

## **THERMISCHE MATERIALKENNWERTE VON PLATTENFÖRMIGEN BEKLEIDUNGSMATERIALIEN FÜR DEN NACHWEIS BRANDBEANSPRUCHTER STAHLTRAGWERKE**

Dirk Hollmann, Werther  
Ralf Schnetgöke, Zürich

### **EINLEITUNG**

Die Brandschutzteile der Eurocodes ermöglichen den Nachweis brandbeanspruchter Stahltragwerke für Norm- und Naturbrandbeanspruchungen. Auch im Rahmen von Nachweisen der Stufe 3 der Eurocodes ist es häufig nicht möglich, auf brandschutztechnisch wirksame Bekleidungen gänzlich zu verzichten.

Die Erwärmung brandbeanspruchter Bauteile ist ein instationärer Prozess. Um diesen numerisch mit Hilfe der Methode der finiten Elemente nachbilden zu können, ist die Lösung der Fourier-Gleichung erforderlich. Die hierfür erforderlichen thermischen Materialkennwerte sind Wärmeleitfähigkeit, spezifische volumetrische Wärmekapazität und Rohdichte. Weil die Baustoffe unter Temperatureinwirkung bis mehrere hundert Grad Celsius – wie es im Brandfall der Fall ist – physikalischen und/oder chemischen Veränderungen unterliegen, müssen die thermischen Materialkennwerte in der Regel mindestens temperaturabhängig formuliert werden. Im nationalen Anhang des DIN EN 1993-1-2/NA [1] werden vereinfachte Modelle für gipsgebundene Plattenbekleidungen angegeben. In diesem Beitrag werden im ersten Schritt weitere Materialmodelle aus der Literatur zusammengetragen und miteinander hinsichtlich des Erwärmungsverhaltens eines Stahlbauteils verglichen. In einem weiteren Schritt wird die Anwendbarkeit der Modelle für die Bemessungspraxis diskutiert und ein vereinfachtes Rechenmodell für die temperaturabhängigen thermischen Materialkennwerte gipsgebundener Bekleidungen vorgestellt. In einem Ausblick werden die noch offenen Fragen und Lösungsansätze diskutiert.

### **STAND DER NORMUNG**

#### **Thermische Materialkennwerte**

In Tabelle AA.1 der DIN EN 1993-1-2/NA (EC3-1-2/NA) [1] werden folgende konstante thermische Materialkennwerte für gipsgebundene Plattenbekleidungen angegeben:

Wärmeleitfähigkeit	$\lambda=0,20$	[W/(mK)]
spezifische Wärmekapazität	$c_p=1700$	[J/(kgK)]
Rohdichte	$\rho_p=945$	[kg/m <sup>3</sup> ]

Beitragsnr.

Die vorgenannten Werte dürfen nur dann Anwendung finden, wenn die konstruktiven Regeln gemäß DIN 4102-4 [2] bzw. des Verwendbarkeitsnachweises nach Bauregelliste eingehalten werden.

Darüber hinaus gelten die in Tabelle AA.1 aufgeführten Materialkennwerte nur für das Berechnungsverfahren nach DIN EN 1993-1-2 [3] bis zu Stahltemperaturen von 700 °C. Dieses Verfahren folgt Gleichung (1) und basiert auf der Theorie dünner Querschnitte, wonach zu jedem Zeitpunkt in jeder Faser die gleiche Temperatur herrscht. Die äußere Erwärmungskurve hat dabei grundsätzlich einen positiven Gradienten.

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p \cdot \frac{A_p}{V}}{d_p \cdot c_a \cdot \rho_a} * \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{\left(1 + \frac{\phi}{3}\right)} * \Delta t - \left(e^{\frac{\phi}{10}} - 1\right) * \Delta\theta_{g,t} \quad (1)$$

mit:

$$\phi = \frac{c_p \cdot \rho_p}{c_a \cdot \rho_a} * d_p * \frac{A_p}{V} \quad (2)$$

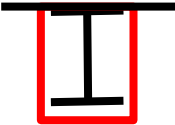

Dabei ist:

$A_p/V$	Profilfaktor des wärme gedämmten Stahlbauteils [1/m]
$A_p$	Fläche des Brandschutzmaterials, bezogen auf die Bauteillänge [m <sup>2</sup> /m]
$V$	Bauteilvolumen, bezogen auf die Bauteillänge [m <sup>3</sup> /m]
$c_a$	temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität von Stahl [J/kgK]
$c_p$	temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität des Brandschutzmaterials [J/kgK]
$d_p$	Dicke des Brandschutzmaterials [m]
$\Delta t$	Zeitintervall [sek]
$\theta_{a,t}$	Stahltemperatur zum Zeitpunkt t [°C]
$\theta_{g,t}$	Temperatur der umgebenden Luft zum Zeitpunkt t [°C]
$\Delta\theta_{g,t}$	Anstieg Umgebungstemperatur während des Zeitintervalls $\Delta t$ [K]
$\lambda_p$	Wärmeleitfähigkeit des Brandschutzsystems [W/mK]
$\rho_a$	Rohdichte von Stahl [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_p$	Rohdichte des Brandschutzmaterials [kg/m <sup>3</sup> ]

## Anwendung

Da in EC3-1-2/NA [1] die Verknüpfung zu DIN 4102-4 [2] aus dem Jahre 1994 hergestellt wird, liegt es nahe, die Tabellen 92 und 95 aus [2] für Gipskartonfeuerschutzplatten (GKF) anhand Gleichung (1) zu untersuchen und den Temperaturverlauf im Stahlprofil mit Literaturwerten zu vergleichen. In der Neufassung der DIN 4102-4 [4] von 2016 finden sich mit den Tabellen 7.3 und 7.6 identische Ausführungen, sodass der Verweis des EC3-1-2 [1] übertragbar ist. In Tabelle 1 werden die entsprechenden Untersuchungsparameter zusammengestellt.

Tabelle 1 Untersuchungsparameter entsprechend DIN 4102-4 [2], [4]

	Feuerwiderstandsklasse erforderliche Plattendicke $d_p$ [mm] (GKF-Platten nach DIN 18180 [5])		
	F30/R30	F60/R60	F90/R90
Träger ( $A/V \leq 300$ 1/m) 	12,5	12,5+9,5	2x15
Stütze ( $A/V \leq 300$ 1/m) 	12,5	12,5+9,5	3x15

In Bild 1 werden die Temperaturverläufe in Stützen und Trägern mit Bekleidungen nach Tabelle 1 dargestellt. Als Trägerprofil wird ein IPE 140 ( $A/V=215$  1/m) gewählt - für die Stütze ein IPE 220 ( $A/V=198$  1/m). Dieses sind die in Prüfungen nach DIN 4102-2 [6] jeweils leichtesten zu verwendenden Profile mit entsprechend hohen Bauteiltemperaturen. Die horizontalen Linien markieren den Bereich der kritischen Stahltemperaturen zur Identifizierung der Feuerwiderstandsdauer. Diese liegen entsprechend der Ausführungen in [7] für Balken sowie Stützen, die im Eulerfall 3 mit einer Ausmitte von 7 mm geprüft werden, je nach Bemessungsnorm zwischen 500 °C und 550 °C.

