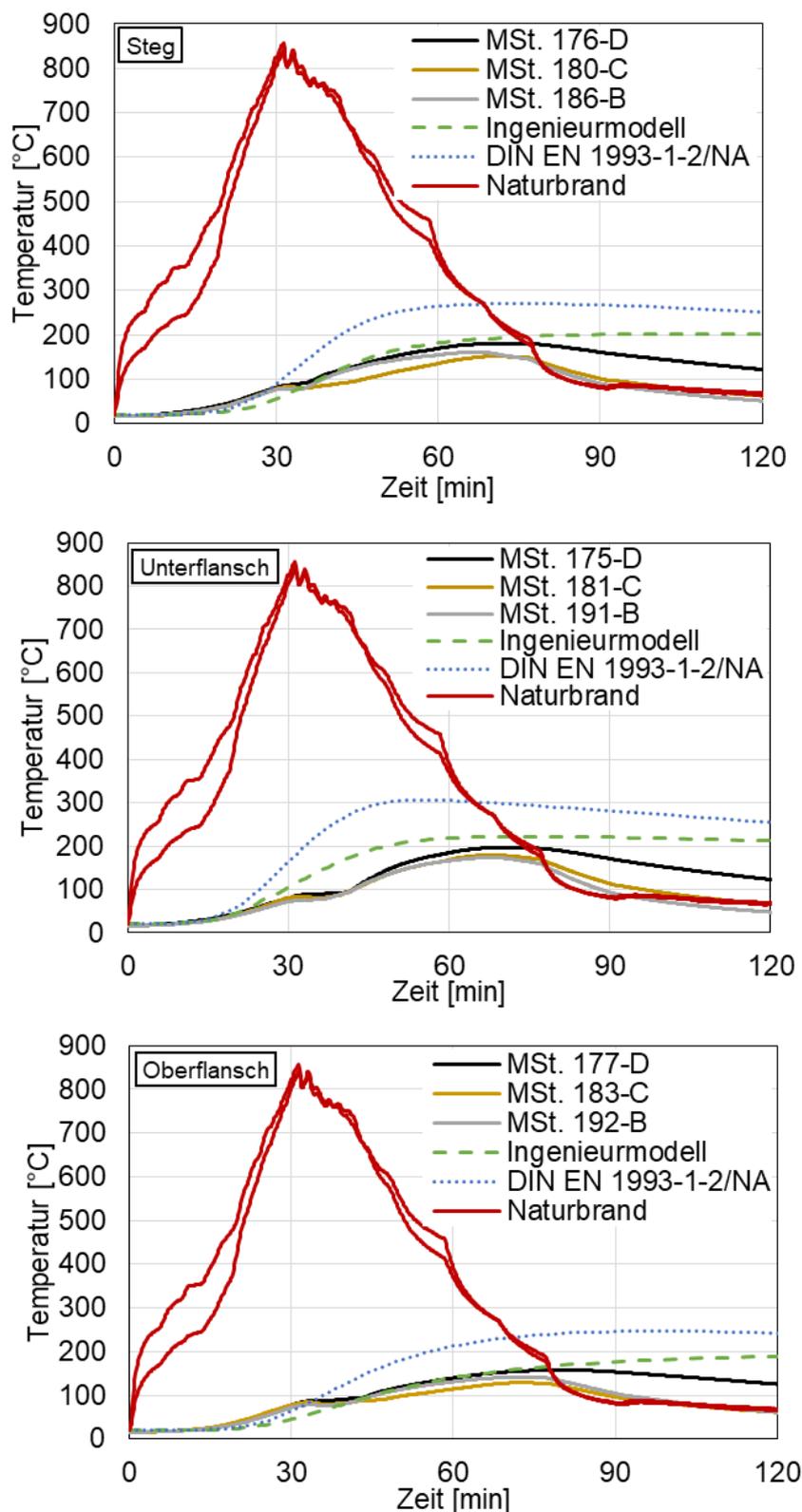


Abbildung 6-12: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Gipskartonfeuerschutzplatte, dreiseitiger Naturbrand) der Stahlbautemperaturen am Steg (Oben), am Unterflansch (Mitte) und am Oberflansch (Unten)

Die Ergebnisse in Abbildung 6-12 zeigen, dass bei einer dreiseitigen Naturbrandbeanspruchung unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase realistischere Stahlbautemperaturen berechnet werden können. Die Simulation mit konstanten Materialkennwerten für gipsgebundene Brandschutzplatten nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] erzielen deutlich höhere Werte. In der Aufheizphase unterschätzt das Ingenieurmodell im Steg (Abbildung 6-12 (Oben)) und im Unterflansch (Abbildung 6-12 (Mitte)) die realen Stahlbautemperaturen bis zu  $\Delta T = 27 \text{ °C}$ . Die Simulation erzielt ansonsten konservative Ergebnisse. In der Abkühlphase überschätzt das Ingenieurmodell die Oberflanschttemperaturen (Abbildung 6-12 (Oben)) um bis zu  $\Delta T = 72 \text{ °C}$ . Für den Steg und Unterflansch ist eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Stahltemperaturen zu erkennen. Lediglich ab der 80 Minute werden die Stahltemperaturen von der Simulation überschätzt. Die Simulationsergebnisse zeigen nahezu konstante Temperaturen, während die realen Steg- und Flanschttemperaturen kontinuierlich sinken.

### **Calciumsilikatbasierte Brandschutzplatten**

Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein unbelastetes Stahlbauteil mit Calciumsilikatplatte ( $d = 20 \text{ mm}$ , kastenförmig) unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 6-13. Es werden sowohl die berechneten als auch die experimentell ermittelten Steg- und Flanschttemperaturen für die Aufheiz- und Abkühlphase dargestellt. Zu Vergleichszwecken wird zusätzlich das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten für die untersuchte Calciumsilikatplatte gemäß Herstellerangaben gezeigt.

Anhand der Ergebnisse in Abbildung 6-13 wird deutlich, dass das Ingenieurmodell mit temperaturabhängigen Materialkennwerten für die Aufheiz- und Abkühlphase deutlich realistischere Ergebnisse erzielt als mit konstanten Materialkennwerten. Die Steg- und Flanschttemperaturen der Simulation stimmen gut mit den experimentell bestimmten Stahltemperaturen überein. Sowohl die Stegtemperaturen (Abbildung 6-13(oben)) als auch die Flanschttemperaturen (Abbildung 6-13(unten)) können durch das Ingenieurmodell realistisch berechnet werden.

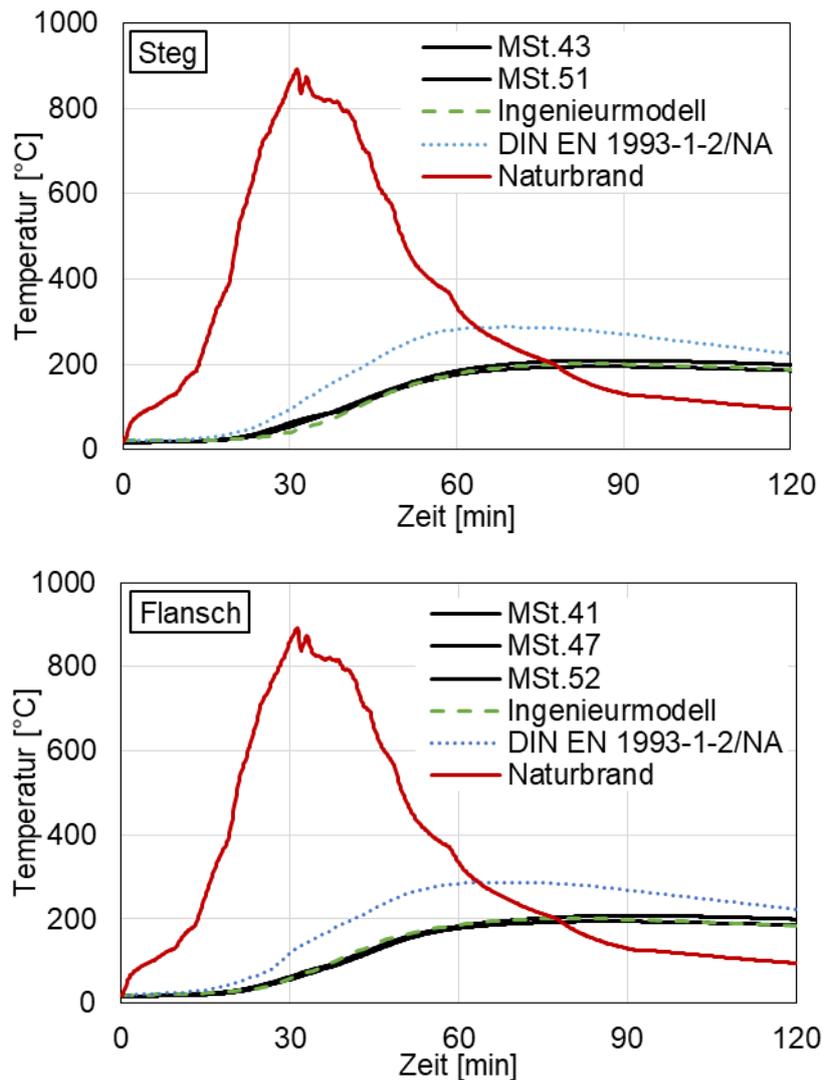


Abbildung 6-13: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 20 mm Calciumsilikatplatte) der Stahlbautemperaturen am Steg (oben) und an den Flanschen (unten)

## 6.4.2 Brandschutzputz

Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein unbelastetes Stahlbauteil mit Brandschutzputz ( $d = 15$  mm, profilfolgend) unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 6-14. Die Simulationsergebnisse werden im Vergleich zu den experimentell bestimmten Stahltemperaturen aufgetragen. Zu Vergleichszwecken ist zusätzlich das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten für einen Brandschutzputz nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] dargestellt.

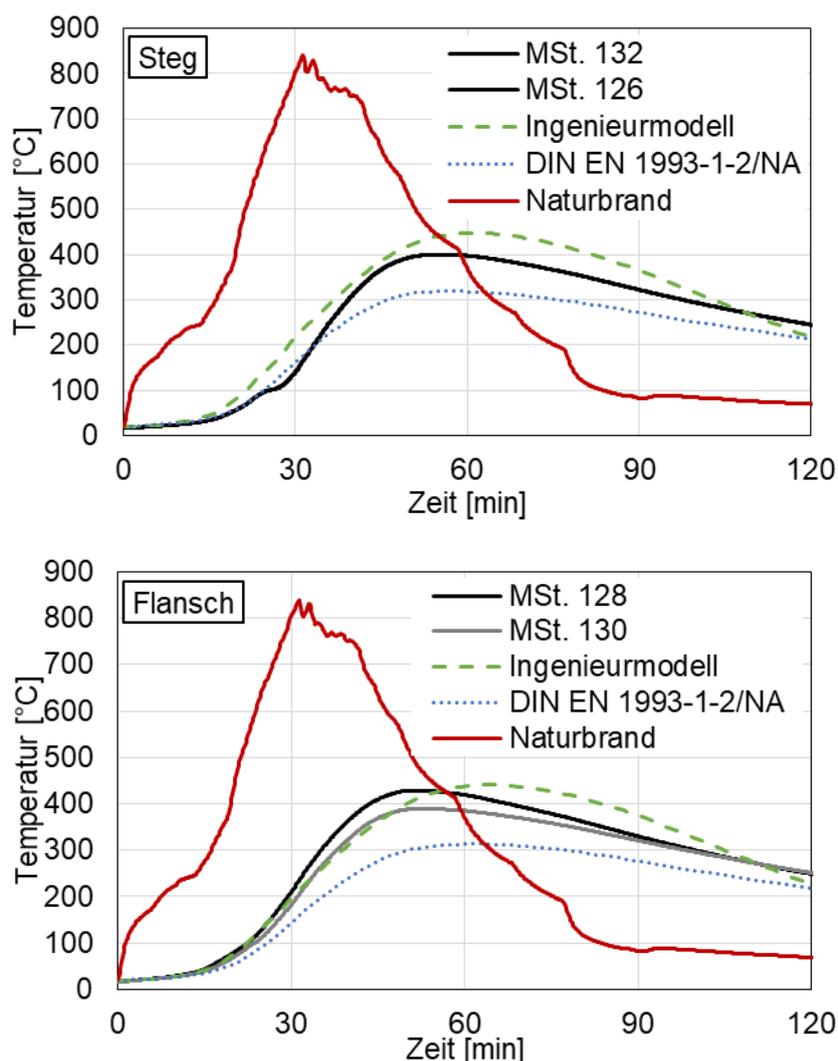


Abbildung 6-14: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Brandschutzputz) der Stahlbautemperaturen am Steg (oben) und an den Flanschen (unten)

Anhand der Ergebnisse ist sichtbar, dass die Simulationsergebnisse eine hinreichend gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen aufweisen. Zusätzlich ist ersichtlich, dass eine temperaturabhängige Formulierung der thermischen Materialkennwerte in der Abkühl- und Aufheizphase zu deutlich realistischeren Ergebnissen führt als das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten. Die in DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] bereitgestellten konstanten Materialkennwerte für Brandschutzputze unterschätzen die realen Bauteiltemperaturen eines mit Brandschutzputz geschützten Stahlbauteil. Die Simulationsergebnisse mit temperaturabhängigen Materialkennwerten liefern hingegen weitestgehend konservative Ergebnisse. In der Aufheizphase werden die Stegtemperaturen (Abbildung 6-14 (oben)) im Ingenieurmodell sehr gut berechnet. Bis zur 60. Minute folgt die berechnete Flanschttemperatur der Simulation dem experimentell ermittelten Verlauf der Messstelle MSt. 130. Die Messstelle MSt. 128 wird hingegen bis zu  $\Delta T = 20 - 40 \text{ }^\circ\text{C}$  unterschätzt. Ab der

60. Minute liefert das Ingenieurmodell konservative Simulationsergebnisse, die die realen Stegtemperaturen des Großversuches um bis zu  $\Delta T = 60\text{ °C}$  überschätzen. Die Simulationsergebnisse für die Flanschttemperaturen (Abbildung 6-14(unten)) zeigen, dass das Ingenieurmodell auf der sicheren Seite liegend die realen Flanschttemperaturen realitätsnah berechnen kann. Die berechneten Flanschttemperaturen überschätzen die realen Flanschttemperaturen bis zu  $\Delta T = 50 - 60\text{ °C}$ . Das kurzfristig bei  $30\text{ °C}$  ausgebildete Plateau im realen Temperaturverlauf der Flansche bilden die Simulationsergebnisse nicht ab.

Neben den unbelasteten Stahlprofilen unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung wurden auch belastete Stahlprofile mit Brandschutzputz unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung simuliert. Die Simulationsergebnisse im Vergleich zu den experimentellen Daten für ein belastetes Stahlbauteil mit Brandschutzputz ( $d = 15\text{ mm}$ , profilfolgend) unter dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung zeigt Abbildung 6-15. Es werden die experimentellen Stahl- und Flanschttemperaturen mit den simulierten Stahltemperaturen des Ingenieurmodells verglichen. Ferner wird das Simulationsergebnis mit konstanten Materialkennwerten für Brandschutzputze nach DIN EN 1993 -1 -2/NA (2010) [7] gezeigt.

Die Ergebnisse in Abbildung 6-15 zeigen, dass bei einer dreiseitigen Naturbrandbeanspruchung und Berücksichtigung temperaturabhängiger Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase realistische Stahlbautemperaturen berechnet werden können. Die Simulation mit konstanten Materialkennwerten für Brandschutzputz nach DIN EN 1993-1-2/NA (2010) [7] erzielt deutlich geringe Stahltemperaturen, die im Vergleich zu den realen Messdaten auf der unsicheren Seite liegen. Die Simulationsergebnisse mit temperaturabhängigen Materialkennwerten zeigen bei den Oberflanschttemperaturen (Abbildung 6-15 (unten)) eine sehr gute Übereinstimmung mit den realen Messdaten aus dem Großbrandversuch. Für die Unterflanschttemperaturen (Abbildung 6-15 (Mitte)) überschätzt das Ingenieurmodell die realen Messdaten bis zu  $\Delta T = 160\text{ °C}$ . Das Ingenieurmodell liegt somit für die Unterflanschttemperaturen deutlich auf der sicheren Seite. Der reale Temperaturverlauf der Unterflansche kann jedoch im Modell nur teilweise abgebildet werden. Ab der  $90\text{ °Minute}$  sinken die Simulationsergebnisse der Unterflanschttemperaturen unterhalb der realen Messwerte. Die Temperaturen werden dabei bis zu  $\Delta T = 35\text{ °C}$  unterschätzt. Die Simulationsergebnisse für den Steg passen bis zur  $50\text{ Minute}$  gut mit den Messergebnissen aus MSt. 221 überein (vgl. Abbildung 6-15 (oben)). Ansonsten unterschätzen die Simulationsergebnisse die realen Stegtemperaturen um bis zu  $\Delta T = 90\text{ °C}$ . Erst ab der  $50.\text{ Minute}$  liegen die Simulationsergebnisse für die Stegtemperaturen auf der sicheren Seite, wobei die Simulationsergebnisse die realen Messdaten um bis zu  $\Delta T = 60\text{ °C}$  überschätzen.

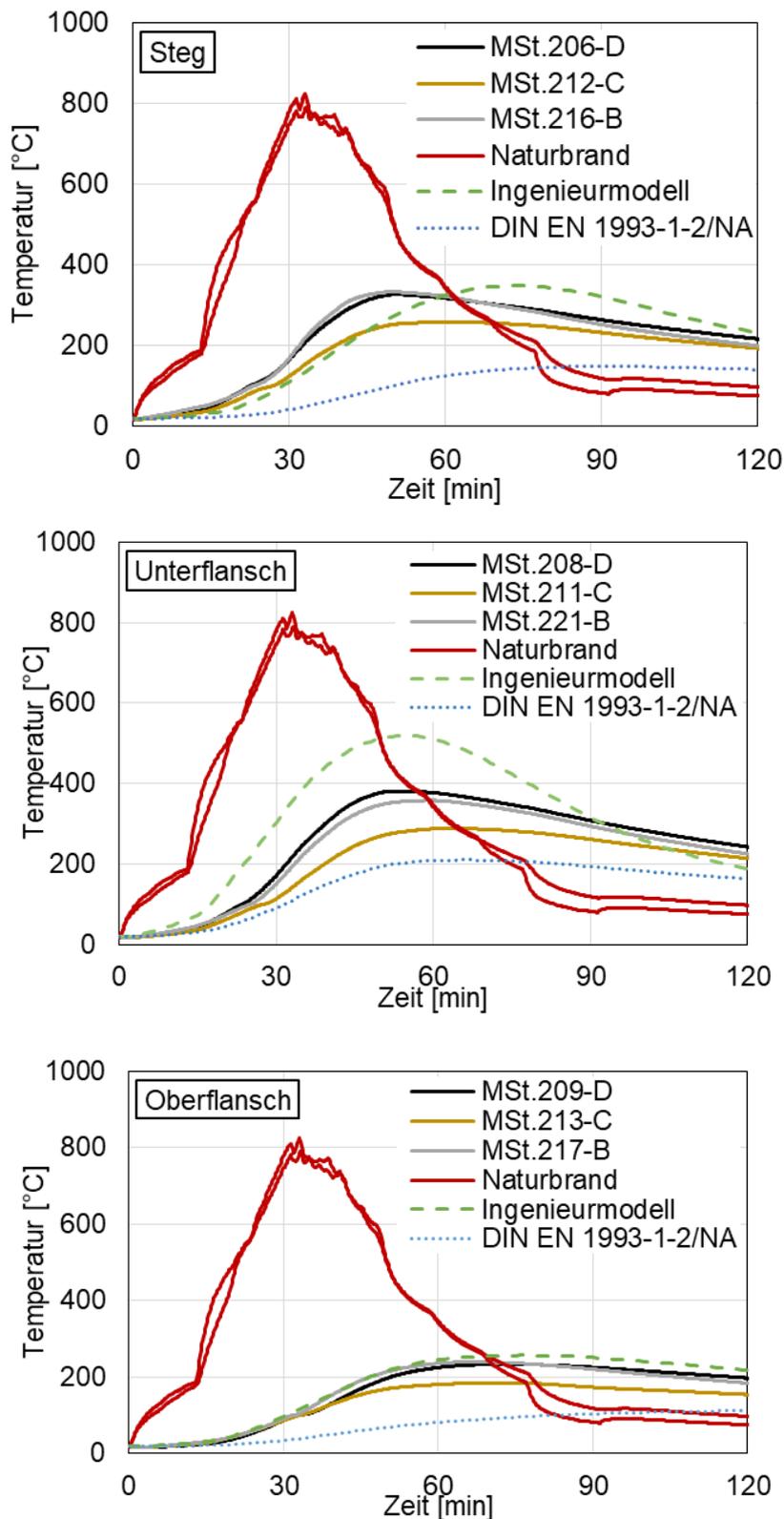


Abbildung 6-15: Vergleichende Darstellung der Simulationsergebnisse und den experimentellen Versuchsdaten (Stahlprofil HEA 240 mit 15 mm Brandschutzputz, dreiseitiger Naturbrand) der Stahlbautemperaturen am Steg (Oben), am Unterflansch (Mitte) und am Oberflansch (Unten) eines mit Brandschutzputz geschützten Stahlträgers

Im Gesamten kann jedoch eine realitätsnahe Berechnung der Stahltemperaturen mit dem Ingenieurmodell des mit Brandschutzputz geschützten Stahlbauteils erzielt werden.