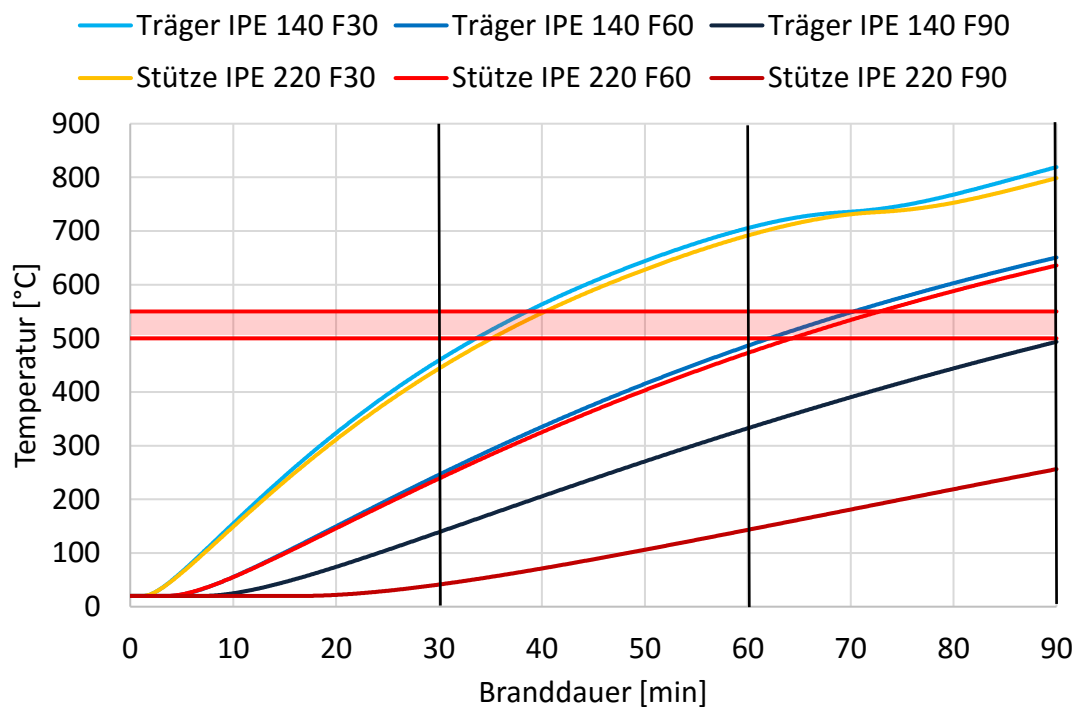


Bild 1 Temperaturverläufe in Stahlträgern und -stützen mit Brandschutzbekleidungen nach Tabelle 1 und thermischen Materialkennwerten nach Tabelle AA.1 des EC3-1-2/NA [1]

Die Temperaturverläufe entsprechen qualitativ den bekannten aus den Euronomogrammen [7].

Mit Ausnahme der Stütze der Feuerwiderstandsklasse F90 erreichen alle untersuchten Systeme jeweils ca. 5 Minuten längere Feuerwiderstandsdauern als nach Tabelle 1 erforderlich. Diese Reserven sind plausibel, weil nach DIN 4102-4 noch leichtere Profile zugelassen werden als die Profile, die nach DIN 4102-2 geprüft werden.

Eine deutliche Ausnahme stellt die Stütze der Feuerwiderstandsklasse F90 dar, weil diese nach einer Branddauer von 90 Minuten erst eine Temperatur von ca. 250 °C aufweist. Damit erscheint die gemäß Tabelle 1 erforderliche Bekleidungsdicke zunächst zu hoch. Der Hintergrund ist jedoch nicht das Erwärmungsverhalten. Sondern die Bauteilprüfungen, welche die Datengrundlage der DIN 4102-4 [2] bildeten, wurden mit dem sogenannten „Loschwassertest“ abgeschlossen [8]. Diese Sonderbeanspruchung führte zu einer zusätzlichen Plattenlage. Im Rahmen der EN-Normen existiert der „Loschwassertest“ nicht mehr.

## Bewertung der Anwendungsergebnisse

Die Stahltemperaturen in Bild 1 zeigen offensichtlich, dass die konstruktiven Randbedingungen nach DIN 4102-4 [2,4] in Verbindung mit den thermischen Materialkennwerten nach EC3-1-2/NA [1] hinsichtlich der kritischen Temperaturen ein stimmiges System bilden.

Im Folgenden wird untersucht, ob die thermischen Materialkennwerte auch eine Reproduzierbarkeit der Temperaturverläufe über die Branddauer ermöglichen, oder ob ausschließlich der Zeitpunkt der zu erreichenden Feuerwiderstandsdauer fokussiert wird. Vor dem Hintergrund der Anwendung von Naturbrandmodellen als äußere Temperatureinwirkung ist diese Frage zentral.

In Bild 2 wird ein Brandversuch aus [8] zitiert. Es handelt sich um einen dreiseitig bekleideten Träger I140 mit 2 Plattenlagen GKF mit jeweils 15 mm Dicke.