### Einfluss der temperaturabhängigen Rohdichte

Um den Einfluss der temperaturabhängigen Rohdichte, der mittels thermogravimetrischer Analysen und dem Cone Calorimeter bestimmt worden ist, zu ermitteln, wurden beide temperaturabhängigen Verläufe für  $\rho$  implementiert. Exemplarisch wurden die Stahlstützenabschnitte HEA 240 mit 15 mm Gipsfaserplatte und 20 mm Calciumsilikatplatte unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung im FE-Modell sowohl mit den TGA-Messwerten als auch den Messwerten für  $\rho$  der Cone Versuche simuliert. Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit und die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität wurden gemäß den entwickelten thermischen Materialkennwerten der betrachteten Brandschutzplattenbekleidungen aus Kapitel 6.2.1 angesetzt. In der folgenden Abbildung werden die Simulationsergebnisse mit den unterschiedlichen temperaturabhängigen Werten für  $\rho$  dargestellt. Der Vergleich der simulierten Stahltemperaturen am Steg zeigt Abbildung 6-16.

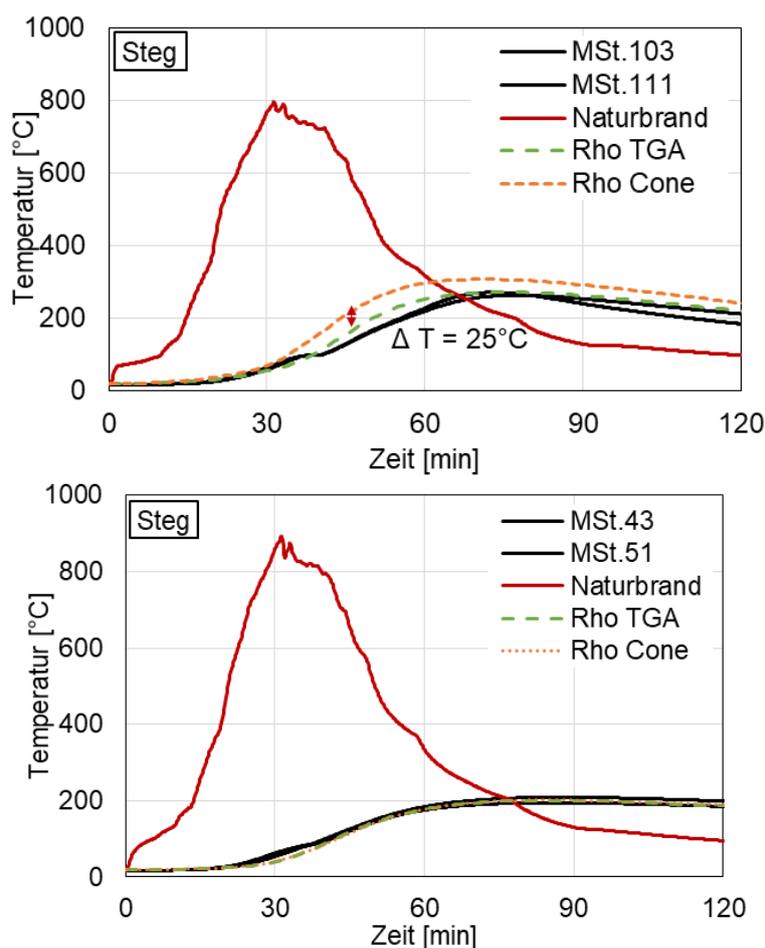


Abbildung 6-16: Simulationsergebnisse mit verschiedenen Ansätzen für  $\rho(\Theta)$  am Beispiel eines Stahlprofils HEA 240 mit 15 mm Gipsfaserplatte (oben) und 20 mm Calciumsilikatplatte (unten) unter vierseitiger Naturbrandbeanspruchung

---

Bei der Anwendung des FE-Modells eines geschützten Stahlbauteils mit einer 15 mm Gipsfaserplatte zeigt sich, dass eine Annahme der temperaturabhängigen Rohdichte gemäß den Cone Versuchen zu höheren Temperaturen im geschützten Stahlprofil führt. Entsprechend der Messergebnisse, die von einem höheren Massenverlust respektive einer höheren Abnahme der Rohdichte ausgehen, werden konservative Stahltemperaturen in der Simulation berechnet. Im FE-Modell eines geschützten Stahlbauteils (HEA 240) mit einer 20 mm dicken Calciumsilikatplatte zeigt sich keine Veränderung der berechneten Stegtemperaturen für die verschiedenen temperaturabhängigen Verläufe von  $\rho$ .

### 6.4.3 Reaktive Brandschutzsysteme

Für die Validierung der thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems wurden zweidimensionale, thermomechanisch gekoppelte Analysen im Finite-Elemente Programm Abaqus durchgeführt. Ziel der Simulationen war es, die Gültigkeit der im Labormaßstab ermittelten Materialkennwerte in realmaßstäblichen Naturbrandversuchen zu bewerten und damit Schlussfolgerungen hinsichtlich der Eignung der Prüfverfahren für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte für Naturbrände zu ziehen.

Im Folgenden sind die Ergebnisse der Simulationen in Form von Temperaturfelder und Temperaturzeitkurven für den unbelasteten Träger und die unbelastete Stütze dargestellt.

#### Unbelasteter Träger

Um die Temperaturentwicklung innerhalb des Trägers und des reaktiven Brandschutzsystems bewerten zu können, werden in Abbildung 6-17 Temperaturfelder des Querschnitts zu unterschiedlichen Zeitpunkten des simulierten Naturbrandes dargestellt.

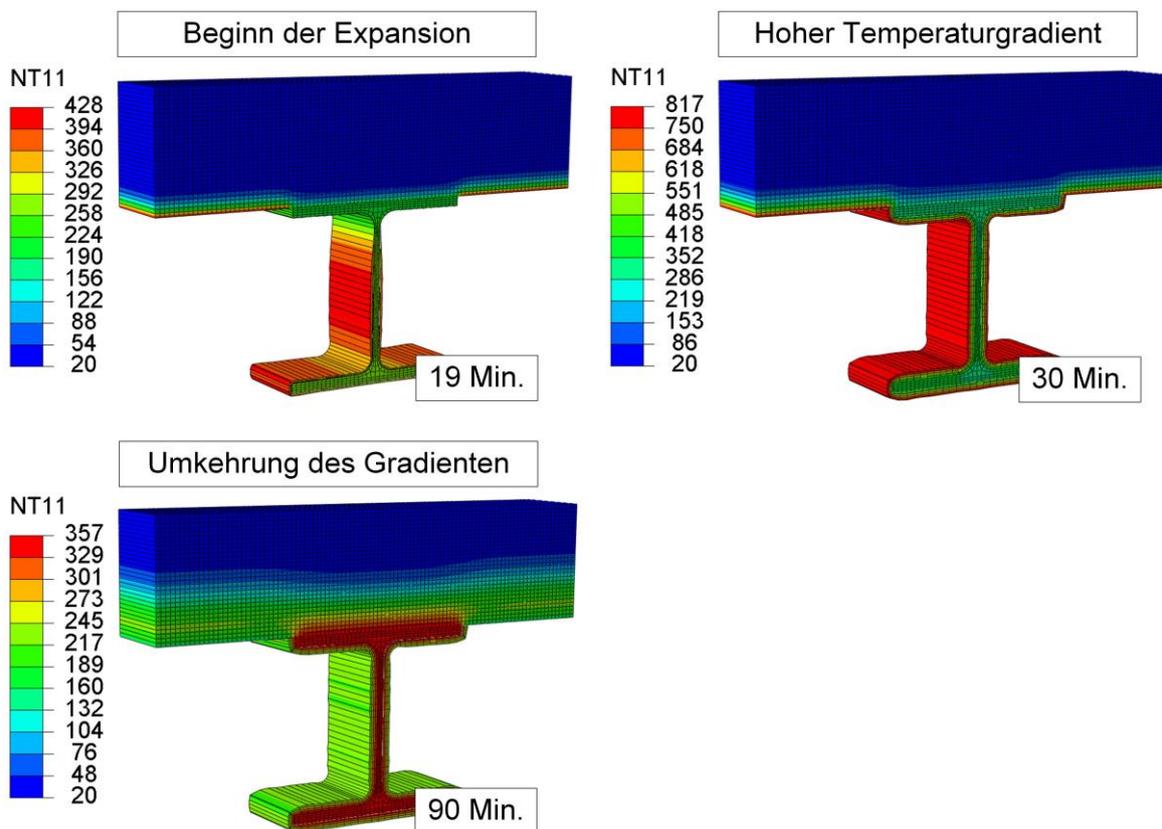


Abbildung 6-17: Temperaturfelder des unbelasteten Trägers (HE240A) mit einer Trockenschichtdicke von 350  $\mu\text{m}$  zu unterschiedlichen Zeitpunkten des Naturbrandes

Die Expansion des wasserbasierten Brandschutzsystems setzt nach ca. 19 Minuten ein. Da der Steg und die Kanten des Unterflansches zu diesem Zeitpunkt die heißesten Punkte des

Querschnitts darstellen, findet hier die Expansion als Erstes statt. Während die Stahltemperatur ca. 250 °C beträgt, liegt die Oberflächentemperatur des Brandschutzsystems bei ca. 430 °C. Mit weiterem Fortschritt der Simulation wird das reaktive Brandschutzsystem höheren Temperaturen ausgesetzt, sodass nach 30 Minuten ca. 820 °C an der beflamten Oberfläche des Brandschutzsystems erreicht werden. Da die Schaumschichtdicke des Brandschutzsystems zu diesem Zeitpunkt ihren Maximalwert erreicht, stellt sich innerhalb der Schicht ein hoher Temperaturgradient ein. Die thermische Schutzwirkung des reaktiven Brandschutzsystems führt in diesem Zeitpunkt zu einer Temperatur von ca. 330 °C im Oberflansch und ca. 360 °C im Steg. Die Unterschiede zwischen den Temperaturen ergeben sich dabei aus der dreiseitigen Beflammung sowie der thermischen Interaktion des Oberflansches mit der Porenbetonplatte.

Nachdem die Abkühlphase des Naturbrandes nach ca. 31 Minuten einsetzt, bleibt die expandierte Schichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems konstant. Dadurch fungiert das Brandschutzsystem in der Abkühlphase als eine Art thermische Barriere und hindert den Träger vor einer schnellen Abkühlung. Hierdurch bildet sich ein umgekehrter Temperaturgradient innerhalb des Querschnitts aus, sodass sich die maximale Querschnittstemperatur innerhalb des Stahlprofils einstellt (vgl. Abbildung 6-17). Nach 90 Minuten und einer Abkühlphase von nahezu 60 Minuten beträgt die Stahltemperatur noch ca. 345 °C.

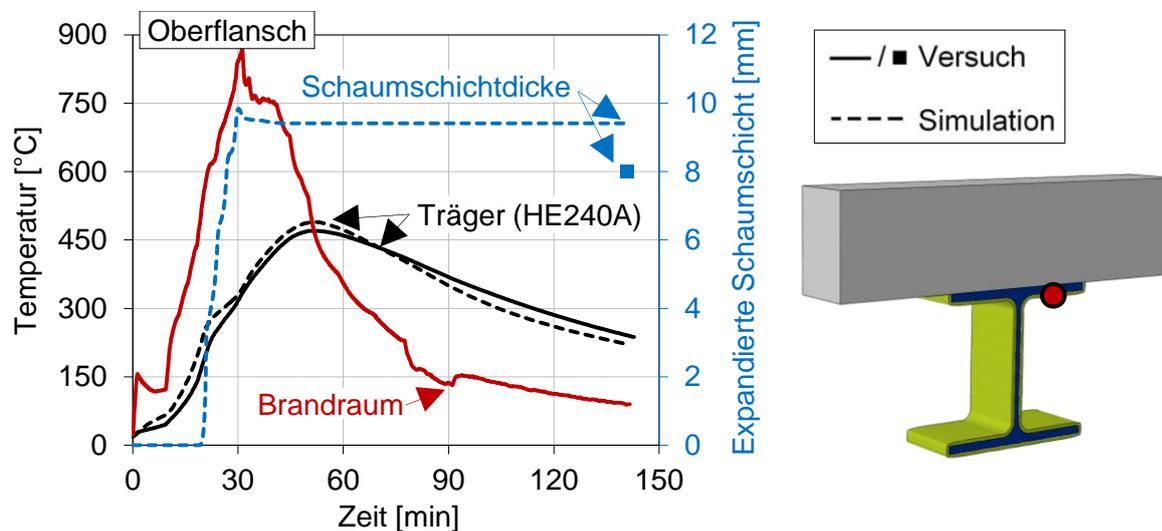


Abbildung 6-18: Vergleich der Oberflanschttemperaturen des unbelasteten Trägers sowie der expandierten Schaumschichtdicken aus Versuch und Simulation

Für die Bewertung der Simulationsergebnisse werden in Abbildung 6-18 die Oberflanschttemperaturen und in Abbildung 6-19 die Stegtemperaturen den Versuchsergebnisse gegenübergestellt. Darüber hinaus findet in den Diagrammen ein Vergleich der expandierten Schaumschichtdicken statt. Während für die Simulation der gesamte Verlauf der Schichtdi-

ckenentwicklung dargestellt werden kann, wird für die Versuche lediglich der Endwert der Schichtdicke dargestellt, der im Nachgang zu der Versuchsdurchführung ermittelt wurde. Sowohl für die Oberflansch- als auch für die Stegtemperaturen liegt zwischen den Simulations- und den Versuchsergebnissen eine sehr gute Übereinstimmung vor. Die maximale Oberflanschttemperatur, die sich nach ca. 51 Minuten einstellt, wird durch die Simulation geringfügig überschritten. Die Temperaturentwicklung innerhalb des Stegs wird hingegen leicht unterschätzt. Nichtsdestotrotz stimmt in beiden Fällen der Zeitpunkt des Expansionsbeginns mit der Änderung des Temperaturverlaufs sehr gut überein. Die Temperaturänderung infolge Expansion ist innerhalb der Simulationen dabei etwas stärker ausgeprägt als im Versuch (vgl. Abbildung 6-18 und Abbildung 6-19).

Durch die dreiseitige Beflammung des Querschnitts bedingt, stellt sich innerhalb des Stahlprofils ein Temperaturgradient ein (vgl. Maximaltemperaturen zwischen Oberflansch und Steg). Dieser Temperaturgradient bewirkt eine ungleichmäßige Entwicklung des Brandschutzsystems, sodass sich am Steg höhere Schaumschichtdicken entwickeln als an Oberflansch. Zwar ist dieser Effekt im Versuch deutlich stärker ausgeprägt, aber auch in der Simulation ergeben sich am Oberflansch und am Steg unterschiedliche Schaumschichtdicken. Durch die Simulation wird die Dicke des Brandschutzsystems am Oberflansch geringfügig überschätzt und am Steg geringfügig unterschätzt.

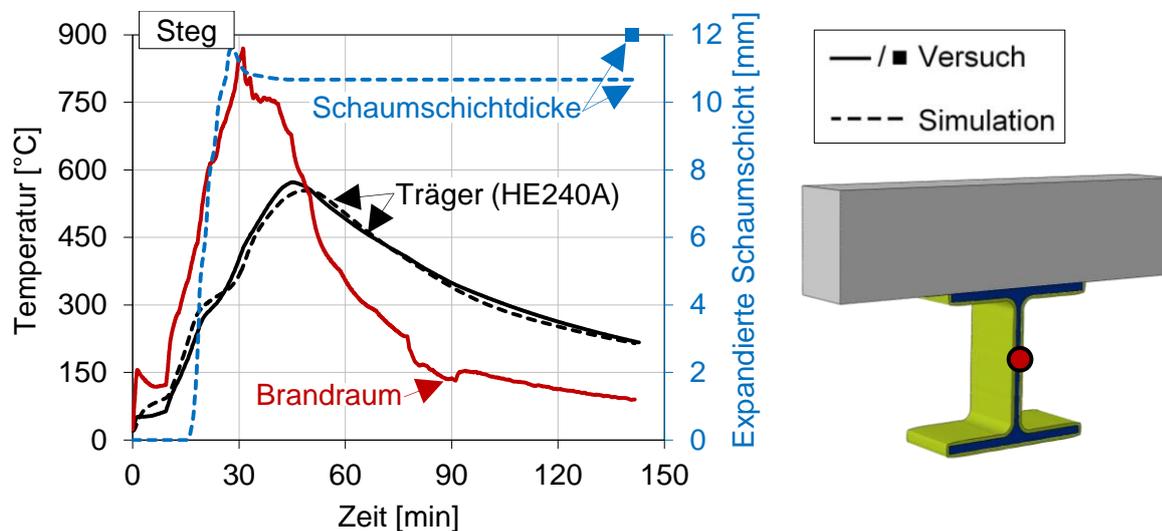


Abbildung 6-19: Vergleich der Stegtemperaturen des unbelasteten Trägers sowie der expandierten Schaumschichtdicken aus Versuch und Simulation

Die gute Übereinstimmung zwischen den Simulations- und Versuchsergebnissen zeigt insgesamt, dass die thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems, die im Labormaßstab ermittelt wurden, dazu geeignet sind, um das Erwärmungsverhalten des unbelasteten Trägers im Falle des untersuchten Naturbrandes zu beschreiben.

### Unbelasteter Stützenabschnitt

In Analogie zum unbelasteten Trägerabschnitt lässt sich die Temperaturentwicklung innerhalb des vierseitig beflamten Stützenabschnitts mithilfe von Temperaturfeldern beschreiben (vgl. Abbildung 6-20). So wird die Expansion des Brandschutzsystems nach ca. 21 Minuten am Steg des Stützenprofils eingeleitet und setzt sich bis zur 30. Minute fort. Hierbei entsteht zwischen der beflamten Oberfläche des Brandschutzsystems und dem Stahlprofil ein Temperaturunterschied von 460 °C, wobei die Temperatur des Stützenprofils 337 °C beträgt. Trotz der geringen Trockenschichtdicke von 360 µm ist das wasserbasierte Brandschutzsysteme in der Lage das Stahlprofil vor einer direkten Erwärmung durch die Naturbrandkurve zu schützen.

Sobald die Brandraumtemperatur die Temperatur des unbelasteten Stützenabschnitts unterschreitet, kehrt sich der Temperaturgradient innerhalb des reaktiven Brandschutzsystems um. Dieser Zustand tritt nach ca. 46 Minuten ein und verstärkt sich mit dem Fortlauf der Simulation. Nach 90 Minuten beträgt die Stahltemperatur ca. 210 °C, während die beflamte Oberfläche des Brandschutzsystems noch eine Temperatur von 350 °C aufweist (vgl. Abbildung 6-20).

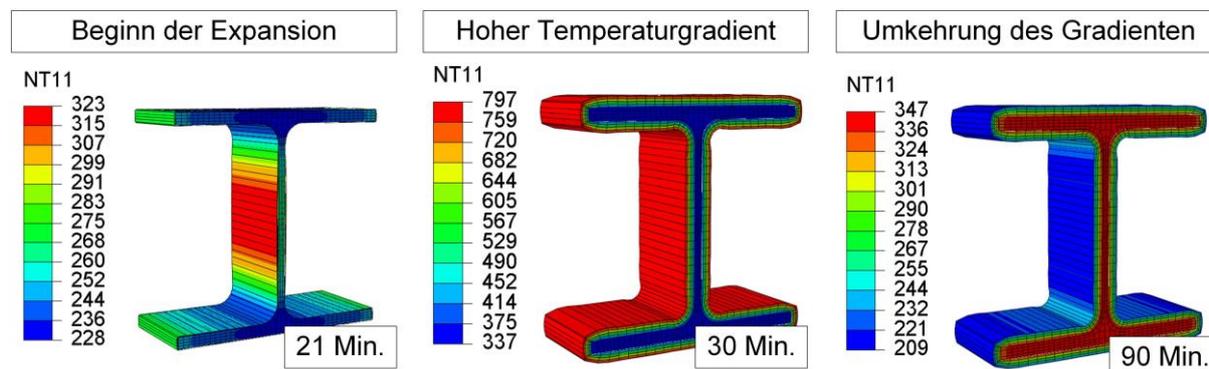


Abbildung 6-20: Temperaturfelder des beschichteten Stützenabschnitts (HE240A) mit einer Trockenschichtdicke von 360 µm zu unterschiedlichen Zeitpunkten des Naturbrandes

Der Vergleich der simulierten Querschnittstemperaturen mit den im Großbrandversuch gemessenen Stahltemperaturen zeigt auch für den unbelasteten Stützenabschnitt, dass die thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems dafür geeignet sind, um das Erwärmungs- und Abkühlverhalten einer vierseitig beflamten Stütze bei Naturbrandeinwirkungen zu beschreiben (vgl. Abbildung 6-21 und Abbildung 6-22). Während die simulierte Stegtemperatur des Stützenabschnitts sehr gut mit den Versuchsergebnissen übereinstimmt, wird die maximale Temperatur im Flansch durch die Simulation um ca. 40 °C unterschätzt. Der Temperaturverlauf in der Abkühlphase wird hingegen sehr gut durch die Simulation abgebildet.