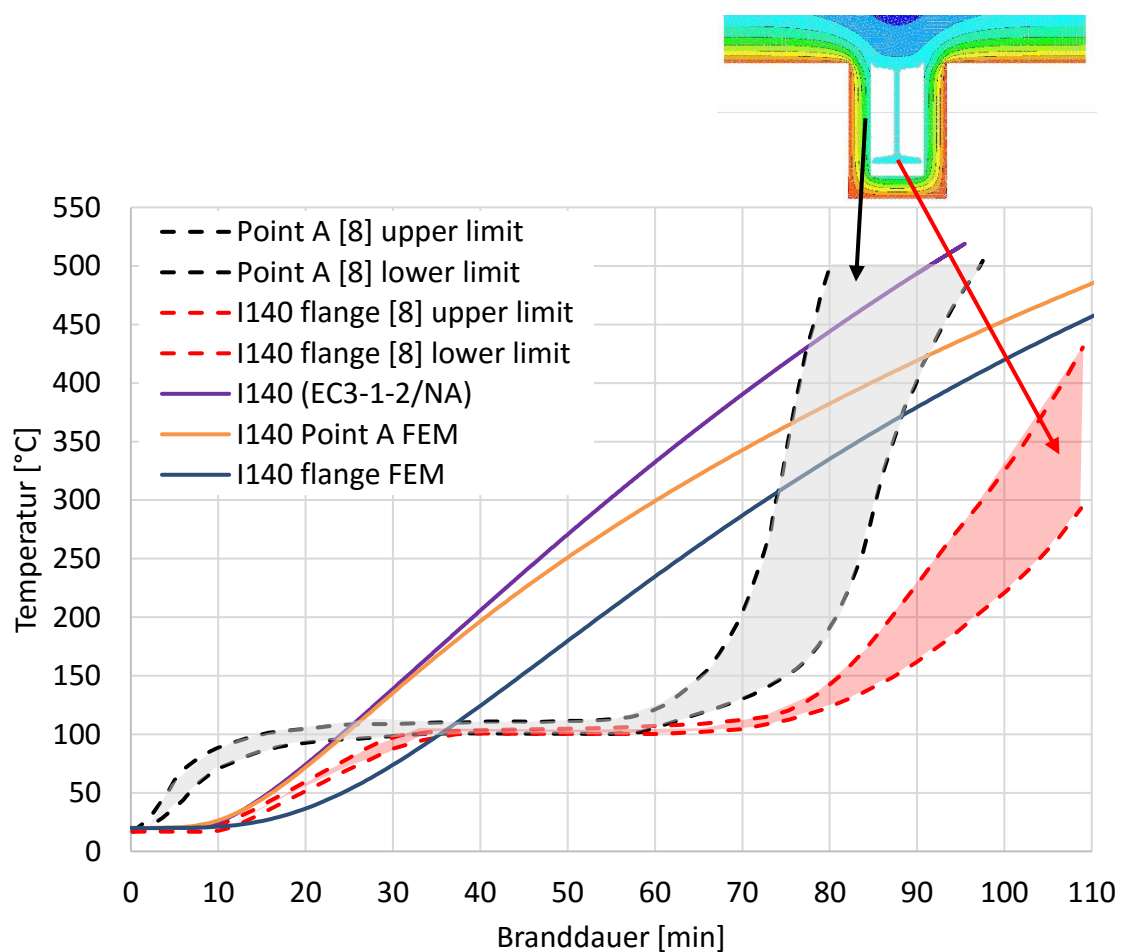


Bild 2 Vergleich der Temperaturverläufe eines Versuchsträgers aus [8] mit dem Modell aus EC3-1-2/NA in Verbindung mit Gleichung (1) und der Methode finiter Elemente

Entsprechend Tabelle 1 hat dieses System eine Feuerwiderstandsdauer von 90 Minuten. Es wurden jeweils die Temperaturen im Untergurt und an der Innenseite der Bekleidung gemessen und im Bild als untere und obere Grenzwerte aufgetragen. Zum Vergleich wird im ersten Schritt der Temperaturverlauf im Stahl auf Grundlage von Gleichung 1 ermittelt. In einem weiteren Schritt wird unter Verwendung der Methode der finiten Elemente (FEM) das System noch einmal untersucht. Diese Vorgehensweise ermöglicht den Vergleich der Temperaturen im Stahl und an der Innenseite der Bekleidung.

Der Vergleich der Berechnungsmodelle zeigt, dass die FEM die Stahltemperaturen gegenüber Gleichung (1) in nennenswerter Weise unterschätzt. Die Unterschiede sind darauf zurückzuführen, dass sich in der 30 mm dicken Plattenbekleidung ein Temperaturgradient einstellt und dass im Inneren des Kastens ein Wärmeübergangswiderstand von der Bekleidung zum Stahlprofil überwunden werden muss. Beide Effekte sind im Modell nach Gleichung (1) nicht unmittelbar berücksichtigt. Die vereinfachten Materialkennwerte nach EC3-1-2/NA sind deshalb auf diesen Umstand abgestimmt (ideelle Materialkennwerte). Insofern ist die in der Norm formulierte Randbedingung unbedingt zu befolgen, wonach ausschließlich thermische Analysen unter Anwendung der Gleichung (1) zugelassen sind.

Beide Berechnungsmodelle weichen vom Bauteilversuch [8] hinsichtlich des zeitlichen Temperaturverlaufs erkennbar ab. Augenscheinlich kondensiert im Inneren des Kastens das freigesetzte Wasser aus Dihydrat und Halbhydrat und wird bei Erreichen der Temperaturfront an der inneren Oberfläche erst verdampft, bevor Wärmeenergie zur Erhöhung der Randfaser der Platten bzw. für den Stahlträger zur Verfügung steht. Dadurch werden im Versuch über rund 50 Minuten lediglich 100 °C gemessen, während die berechneten Temperaturen ab der 70. Minute schon 200 K höher sind.

Im Brandversuch nach [8] geht mit dem Versagen des Trägers auch ein Abfallen der Bekleidungsplatten einher. Dieser Effekt kann mit der hier rein thermischen FEM-Simulation genau so wenig abgebildet werden wie mit Gleichung (1).

In der Bewertung ist also festzustellen, dass thermische Analysen nach EC3-1-2/NA [1] zwar die kritische Stahltemperatur jeweils angemessen reproduzieren können, nicht jedoch den zeitlichen Verlauf. Hinsichtlich der Anwendung in Naturbrandmodellen ist dieser Umstand jedoch kritisch zu hinterfragen, da naturgemäß die äußeren Temperaturen an verschiedenen Orten auch unterschiedlich verlaufen und damit das Gesamttragverhalten eines Bauwerks unter Umständen nicht ausreichend genau abgebildet wird.

In der nachfolgenden Literaturstudie wird nach Materialmodellen gesucht, die ggf. besser geeignet sind, den zeitlichen Temperaturverlauf genauer abzubilden.

## LITERATURSTUDIE

In der Literatur finden sich zahlreiche Quellen, die sich mit den thermischen Materialkennwerten von gipsgebundenen Bekleidungsmaterialien auseinandersetzen [9,10,11,12, 13, 14, 15, 16, 17, 18]. Es ist zu beachten, dass nicht alle zitierten Autoren eigene Materialuntersuchungen im Labor durchführen, sondern teilweise bestehende Modelle anhand von Vergleichsrechnungen an Bauteilversuchen weiterentwickeln. Alle zitierten Quellen haben gemein, dass die Bekleidungsmaterialien auf Holzständer- oder Metallständerwänden angewendet werden – nicht jedoch zur Isolation tragender Balken und Stützen. Für diese Aufgabenstellung wurden keine systematischen Untersuchungen gefunden.

Während der Temperaturerhöhung von Gips laufen zahlreiche chemische Reaktionen und physikalische Prozesse ab, auf die im Folgenden nur oberflächlich eingegangen wird. Die entsprechenden Informationen können in den genannten Quellen nachgelesen werden. In [9] werden darüber hinaus die verschiedenen Ergebnisse der Autoren hinterfragt und auch die jeweils verwendeten Messverfahren gegeneinander abgegrenzt.