Ähnlich wie beim unbelasteten Trägerabschnitt stimmt der Zeitpunkt der Expansion mit dem Zeitpunkt der gemessenen Temperaturänderung innerhalb des Stützenprofils infolge der thermischen Schutzwirkung des Brandschutzsystems sehr gut überein. Somit wird die thermische Aktivierung des reaktiven Brandschutzsystems auch im Falle des vierseitig beflamnten Stützenprofils realitätsnah in der Simulation abgebildet.

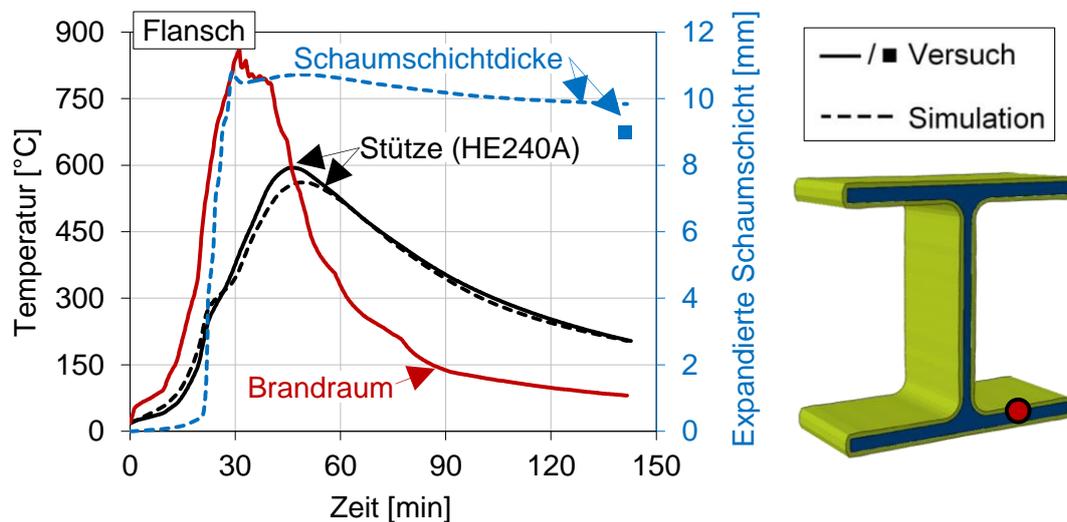


Abbildung 6-21: Vergleich der Flanschttemperaturen des beschichteten Stützenabschnitts sowie der expandierten Schaumschichtdicken aus Versuch und Simulation

Die Schaumschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems, die sich infolge der Expansion ausbildet, weicht in der Simulation geringfügig von den gemessenen Mittelwerten aus dem Versuch ab. Während die Endschichtdicke des Brandschutzsystems durch die numerische Simulation im Flansch mit ca. 0,8 mm überschätzt wird, findet im Stegbereich eine geringfügige Unterschätzung der Schaumschichtdicke statt (vgl. Abbildung 6-21 und Abbildung 6-22). Hier beträgt der Unterschied zwischen dem Versuch und der Simulation ca. 1,2 mm.

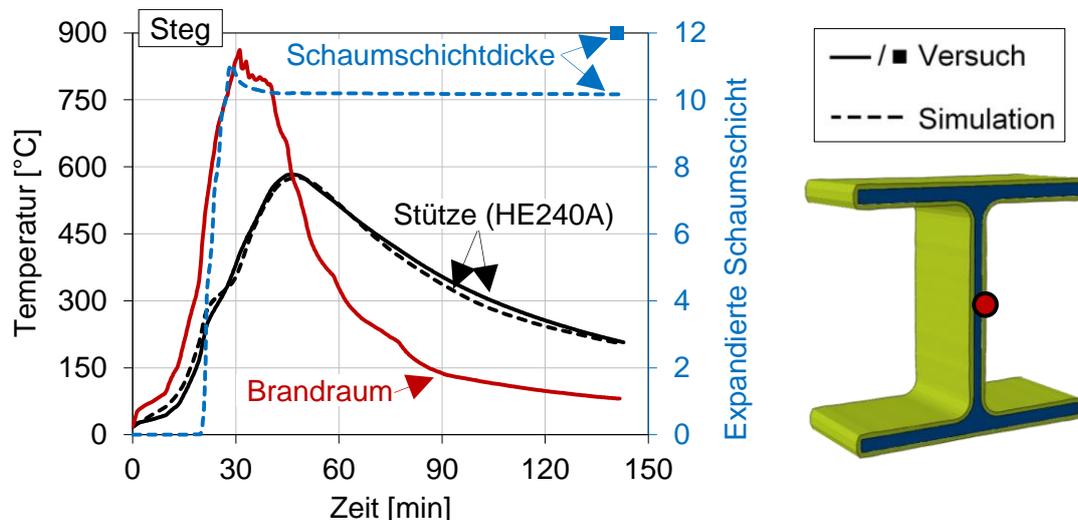
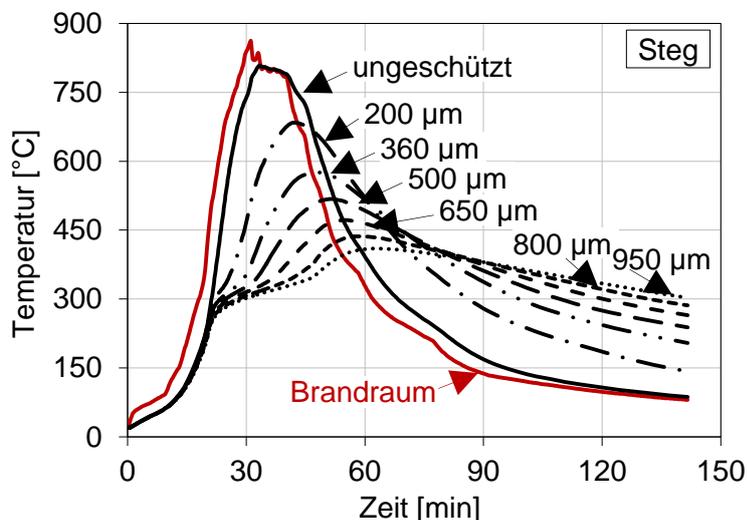


Abbildung 6-22: Vergleich der Stegtemperaturen des beschichteten Stützenabschnitts sowie der expandierten Schaumschichtdicken aus Versuch und Simulation

Trotz der vorliegenden Unterschiede in den expandierten Schaumschichten werden die gemessenen Querschnittstemperaturen des unbelasteten Stützenabschnitts anhand der durchgeführten Simulation sehr gut angenähert. Die thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems, die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ermittelt wurden, eignen sich daher sehr gut, um die thermische Schutzwirkung des Brandschutzsystems infolge eines Naturbrandes zu beschreiben. Gleichzeitig bedeuten diese Ergebnisse auch, dass die für die Ermittlung der thermischen Materialkennwerte verwendeten Prüfverfahren als geeignet eingestuft werden können, um die Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen für Naturbrandeinwirkungen zu bestimmen.

Da die im Labormaßstab ermittelten, thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems anhand des Vergleichs mit Versuchsergebnissen validiert werden konnten, wurden zusätzliche Simulationen für den unbelasteten Stützenabschnitt durchgeführt. Im Rahmen dieser Simulationen wurde die Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems variiert. Neben dem Grenzwert eines ungeschützten Profils wurden Trockenschichtdicken zwischen 200 und 950  $\mu\text{m}$  definiert. Ziel der Untersuchungen war es, den Einfluss der Trockenschichtdicke auf das Erwärmungsverhalten des vierseitig beflamnten Stützenprofils infolge des untersuchten Naturbrandes zu quantifizieren.



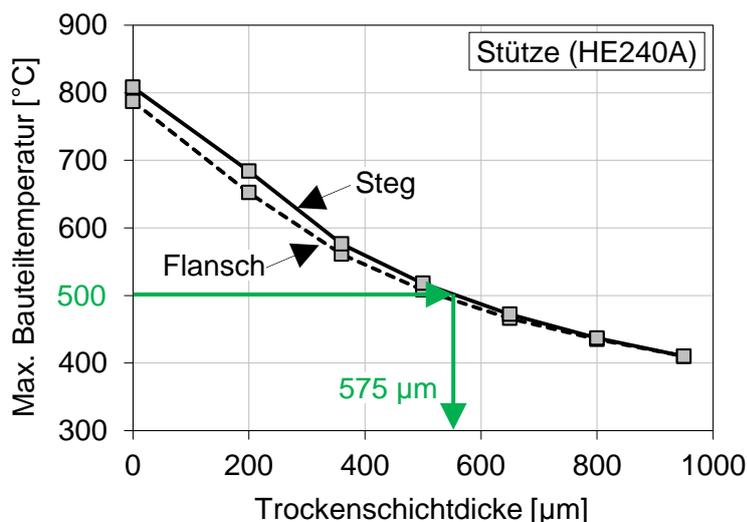
#### Variation der Trockenschichtdicke (TSD):

Zusätzlich zu der Variation der TSD wird als Grenzwert ein ungeschütztes Stahlprofil untersucht. Hierfür wird innerhalb der Simulationen der Emissionsgrad von  $\epsilon = 0,8$  zu  $\epsilon = 0,7$  gesetzt.

*Abbildung 6-23: Simulierte Temperaturentwicklung innerhalb des beschichteten Stützenabschnittes in Abhängigkeit unterschiedlicher Trockenschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems*

Die Ergebnisse der durchgeführten Simulationen sind in Form von Temperaturzeitkurven in Abbildung 6-23 dokumentiert. Anhand der Kurven lässt sich eindrucksvoll verdeutlichen, dass die Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems sowohl die Temperaturentwicklung in der Aufheiz- als auch in der Abkühlphase signifikant beeinflusst. Mit zunehmender Trockenschichtdicke treten die maximalen Querschnittstemperaturen zu einem

späteren Zeitpunkt auf. Höhere Trockenschichtdicken verlangsamen damit sowohl die Erwärmung als auch die Abkühlung des Profils. Im Umkehrschluss findet die Erwärmung und Abkühlung des ungeschützten Profils nahezu deckungsgleich mit der Brandraumtemperatur statt. Trotz der geringen Trockenschichtdicken ist das wasserbasierte Brandschutzsystem in der Lage die Erwärmung des vierseitig beflamnten Stützenprofils infolge des untersuchten Naturbrandes signifikant zu reduzieren. So führt eine Trockenschichtdicke von 950  $\mu\text{m}$  bereits zu einer Reduktion der maximalen Querschnittstemperatur von ca. 400  $^{\circ}\text{C}$  gegenüber dem ungeschützten Fall (vgl. Abbildung 6-24).



Maximale Stegtemperatur infolge des Naturbrandes:

- ungeschützt: 808  $^{\circ}\text{C}$
- 200  $\mu\text{m}$ : 684  $^{\circ}\text{C}$
- 360  $\mu\text{m}$ : 576  $^{\circ}\text{C}$
- 500  $\mu\text{m}$ : 518  $^{\circ}\text{C}$
- 650  $\mu\text{m}$ : 472  $^{\circ}\text{C}$
- 800  $\mu\text{m}$ : 437  $^{\circ}\text{C}$
- 950  $\mu\text{m}$ : 410  $^{\circ}\text{C}$

Abbildung 6-24: Mithilfe der Simulationen berechneter Zusammenhang zwischen den maximalen Bauteiltemperaturen (vierseitig beflamntes HE240A-Profil) und den Trockenschichtdicken des wasserbasierten Brandschutzsystems infolge des Naturbrandes

Mithilfe der durchgeführten Simulationen lässt sich für das Stützenprofil ein Zusammenhang zwischen der Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems und der maximalen Bauteiltemperatur ermittelt, die sich infolge des Naturbrandes einstellt. Dieser Zusammenhang kann dazu genutzt werden, um in Abhängigkeit einer festgelegten Bemessungstemperatur die Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems für den untersuchten Naturbrand zu dimensionieren. In Abbildung 6-24 erfolgt dies beispielsweise für eine Bemessungstemperatur des HE240A-Profiles von 500  $^{\circ}\text{C}$ . Die Trockenschichtdicke des wasserbasierten Brandschutzsystems ergibt sich dabei zu ca. 575  $\mu\text{m}$ .

Dieser Ansatz eröffnet dem Berechnungsingenieur die Möglichkeit anhand von wenigen Berechnungen eine querschnitts-, produkt- sowie naturbrandspezifische Dimensionierung der Trockenschichtdicke des reaktiven Brandschutzsystems vorzunehmen. Voraussetzung hierfür ist jedoch eine korrekte Ermittlung der thermischen Materialkennwerte sowie die fachgerechte Validierung des Simulationsmodells an zumindest einem Naturbrandversuch.

## 6.5 Zusammenfassung

Die entwickelten FE-Modelle ermöglichen eine Berechnung von Bauteiltemperaturen geschützter Stahlbauteile unter Naturbrand. Es können sowohl kastenförmige bekleidete Stahlprofile als auch profilfolgend geschützte Stahlbauteile unter vier- und dreiseitiger Naturbrandbeanspruchung simuliert werden. Anhand der experimentellen Versuchsdaten des Großbrandversuches wurden die FE-Modelle validiert. Der Vergleich der Simulationsergebnisse und der experimentellen Versuchsergebnisse zeigt, dass die FE-Modelle hinreichend genau sind, um die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien realitätsnah zu berechnen.

Die, dem Ingenieurmodell zugrunde liegenden, temperaturabhängigen Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlrate wurden aus von den experimentellen Daten der thermoanalytischen Untersuchungen abgeleitet. Die Anwendung der thermischen Materialgesetze des Ingenieurmodells können auf vergleichbare Brandschutzmaterialien übertragen werden. Die numerischen Modelle berücksichtigen für die plattenförmigen und putzhaltigen Brandschutzmaterialien zudem Effekte die unter einer Naturbrandbeanspruchung eintreten können. Die im Großbrandversuch detektierte thermisch induzierte Rissbildung wurde vereinfacht durch eine Erhöhung der Wärmeleitfähigkeiten erfasst. Bei gipsbasierten Brandschutzplatten sind zusätzlich das Aufreißen der Stoßfugen als Effekt unter Naturbrand und Lasteinleitung aufgetreten, die im Ingenieurmodell durch die Modifizierung der thermischen Materialkennwerte abgebildet wurde. Die Leistungsfähigkeit der thermischen Schutzwirkung der betrachteten Bekleidungsmaterialien ist u.a. auf einen hohen Anteil chemisch gebundenen Wassers zurückzuführen. Die Feuchtetransporte in den betrachteten Brandschutzmaterialien sind implizit in den temperaturabhängigen Verläufen der Materialeigenschaften enthalten. Eine gekoppelte Betrachtung von Wärme und Feuchte wurde innerhalb des Ingenieurmodells nicht vorgenommen.

Im Falle des reaktiven Brandschutzsystems wurde das Expansionsverhalten explizit im Rahmen der Simulationen modelliert. Hierfür wurde eine User Subroutinen implementiert, die sowohl das heizratenabhängige Expansionsverhalten beschreibt als auch eine Unterscheidung der thermischen Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase berücksichtigt. Für die Validierung der Simulationsmodelle wurde sich bewusst dazu entschieden die Simulationsergebnisse nur mit den Ergebnissen der unbelasteten Versuchskörper aus dem Großbrandversuch zu vergleichen, da eine ausgeprägte Rissbildung in der expandierten Schammschicht des reaktiven Brandschutzsystems bisher nicht ausreichend zuverlässig modelliert werden kann.

---

Mit der Ableitung der thermischen Materialkennwerte des wasserbasierten Brandschutzsystems aus den experimentellen Untersuchungen konnte eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den simulierten und gemessenen Bauteiltemperaturen sowie den expandierten Schaumschichtdicken des Brandschutzsystems erzielt werden. Daher wurde mit dem validierten Modell der vierseitig beflamnten Stütze im Anschluss eine Parameterstudie durchgeführt, in der die Trockenschichtdicke des Brandschutzsystems variiert wurde. Auf diese Weise konnte eine Bemessungskurve für die Trockenschichtdicke in Abhängigkeit der Bemessungstemperatur des Querschnitts ermittelt werden. Diese gilt zwar nur für das untersuchte reaktive Brandschutzsystem und den im Rahmen des Forschungsprojektes untersuchten Naturbrand, mit dem entwickelten Simulationsmodell ist jedoch eine Möglichkeit geschaffen worden, um auch für andere Produkte und Naturbrände Bemessungskurven für die Dimensionierung der Trockenschichtdicke von reaktiven Brandschutzsystemen vorzunehmen.

Die entwickelten Ingenieurmodelle mit den thermischen Materialkennwerten für die Aufheiz- und Abkühlphase können für eine Berechnung von Stahlbauteilen mit verschiedenen Brandschutzmaterialien mit vergleichbaren thermischen Materialeigenschaften unter Naturbrandbeanspruchung mit vergleichbaren Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten angewendet werden. Eine realistische Berechnung der thermischen Schutzwirkung von verschiedenen Brandschutzmaterialien ist mit den vorgestellten FE-Modellen möglich.

## 7 Empfehlungen für Prüfverfahren

### 7.1 Einleitung

Die Notwendigkeit von einheitlichen und definierten Prüfverfahren zur Ermittlung der thermischen Materialkennwerte der betrachteten Brandschutzmaterialien resultiert aus den Ergebnissen der Literaturstudie (Kapitel 2), in der die bereits existierenden thermoanalytischen Untersuchungen und Messdaten verschiedener wissenschaftlicher Betrachtungen bestimmt und zusammengetragen wurden. Die Ergebnisse der Datenanalyse zeigen, dass unterschiedliche Verfahren und Randbedingungen zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte ihre Anwendung fanden. Demzufolge sind die temperaturabhängigen Kurvenverläufe, die zusammengetragen wurden ggf. nicht vergleichbar. Im Gesamten zeigen sie jedoch eine Tendenz des temperaturabhängigen Verlaufes der thermischen Materialkennwerte auf. Daraus resultiert die Notwendigkeit einer einheitlichen Festlegung von Randbedingungen, Anwendungsgrenzen und Auswertungsprozeduren zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte für verschiedene Brandschutzmaterialien. Im Folgenden werden Empfehlungen für die Anwendung verschiedener Messverfahren und Messmethoden gegeben. Unter Berücksichtigung der Vorgaben soll es möglich sein, wissenschaftlich fundierte und reproduzierbare Messergebnisse für die temperaturabhängigen thermischen Materialkennwerte der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  und der Rohdichte  $\rho$  von Brandschutzmaterialien sowie die Expansion von reaktiven Brandschutzsystemen zu erhalten.

Zur Bestimmung der thermischen Materialkennwerte der betrachteten Brandschutzplatten, Brandschutzputze und reaktiven Brandschutzsystemen wurden im Rahmen der Forschungsarbeit verschiedene thermoanalytische Messverfahren und Messmethoden angewendet. Die verwendeten Messmethoden und Messverfahren können anhand der Messdaten und deren Überführung in thermische Materialkennwerte, die Eingang in die Numerik fanden, bewertet werden. Insbesondere die Genauigkeit der verschiedenen thermoanalytischen Messmethoden kann vom Messgerät, dem untersuchenden Material und dem systematischen Vorgehen des Anwenders abhängen. Über die Varianz (Quotient aus Standardabweichung/Mittelwert) kann die Genauigkeit der gemessenen Materialkennwerte beschrieben werden. Zusätzlich können Referenzmessungen zur Überprüfung herangezogen werden.

Im Folgenden wird anhand der Messdaten und Randbedingungen eine Bewertung der thermoanalytischen Verfahren und Methoden vorgenommen.

## 7.2 Allgemeines

Im Rahmen der Verwendbarkeitsnachweise wird die Leistungsfähigkeit von Brandschutzmaterialien auf der Grundlage der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) bewertet und die Materialien entsprechend klassifiziert. Hierfür werden Brandversuche durchgeführt, bei denen bestimmte Grenztemperaturen in den zu schützenden Stahlbauteilen oder auf den brandabgewandten Seiten raumabschließender Bauteile für eine definierte Feuerwiderstandsdauer eingehalten werden müssen.

Die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführten experimentellen Untersuchungen an platten- und putzhaltigen Brandschutzmaterialien sowie reaktiven Brandschutzsystemen haben gezeigt, dass die Brandschutzmaterialien bei Naturbränden ein unterschiedliches Materialverhalten in der Aufheiz- und Abkühlphase aufweisen, welches je nach Produkt auch von der Aufheiz- bzw. Abkühlrate sowie der Temperatur, bei der die Abkühlphase einsetzt, abhängt. Daher sollte die Leistungsfähigkeit von Brandschutzmaterialien zusätzlich zu der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) in bestimmten Fällen auch für Naturbrände bewertet werden. Nach Auffassung der beteiligten Forschungsstellen müssen für die entsprechenden Brandschutzmaterialien Grenzwerte bzw. Randbedingungen formuliert werden, wann zusätzliche Untersuchungen vorgenommen werden müssen, um das thermische Verhalten der Brandschutzmaterialien bei Naturbränden quantifizieren zu können. Hierbei muss zwischen den einzelnen Materialtypen differenziert werden, da die untersuchten Brandschutzmaterialien unterschiedliche Sensitivitäten hinsichtlich der thermischen Einwirkungen gezeigt haben. Als maßgebende Einflussgröße hat sich dabei weniger die Temperaturzeitkurve als solche gezeigt sondern vielmehr die Aufheiz- und Abkühlphase sowie die zeitliche Ableitung der Temperaturzeitkurve. Daher muss für die Bewertung des heizratenabhängigen, thermischen Verhaltens von Brandschutzmaterialien die Aufheizgeschwindigkeit einer thermischen Einwirkung und dessen maximale Temperatur ebenso wie das Materialverhalten in der Abkühlphase betrachtet werden.