Alle hier gezeigten Literaturquellen haben gemein, dass bei der Kalibrierung der Messwerte anhand von Bauteilversuchen rein thermische Simulationen durchgeführt werden und Stofftransporte ausschließlich in ideeller Weise durch Anpassung der thermischen Materialkennwerte eingehen.

### Spezifische Wärmekapazität

Die temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität mehrerer Literaturstellen wird in Bild 3 dargestellt. Der Verlauf ist geprägt von den verschiedenen chemischen und physikalischen Vorgängen.

Gemäß [10] bildet sich bei ca. 150 °C das Dihydrat in Halbhydrat um, wobei Wasser freigesetzt wird und sofort verdampft. Die Verdampfungsenthalpie des Wassers stellt sich durch einen Peak im Verlauf der spezifischen Wärmekapazität dar. Die jeweiligen Modelle der Autoren unterscheiden sich in Höhe und Breite. Teilweise wird die spezifische Wärmekapazität auch bereits bei 100 °C angesetzt, weil bei dieser Temperatur das freie Wasser verdampft.

Bei ca. 200 °C wandelt sich das Halbhydrat in Anhydrit um und es kommt wiederum zu einem Peak wegen des Verdampfens freigesetzten Wassers. Dieser zweite Peak wird nicht von allen Autoren explizit berücksichtigt.

Ab 600 °C wird Calcium-Magnesium-Karbonat in Calciumoxid und Magnesiumoxid sowie Kohlendioxid umgewandelt [9]. Die dafür benötigte Energie führt wiederum zu einem Peak. Dieser wird nur von wenigen Autoren berücksichtigt; auch weil die entsprechenden Temperaturbereiche nicht untersucht worden sind.

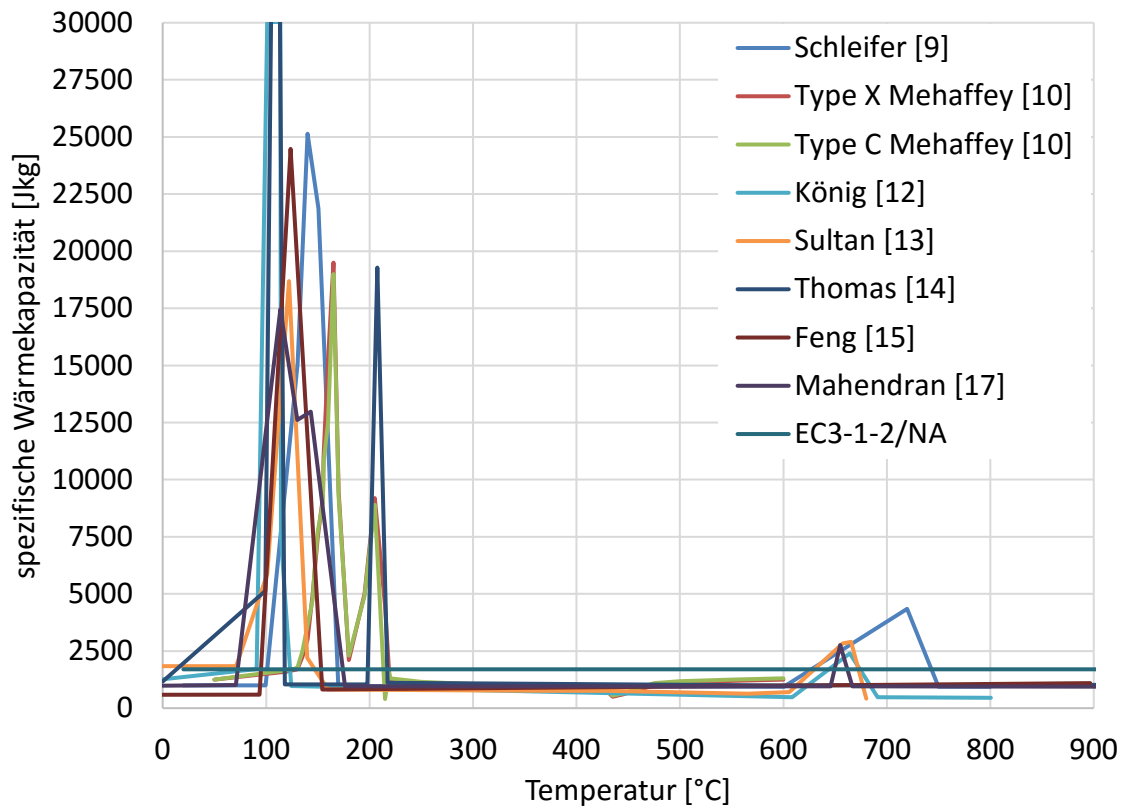


Bild 3 Temperaturabhängige spezifische Wärmekapazität gipsgebundener Bekleidungsmaterialien verschiedener Literaturstellen

### Rohdichte

Die temperaturabhängige Rohdichte wird in der Regel durch die spezifische Masse bzw. den Masseverlust dargestellt. Bei diesem Ansatz wird angenommen, dass das Volumen der Bekleidungen annähernd konstant bleibt. Die in Bild 4 gezeigten Masseverläufe korrelieren in gewisser Weise mit der spezifischen Wärmekapazität nach Bild 3. Erwartungsgemäß treten die größten Masseverluste mit den oben beschriebenen Verdampfungsprozessen von Wasser bzw. dem Freiwerden des Kohlendioxids auf. Für die Darstellung des realen Rohdichteverlaufs ist jeweils die Herstellerangabe des Produkts zu verwenden.



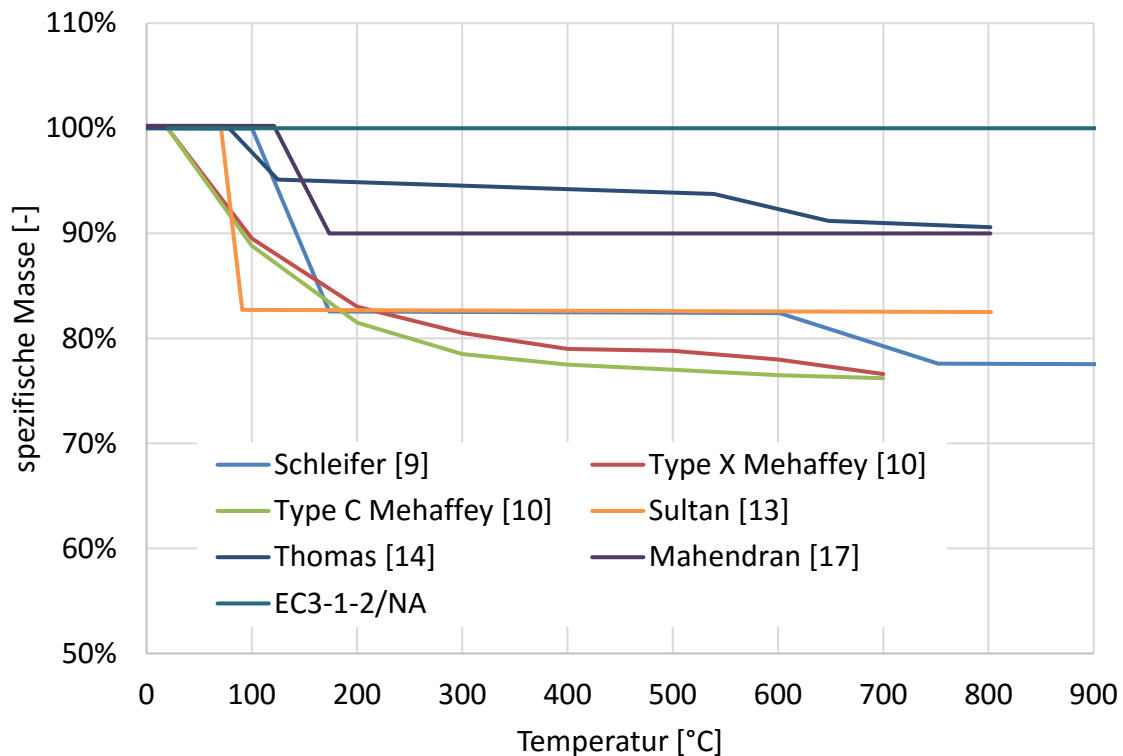


Bild 4 Temperaturabhängiger Masseverlauf gipsgebundener Bekleidungs-materialien verschiedener Literaturstellen

### Wärmeleitfähigkeit

Die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit wird in Bild 5 aufgetragen. Gemäß der Recherche in [9] liegen die Herstellerangaben für Raumtemperatur in der Regel bei 0,20 bis 0,25 W/(mK). Die Modelle von [9] und [12] überschreiten diese Wärmeleitfähigkeiten anfangs auffällig. Dieses wird mit den Transportprozessen im Bekleidungs-material begründet. Der Wasserdampf kondensiert in kälteren Bereichen und führt dort zu einer höheren Wärmeleitfähigkeit im Grundmaterial, sodass durch die ideelle Erhöhung im Modell die Temperaturprofile der jeweils durchgeführten Bauteilversuche insgesamt besser angenähert werden können. Mit der Bildung des Halbhydrates nimmt die Wärmeleitfähigkeit bei allen Autoren ab. Ab 600 °C steigt die Wärmeleitfähigkeit in mehreren Literaturstellen signifikant an. Diese Anstiege sind wiederum ideeller Natur und berücksichtigen die Rissbildung oder sogar das Abfallen von Bekleidungs-materialien im Bauteilversuch.

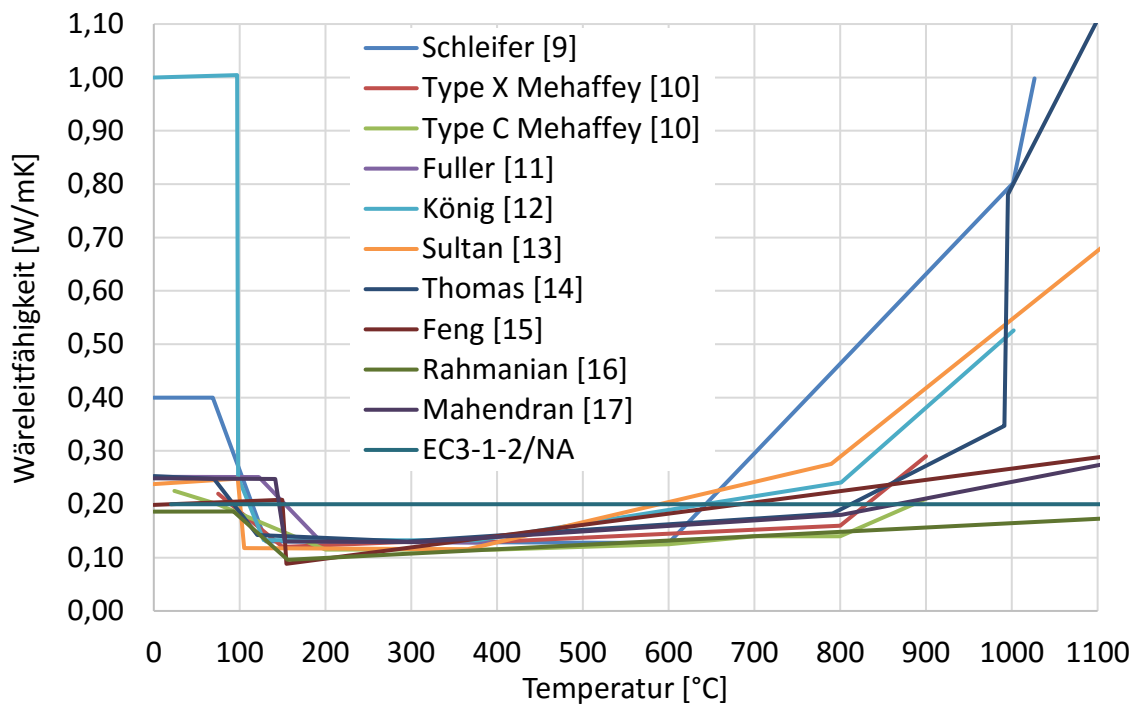


Bild 5 Temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit gipsgebundener Bekleidungs-materialien verschiedener Literaturstellen

## Anwendung

Die Anwendung der thermischen Materialkennwerte aus der Literaturstudie erfolgt exemplarisch anhand des Modells aus [9], vgl. Bild 6. Die Auswahl liegt darin begründet, dass in [9] ein Großteil der hier aufgeführten Modelle ebenfalls diskutiert und unter Berücksichtigung eigener Versuche weiterentwickelt worden ist. Die thermischen Materialkennwerte enthalten Anteile aus Messergebnissen aus Kleinproben und ideelle Anteile zur Berücksichtigung von Transportprozessen, wiederkondensierendes Wasser in kälteren Bereichen sowie Rissbildung aufgrund des Verlustes der Festigkeit bei hohen Temperaturen.

In Bild 6 wird der Temperaturverlauf im Unterflansch vergleichend zu den Versuchsergebnissen aus [8] und dem vereinfachten Modell nach EC3-1-2/NA [1] aufgetragen. In den ersten 60 Minuten liegt die Temperatur der Simulation unterhalb den Versuchswerten, die bis ca. 70 Minuten ein Plateau bei 100 °C aufweisen. Ein ausgeprägtes Plateau stellt sich in der Simulation jedoch nicht ein – die Temperaturen wachsen kontinuierlich an. Die maximale Differenz liegt bei 50 K, was bereits eine gute Näherung ist, weil in den niedrigen Temperaturbereichen weder Reduktionen bei Steifigkeit oder Festigkeit im Stahl eintreten. Ein steilerer Temperaturanstieg stellt sich in der Simulation ca. 10 Minuten eher ein. Die Temperaturkurven verlaufen im ansteigenden Ast nahezu parallel.