## 7.3 Abgrenzung zu Zulassungsprüfungen

Die im Rahmen des Forschungsvorhabens angewandten sowie neu entwickelten Prüfverfahren für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte von Brandschutzmaterialien werden zurzeit nicht bei der Erwirkung von Verwendbarkeitsnachweisen bzw. Zulassungsprüfungen der Brandschutzmaterialien angewendet. Die vorgestellten Prüfverfahren können somit dazu dienen, im Falle einer von der ETK abweichenden Naturbrandbeanspruchung die Leistungsfähigkeit von Brandschutzmaterialien zu bewerten und die thermischen Materialkennwerte für numerische Simulationen abzuleiten. Die in dem Forschungsvorhaben angewandten und

neu entwickelten Prüfverfahren geben Berechnungsingenieuren und Herstellern von Brandschutzmaterialien die Möglichkeit eine fachgerechte Bewertung der thermischen Schutzwirkung verschiedenartiger Brandschutzmaterialien im Zuge einer Naturbrandbemessung von Stahltragwerken vorzunehmen.

Die Durchführung der Prüfungen sollte bei Materialprüfanstalten oder anerkannten Stellen durchgeführt werden. Da es sich bei den Prüfverfahren zum Teil um neue, noch nicht genormte Untersuchungsmethoden handelt, sollen auch die Materialprüfanstalten mit diesem Forschungsbericht adressiert werden. Die im Forschungsvorhaben entwickelten Prüfverfahren können nach erfolgreicher Erprobung in der Praxis eine Grundlage für eine spätere Erweiterung von Verwendbarkeitsnachweisen für Brandschutzmaterialien auf Naturbrandszenarien sein.

Im Folgenden werden Empfehlungen, Anwendungsgrenzen und Handlungsanweisungen für die Ermittlung der thermischen Materialkennwerte von Brandschutzmaterialien aufgeführt. Hierbei wird zwischen platten- bzw. putzhaltigen Brandschutzmaterialien sowie reaktiven Brandschutzsystemen differenziert.

## **7.4 Brandschutzplatten und Brandschutzputze**

### **7.4.1 Transient Plane Source Method (TPS)**

Für die Messung der Wärmeleitfähigkeit der untersuchten Brandschutzplatten und dem Brandschutzputz ist die genormte Transient Plane Source Methode (TPS) nach DIN EN ISO 22007 - 2 (2015) angewendet worden. Zur Anwendung kam das Hot-Disk-Verfahren, das auf der TPS-Methode basiert. Aufgrund der verwendeten Messapparatur (TPS 2500s, Muffelofen VECSTAR) und den verwendeten Sensoren Mica 4921 und Kapton 8563 (bei Raumtemperatur) waren die Messrandbedingungen auf Temperaturen bis 400 - 500 °C sowie einer Aufheizrate/Abkühlrate von knapp 10 K/min beschränkt.

Aufgrund der verschiedenen Brandschutzmaterialien, die in ihrem Feuchtegehalte, dem Porengehalt (Porengröße, Porenverteilung) und ihrer Materialzusammensetzung variieren, sind große Streubereiche der Wärmeleitfähigkeit ermittelt worden. Für gipshaltige Brandschutzplatten lag der Wertebereich für verschiedene Temperaturen bis zu  $\Delta\lambda = 0,39 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ . Die Varianz der erzielten Messwerte mittels der TPS lag im Bereich von 0,001-0,032 in der Aufheizphase und 0,004-0,024 für die Abkühlphase. Die Wärmeleitfähigkeitsermittlung mittels TPS erzielt bei calciumsilikatbasierten Brandschutzplatten einen Streubereich von bis zu  $\Delta\lambda = 0,71 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ . Die sich ergebene Varianz lag in der Aufheizphase bei 0,0007-0,0353 und in der Abkühlphase bei 0,0001-0,2637. Für perlithaltigen Brandschutzputz lag der Wer-

tebereich für verschiedene Temperaturen bis zu  $\Delta 0,58 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ . Die Varianz der erzielten Messwerte mittels der TPS lag im Bereich von 0,002-0,0359 in der Aufheizphase und 0,001-0,0127 für die Abkühlphase.

Die Messergebnisse der TPS bei Raumtemperaturen erzielten geringere Streuungen als mit steigender Temperatur. Der Einfluss von chemischen und physikalischen Umwandlungsprozessen sowie Materialänderungen mit steigender Temperatur auf die Messwerte der Wärmeleitfähigkeit der TPS sind somit deutlich geworden. Ferner wurde der Einfluss des Feuchtegehaltes der Proben auf die Messwerte der Wärmeleitfähigkeit festgestellt, der eine hohe Streuung der TPS-Messwerte insbesondere bei  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  bewirkte (vgl. Boháč [54]). Aufgrund der großen Streubereiche ist eine Reproduzierbarkeit der Wärmeleitfähigkeit der betrachteten Brandschutzplatten und Brandschutzputzen im Temperaturbereich  $100\text{-}500 \text{ }^\circ\text{C}$  fragwürdig. Bei der Anwendung der TPS-Methode nehmen die chemischen und physikalischen Veränderungen der Brandschutzmaterialien erheblichen Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit. Insbesondere in der Abkühlphase sind deutliche Spannweiten der Streubereiche erzielt worden. Für die Wärmeleitfähigkeitsmessung der Calciumsilikatplatte haben sich in der Abkühlphase deutliche Messschwierigkeiten ergeben. Bei  $450^\circ\text{C}$  in der Abkühlphase sind aus 24 Messwerten nur ein realistischer Messwert ermittelt worden. Die häufigsten Messfehler lagen beim Überschreiten der Probedicke oder der Temperaturdifferenz, die nicht zwischen 2 K und 5 K lag, vor. Insbesondere bei den Calciumsilicatplatten und dem Brandschutzputz, die bei Raumtemperatur eine Wärmeleitfähigkeit  $>0,1 \text{ W}/(\text{mK})$  aufweisen, trat dieser Messfehler häufig auf. Folglich muss für das Messverfahren eine gewisse Anzahl an Messungen vorliegen, um eine fundierte Aussage über die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten zu tätigen.

Des Weiteren ist durch thermochemischen und thermophysikalischen Prozesse ein erhöhter Sensorverschleiß aufgetreten. An den Kontaktstellen der Sensors Mica 4921 zeigten sich deutliche Verfärbungen die auf eine Oxidation der Kontaktflächen durch u.a. Verdampfungsprozesse zurückgeführt wurde. Die blau-grünlichen Verfärbungen (vgl. Abbildung 7-1) können zu einer Verschlechterung der Sensorkontaktstellen führen, die wiederum zur Folge hat, dass die Wärmeleitfähigkeitsmessungen beeinträchtigt werden können. Ferner ist ein hohes Delaminierverhalten der Sensoren aufgetreten (vgl. Abbildung 7-1). Die Funktionalität der Sensoren kann unter Verwendung eines Ohm-Meters geprüft werden. Der Sensorwiderstand sollte  $12 \text{ } \Omega$  aufweisen.

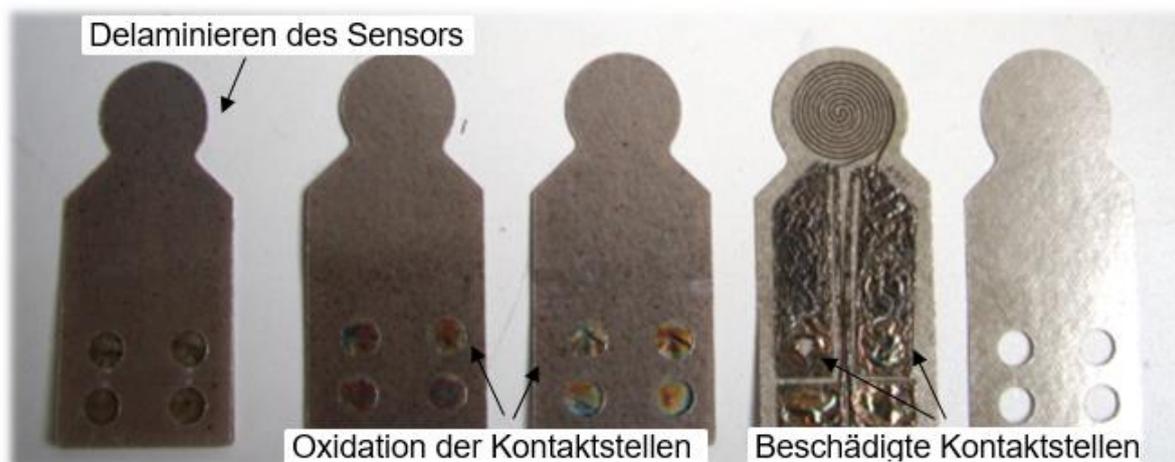


Abbildung 7-1: Sensorverschleiß (Mica 4921) nach Wärmeleitfähigkeitsmessungen bis 500 °C

Aufgrund der im Rahmen des Forschungsvorhaben zur Verfügung stehenden Messapparatur war keine Veränderung der Aufheiz- und Abkühlraten möglich. Aufgrund der Ofensteuerung wurde eine Aufheiz- und Abkühlrate von 10 K/min gewählt. Eine Veränderung der Aufheizrate gegenüber der Abkühlrate war zum Zeitpunkt der Bearbeitung nicht realisierbar. Ferner sind die Wärmeleitfähigkeitsmessungen mittels TPS unter Luftatmosphäre durchgeführt worden, da eine Steuerung der Atmosphäre mit dem verwendeten Ofen Vecstar Ltd. LF 2 SP nicht möglich war. Im Rahmen der Untersuchungen sind die Wärmeleitfähigkeitsmessungen auf Temperaturen < 500 °C begrenzt worden, um den Sensorverschleiß zu minimieren. Um die Wärmeleitfähigkeit auch im Hochtemperaturbereich zu messen, muss ein Ofen verwendet werden, dessen Atmosphäre gesteuert werden kann. Ferner muss laut Hersteller eine interte Atmosphäre im Ofen herrschen, um einen Sensorverschleiß zu reduzieren.

Das Hot Disk Verfahren unter Anwendung der TPS Methode erforderte die Eingabe einer Heizleistung (kW) und Messdauer (s). Für die Wärmeleitfähigkeitsmessungen der untersuchten Brandschutzplatten und -putze lagen keine Eingangswerte vor, sodass zunächst in einem iterativen Prozess die Eingabewerte ermittelt werden mussten. In der Regel waren 2 bis 4 Tastversuche/Versuchsmessungen (je nach Kenntnisstand über die thermischen Materialkennwerte) notwendig. Eine Veränderung der Umgebungstemperaturen ergab einen Einfluss auf die Eingabedaten. Während der TPS-Messungen hat sich ergeben, dass gleichbleibende Eingangswerten im eingestellten Temperaturprogramm zu unterschiedlich guten und verwertbaren Messungen führen können. Während in der Aufheizphase z.T. gute Messwerte erzielt werden, kann in der Abkühlphase die Messungen mit den Eingangswerten zur Überschreitung der Probendicke führen, sodass nicht belastbare Daten entstehen. Für die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit mit steigender Temperatur werden die Eingabedaten als

unveränderlich eingegeben. Die Eingabedaten wurde so gewählt, dass eine Messung der Wärmeleitfähigkeit möglichst nahe an der realen Probendicke liegt, um die thermischen Materialeigenschaften  $\lambda$  des gesamten Bekleidungsmaterials ausreichend zu erfassen. Nach der Bestimmung der Eingabeparameter wurde unter Anwendung des Moduls „Low-Density / Highly Insulation Modul“ eine Messung der Wärmeleitfähigkeit durchgeführt. Die Messungen der Wärmeleitfähigkeit der Brandschutzplatten und des Brandschutzputzes konnte unter Raumtemperaturen mit geringen Messzeiten realisiert werden. Die Wärmeleitfähigkeitsmessungen mit einer Aufheizphase bis 500°C und einer anschließender Abkühlphase dauerten zwischen 2-4 Tage. Die Messdauer resultiert aus der Haltezeit des Ofens zur Stabilisierung der Proben temperaturen sowie den zeitlichen Abständen der Einzelmessungen zwischen einander von mindestens 30 Minuten, um den Hitzeeintrag durch den Impuls des Sensors auszugleichen. In der Haltephase können bereits energetische Effekte und chemische Reaktionen in den Brandschutzplatten und dem Brandschutz auftreten, die bei Wärmeleitfähigkeitsmessung beeinträchtigen, aber bei der Messung nicht detektiert werden.

Die Messwerte der TPS- Methode erzielten höhere Wärmeleitfähigkeiten als die Herstellerwerte bei Raumtemperaturen. Es ist davon auszugehen, dass die temperaturabhängigen Messwerte der Wärmeleitfähigkeit für die untersuchten Brandschutzplatten und den Brandschutzputz ebenfalls höher liegen. Ein Vergleich der Messdaten der TPS-Messdaten mit der Datenbasis aus Kapitel 2 zeigt, dass für gipshaltige Brandschutzplatten höhere Wärmeleitfähigkeiten ermittelt wurden. Eine Reduzierung der Mittelwerte der Messdaten, die als Eingangswerte in die Numerik überführt wurden, bestätigt die Annahme. Insbesondere bei den gipsbasierten Brandschutzplatten sind die gemessenen Mittelwerte der Wärmeleitfähigkeit zur Nachrechnung der realen Stahlbautemperaturen bis zu 65 % reduziert worden. Ferner zeigten die Messdaten mit den Sensoren Kapton bei Raumtemperatur und Mica für höhere Temperaturen deutliche Diskrepanzen, was auch Jansson [84] bei seinen Untersuchungen verschiedener Baustoffe mittels TPS bestätigt. Ferner muss berücksichtigt werden, dass die TPS Daten höher liegen, wenn das zu untersuchende Material (Brandschutzputz oder Brandschutzplatten) eine geringere Wärmeleitfähigkeit als die Isolationsmaterial (Mica/Kapton) des Sensors aufweist. Es kann es zu einem Wärmestau kommen, der sich auf die Messergebnisse der Wärmeleitfähigkeit auswirkt.

Unter Berücksichtigung der zuvor beschriebenen Randbedingungen kann die TPS Methode zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen angewendet werden. Ein hoher Streubereich der Wärmeleitfähigkeitsdaten und eine möglicherweise mangelnde Reproduzierbarkeit für Brandschutzplatten und Brandschutzputze müssen bei der Anwendung der Methode berücksichtigt werden. Zusätzlich ist eine gewisse Anzahl

von Messdaten notwendig, um eine Aussage über den temperaturabhängigen Verlauf der Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen zu tätigen.

## 7.4.2 Differential Scanning Calorimetry (DSC)

Die Differential Scanning Calorimetry (DSC) ist angewendet worden, um die spezifische Wärmekapazität der untersuchten Brandschutzmaterialien für die Aufheizphase und die Abkühlphase zu bestimmen. Das Messverfahren ist nach DIN 51007 (1992) und ISO 11357-1 (2016) genormt.

Die DSC Messung bei Brandschutzplatten und Brandschutzputz erfolgte unter Anwendung verschiedener Temperaturprogramme mit einer Aufheizrate von 10 K/min und 20 K/min und einer Abkühlrate von 10 K/min und 6 K/min. Je Temperaturprogramm sind Dreifachmessungen derselben Probe mit gleichem Temperaturprogramm durchgeführt worden. Die Streuung der Messwerte der Dreifachbestimmung war gering (Varianz bis max. 0.4). Die Messdaten der gleichen Probe mit unterschiedlichen Heizraten zeigten hingegen deutliche Abweichungen (Varianzen bis 0.9). Das ist auf den Einfluss ein Heizraten auf die spezifische Wärmekapazität zu begründen (vgl. Weber [133]). Für gipsgebundene Brandschutzplatten führen geringere Heizraten zu höheren  $c_p$ -Messwerten und zu einer früheren sowie detaillierten Detektion thermochemischer und thermophysikalischer Prozesse. Die Ergebnisse der DSC Messung bei Calciumsilikatplatten zeigt, dass mit steigender Aufheizrate höhere  $c_p$ -Werte erzielt werden. Beim Brandschutzputz scheint die Aufheizrate unabhängig vom Messergebnis. Zur Ermittlung von  $c_p$  in der Abkühlphase ist die Abkühlgeschwindigkeit bei gipsgebundenen Brandschutzplatten irrelevant, da sich keine weitere Veränderung des thermischen Kennwertes in der Abkühlphase einstellt. Für den untersuchten Brandschutzputz und die Calciumsilikatplatte führen höhere Abkühlgeschwindigkeiten zu geringeren  $c_p$ -Werten in der Abkühlphase.

Aufgrund der Verwendung von Aluminiumoxidtiegel Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (beim Brandschutz und Brandschutzplatten) war die Ermittlung von  $c_p$  bis zu 600°C beschränkt. Die Wahl des Probentiegels muss eine chemische Reaktion mit den Probematerialien ausschließend. Die Einwaagemenge des Probematerials wird in mg-Bereich in den Tiegel eingebracht. Die Brandschutzplatten und die Brandschutzputzproben wurden dazu zerstoßen und pulverisiert, was nicht mehr den realen Einbaubedingungen entspricht. Insbesondere bei mehrschichten Aufbauten, wie bei der Gipskartonfeuerschutzplatte, werden die unterschiedlichen Bestandteilen (Karton/Vlies und Gipskern) der Gesamtstruktur des zu untersuchenden Probenmaterials bei den geringen und pulverisierten Einwaagemengen nicht richtig abgedeckt. Die prozentualen Anteile der Bestandteile müssten in den Einwaagemengen berücksichtigt werden. Im Ge-

samen wird bei der Pulverisierung der Brandschutzplatten und des Brandschutzputzes der reale Einbauzustand aufgehoben und das Porensystem, das für die Leistungsfähigkeit der Brandschutzmaterialien entscheidend ist, bleibt damit unberücksichtigt. Die Messung der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  kann kontinuierlich erfolgen. Bei den Messwerten hat sich dennoch eine Diskontinuität der Kurvenverläufe zwischen Aufheiz- und Abkühlphase gezeigt, die messbedingt durch den Umschaltzeitpunkt von Aufheizphase zu Abkühlphase begründet werden kann. Bei der Interpretation der DSC- Ergebnisse muss dies berücksichtigt werden.

Für die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen ist die DSC geeignet, da thermochemische und thermophysikalische Umwandlungsprozesse der Bekleidungsmaterialien detektiert werden können. In Abhängigkeit der Einwaagemengen, der Aufheiz- und Abkühlraten und der Probenhalter kann der temperaturabhängige Verlauf der spezifischen Wärmekapazität erfasst werden. Bei der Anwendung der DSC für Brandschutzplatten und –putze muss jedoch berücksichtigt werden, dass bei der Pulverisierung des Probenmaterials das Porensystem unberücksichtigt bleibt und verschiedene Bestandteile im richtigen prozentualen Verhältnis in den Tiegel (Probenhalter) eingebracht werden müssen.

### 7.4.3 Thermogravimetrische Analyse (TGA)

Um die Rohdichte  $\rho$  in Abhängigkeit der Temperatur zu messen, wurde die thermogravimetrische Analyse (TGA) nach DIN 51006 (2005) durchgeführt. Die Ergebnisse der TGA geben Aufschluss über den Massenverlust in Abhängigkeit der Temperatur. Unter der Annahme eines konstanten Volumens kann aufgrund der Messergebnisse auf die temperaturabhängige Rohdichte von Brandschutzbekleidungen geschlossen werden. Der prozentuale Massenverlust wurde bis 1000 °C mit den Aufheizraten von 10, 20 und 40 K/min untersucht. Für die anschließende Abkühlphase wurden Abkühlraten von 6 und 10 K/min angewendet. Im Rahmen der Messrandbedingungen ist das Temperaturprogramm freiwählbar. Entsprechend kann der temperaturabhängige Massenverlust respektive der temperaturabhängigen Rohdichte für die untersuchten Brandschutzplatten und Brandschutzputze bis in den Hochtemperaturbereich ermittelt werden. Für die gewählten Temperaturprogramme sind Doppelbestimmungen vorgenommen worden. Die gemessenen TGA–Ergebnisse wiesen für die untersuchten Brandschutzmaterialien eine geringe Streuung auf. Je geringer die Aufheizraten gewählt wurden, desto früher wurde ein Massenverlust detektiert. Der qualitative Verlauf des Massenverlustes sowie der maximale prozentuale Massenverlust sind jedoch unabhängig von der Aufheizrate. Die Masse der untersuchten Brandschutzplatten und des Brandschutz-

putzes hat sich in Abkühlphase gemäß den TGA Messungen nicht weiter verändert, sodass der Einfluss der Abkühlrate entfällt.

Eine Anwendung der TGA ermöglicht dabei verschiedene Aufheizraten und Abkühlraten sowie maximale Temperaturen bis 1000 °C unter Anwendung eines Keramik-Tiegels als Probenhalter. Eine chemische Reaktion der Einwaagemenge des Probenmaterials mit dem Tiegelmaterial sollte dabei ausgeschlossen werden. Für die TGA Messung wird in den Probenhalter (Tiegel) das zu untersuchende Material in Kleinstmengen mg-Bereich und pulverisiert eingebracht werden. Bei den untersuchten Brandschutzplatten und dem untersuchten Brandschutz wird entsprechend der reale Einbauzustand mit dem Porensystem zerstoßen und bleibt bei der Messung des Massenverlustes unberücksichtigt. Insbesondere bei Brandschutzmaterialien sind das Porensystem selbst, sowie die thermische Materialprozesse im Porensystem ausschlaggebend für die Leitungsfähigkeit. Die untersuchten Brandschutzbekleidungen und der untersuchte Brandschutzputz werden für die TGA Messung zerkleinert, pulverisiert und damit grundlegend verändert. Ebenso können mehrschichtige Aufbauten, wie bei der Gipskartonfeuerschutzplatte mit Karton und Gipskern, durch die kleinen und pulverisierten Einwaagemengen nicht realitätsgetreu erfasst werden.

Die TGA detektiert den temperaturabhängigen Massenverlust von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen unter Berücksichtigung thermochemischer und thermophysikalischer Prozesse. Entsprechend kann der prozentuale Massenverlust als auch der temperaturabhängige Verlauf des Massenverlustes erfasst werden, was einen Vorteil gegenüber Darr Wäge Methode (gravimetrischen Messungen vor und nach einer Temperaturbeanspruchung) ist. Die prozentualen Massenverluste der TGA Messungen wurden mit Ergebnissen einer Darr Wäge Methode verglichen. Die temperaturbedingten Massenverluste waren vergleichbar.

Entsprechend kann die TGA zur Ermittlung des Massenverlustes respektive der Rohdichte von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen angewendet werden. Es muss lediglich berücksichtigt werden, dass das Porensystem durch die Probenaufbereitung vernachlässigt wird und die TGA- Messergebnisse von dem Probenmaterial, der gewählten Atmosphäre, dem Tiegelmaterial sowie den Aufheiz- und Abkühlraten abhängen können.

#### **7.4.4 Massenverlust im Cone Calorimeter**

Um den temperaturabhängigen Massenverlust der untersuchten Brandschutzplatten und des untersuchten Brandschutzputzes im realen Einbauzustand zu erfassen, sind Untersuchungen im Cone Calorimeter durchgeführt worden. Die Proben aus Brandschutzplatten und Brandschutzputz sind mit Abmessungen 80 x 80 mm und in realer Konstitution untersucht

worden. Die Proben wurden in einem Vermiculitrahmen eingelegt, der für die thermische Isolierung sorgte. Die Proben wurden unter kontinuierlicher Wärmestrahlung und gleichzeitiger Wägung betrachtet. Die Probentemperaturen wurden über Thermoelemente Typ K an der Probenoberseite, in Probenmitte sowie an der Unterseite der Probe abgenommen. Die Temperaturen können bis 1000°C mit einer Genauigkeit von 2.5 °C erfasst werden. Die Mittelung der gemessenen Temperaturen zur Abnahme der Probentemperaturen stellt nur eine vereinfachte Lösung dar.

Die Ergebnisse im Cone Calorimeter haben gezeigt, dass die Wahl der Wärmestromdichten einen Einfluss auf die Temperaturerhöhung im Probematerial und folglich auf den Massenverlust hat (vgl. Bartholmai [47]). Mit steigender Wärmestromdichte erhöhen sich die Probentemperaturen und entsprechend erhöht sich der Massenverlust. Die Ergebnisse der temperaturabhängigen Massenverlustes liegen in einem vergleichbaren Wertebereich wie die TGA-Messungen. Der konische Heizer des Cone Calorimeters liefert über die gesamte Messdauer eine konstante Wärmestrahlung, sodass sich ab einer bestimmten Messdauer eine konstante Probentemperatur einstellt und es zu keinem weiteren Temperaturanstieg in der Probe kommt. Aufgrund der Isolation des Vermiculitrahmens und der Probe aus Brandschutzmaterial (Platten oder Putz), die aufgrund ihrer thermischen Eigenschaften auch als gute Isolatoren eingestuft werden können, kann es bei langanhaltenden Bestrahlung zu einem Temperaturstau (innen) zwischen der Probe und dem Rahmen kommen.

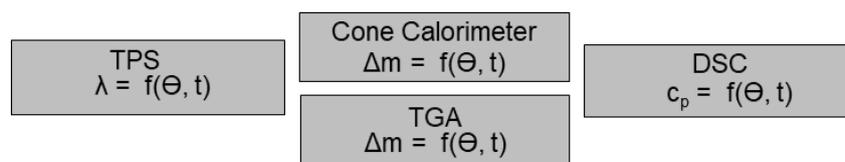
Die Untersuchungen mittels Cone Calorimeter ermöglichen den temperaturabhängigen Massenverlustes von Proben aus Brandschutzputz und Brandschutzplattenbekleidung im realen Zustand samt Porensystem zu berücksichtigen.

#### **7.4.5 Empfehlungen für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte**

Die Messergebnisse von thermoanalytischen Messmethoden und Verfahren sind von verschiedenen Einflussfaktoren, wie der Atmosphäre, dem Material der Probenhalter (Tiegel), der Aufheiz- und Abkühlraten sowie der Proben (Art und Menge) selbst abhängig. Die Messergebnisse können demnach immer nur das Verhalten der jeweiligen Probe wiedergeben, das unter den gewählten Randbedingungen und Versuchsbedingungen durchgeführt wurde. Zur Vergleichbarkeit der Messergebnisse empfiehlt es sich einheitliche Randbedingungen zu setzen. Ferner sollte eine Probenvorkonditionierung vorgenommen werden, um gleiche Prüfbedingungen zu haben und Ergebnisse vergleichen zu können. Insbesondere bei Brandschutzplatten und Brandschutzputzen ist eine Trocknung 24 Stunden bei 100 °C (bei gipshaltigen Brandschutzplatten 40 °C) vorzunehmen. Zusätzlich sollte die Lagerung des Proben-

materials in Klimaschränken erfolgen, weil die Proben dort konstante Luftfeuchte und Temperaturen ausgesetzt sind.

Mit den entsprechenden thermoanalytischen Messverfahren und Methoden, die im Rahmen des Forschungsvorhabens angewendet wurden, können thermische Materialkennwerte für den untersuchten Brandschutzputz und die untersuchten Brandschutzplatten bestimmt werden. Um eine fundierte Aussage über das thermische Materialverhalten sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase zu erhalten, empfiehlt sich ein Mindestumfang an experimentellen Untersuchungen.



*Abbildung 7-2: Mindestmaß an experimentellen Untersuchungen zur Quantifizierung des thermischen Materialverhaltens von Brandschutzputzen und Brandschutzplatten bei Naturbränden*

Wie in Abbildung 7-2 dargestellt, kann die Transient Plane Source Methode (TPS) angewendet werden, um die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit zu ermitteln und die Differential Scanning Calorimetry (DSC) zur Bestimmung der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität. Eine Thermogravimetrische Analyse (TGA) kann anschließend zur Bestimmung des Massenverlustes angewendet werden. Unter der Annahme eines konstanten Volumens des Brandschutzputzes/ der Brandschutzplatte mit steigender Temperatur kann anhand der Messergebnisse auf die temperaturabhängige Rohdichte geschlossen werden. Ebenso ist die Anwendung des Cone Calorimeters möglich, um die temperaturabhängige Rohdichte unter Berücksichtigung des Porensystems der Probe (Brandschutzputz/ Brandschutzplatten) zu ermitteln. Eine gekoppelte TGA-DSC Analyse kann ebenfalls angewendet werden, um die spezifische Wärmekapazität und die temperaturabhängige Massenänderung simultan zu ermitteln.

Ausgehend von den experimentellen Untersuchungen der betrachteten Brandschutzmaterialien, kann für Brandschutzputze und Brandschutzplatten das in Abbildung 7-3 dargestellte Ablaufschema zur Bestimmung der temperaturabhängigen Materialkennwerte empfohlen werden.

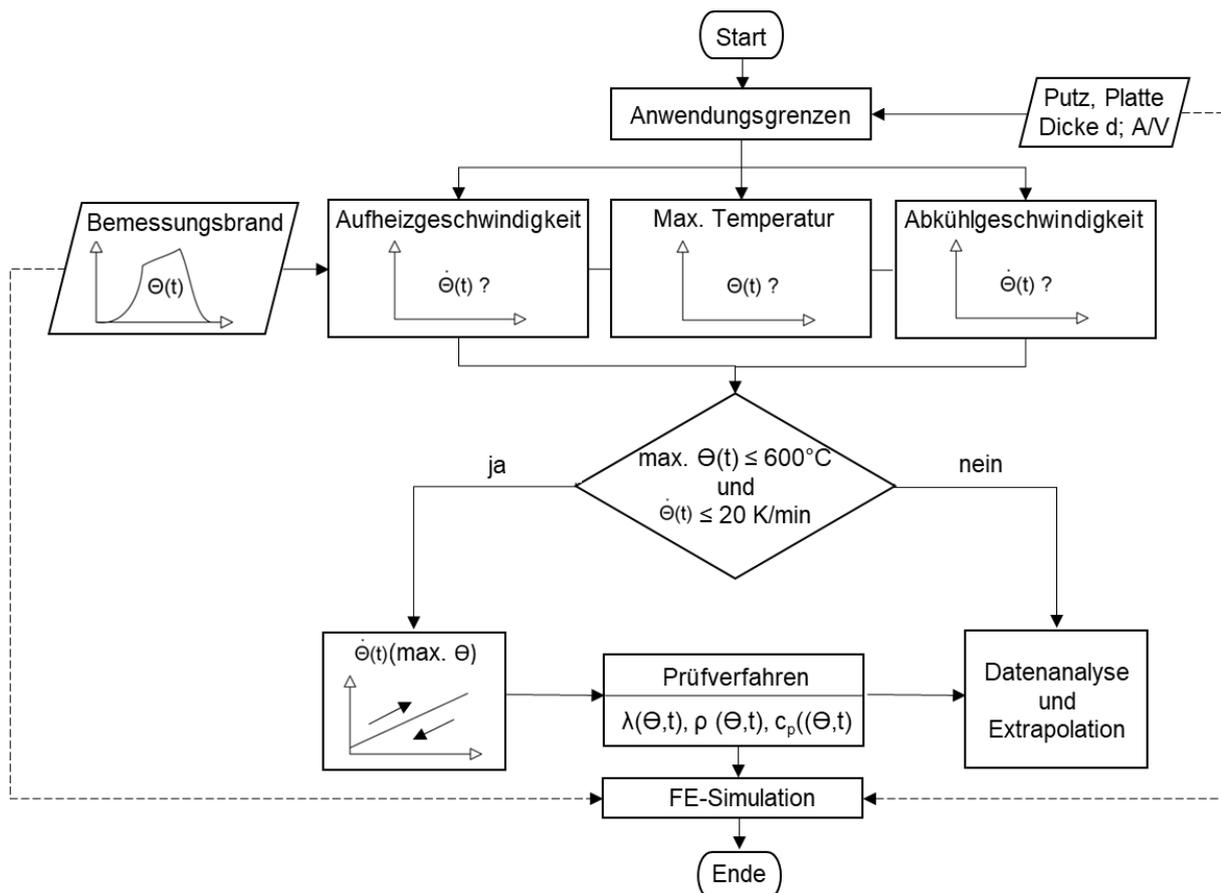


Abbildung 7-3: Schematischer Ablauf zur Bestimmung thermischer Materialkennwerte von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen bei Naturbrandeinwirkungen

Für die Wärmeleitfähigkeitsmessung von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen werden unter Anwendung der TPS-Methode die in Tabelle 7-1 angegebenen Randbedingungen empfohlen. Die Anwendungsgrenze liegt aufgrund des hohen Sensorverschleißes bei maximalen Temperaturen bis 500-600 °C. Für Wärmeleitfähigkeitsmessungen von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen bei höheren Temperaturen sollte ein Prüfofen mit Steuerung der Atmosphäre und Steuerung der Auf- und Abkühlraten verwendet werden. Mögliche Eingabewerte für die Messdauer und die Heizleistung sind in Tabelle 7-1 dargestellt. Die Messzeit ist direkt von der Probendicke  $d$  sowie der thermischen Leitfähigkeit des Probenmaterials abhängig. Ferner ist ein linearer Zusammenhang zwischen der Heizleistung und der Temperaturerhöhung im Material gegeben. Für die Auswertung der erzielten TPS Messergebnisse empfiehlt es sich einen Streubereich der Messwerte für unterschiedliche Temperaturen anzugeben, da aufgrund des Feuchtegehalts, des Porengehalts und aufgrund von thermochemischen und thermophysikalischen Prozessen die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen mit steigenden Temperaturen stark variiert.

*Tabelle 7-1: Empfohlene Randbedingungen für die Wärmeleitfähigkeitsmessung von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen unter Anwendung der TPS- Methode*

	Gipskartonfeuerschutzplatte	Gipsfaserplatte	Calciumsilikatplatte	Perlit-haltiger Brandschutzputz	Anmerkungen
Probenabmessungen	80 mm x 80 mm x Probendicke d mm				Probenabmessung aufgrund des Probenhalters begrenzt
Probenkonditionierung	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	
Lagerung der Proben	Klimaschrank Konstante Temperatur und Luftfeuchte				
Aufheizrate	10 K/m	10 K/m	10 K/m	10 K/m	Empfehlung geringerer Aufheizraten (Einfluss der Aufheizraten nicht untersucht)
Abkühlrate	10 K/m	10 K/m	10 K/m	10 K/m	
Messbereich	min. 20 °C (RT) max. 500 °C	min. 20 °C (RT) max. 500 °C	min. 20 °C (RT) max. 500 °C	min. 20 °C (RT) max. 500 °C	Maximale Temperatur durch hohen Sensorverschleiß begrenzt
Sensortyp	Für Raumtemperatur (RT): Kapton 8563 mit Radius r = 9,908 mm				Radius des Sensor muss an Probengröße angepasst werden
	100 °C -500 °C: Mica 4921 Radius r = 9,719 mm				
Atmosphäre im Prüfofen	Sauerstoff Für den Hochtemperaturbereich: inert				Auswahl des Prüfofens nach Steuerung der Heizraten und Atmosphäre
Messdauer (sec)	RT (20-30 °C): 40 sec	RT (20-30 °C): 80, 160 sec	RT (20-30 °C): 80, 100, 160 sec	RT (20-30 °C): 80 sec	Kürze Messdauern oder geringere Heizleistung bei Messungen nach Temperaturprogramm, Messdauer an thermische Leitfähigkeit und Probendicke gebunden $d = 2 \cdot \sqrt{a \cdot t}$ mit $a = \lambda / \rho \cdot c_p$
	90-500 °C: 40-80 sec	90-500 °C: 40-80 sec	90-500 °C: 80 sec	90-500 °C: 40-80 sec	

Heizleistung (mW)	RT (20-30 °C): 120-150 mW	RT (20-30 °C): 80-100 mW	RT (20-30 °C): 40-80 mW	RT (20-30 °C): 40 mW	Linearer Zusammenhang zwischen der Heizleistung und der Temperaturdifferenz/anstieg
	90-500 °C: 80-100 mW	90-500 °C: 80-100 mW	90-500 °C: 80 mW	90-500 °C: 80 mW	
Anzahl Messungen	Pro Temperatur min. 3 Messungen, min. 4 Messdurchläufe derselben Probe unter einem Temperaturprogramm				
Auswertung	Temperaturerhöhung zwischen 2 und 5 K Keine Überschreitung der Probendicke				

Zur Bestimmung der temperaturabhängigen, spezifischen Wärmekapazität von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen kann die DSC-Analyse unter den in Tabelle 7-2 empfohlenen Randbedingungen angewendet werden. Die Messung der spezifischen Wärmekapazität ist auf maximale Temperaturen von 600 °C begrenzt, was auf die verwendeten Probenhalter (Tiegel) und ihre Temperaturbeständigkeit zurückzuführen ist. Für die Bestimmung von  $c_p$  für Brandschutzplatten und Brandschutzputze können die angegebenen Aufheiz- und Abkühlraten angewendet werden (vgl. Tabelle 7-2).

*Tabelle 7-2: Empfohlene Randbedingungen für die Messung der spezifischen Wärmekapazität von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen unter Anwendung der DSC-Analyse*

	Gipskartonfeuerschutzplatte	Gipsfaserplatte	Calciumsilikatplatte	Perlithaltiger Brandschutzputz	Anmerkungen
Probengröße	9-12 mg				Probenvorbereitung: zerstoßen, zerkleinern und pulverisieren
Probenkonditionierung	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	
Probenlagerung	Klimaschrank Konstante Temperatur und Luftfeuchte				
Probenhalter (Tiegel)	Tiegel aus Aluminium oder Aluminiumoxid $Al_2O_3$				
Messbereich	Min. 15-30 °C Max. 600 °C	Min. 15-30 °C Max. 600 °C	Min. 15-30 °C Max. 600 °C	Min. 15-30 °C Max. 600 °C	Max. Temperaturen abhängig vom Tiegelmaterial
Aufheizrate	10 K/min	10 K/min	20 K/min	20 K/min	
Abkühlrate	10 K/min	10 K/min	6 K/min	10 K/min	Für gipsgebundene Brandschutzplatten irrelevant

Atmosphäre	Stickstoff 35 ml/min	
Anzahl Messungen	min. 3 Messdurchläufe derselben Probe unter einem Temperaturprogramm	Varianz gering
Auswertung	Umschaltpunkt von Aufheizphase zu Abkühlphase berücksichtigen Messverlauf von $c_p$ mit thermochemischen und thermophysikalischen Prozessen zu begründen Mittelwertbildung unter Angabe des Streubereichs	

Die Ermittlung der Rohdichte von Brandschutzputzen und -platten kann vereinfacht durch Wägung und unter Berücksichtigung der Probenabmessungen erfolgen. Die Bestimmung des temperaturabhängigen Massenverlustes respektive der Rohdichte von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen kann unter der Berücksichtigung des Porensystems mit dem Cone Calorimeter erfolgen. Unter Vernachlässigung des Porensystems kann der temperaturabhängige Massenverlust von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen mit der thermogravimetrischen Analyse ermittelt werden. Die dafür empfohlenen Eingabedaten und Randbedingungen zeigt Tabelle 7-3.

*Tabelle 7-3: Empfohlene Randbedingungen für die Messung des temperaturabhängigen Massenverlustes von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen unter Anwendung der TGA*

	Gipskartonfeuerschutzplatte	Gipsfaserplatte	Calciumsilikatplatte	Perlithaltiger Brand-schutzputz	Anmerkungen
Probengröße	ca. 10 mg				Probenvorbereitung: zerstoßen, zerkleinern und pulverisieren
Probenkonditionierung	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	
Probenlagerung	Klimaschrank Konstante Temperatur und Luftfeuchte				
Probenhalter (Tiegel)	Tiegel aus Keramik				
Messbereich	Min. 15-30 °C Max. 1000 °C	Min. 15-30 °C Max. 1000 °C	Min. 15-30 °C Max. 1000 °C	Min. 15-30 °C Max. 1000 °C	Max. Temperaturen abhängig vom Tiegelmaterial
Aufheizrate	10 K/min	10 K/min	40 K/min	20 K/min	
Abkühlrate	10 K/min	10 K/min	10 K/min	10 K/min	Für temp. Massenverlust irrelevant
Atmosphäre	Sauerstoff 50 ml/min				
Anzahl Messungen	Doppelbestimmung derselben Probe unter einem definierten Temperaturprogramm				Varianz gering
Auswertung	Messverlauf mit thermochemischen und thermophysikalischen Prozessen zu begründen Mittelwertbildung unter Angabe des Streubereichs				

Unter Berücksichtigung des Porensystems von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen kann das Cone Calrimeter zur Ermittlung des temperaturabhängigen Massenverlustes herangezogen werden. Die empfohlenen Randbedingungen zur Verwendung des Cone Calorimeters zeigt Tabelle 7-4. Die Messungen des Massenverlustes in Abhängigkeit der Temperatur sind durch die maximale Porentemperatur begrenzt.