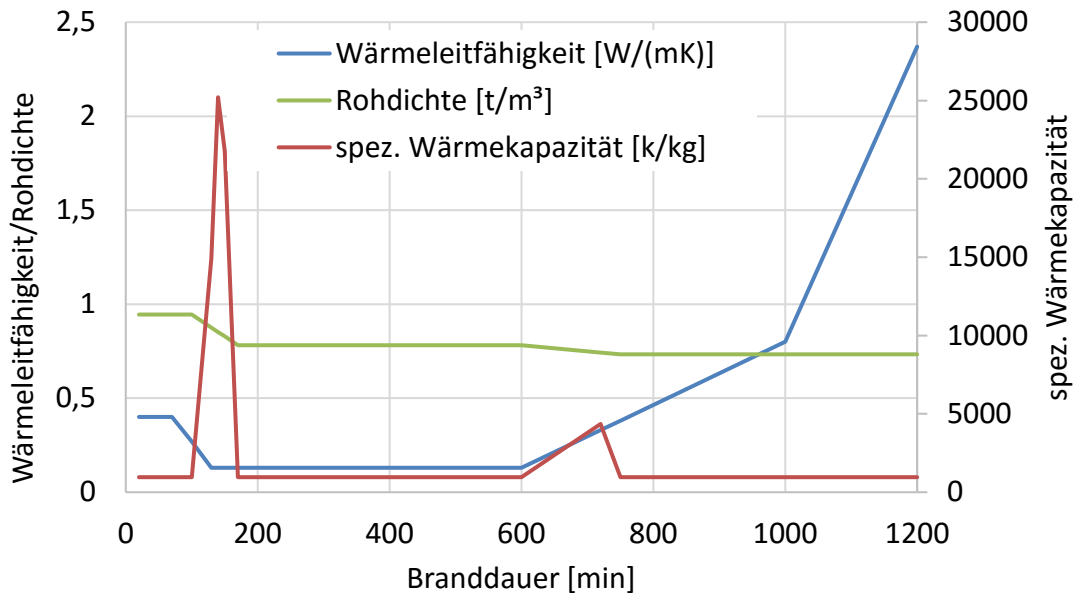


Bild 6 Thermische Materialeigenschaften nach [9]

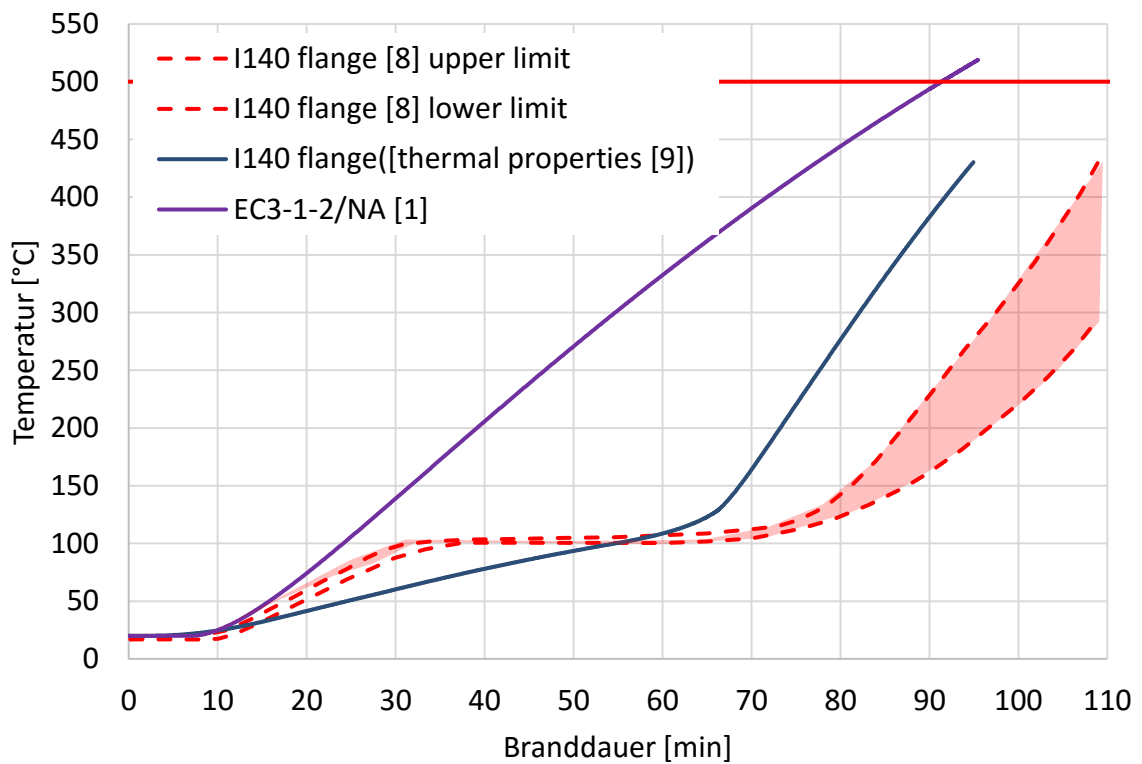


Bild 7 Temperaturverlauf im Träger I140 bei der Nachrechnung des Versuchs aus [8] mit den thermischen Materialeigenschaften aus [9]

Im Hinblick auf die Reproduktion des Temperaturverlaufs ist das Modell nach [9] dem vereinfachten Modell des EC3-1-2/NA eindeutig vorzuziehen. Die kritische Temperatur wird jedoch noch nicht erreicht.

## WEITERENTWICKLUNG

Im Sinne der Durchführung einer Heißbemessung müssen die thermischen Materialkennwerte so kalibriert werden, dass die kritische Temperatur von 500 °C bis 550 °C entsprechend des vereinfachten Modells des EC3-1-2/NA [1] bei einer Bekleidungsstärke von 30 mm erreicht wird. Dazu wird das qualitativ bereits sehr gut passende Modell aus [9] weiterentwickelt, vgl. Bild 8. Zur Reduzierung der Abweichung im ansteigenden Ast wird die Wärmeleitfähigkeit um 1,6 W/(mK) angehoben. Der große Peak im Verlauf der spezifischen Wärmekapazität wird in einen annähernd flächengleichen Rechteckimpuls umgewandelt. Dieses verhindert, dass die Fläche unter der Kurve infolge groß gewählter Zeitschritte nicht vollständig erfasst wird. Die Wärmeleitfähigkeit wird ab einer Temperatur von 500 °C um bis zu 1,0 W/(mK) angehoben, um nach 90 Minuten Branddauer die kritische Temperatur zu erreichen.

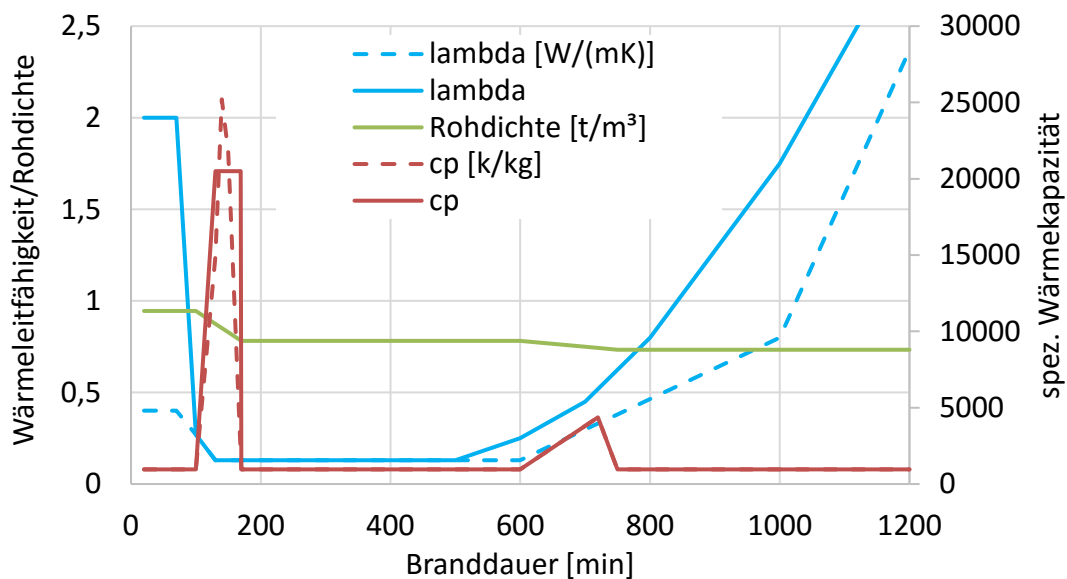


Bild 8 Weiterentwicklung der thermischen Materialeigenschaften nach [9]

Das Ergebnis der Weiterentwicklung wird in Bild 9 deutlich. In der Anfangsphase sinkt die Temperaturdifferenz auf ca. 25 K. Nach einer Branddauer von 90 Minuten hat der simulierte Stahlträger mit ca. 525 °C die kritische Temperatur erreicht und wird im Falle der Vollauslastung versagen. Der Versuchsträger aus [8] versagt erst nach 108 Minuten durch das Abfallen der Platten. Es ist jedoch nicht zielführend, die thermischen Materialkennwerte auf diesen Zeitpunkt zu normieren, weil dann die Konsistenz zu Konstruktionen nach DIN 4102-4 nicht

mehr gegeben wäre. Im Vergleich zum Versuch liegt das Modell folglich auf der sogenannten sicheren Seite.

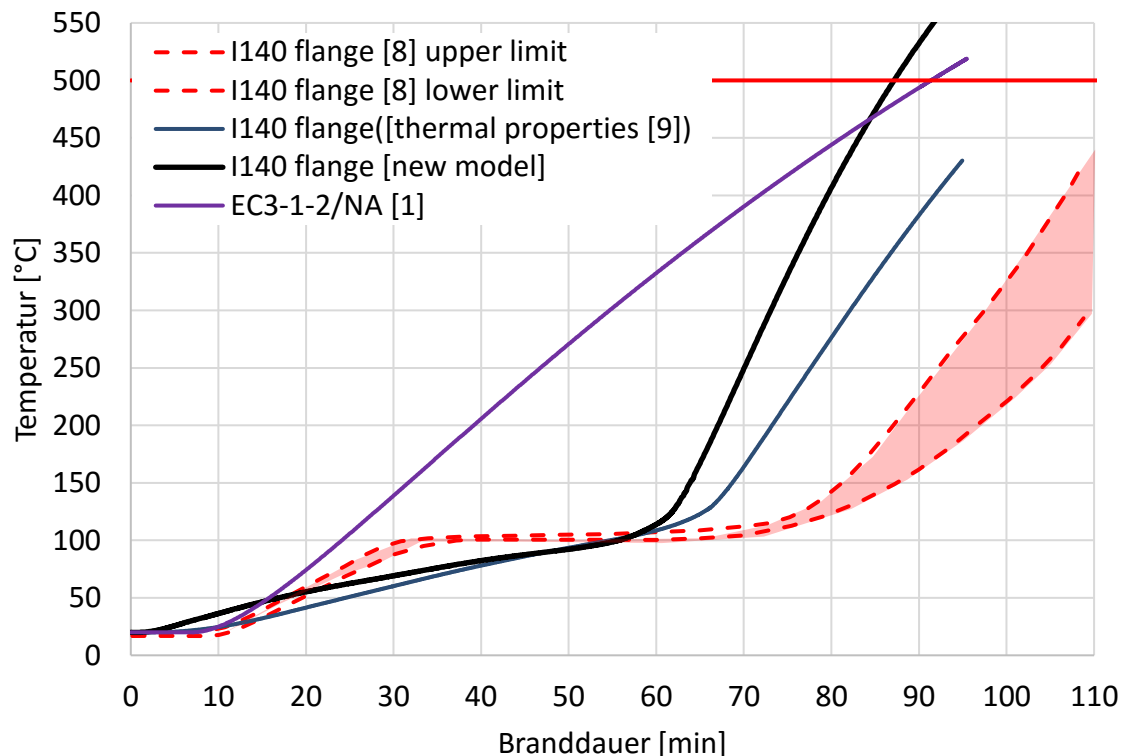


Bild 9 Temperaturverlauf im Träger I140 bei der Nachrechnung des Versuchs aus [8] mit den weiterentwickelten thermischen Materialeigenschaften aus [9]

## AUSBLICK

In diesem Beitrag wurde die thermische Analyse entsprechend des Standes der aktuellen Praxis ohne Berücksichtigung von Transportprozessen oder sich explizit einstellende mechanische Veränderungen (Abfallen, Rissbildung) durchgeführt. Die Möglichkeiten der wirklichkeitsnahen Beschreibung sind bei dieser vereinfachten Vorgehensweise im Falle von Gipsbauplatten sehr beschränkt. Umso deutlicher zeigt sich, dass das vereinfachte Modell nach EC3-1-2/NA [1] den Anforderungen der Praxis auf Dauer nicht gerecht werden kann.