*Tabelle 7-4: Empfohlene Randbedingungen für die Messung des temperaturabhängigen Massenverlustes von Brandschutzplatten und Brandschutzputzen unter Anwendung des Cone Calorimeters*

	Gipskarton- feuerschutz- erschütz- platte	Gipsfaser- platte	Calciumsilikat- platte	Perlithaltiger Brandschutz- putz	Anmerkungen
Probengröße	80 mm x 80 mm x Probendicke d mm				
Probenkonditionierung	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 40 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	Trocknung 24 Std. bei 100 °C	
Probenlagerung	Klimaschrank Konstante Temperatur und Luftfeuchte				
Probenhalter	Vermikulitrahmen 160 mm x 165 mm x 65 mm				
Wärmestrahlung (W/m <sup>2</sup> )	35 W/m <sup>2</sup>				
Probentemperatur	Messung mittel Thermoelement Typ K in einer Achse an Oberfläche der Probe, Unterseite der Probe und Mitte der Probe				
Messdauer	50 Std.	50 Min.	36 Min.	32 Min.	
Temperaturbereich	RT bis 500 °C	RT bis 500 °C	RT bis 450 °C	RT bis 350 °C	
Auswertung	Ermittelte Probentemperatur in Abhängigkeit des Probengewichtes liefert				

## 7.5 Reaktive Brandschutzsysteme

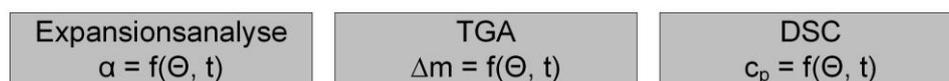
### 7.5.1 Anwendungsgrenzen

Im Rahmen des vorliegenden Forschungsberichts wurden experimentelle Untersuchungen an einem wasserbasierten und einem lösemittelhaltigen Brandschutzsystem durchgeführt. Epoxidharzbasierte Brandschutzsysteme konnten aufgrund des Projektumfangs nicht untersucht werden. Die Analyse des Stands der Forschung hat jedoch ergeben, dass vor allem lösemittelhaltige reaktive Brandschutzsysteme besonders sensitiv auf veränderliche Aufheizgeschwindigkeiten reagieren. Wasserbasierte sowie epoxidharzbasierte Brandschutzsysteme weisen zwar ebenfalls eine Heizratenabhängigkeit auf, diese ist jedoch im Falle der untersuchten Brandschutzsysteme von Tabeling [122] und Weisheim et al. [135] weniger ausgeprägt.

Im Folgenden erfolgt die Festlegung der Grenzwerte, ab wann reaktive Brandschutzsysteme im Falle eines Naturbrandes zusätzlichen Untersuchungen unterzogen werden müssen, auf der Grundlage der beiden untersuchten Brandschutzsysteme. Die nachfolgend beschriebenen Empfehlungen sollen dabei für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte von wasserbasierten, lösemittelhaltigen und epoxidharzbasierten reaktive Brandschutzsysteme gelten, die einen gültigen Verwendbarkeitsnachweis in Deutschland besitzen. Ablations- und Sublimationsbeschichtungen sind nicht Teil der Prüfverfahren.

### 7.5.2 Mindestumfang an Untersuchungen

Für eine ausreichende Analyse der thermischen Materialkennwerte reaktiver Brandschutzsysteme muss ein Mindestumfang an experimentellen Untersuchungen durchgeführt werden. Dieser ist in Abbildung 7-4 dargestellt. Mit einer gekoppelten Thermogravimetrischen Analyse (TGA) und einer Differential Scanning Calorimetry (DSC) lassen sich sowohl die temperaturabhängige Massenänderung als auch die spezifische Wärmekapazität ermitteln. Für die Analyse des Expansionsverhaltens muss zudem eine digitale Expansionsanalyse durchgeführt werden. Der entsprechende Versuchsaufbau ist Kapitel 4.2.6 zu entnehmen.



*Abbildung 7-4: Mindestumfang an experimentellen Untersuchungen, der erforderlich ist, um das thermische Verhalten eines reaktiven Brandschutzsystems bei Naturbränden zu quantifizieren.*

Ausgehend von der ermittelten Expansionskurve lässt sich die äquivalente Wärmeleitfähigkeit des reaktiven Brandschutzsystems unter Berücksichtigung der analytischen Berech-

nungsvorschrift nach Tabeing [122] ermitteln. Die Berechnungsvorschrift kann u.a. Abbildung 7-6 entnommen werden.

### 7.5.3 Hinweise für die Durchführung der Untersuchungen

Für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen sind detaillierte Angaben zu den jeweiligen Versuchsaufbauten in Kapitel 4.2 dokumentiert. Die Anwendung der zum Teil neu entwickelten Prüfverfahren ist an die Einhaltung bestimmter Randbedingungen geknüpft, die im Folgenden für jede Versuchsdurchführung separat aufgeführt werden.

#### Digitale Expansionsanalyse

Mit der digitalen Expansionsanalyse lässt sich das Expansionsverhalten eines reaktiven Brandschutzsystems für beliebige Temperaturzeitkurven und Aufheizgeschwindigkeiten untersuchen. Die in Tabelle 7-5 dokumentierten Randbedingungen sollten dabei beachtet werden.

*Tabelle 7-5: Empfohlene Randbedingungen für die Ermittlung des Expansionsverhaltens von reaktiven Brandschutzsystemen*

	Reaktive Brandschutzsysteme
Proben- geometrie	Quadratisch (25 x 25 mm) oder rund (Ø 30 mm)
Probenmaterial	Baustahl S235 JR oder vergleichbare Baustähle hinsichtlich der thermischen Materialkennwerte
Materialdicke	0,7 – 1,0 mm
Trocken- schichtdicke des RBS	200 – 400 µm
Thermoele- mente	Typ K (Durchmesser: Ø 0,51 mm): Anordnung von oben oder unten
Ausrichtung der Kamera	Vermeidung von perspektivischen Ansichten
Kalibrierung der Bildanalyse	Breite bzw. Durchmesser der Probe als Referenzlänge für die Kalibrierung der Bildanalyse verwenden
Auswertung	Auswertung der expandierten Schichtdicke an den Temperaturmessstellen sowie an der minimalen und maximalen Stelle (Mittelwertbildung)

Ziel der digitalen Expansionsanalyse ist es, das Expansionsverhalten eines reaktiven Brandschutzsystems durch Expansionskurven zu beschreiben, die in Abhängigkeit einer mittleren RBS-Temperatur definiert werden. Aus diesem Grund sollten bei den Analysen geringe Trockenschichtdicken des reaktiven Brandschutzsystems verwendet werden, um einen großen Temperaturgradienten entlang der expandierten Schaumschicht zu vermeiden. Dies steht zwar vermeintlich im Widerspruch mit der Funktionsweise der Brandschutzsysteme, dem

wird im Rahmen der numerischen Simulationen jedoch Rechnung getragen, indem die abgeleiteten Expansionskurven für eine elementweise Expansion definiert werden, sodass hierdurch der funktionsrelevante Temperaturgradient innerhalb der modellierten Schaumschicht erneut abgebildet wird.

Für die Durchführung der digitalen Expansionsanalyse bieten sich sowohl quadratische als auch runde Proben an. Entscheidend für die Wahl der Proben ist die Stahlplattendicke. Diese sollte maximal 1,0 mm betragen. Mit der Begrenzung der Stahlplattendicke soll eine Beeinflussung der Erwärmung des reaktiven Brandschutzsystems durch die Stahlplatte auf ein Mindestmaß reduziert werden. Bei Nichteinhaltung der maximal zulässigen Stahlplattendicke findet andernfalls eine signifikante Beeinflussung des Erwärmungsverhaltens durch die thermische Trägheit des gewählten Probenmaterials (Substrats) statt. Dies sollte unbedingt vermieden werden, wenn die ermittelten Expansionskurven in späteren Simulationen für beliebige Bauteilmassigkeiten eingesetzt werden sollen.

Grundsätzlich wird für die Durchführung der Expansionsanalyse empfohlen, den in Abbildung 7-5 dargestellten weiterentwickelten Versuchsaufbau zu verwenden. Vorteil dieses Versuchsaufbaus ist die neuartige Anordnung der Thermoelemente (TE), mit der eine noch bessere Lagesicherung der Messstellen sichergestellt wird. Das ursprüngliche Messprinzip bleibt von diesen Änderungen weiterhin unberührt.

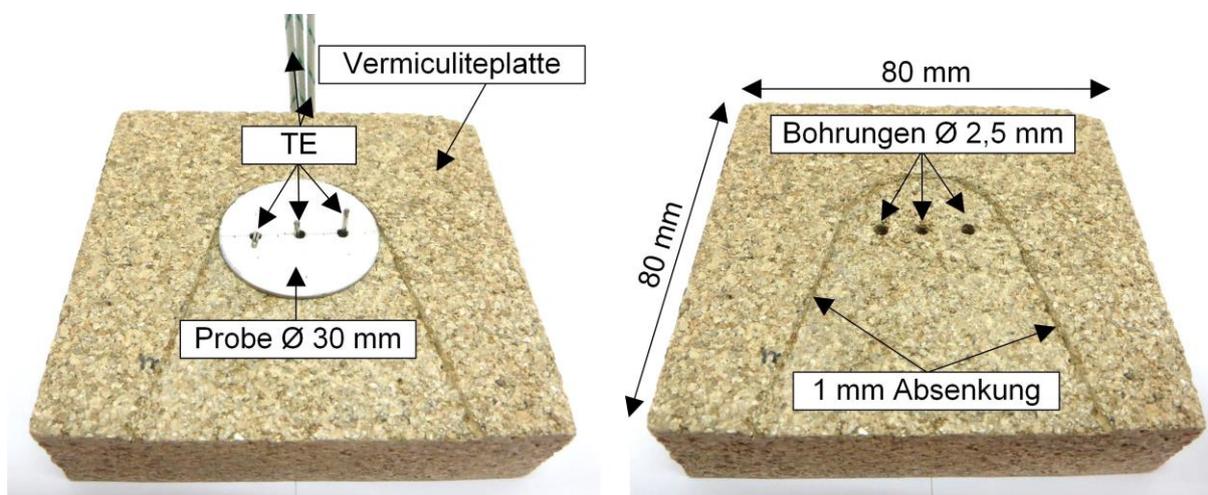


Abbildung 7-5: Weiterentwicklung des Versuchsaufbaus für die Durchführung der Expansionsanalyse von reaktiven Brandschutzsystemen

Bei der Auswertung der Messdaten ist darauf zu achten, dass die mittlere RBS-Temperatur nur mit den Messdaten der Thermoelemente ermittelt wird, die bereits von der expandierten Schaumschicht eingeschlossen sind. Andernfalls wird die Gastemperatur bei der Beschreibung des temperaturabhängigen Expansionsfaktors herangezogen und die Ergebnisse damit verfälscht. Zu Beginn des Versuchs ist somit zunächst nur die Temperatur des Thermoelementes TE 0 mm heranzuziehen.

### **Differential Scanning Calorimetry (DSC)**

Die dynamische Differenzkalorimetrie (engl. Differential Scanning Calorimetry) stellt ein genormtes Verfahren zur Bestimmung des Schmelz- oder Kristallisationsverhaltens sowie der Glasübergangstemperatur von Materialien dar. Gleichzeitig wird das Verfahren dazu genutzt, um die spezifische Wärmekapazität von z.B. Kunststoffen zu ermitteln. Während allgemeine Grundlagen zu dem Messprinzip DIN EN ISO 11357-1 und gezielte Angaben zur Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität DIN EN ISO 11357-4 entnommen werden können, sollten bei der Durchführung der DSC-Analyse für reaktive Brandschutzsysteme die in Tabelle 7-6 zusammengefassten Randbedingungen beachtet werden.

*Tabelle 7-6: Empfohlene Randbedingungen für die Durchführung einer gekoppelten TGA-DSC-Analyse von reaktiven Brandschutzsystemen*

	Reaktive Brandschutzsysteme
Proben-vorbereitung	Ausreichend getrocknet und in Pulverform verarbeitet
Probenmenge	Die Probenmenge (5 – 10 mg) sollte in Bezug auf das Expansionsverhalten und das Messtiegelvolumen dimensioniert werden
Probenhalter (Messtiegel)	Sollten nach Möglichkeit aus Platin bestehen, um Wechselreaktionen mit dem RBS auszuschließen
Messbereich	40 – 1000 °C
Aufheizrate	10, 20 und 30 K/min
Abkühlrate	10, 20 und 30 K/min
Atmosphäre	Als Spül- und Reaktionsgas sollte synthetische Luft (80 % Ar, 20 % O <sub>2</sub> ) verwendet werden (50 ml/min)
Anzahl Messungen	Mindestens zwei Messungen je Temperaturprogramm; bei größerer Abweichung sollte eine dritte Messung erfolgen

Grundsätzlich ist es zu empfehlen die DSC-Analyse mit einer gekoppelten TG-Analyse durchzuführen, um den Untersuchungsaufwand zu reduzieren.

**Thermogravimetrische Analyse (TGA)**

Die Thermogravimetrische Analyse dient für die Ermittlung der temperaturabhängigen Massenänderung eines Materials und ist u.a. für Kunststoffe in DIN EN ISO 11358-1 genormt. Bei diesem Verfahren werden dieselben Messtiegel verwendet, wie bei der DSC-Analyse, sodass stets eine gekoppelte DSC-TG-Analyse angestrebt werden sollte. Entsprechend sollten bei der Durchführung der TGA die für die DSC aufgeführten Hinweise beachtet werden.

**7.5.4 Empfehlungen für die Ermittlung thermischer Materialkennwerte**

Ausgehend von den durchgeführten Untersuchungen innerhalb des vorliegenden Forschungsberichtes wird empfohlen, die thermischen Materialkennwerte für reaktive Brandschutzsysteme nach dem in Abbildung 7-6 dargestellten Ablaufschema zu ermitteln.

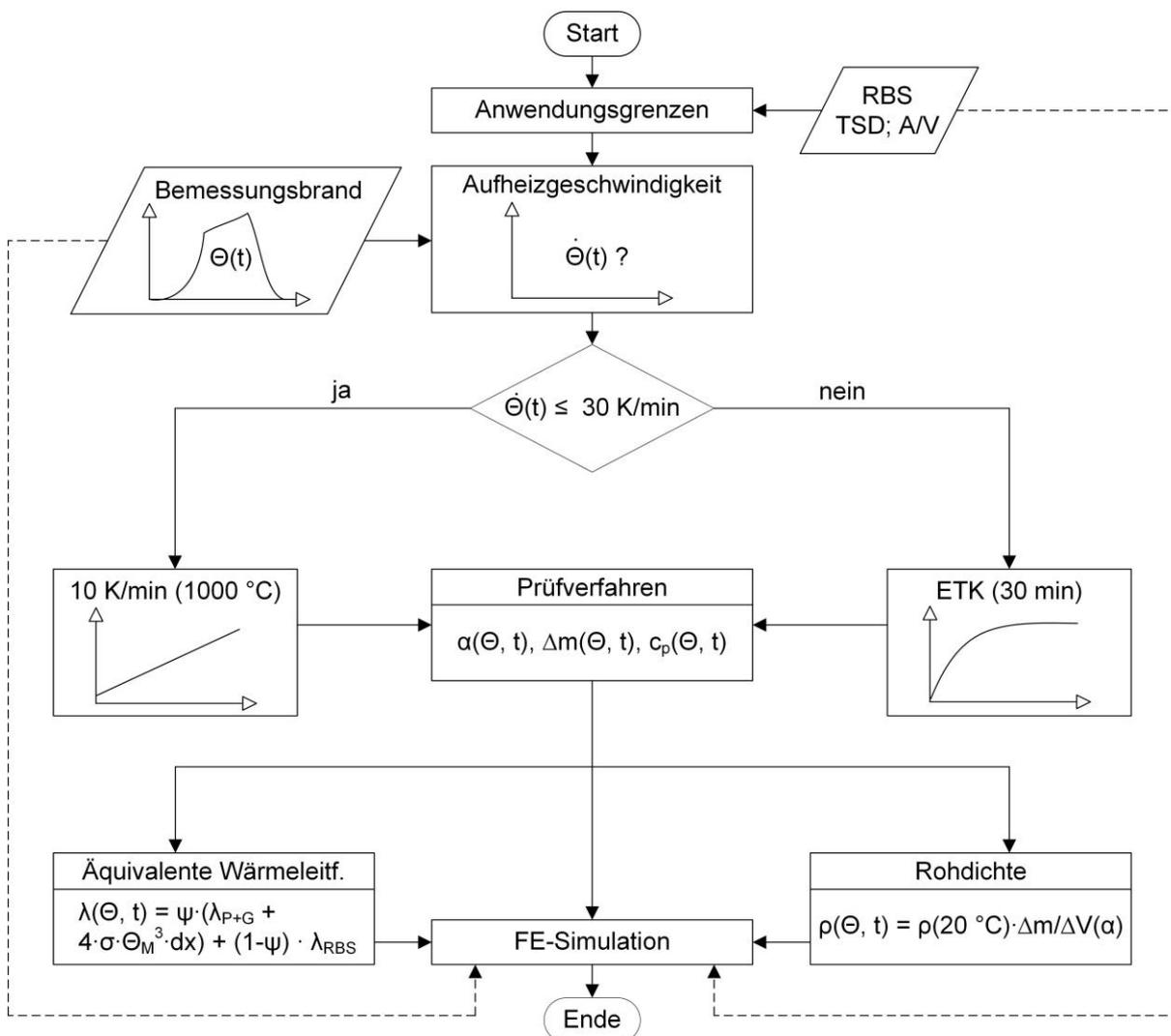


Abbildung 7-6: Schematischer Ablauf zur Bestimmung thermischer Materialkennwerte von reaktiven Brandschutzsystemen bei Naturbrandeinwirkungen für numerische Simulationen

In den Fällen, in denen die Aufheizgeschwindigkeit eines Bemessungsbrandes (Naturbrandes)  $\leq 30$  K/min ist, sollten die thermischen Materialkennwerte der Brandschutzsysteme gesondert ermittelt werden. Als konservativer Ansatz wird hierfür eine Aufheizgeschwindigkeit von 10 K/min bis zu einer Temperatur von 1000 °C als unterer Grenzwert empfohlen. In den Fällen, in denen die Aufheizgeschwindigkeit des Bemessungsbrandes  $> 30$  K/min ist, kann näherungsweise auf die thermischen Materialkennwerte zurückgegriffen werden, die für die Einheits-Temperaturzeitkurve abgeleitet wurden.

Die auf diese Weise ermittelten thermischen Materialkennwerte der reaktiven Brandschutzsysteme können im Nachgang von Berechnungsingenieuren im Rahmen von numerischen Simulationen verwendet werden. Exemplarische Anwendungen sind hierfür in Kapitel 7.3.3 aufgeführt.

## 7.6 Zusammenfassung

Zur Ermittlung der thermischen Materialkennwerten  $\lambda$ ,  $\rho$  und  $c_p$  stehen verschiedene thermoanalytische Messverfahren und Methoden zur Auswahl. Im Rahmen der Forschungsarbeit sind ausgewählte thermoanalytische Messmethoden und Verfahren für verschiedene Brandschutzmaterialien angewendet worden. Unter der Berücksichtigung von Randbedingungen und Anwendungsgrenzen können mit den Verfahren und Methoden temperaturabhängige Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase eines Naturbrandes ermittelt werden. Für eine einheitliche Bestimmung wurden Empfehlungen für Anwendungsprozeduren beschrieben, die eine Vereinheitlichung der Ergebnisse der Prüfverfahren zum Ziel haben. Die Empfehlungen können auf Brandschutzplatten, Brandschutzputze und reaktive Brandschutzsysteme mit vergleichbaren Eigenschaften wie der untersuchten Brandschutzmaterialien übertragen werden. Die Angaben können je nach Fragestellung gegebenenfalls variieren.

## **8 Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick**

### **8.1 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen**

Ziel des Forschungsvorhabens war es, Rahmenbedingungen für allgemeine Prüfverfahren zur Ermittlung von thermischen Materialkennwerten von Brandschutzbekleidungen und reaktiven Brandschutzsystemen für die Bemessung von Stahltragwerken bei Naturbränden zu entwickeln. Ferner sollten fehlende thermische Materialkennwerte für Brandschutzbekleidungen und reaktive Brandschutzsysteme sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase bereitgestellt werden.

Aufgrund der experimentellen Daten konnten die Kenntnislücken der thermischen Materialeigenschaften geschlossen werden. Die experimentellen Daten liefern eine Aussage über das thermische Materialverhalten sowohl für die Aufheizphase als auch für die Abkühlphase. Zusätzlich sind Handlungsempfehlungen und Randbedingungen für thermoanalytische Messverfahren und Messmethoden aufgezeigt worden, die eine einheitliche Vorgehensweise zur experimentellen Bestimmung thermischer Materialkennwerte von Brandschutzmaterialien ermöglichen. Ein Großbrandversuch wurde durchgeführt, um die thermische Schutzwirkung der betrachteten Brandschutzmaterialien im realen Maßstab zu erfassen. Zusätzlich lieferte der Großbrandversuch wichtige Erkenntnisse zum Einfluss der mechanischen Einwirkung auf die thermische Schutzwirkung der Brandschutzmaterialien. Die ermittelten thermischen Materialeigenschaften der Laborversuche konnten auf den großmaßstäblichen Brandversuch übertragen werden. Zusätzlich sind thermische Effekte wie Fugen-, Riss- und erhöhte Blasenbildung sowie unterschiedliches Aufschäumverhalten untersucht worden. Anhand des Großbrandversuches zeigte sich, dass insbesondere in der Abkühlphase höhere Stahltemperaturen erreicht werden können. Die realen Stahltemperaturen wurden verwendet, um die numerischen FE-Modelle zu validieren.