Entsprechend der Temperatureinwirkung gemäß ETK sind sämtliche hier gezeigten temperaturabhängige thermische Materialkennwerte lediglich für ansteigende Brandraumtemperaturen kalibriert. Bei Naturbrandmodellen ist die Untersuchung bis zum Ende der Abkühlphase fortzuführen. Aufgrund der chemischen und physikalischen Prozesse mit entsprechend bleibenden Veränderungen können die thermischen Materialkennwerte jedoch nicht „rückwärts gerechnet“ werden. Am iBMB der TU Braunschweig wurden exemplarisch erste Versuche an Laborproben durchgeführt [19], vgl. Darstellung

der Wärmeleitfähigkeit in Bild 10. Die Unterscheide zwischen ansteigenden und abfallenden Ast fallen sehr eindeutig aus.

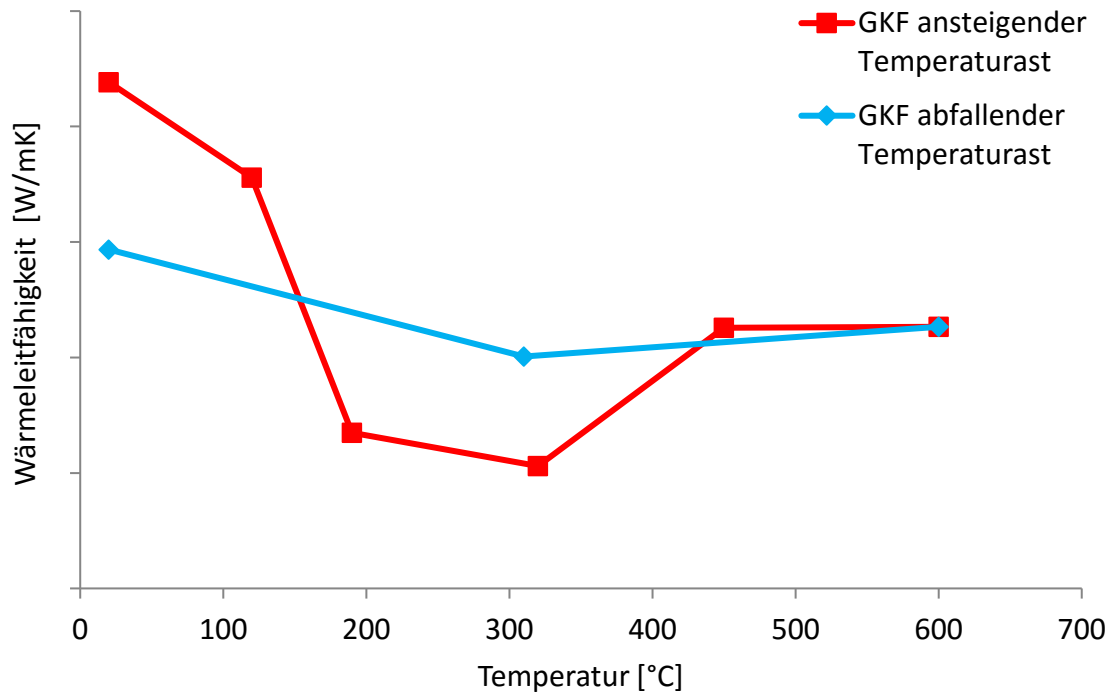


Bild 10 Untersuchung der Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonplatten für steigende und fallende Temperaturen [19]

Für gesicherte thermische Materialkennwerte gipsgebundener Bekleidungen, die auch im Naturbrand angewendet werden können, sind weitere Forschungsarbeiten erforderlich. Dazu müssen Laborversuche und Bauteilversuche herangezogen bzw. durchgeführt werden. Ergebnisse solcher Forschung sind ggf. auch Restriktionen für die mechanische Analyse. Zur Vermeidung von Rissbildungen oder Abfallen der Platten sind ggf. Durchbiegungen oder Bauteilkrümmungen zu begrenzen. Hier bietet die Anwendung der Plastizitätstheorie Möglichkeiten beim Nachweis der Stahlbauteile, die unter Umständen auf die Bekleidungen nicht übertragbar sind, z. B. im Bereich plastischer Gelenke oder Schraubanschlüsse mit großen Rotationen.

Bis zum Vorliegen der entsprechenden Forschungsergebnisse sind thermische Materialkennwerte zu verwenden, die eindeutig auf sicherer Seite liegen.

## LITERATUR

- [1] DIN EN 1993-1-2/NA: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; 2010-12
- [2] DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile, 1994-03
- [3] DIN EN 1993-1-2: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; 2010-12
- [4] DIN 4102-4: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 4: Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile, 2016-05
- [5] DIN 18180: Gipsplatten - Arten und Anforderungen; 2014-09
- [6] DIN 4102-2: Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Teil 2: Bauteile; Begriffe, Anforderungen und Prüfungen, 1977-09
- [7] ECCS Technical Note No. 89, Fire Resistance of steel structures, Brüssel 1996
- [8] Hass, R.; Richter, E.; Meyer-Ottens, C.: Stahlbau Brandschutz Handbuch. Ernst & Sohn, Berlin, 1993
- [9] Schleifer, V.: Zum Verhalten von raumabschließenden mehrschichtigen Holzbauteilen im Brandfall. Dissertation an der ETH Zürich, 2009
- [10] Mehaffey, J. R.; Cuerrier, P.; Carisse, P.: Model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire. Fire and Materials 19: 297-305, 1994
- [11] Fuller, R. J. Leichti, R. H. White: Temperature distribution in nailed gypsum-stud joint exposed to fire, Fire and Materials, Vol. 16, 95-99, 1992
- [12] König, J.; Walleij, L.: Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires - Part 2: A design model for standard fire exposure, Trätek, Rapport I 0001001, Stockholm; June 2000
- [13] Sultan, M.A.: Model for Predicting the Heat Transfer Through Non-insulated Unloaded Steel-Stud Gypsum Board Wall Assemblies Exposed to Fire, Institute for Research in Construction, National Research Council Canada, Ottawa, Canada; 1996
- [14] Thomas, G. C.: Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures, Fire and Materials, Vol. 26, 37-45, 2002
- [15] Feng, M.; Wang, Y. C.; Davies, J.M.: Thermal performance of cold-formed thin walled steel panel systems in fire, Fire Safety Journal, Vol.38, 365-394, 2003

- [16] Rahmanian, I.; Wang, Y.: Thermal conductivity of gypsum at high temperatures, J. Acta Polytech Vol. 49,16–20, 2009
- [17] Keerthan, P.; Mahendran, M.: Numerical studies of gypsum plasterboard panels under standard fire conditions, Fire SafetyJournal, Vol. 53, 105–119, 2012
- [18] Ghazi Wakili, K.; Hugi, E.; Wullschleger: Gypsum board in fire - Modeling and experimental validation, Journal of Fire Sciences, Vol. 25, 267-282; May 2007
- [19] Hollmann, D.; Hosser, D.; Zehfuß, J.: Orientierender Laborversuch zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Gipskartonplatten für steigende und fallende Temperaturen. Interner Bericht 2012, unveröffentlicht