Die numerischen Simulationen haben gezeigt, dass mit Hilfe der FE-Modelle und den entwickelten thermischen Materialkennwerten die thermische Schutzwirkung von Brandschutzmaterialien berechnet werden kann. Im Gegensatz zu zeit- und kostenintensiven Brandversuchen stellen numerische Untersuchungen eine geeignete Alternative dar. Die thermischen Materialkennwerte für die Aufheiz- und Abkühlphase, die aus experimentellen Daten abgeleitet wurden, können zu einer realitätsnahen Berechnung der Stahlbauteiltemperaturen eines bekleideten oder geschützten Stahlbauteils angewendet werden. Eine wirtschaftlichere Be-

messung bekleideter und geschützter Stahlbauteile wird ermöglicht. Für Brandschutzmaterialien unter Naturbrandbeanspruchung können die vorgestellten thermischen Materialkennwerte und die entwickelten FE-Modelle zukünftig verwendet werden. Eine Verallgemeinerung auf andere Brandschutzmaterialien ist unter der Voraussetzung vergleichbarer Materialeigenschaften der Brandschutzmaterialien und vergleichbarer Naturbrandszenarien (Aufheiz- und Abkühlraten) möglich.

Die Bereitstellung von Rahmenbedingungen und Empfehlung neu entwickelter und genormter thermoanalytischer Messmethoden und Messverfahren ermöglicht das thermische Materialverhalten experimentell zu bestimmen. Insbesondere bei fehlenden Angaben der thermischen Materialkennwerte ist dies von Nöten. Die zurzeit in DIN EN 1993-1-2/NA [7] bereitgestellten Materialkennwerte für ausgewählte Brandschutzmaterialien sind nur für Beanspruchungen nach der Einheits-Temperaturzeitkurve anwendbar. Entsprechend der Forschungsergebnisse können diese nicht bedingungslos für die Bemessung unter Naturbrand angewandt werden. Dies betrifft insbesondere die Abkühlphase. Hier konnte aufgrund der Ergebnisse im vorliegenden Forschungsbericht der Verlauf der thermischen Materialkennwerte ermittelt und ferner die Kenntnislücke über das thermische Materialverhalten in der Abkühlphase geschlossen werden. Die Forschungsergebnisse haben gezeigt, dass eine Differenzierung der verschiedenen Brandschutzmaterialien ebenfalls notwendig ist. Während für Brandschutzplatten eine Heizratenabhängigkeit sowie die maximalen Brandraumtemperaturen und die Thermochemie der Komponenten (z.B. Gips) entscheidend sind, zeigen die Ergebnisse beim Brandschutzputz, dass der Einfluss der Porosität und der Feuchtegehalte die thermischen Materialkennwerte beeinflusst. Reaktive Brandschutzsysteme weisen hingegen ein heizratenabhängiges Expansions- und Schrumpfverhalten sowie eine heizratenabhängige Wärmeleitfähigkeit auf. Auch die Ausbildung der expandierten Schaumschicht und die Bildung einzelner großer Blasen werden durch die unterschiedlichen thermischen Einwirkungen beeinflusst.

Eine Anwendung des Naturbrandverfahrens kann nun für geschützte Stahlbauteile mit den untersuchten Brandschutzmaterialien erfolgen. Für die Anwendung der Brandschutzingenieurmethoden bei geschützten Stahlbauteilen können die bereitgestellten thermischen Materialkennwerte für die Aufheizphase und die Abkühlphase angewendet werden. Rechnerische Analysen zum thermischen Verhalten geschützter Stahlbauteile mit den betrachteten Brandschutzmaterialien können durchgeführt werden. Ferner können die bereitgestellten Empfehlungen standardisierter Prüfraumbedingungen von Produktherstellern verwendet werden, um thermische Materialkennwerte ihrer Produkte zu ermitteln und diese für Brandschutznachweise zur Verfügung zu stellen.

Eine zuverlässigere und wirtschaftlichere Bemessung von geschützten Stahlbauteilen unter Naturbrandbeanspruchung kann dadurch ermöglicht werden.

## 8.2 Ausblick

Im Rahmen des Forschungsvorhabens sind für geschützte Stahlbauteile unter Naturbränden Empfehlungen für Prüfmethode und Verfahren entwickelt worden, die eine standardisierte Bestimmung der thermischen Materialkennwerte von Brandschutzmaterialien für die Aufheiz- und Abkühlphase ermöglichen sollen. Unter Berücksichtigung der Empfehlungen sind thermische Materialkennwerte der untersuchten Brandschutzmaterialien ermittelt und in allgemeingültige temperaturabhängige Verläufe überführt worden. Die Anwendung der ermittelten thermischen Materialkennwerte wurde in den entwickelten FE-Modellen gezeigt, die eine realitätsnahe Berechnung der Bauteiltemperaturen für geschützte Stahlbauteile ermöglichen. Eine Validierung der FE-Modelle, die auf den thermischen Materialkennwerten basieren, konnte mittels der realen Messdaten aus dem Großbrandversuch erfolgen.

Der Einfluss von unterschiedlichen Heizraten auf die Wärmeleitfähigkeit von Brandschutzputzen und Brandschutzplatten konnte im Forschungsvorhaben nicht betrachtet werden, da die verwendete Messapparatur (Hot Disk 2500s und Muffelofen VECSTAR) lediglich mit Aufheiz- und Abkühlraten von ca. 10 K/min gefahren werden konnte. Zudem hat sich gezeigt, dass die Wärmeleitfähigkeitsmessung mittels der TPS-Methode zu deutlichen Streubereichen der Wärmeleitfähigkeit sowohl in der Aufheizphase als auch in der Abkühlphase führt. Weitere Prüfverfahren zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit von inhomogenen Materialien mit Berücksichtigung des Feuchtegehalts und der Porosität konnten im Rahmen des Forschungsvorhabens nicht weiter untersucht werden. Die Messung der Wärmeleitfähigkeit im Hochtemperaturbereich sollte in künftigen Forschungsvorhaben vertiefter untersucht werden.

Für die experimentellen Untersuchungen sind kleinmaßstäbliche Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten und ein Großbrandversuch an geschützten, belasteten Stahlträgern und unbelasteten Stahlstützenabschnitten unter Naturbrand durchgeführt worden. Als Stahlprofil ist ein offenes Profil HEA 240 gewählt worden. Der Einfluss verschiedener Stahlprofile, wie runde, offene und geschlossene Profile, auf die Leistungsfähigkeit der betrachteten Brandschutzmaterialien wurde dabei nicht betrachtet. Ebenso wurden der Einfluss der Bauteilgeometrie und der mechanischen Belastung auf die Leistungsfähigkeit der betrachteten Brandschutzmaterialien nur bedingt untersucht. Im durchgeführten, großmaßstäblichen Belegversuch hat die Fugenbildung an den Brandschutzplatten gezeigt, dass eine mechanische Belastung zusätzliche Risse in den Brandschutzplattenmaterialien hervorruft. Dies gilt in ähnlicher Weise auch für das untersuchte reaktive Brandschutzsystem. Aus diesem Grund sollte

in zukünftigen Forschungsarbeiten z.B. für die reaktiven Brandschutzsysteme der Einfluss mechanischer Einwirkungen auf die Leistungsfähigkeit und das Haftvermögen der Brandschutzbeschichtungen bei Naturbränden untersucht werden. Neben weiteren Biegetragfähigkeitsuntersuchungen sollten darüber hinaus Untersuchungen an kreisrunden, zugbeanspruchten Bauteilen durchgeführt werden. Diese stellen aufgrund ihrer Form einen zusätzlichen Sonderfall dar, der sich in der viskosen Phase der reaktiven Brandschutzsysteme bemerkbar macht.

Der Einfluss der viskosen Phase reaktiver Brandschutzsysteme, der anhand geringer Aufheizgeschwindigkeiten verstärkt wird, spielt auch bei der Orientierung der untersuchten Bauteile eine wichtige Rolle. Da die Erwärmungsversuche an beschichteten Stahlplatten im Rahmen des Forschungsprojektes nur in horizontaler Lage durchgeführt wurden, sollte in zukünftigen Forschungsarbeiten der Einfluss einer senkrechten Probenausrichtung bzw. der Anordnung der Probe über Kopf auf das Haftvermögen und die thermische Schutzwirkung der reaktiven Brandschutzsysteme untersucht werden.

Darüber hinaus sollte die im Großbrandversuch beobachtete Blasenbildung (große Einzelblasen mit Öffnungen bzw. nachträglich zugeschäumten Öffnungen) systematischer untersucht werden. Hier sollten die Zusammenhänge zwischen der Orientierung der Bauteile und der thermischen Einwirkung (Naturbrände mit unterschiedlichen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten) analysiert werden.

Für die Brandschutzplatten wurden im Forschungsprojekt nur Dicken von 15 mm bzw. 20 mm untersucht. Der Einfluss der Dicke sowie die mehrlagige Anordnung der Brandschutzplattenbekleidung wurde im Rahmen des Forschungsprojektes nicht detailliert betrachtet. Auf der Grundlage der bisherigen Ergebnisse kann jedoch auf einen signifikanten Einfluss der Plattendicke auf die thermische Schutzwirkung der Brandschutzplatten geschlossen werden. In zukünftigen Forschungsarbeiten sollte dieser Einfluss genauer untersucht werden.

Die im Rahmen des Forschungsprojektes erzielten Forschungsergebnisse wurden bzw. werden in folgenden Transfermaßnahmen publiziert.

Durchgeführte Transfermaßnahmen

Transfermaßnahmen	Maßnahme	Ergebnistransfer	Datum
	<b>M1</b> Projektbegleitender Ausschuss (PA)	Projektbegleitender Ausschuss (PA)	07.11.2016
	<b>M2</b> Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	07.11.2016
	<b>M3</b> Projektbegleitender Ausschuss (PA)	Vorstellung des Forschungsprojekts, der geplanten Untersuchungen sowie des aktuellen Bearbeitungsstandes	07.03.2017
	<b>M4</b> Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	Vorstellung des Forschungsprojekts, der geplanten Untersuchungen sowie des aktuellen Bearbeitungsstandes	07.03.2017
	<b>M5</b> Konferenzbeitrag IFireSS 2017 in Neapel	Schaumann, P.; Weisheim, W.: Effect of heating rates in natural fires on the thermal performance of a solvent-borne intumescent coating	07.-09. Juni 2017
	<b>M6</b> Projektbegleitender Ausschuss (PA)	Vorstellung des Forschungsprojekts, der durchgeführten Untersuchungen sowie der aktuellen Ergebnisse	06.11.2017
	<b>M7</b> Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	Vorstellung des Forschungsprojekts, der durchgeführten Untersuchungen sowie der aktuellen Ergebnisse	06.11.2017
	<b>M8</b> Projektbegleitender Ausschuss (PA)	Vorstellung des Forschungsprojekts, der durchgeführten Untersuchungen sowie der aktuellen Ergebnisse	12.03.2018
	<b>M9</b> Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	Vorstellung des Forschungsprojekts, der durchgeführten Untersuchungen sowie der aktuellen Ergebnisse	12.03.2018
	<b>M10</b> Konferenzbeitrag DAST 21. Forschungskolloquium 2018 in Kaiserslautern	Schaumann, P.; Weisheim, W.: Experimentelle Untersuchungen zum thermischen Verhalten eines lösemittelhaltigen reaktiven Brandschutzsystems bei Naturbrandeinwirkungen	06.-07. März 2018
	<b>M11</b> Konferenzbeitrag SiF 2018 in Belfast	Weisheim, W., Schaumann, P., Sander, L., Zehfuß, J.: Numerical model for fire protection Performance of intumescent coatings exposed to natural fires	06.-08. Juni 2018
	<b>M12</b> Zeitschriftbeitrag Bautechnik	Zehfuß, J., Sander, L., Schaumann, P., Weisheim, W.: Experimentelle und numerische Untersuchungen an Brandschutzbekleidungen unter Naturbrand	August 2018
	<b>M13</b> Konferenzbeitrag Symposium 2018 Strucural Fire Engineering	Sander, L., Zehfuß, J., Weisheim, W. Schaumann, P.: Thermische Materialkennwerte von Brandschutzplattenbekleidungen für Stahlbauteile bei Naturbränden	18.09.2018
<b>M14</b> Lehrangebot der TU Braunschweig und LU Hannover	Forschungsergebnisse können sukzessive in das Lehrangebot eingebracht werden	Seit 02.2018	

Anmerkung: Die Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses und die Sitzung des Arbeitsausschusses Brandschutz wurden an einem gemeinsamen Termin durchgeführt.

Geplante Transfermaßnahmen

Transfermaßnahmen	Maßnahme	Ergebnistransfer	Datum
	<b>M1</b> Deutscher Stahlbau Verband (DSTV) - AA Brandschutz	Vorstellung des Forschungsprojekts, der durchgeführten Untersuchungen sowie abschließenden Ergebnisse	09.11.2018
	<b>M2</b> Zeitschriftbeitrag Stahlbau	Vorstellung der numerischen Ergebnisse geschützter Stahlbauteile unter Naturbrand	ab 10.2018
	<b>M3</b> Zeitschriftenbeitrag Fire Safety Journal oder Fire and Materials	Darstellung der Forschungsergebnisse	ab 10.2018

## 9 Literaturverzeichnis

### Normen und Richtlinien:

- [1] Bundesanstalt für Arbeitsschutz und Arbeitsmedizin: Technische Regeln für Arbeitsstätten. ASR A1.2 Raumabmessungen und Bewegungsflächen. September 2013.
- [2] DIN EN 520 (2009): Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren. Deutsche Fassung EN 520:2004+A1:2009, Berlin: Beuth Verlag, Dezember 2009.
- [3] DIN EN 1363-1 (2012): Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung. Beuth Verlag, Berlin, Oktober 2012
- [4] DIN EN 1991-1-2 (2010): Eurocode 1: Einwirkungen auf ein Tragwerk - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [5] DIN EN 1991-1-2/NA (2010): Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen - Brandeinwirkungen auf Tragwerke. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [6] DIN EN 1993-1-2 (2010): Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall. Berlin: Beuth Verlag, Februar 2010.
- [7] DIN EN 1993-1-2/NA, (2010): Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten- Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall. Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2010.
- [8] DIN EN 1946-2 (1999): Wärmetechnisches Verhalten von Bauprodukten und Bauteilen - Technische Kriterien zur Begutachtung von Laboratorien bei der Durchführung der Messungen von Wärmeübertragungseigenschaften - Teil 2: Messung nach Verfahren mit dem Plattengerät. Deutsche Fassung, Berlin: Beuth Verlag, April 1999.
- [9] DIN 4102-1 (1998): Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 1: Baustoffe, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. Berlin: Beuth Verlag, 1998.
- [10] DIN 4102-2 (1977): Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 2: Bauteile, Begriffe, Anforderungen und Prüfungen. Berlin: Beuth Verlag, 1977.

- 
- [11] DIN 4102-4 (2016): Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile. Berlin: Beuth Verlag, 2016.
- [12] DIN EN ISO 11925-2 (2011): Prüfungen zum Brandverhalten - Entzündbarkeit von Produkten bei direkter Flammeneinwirkung - Teil 2: Einzelflammentest. Deutsches Institut für Normung e.V., Februar 2011.
- [13] ISO 11357-1:2016-09: Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) - Teil 1: Allgemeine Grundlagen. September 2016.
- [14] DIN EN ISO 11357-1:2017-02 (2017): Kunststoffe - Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) – Teil 1: Allgemeine Grundlagen. Beuth Verlag, Berlin, Februar 2017.
- [15] DIN EN 13381-4 (2013): Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen - Teil 4: Passive Brandschutzmaßnahmen für Stahlbauteile; Deutsche Fassung. Beuth Verlag, Berlin, August 2013.
- [16] DIN EN 13381-8 (2013): Prüfverfahren zur Bestimmung des Beitrages zum Feuerwiderstand von tragenden Bauteilen - Teil 8: Reaktive Ummantelung von Stahlbauteilen; Deutsche Fassung. Beuth Verlag, Berlin, August 2013.
- [17] DIN EN 13501-1 (2010): Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 1: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Prüfungen zum Brandverhalten von Bauprodukten. Deutsche Fassung, 2010. Berlin: Beuth Verlag.
- [18] DIN EN 13501 - 2 (2016): Klassifizierung von Bauprodukten und Bauarten zu ihrem Brandverhalten - Teil 2: Klassifizierung mit den Ergebnissen aus den Feuerwiderstandsprüfungen, mit Ausnahme von Lüftungsanlagen. Deutsche Fassung, Berlin: Beuth Verlag, 2016.
- [19] DIN EN 15283-1(2009): Faserverstärkte Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren - Teil 1: Gipsplatten mit Vliesarmierung. Deutsche Fassung, Berlin: Beuth Verlag, Januar 2009.
- [20] DIN EN 15283-2 (2009): Faserverstärkte Gipsplatten - Begriffe, Anforderungen und Prüfverfahren - Teil 2: Gipsfaserplatten. CEN Brüssel, Berlin: Beuth Verlag, Februar 2009.
- [21] DIN 18180 (2014): Gipsplatten - Arten und Anforderungen. Berlin: Beuth Verlag, 2014.
- [22] DIN 18230-1 (2010): Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 1: Rechnerisch erforderliche Feuerwiderstandsdauer. Deutsches Institut für Normung e.V., September 2010.

- [23] DIN 18232-2 (2007): Rauch - und Wärmefreihaltung - Teil 2: Natürliche Rauchabzugsanlage (NRA); Bemessung, Anforderungen und Einbau. Deutsches Institut für Normung e.V., November 2007.
- [24] DIN SPEC 18232-4 (2015): Baulicher Brandschutz im Industriebau - Teil 4: Brandsimulation. Deutsches Institut für Normung e.V., September 2015.
- [25] DIN EN ISO 22007-2 (2015): Kunststoffe- Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit und Temperaturleitfähigkeit- Teil 2: Transientes Flächenquellenverfahren (Hot- Disk-Verfahren). Deutsches Institut für Normung e.V., Dezember 2015.
- [26] DIN 51006 (2005): Thermische Analyse (TA) - Thermogravimetrie (TG) – Grundlagen. Berlin: Beuth Verlag, Juli 2005.
- [27] DIN 51007:1994-06 (1994): Thermische Analyse (TA) - Differenzthermoanalyse (DTA) – Grundlagen. Deutsches Institut für Normung e.V., Juni 1994.
- [28] ETAG 018-2. (2011). Fire Protective Products - Part 2: Reactive coatings for fire protection of steel elements. Brüssel: Europäische Organisation für Technische Zulassungen.

### **Programme:**

- [29] ABAQUS: Abaqus/Standard Version 2016. Pawtucket: Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc. 2016.
- [30] CFAST- Consolidates Model of Fire and Smoke Transport, Version 7.1.2  
<https://pages.nist.gov/cfast/downloads.html>, Stand 15.03.2017
- [31] FDS- Fire Dynamics Simulator, Version 6.2.1, <https://pages.nist.gov/fds-smv/>,  
Stand 15.03.2017
- [32] The MathWorks, Inc. (2013). MATLAB Release 2013a. Natick, Massachusetts, United States.
- [33] Peacock, R.D., Reneke, P.A., Forney, G.P.: CFAST- Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 7), Volume 2: User´s Guide. National Institute of Standards and Technology (NiST),  
<http://dx.doi.org/10.6028/NIST.TN.1889v2>, August 2016.

### **Internetquellen:**

- [34] Bauen mit Stahl (2016), Stahlbau Arbeitshilfen.  
<http://www.bauforumstahl.de/upload/documents/publikationen/arbeitshilfen/Sta.02.1.pdf>, Stand 18.12.2016.

- [35] Bensch, W.: Thermische Analysemethoden, <http://www.uni-kiel.de/anorg/bensch/methoden/therm.htm>, Stand 08.10.2017
- [36] Dixon, C., Strong, M.R., Zhang, S.M. (2016): Transient Plane Source Technique for Measuring Thermal Properties of Silicone Materials Used in Electronic Assemblies. <http://www.imaps.org/journal/2000/Q4/dixon.pdf>, Stand 09.10.2016.
- [37] Krellner, C.: Differenz- Thermoanalyse, Uni Frankfurt, <https://www.uni-frankfurt.de/50341610/DTA.pdf> , Stand 11.10.2016
- [38] Patschger, M.: Thermische Analyse. Uni Jena <http://www.personal.unijena.de/~cim/AnleitungTA.pdf>, Stand 08.10.2016
- [39] Promat- Calcium-Silicate Insulation, <http://www.promat-hpi.com/downloads/get/en/8D778F21B04244AEA2A141C9F5E3DD46>, Stand 13.12.2016
- [40] Schwabe, L.: Thermoanalyse. Freie Universität Berlin, <http://pharmazie-lehrbuch.de/kapitel/3-5.pdf>, Stand 13.10.2016
- [41] TPS Technik“, <http://www.hotdiskinstruments.com/technology/in-depth.html> , Stand 09.10.2016

### **Fachbücher, Forschungsberichte, Dissertationen und Publikationen:**

- [42] Abidi, S., Nait-Ali, B., Joliff, Y., Favotto, C.: Impact of perlite, vermiculite and cement on the thermal conductivity of a plaster composite material: Experimental and numerical approaches. *Composites Part B Engineering* 68, Seite 392-400, Januar 2015.
- [43] Aire, C.: Experimental and Numerical Modeling of Heat Transfer in Wall Assemblies. Masterarbeit, University of Saskatchewan, April 2014.
- [44] Amon, M., & Denson, C.D. (1984). A study of the dynamics of foam growth: Analysis of the growth of closely spaced spherical bubbles. *Polym. Eng. Sci.* 24 (13), S. pp. 1026-1034.
- [45] Andersson, L., Jansson, B.: Analytical fire design with gypsum — a theoretical and experimental study. Institute of Fire Safety Design: Lund, Sweden, 1987.
- [46] Barontini, F., Zanelli, S., Cozzani, V., Gigante, L., Lunghui, A., Rota, R., & Cardillo, P. (2008). Experimental strategies for the identification of substances formed in the loss of control of chemical industrial processes. *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, 21, S. pp. 407–422.

- 
- [47] Bartholmai, M. : Flammenschutz von polymeren Baustoffen: Bewertung von Konzepten auf Basis von Small-scale Cone Calorimeter Untersuchungen. Dissertation. Technische Universität Berlin, 2007.
- [48] Bartholmai, M., Schriever, R., & Scharfel, B. (2003). Influence of external heat flux and coating thickness on the thermal insulation properties of two different intumescent coatings using cone calorimeter and numerical analysis. *Fire and Materials*, 27, Wiley-Verlag, S. pp. 151–162.
- [49] Bénichou, N., Sultan, M.A., MacCallum, C., Hum, J.K.: Thermal properties of wood, gypsum and insulation at elevated temperatures. Internal Report IRC IR-710, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, Ottawa, 2001.
- [50] Bentz, D.P.: Combination of Transient Plane Source and Slug Calorimeter Measurements to Estimate the Thermal Properties of Fire Resistive Materials. *ASTM Journal of Testing and Evaluation* 35/3, Mai 2007.
- [51] Bentz, D.P., Prasad, K.R.: Thermal Performance of Fire Resistive Materials, I. Characterization with Respect to Thermal Performance Models. National Institute of Standards and Technology, 2007.
- [52] Bermes, B. (2006). Simulation der Gasblasenentwicklung von im Brandfall aufgeschäumten Materialien. Wuppertal: Bergische Universität Wuppertal: Dissertation.
- [53] Bodzay, B., Bocz, K., Bárkai, Z., & Marosi, G. (2011). Influence of rheological additives on char formation and fire resistance of intumescent coatings. *Polymer Degradation and Stability* 96, S. S. 355 – 362.
- [54] Boháč, V.; Gustavsson, M.; Kubičár, L.; Vretenár, V.: Measurements of Building materials by Transient Methods. *Thermophysics 2003, Proceedings of the Meeting of the Thermophysical Society - Working Group of the Slovak Physical Society*, Seite 53-66, Bratislava, 2003.
- [55] Bundesverband der Gipsindustrie E.V.: Gips-Datenbuch. Berlin, Mai 2013.
- [56] Choi, J., Jang, H., & Chun, C. (2009). Thermal characteristics measurements of an inorganic intumescent coating system. In *Application of Structural Fire Engineering* (S. pp. 128–133). Prague: Wald F., Kallerová P., Chlouba J.
- [57] Cirpici, B. K., Wang, Y.C., & Rogers, B. (2016). Assessment of the thermal conductivity of intumescent coatings in fire. *Fire Safety Journal* (81), S. pp. 74-84.
- [58] Cohrs, P., C.: Tragverhalten stählerner Atriumstützen unter lokaler Brandbeanspruchung. Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie, Dissertation, Hannover, 2016.

- [59] Cooper, L.Y.: The thermal response of gypsum-panel/steel stud wall systems exposed to fire - Environments - a simulation for use in zone-type fire models. NISTIR 6027, Building and Fire Research Laboratory, Juni 1997.
- [60] Costa, L., & Camino, G. (1988). Thermal behaviour of melamine. *Journal of Thermal Analysis*, 34, S. pp. 423-429.
- [61] Di Blasi, C., & Branca, C. (2001). Mathematical Model for the Nonsteady Decomposition of Intumescent Coatings. *American Institute of Chemical Engineers Journal* 47, Wiley-Verlag, S. pp. 2359-2370.
- [62] Dixon, C., Strong, M., Zhang, S.M.: Transient Plane Source Technique for Measuring Thermal Properties of Silicone Materials Used in Electronic Assemblies. *The international Journal of Microcircuits and Electronic Packaging* 23/4, 2000.
- [63] Dierke, S. (2016). Brandschutz-Putzbekleidungen - Anwendung und Nachweis für die Verwendung. Zehfuß, J. (Hrsg.): Braunschweiger Brandschutz-Tage 2016, Tagungsband, Heft 228, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB). Braunschweig, 2016, pp. 35-46.
- [64] Do, C.T., Bentz, D.P., Stutzman, P.E.: Microstructure and Thermal Conductivity of Hydrated Calcium Silicate Board Materials. *Journal of Building Physics*, Building and Fire Research Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, 2007.
- [65] Duquesne, S., & Bourbigot, S. (2009). Char Formation and Characterization. In *Fire Retardancy of Polymeric Materials*, 2nd edn (S. pp. 239–260). Wilkie, C. and Morgan, A. (eds), CRC Press, Boca Raton, FL.
- [66] Frick, A., Stern, C.: DSC Prüfung in der Anwendung. Carl Hanser Verlag, <https://doi.org/10.3139/9783446408180>, München, 2006.
- [67] Friday, P., A.: Comparison of FDS Model Prediction with FM/SNL Fire Test Data. National Institute of Standards and Technology (NiST), Gaithersburg, 2001.
- [68] Fuller, J.J., Leichti, R.J., White, R.H.: Temperature distribution in nailed gypsum-stud joint exposed to fire, *Fire and Materials* 16/2, Seite 95-99, April / Juni 1992.
- [69] Gao, M., Wu, W., & Yan, Y. (2009). Thermal Degradation and flame retardancy of epoxy resins containing intumescent flame retardant. *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry* (95), S. 605-608.
- [70] Ghazi Wakili K., Hugi, E.: Four types of gypsum plaster boards and their thermo-physical properties under fire condition. *Journal of Fire Sciences* 2008, Seite 27–43, DOI: 10.1177/0734904108094514, Januar 2009.

- 
- [71] Ghazi Wakili, K., Hugi, E., Wullschleger, L., Frank Th.: Gypsum board in fire — modeling and experimental validation. *Journal of Fire Sciences* 25-2007, Seite 267–282, DOI: 10.1177/0734904107072883, Mai 2007.
- [72] Gomez-Mares, M., Tugnoli, A., Landucci, G., Barontini, C., & Cozzani, V. (2012). Behavior of intumescent epoxy resins in fireproofing applications. *Journal of Analytical and Applied Pyrolysis* (97), S. 99-108.
- [73] Gu, J., Zhang, G., Dong, S., Zhang, Q., & Kong, J. (2007,). Study on preparation and fire-retardant mechanism analysis of intumescent flame-retardant coatings. *Surface & Coatings Technology* 201, S. S. 7835 – 7841.
- [74] Güldenpfennig, J.: Ingenieurmethoden im Brandschutz - Brandschutztechnische Bemessung mit Hilfe eines CFD-Modells und FE-Berechnungen am Beispiel eines Hallentragwerks. RWTH Aachen, Aachen, Januar 2006.
- [75] Halfkann, K.-H.; Hegger, T.: Überarbeitung der Norm über natürliche Rauch- und Wärmeabzugsanlagen DIN 18232 Teil 2. Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, Bauphysik 27/5, Berlin, 2005.
- [76] Herzog. (1997). Zulassungsgrundsätze für reaktive Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen. Berlin: Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt).
- [77] Hohm, V.: Wärmetransportmodell für gekoppelte Prozesse in der Brandsimulation, Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 2010.
- [78] Hollmann, D.W.: Grundlagen und Ingenieurmodell für den Nachweis von Holzbauteilen mit Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Juli 2011.
- [79] Hollmann, D.W., Schnetgöke, R.: Thermische Materialkennwerte von plattenförmigen Bekleidungsmaterialien für den Nachweis brandbeanspruchter Stahltragwerke. Beitrag Workshop Heißbemessung, 2016.
- [80] Hollmann, D.W.; Hosser, D.; Zehfuß, J.: Orientierender Laborversuch zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonplatten für steigende und fallende Temperaturen. Interner Bericht 2012, unveröffentlicht.
- [81] Hosser, D. (Hrsg.): Leitfaden - Ingenieurmethoden des Brandschutzes. Auflage 3. Technisch-Wissenschaftlicher Beirat (TWB), der Verein zur Förderung des Deutschen Brandschutzes e.V. (vfdb), Altenberge / Braunschweig, November 2013.
- [82] Hosser, D., Nause, P., Rohling, A., & Dorn, T. (1994). Weiterführende Untersuchungen zum Brandverhalten von gußeisernen Stützen. Braunschweig: IBMB Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz.
- [83] Hurley, M. (Hrsg.): SFPE Handbook of Fire Protection Engineering, 5<sup>th</sup> edition, Springer, 2016.

- [84] Jansson, R.: Measurement of thermal properties at elevated temperatures – Brandforsk project 328-031. SP Swedish National Testing and Research Institute, SP Report 2004: 46, Borås, Schweden, 2004.
- [85] Jimenez, M., Duquesne, S., & Bourbigot, S. (2006). Characterization of the performance of an intumescent fire protective coating. *Surface & Coatings Technology*, S. p. 979 - 987.
- [86] Karrer, P. (1948). *Lehrbuch der organischen Chemie*, 10. Auflage. Georg Thieme Verlag: Stuttgart.
- [87] Keerthan, P., Mahendran, M.: Numerical studies of gypsum plasterboards panels under standard fire conditions. *Fire Safety Journal* 53, Seite 105 - 119, <http://dx.doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.06.007>, Oktober 2012.
- [88] Kodur, V.K.R.; Shakya, A.: Effect of temperature on thermal properties of fire insulation. *Fire Safety Journal* 61, Seite 314–323, 2013.
- [89] Koo, J. H. (1998). Thermal Characterization of a Ceramic Intumescent Material. *Fire Technology*, S. S. 59-71.
- [90] Koronthalyova, O., Matiasovsky, P.: Thermophysical parameters of calcium silicate insulation measured by guarded hot plate and pulse transient methods. Institute of Construction and Architecture, Slovak Academy of Science, Bratislava, 2003.
- [91] Köhler, J., Klein, J., Fontana, M.: Die Erhebung von Brandlasten in 95 Industrie- und Gewerbebauten. Ernst und Sohn Verlag, Bauphysik, Heft 6, S. 360 – 367, DOI: 10.1002/bapi.200610038, Berlin, 2006.
- [92] König, J.: Fire exposed simply supported wooden I-joists in floor assemblies, SP Swedish National Testing and Research Institute, SP Report 2006: 44, Stockholm, 2006.
- [93] Krüger, S., Gluth, G.J.G., Watolla, M.-B., Morys, M., Häßler, D., & Schertel, B. (2016). Neue Wege: Reaktive Brandschutzbeschichtungen für Extrembedingungen. *Bautechnik* 93 (8), S. S. 531-542.
- [94] Kruse, D. (2009). Brandschutzbeschichtungen und Flammschutzadditive für Holz und Holzwerkstoffe. In *Holz Brandschutz Handbuch* (S. 475 - 486). Berlin: Ernst & Sohn.
- [95] Lázaro, D., Puente, E., Peña, J., Alvear, D.: Gypsum board failure model based on cardboard behaviour. *Fire and Materials* 42/2. Seite 221-233, DOI 10.1002/fam.2483, November 2017.
- [96] Li, G., Yang, J., He, T., Wu, Y., & Liang, G. (2008). An Investigation of the thermal degradation of the intumescent coating containing MoO<sub>3</sub> and Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. *Surface & Coatings Technology*, 202, S. pp. 3121–3128.

- [97] Liang, H., Shi, W., & Gong, M. (2005). Expansion behaviour and thermal degradation of tri(acryloyloxyethyl) phosphate / methacrylated phenolic melamine intumescent flame retardant system. *Polymer Degradation and Stability* 90, S. S. 1-8.
- [98] Longdon, P., Houyoux, C., Zhao, B., & Chico, B. (2005). Development of alternative technologies for off-site applied intumescent coatings. Luxemburg: Office for Official Publications of the European Communities – ISBN 9289491655.
- [99] Lu, H., & Wilkie, C. (2010). Study on Intumescent Flame Retarded Polystyrene Composites with Improved Flame Retardancy. *Polymer Degradation and Stability* 95, S. 2388-2395.
- [100] Lucherini, A., Giuliani, L., & Jomaas, G. (2018). Experimental study of the performance of intumescent coatings exposed to standard and non-standard fire conditions. *Fire Safety Journal*, 95, S. pp. 42-50.
- [101] Mehaffey, J.R., Cuerrier, P., Carisse, G.: A Model for Predicting Heat Transfer Through Gypsum-Board/Wood-Stud Walls Exposed to Fire. *Fire and Materials* 18, Seite 297-305, September / Oktober 1994.
- [102] Mesquita, L., Piloto, P. A., Vaz, M. A., & Pinto, T. M. (2009). Decomposition of intumescent coatings: Comparison between numerical method and experimental results. *Application of Structural Fire Design*. Prague, Czech Republic.
- [103] Neggers, J. (2018). Jann5s Measuretool. (MathWorks - File Exchange) Abgerufen am Juli 2014 von <https://de.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/25964-jann5s-measuretool>
- [104] Olcese, T., & Pagella, C. (1999,). Vitreous fillers in intumescent coatings. *Progress in Organic Coatings* 36, S. S. 231 – 241.
- [105] Park, S., Manzello, S.L., Bentz, D.P., Mizukami, T.: Determining thermal properties of gypsum board at elevated temperatures. *Fire and Materials* 34/5, Seite 237–250, <http://dx.doi.org/10.1002/fam.1017>, Juli 2009.
- [106] Rahmanian, I., Wang, Y.: Thermal Conductivity of Gypsum at High Temperatures- A Combined Experimental and Numerical Approach. *Acta Polytechnica*, Volume 49, Prag, 2009.
- [107] Raveglia, E. (2008). Grundlagen der Bemessung von intumeszierenden Brandschutzsystemen im Stahlbau. Zürich: vdf Hochschul.-Verlag an der ETH Zürich, Diss.
- [108] Raznjevic, K. (Hrsg.): Handbook of Thermodynamic: Tables and Charts. Hemisphere Publishing Corporation, 1976.

- [109] Sander, L.: Numerische Untersuchung von hochfesten Stahlbetonstützen unter Brandeinwirkung in Sofistik. Studienarbeit, Technische Universität Braunschweig, 2016 (unveröffentlicht).
- [110] Schaumann, P.: Nationale brandschutztechnische Bemessung. Stahlbaukalender 2001, Institut für Stahlbau, Hannover, 2001.
- [111] Schjerve, N. , Schneider, U.: Materialtechnische Tabellen für den Brandschutz. Bauphysik Kalender 2016, Seite 565-602. Ernst und Sohn Verlag, Berlin, 2016.
- [112] Schleifer, V.: Zum Verhalten von raumabschließenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall. Dissertation, ETH Zürich, <https://doi.org/10.3929/ethz-a-005771863>, 2009.
- [113] Schneider, U.: Ingenieurmethoden im Baulichen Brandschutz. 2. durchgesehene Auflage, Verein zur Förderung von Ingenieurmethoden im Brandschutz (VIB), Arbeitsgemeinschaft Brandsicherheit (AGB), Expert Verlag, Renningen, 2002.
- [114] Semitelos, G.K., Mandilaras, I.D., Kontogeorgos, D.A.: Simplified correlation of gypsum board thermal properties for simulation tools. Fire and Materials 40/2, Seite 229-245, <https://doi.org/10.1002/fam.2282>, November 2014.
- [115] Simon, S. (2006). Untersuchungen zur systematischen Entwicklung von intumeszierenden Hochleistungsbrandschutzbeschichtungen. Braunschweig: Fraunhofer IRB Verlag.
- [116] Singh, M. et al.: Perlite-based building materials- a review of current applications. Construction and building materials 5 No. 2, Seite 75-81, Juni 1991.
- [117] Spitzer, M.H. (2001). Untersuchungen zur Wärmeleitfähigkeit geschäumter Massen. Clausthal: Technische Universität Clausthal, Fraunhofer IRB Verlag.
- [118] Staggs, J.E.J. (2010). Thermal conductivity estimates of intumescent chars by direct numerical simulation. Fire Safety Journal, 45, Wiley-Verlag, S. pp. 228–237.
- [119] Stephan, P., VDI-Wärmeatlas, 11. bearb. und erweit. Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2013.
- [120] Suleiman, B.M.: Malinaric, S.: Transient Techniques for Measurements of Thermal Properties of Solids: Data Evaluation within optimized Time Intervals. WSEAS TRANSACTIONS on HEAT and MASS TRANSFER 12/1, Dezember 2006.
- [121] Sultan, M. A.; Lougheed, G. D.: Results of fire resistance tests on full-scale gypsum board wall assemblies. IR-833, Institute for Research in Construction, National Research Council of Canada, January 2002.
- [122] Tabeling, F. (2014). Zum Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen. Hannover: Dissertation, Leibniz Universität Hannover.

- [123] Thomas, G.: Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures. *Fire and Materials* 26, Seite 37-45. DOI: 10.1002/fam.786, Juni 2002.
- [124] Tollens, B., & Wigand, P. (1891). Über den Penta-Erythrit, einen aus Formaldehyd und Acetaldehyd synthetisch hergestellten vierwertigen Alkohol. *Justus Liebigs Annalen der Chemie*, S. 316-340.
- [125] Tsantaridis, L. D., Östman B. A.-L., König, J.: Short communication: Fire protection of wood by different gypsum plasterboards. *Fire and Materials* 23, Seite 45-48, 1999.
- [126] Vereinigung Kantonalen Feuerversicherungen (VKF): Brandschutzerläuterung - Bewertung Brandabschnittsgrößen - Sicherheitsnachweis bei industrieller und gewerblicher Nutzung - Berechnungsverfahren. Bern, 2003.
- [127] Wang, D., Liu, Y., Ge, X., Wang, Y., Steg, A., Biswas, B., & Hull, R. (2008). Effect of metal chelates on the ignition and early flaming behaviour of intumescent fire-retarded polyethylene systems. *Polymer Degradation and Stability* 93, S. 1024–1030.
- [128] Wang, D.-L., Liu, Y., & Wang, D.-Y. (2007). A novel intumescent flame-retardant system containing metal chelates for polyvinyl alcohol. *Polymer Degradation and Stability*, S. p. 1555 - 1564.
- [129] Wang, G., & Yang, J. (2012). Influence of molecular weight of epoxy binder on fire protection of waterborne intumescent fire resistive coatings. *Surface & Coatings Technology* 206, S. S. 2146 - 2151.
- [130] Wang, L., Dong, Y., Zhang, D., & Zhang, C. (2015). Experimental Study of Heat Transfer in Intumescent Coatings Exposed to Non-Standard Furnace Curves. *Fire Technology*, 51, S. pp. 627–643.
- [131] Wang, L., Wang, Y., & Li, G. (2013). Experimental study of hydrothermal aging effects on insulative properties of intumescent coating for steel elements. *Fire Safety Journal*, S. 168-181.
- [132] Wang, Z., Han, E., & Ke, W. (2006). Effect of nanoparticles on the improvement in fire-resistant and anti-ageing properties of flame-retardant coating. *Surface & Coatings Technology*, 200, S. pp. 5706–5716.
- [133] Weber, B.: Heat transfer mechanisms and models for a gypsum board exposed to fire. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 55/5-6, Seite 1661-1678. , Februar 2012.
- [134] Weil, E.D. (2011). Fire-Protective and Flame-Retardant Coatings – A State-of-the-Art Review. *Journal of Fire Sciences*, 29 (3), S. pp. 259-296.

- 
- [135] Weisheim, W., Schaumann, P., Sander, S. und Zehfuß, J., „Numerical model for the fire protection performance of intumescent coatings exposed to natural fires,“ in Proceedings of the 10th International Conference on Structures in Fire (SiF '18), Belfast, United Kingdom, 6-8 June 2018, pp. pp. 225-232 .
- [136] Wulf, R.: Wärmeleitfähigkeit von hitzebeständigen und feuerfesten Dammstoffen - Untersuchungen zu Ursachen für unterschiedliche Messergebnisse bei Verwendung verschiedener Messverfahren. Technische Universität Bergakademie Freiberg, Dissertation, Februar 2009.
- [137] Wullschleger, L., Ghazi Wakili, K.: Numerical parameter study of the thermal behavior of a gypsum plasterboard at fire temperatures. in: Fire and Materials 32, pp. 103-119, DOI: 10.1002/fam.956, 2008.
- [138] Zehfuß, J.: Bemessung von Tragsystemen mehrgeschossiger Gebäude in Stahlbauweise für realistische Brandbeanspruchung. Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Dissertation, Braunschweig, 2004.
- [139] Zehfuß, J., Hosser, D., Haß, S.: Validierungsversuch mit Mobiliarbrandlasten. Versuchsbericht, Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB), Braunschweig, 2002.
- [140] Zehfuß, J., Siemon, M.: Anwendungsbeispiel Ingenieurmethoden des Brandschutzes für den „Brandschutzleitfaden für Gebäude des Bundes“. Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz, 2015 (unveröffentlicht).
- [141] Zhang, Y., Wang, Y., Bailey, C., & Taylor, A. (2012). Global modelling of fire protection performance of intumescent coating under different cone calorimeter heating conditions. Fire Safety Journal (50), S. pp. 51–62.

[DAST-Richtlinien \(deutscherstahlbau.de\)](http://deutscherstahlbau.de)

[Forschungsberichte \(deutscherstahlbau.de\)](http://deutscherstahlbau.de)

