



BAM

Bundesanstalt für
Materialforschung
und -prüfung

Dipl.-Ing. Sebastian Paasch
Dr.-Ing. Renate Müller
Dr.-Ing. Reinald Rudolphi
Dr. rer. nat. Robert Schriever

**Numerische Ableitung von
thermischen Stoffeigenschaften
oder Größen aus Brand-
prüfungen an unbekleideten
und bekleideten Stahlstützen
– Möglichkeiten und Grenzen –**

236

Forschungsbericht



Die Aufgaben
der Bundesanstalt
stehen unter der Leitlinie:

Sicherheit und Zuverlässigkeit in Chemie- und Materialtechnik

Die Aufgaben

Die BAM hat gemäß ihrem Gründungserlaß die Zweckbestimmung, die Entwicklung der deutschen Wirtschaft zu fördern. Sie ist im Aufgabenverbund „Material – Chemie – Umwelt – Sicherheit“ zuständig für:

- Hoheitliche Funktionen zur öffentlichen technischen Sicherheit, insbesondere im Gefahrstoff- und Gefahrgutrechtsbereich;
- Mitarbeit bei der Entwicklung entsprechender gesetzlicher Regelungen, z.B. bei der Festlegung von Sicherheitsstandards und Grenzwerten;
- Beratung der Bundesregierung, der Wirtschaft sowie der nationalen und internationalen Organisationen im Bereich der Materialtechnik und Chemie;
- Entwicklung und Bereitstellung von Referenzmaterialien und -verfahren, insbesondere der analytischen Chemie und der Prüftechnik;
- Unterstützung der Normung und anderer technischer Regeln für die Beurteilung von Stoffen, Materialien, Konstruktionen und Verfahren im Hinblick auf die Schadensfrüherkennung bzw. -vermeidung, den Umweltschutz und den Erhalt volkswirtschaftlicher Werte.

Die Tätigkeitsbereiche

Das Tätigkeitsspektrum der BAM umfaßt die sich ergänzenden und aufeinander bezogenen Tätigkeiten:

- Forschung und Entwicklung
- Prüfung, Analyse und Zulassung
- Beratung und Information.

Die nationale und internationale Zusammenarbeit

Die Aufgaben der BAM für Technik, Wissenschaft, Wirtschaft und Gesellschaft erfordern eine interdisziplinäre Zusammenarbeit. Insofern arbeitet die Bundesanstalt mit Technologieinstitutionen des In- und Auslandes, insbesondere den nationalen Schwesterinstituten, eng zusammen. Sie berät Bundesministerien, Wirtschaftsverbände, Industrieunternehmen sowie Verbraucherorganisationen und unterstützt mit Fachgutachten Verwaltungsbehörden sowie Gerichte. Daneben ist sie in die internationale technische Zusammenarbeit eingebunden und im Bereich „Meßwesen – Normung – Prüftechnik – Qualitätssicherung“ (MNPQ) als nationale Institution für die Prüftechnik zuständig. Die Mitarbeiter der Bundesanstalt wirken in zahlreichen Fachgremien, gesetzlichen Körperschaften und normensetzenden Institutionen an der Aufstellung von technischen Regeln und Sicherheitsbestimmungen mit und vertreten die Bundesrepublik in nationalen und supranationalen Einrichtungen.

Der Status

Die BAM ist als technisch-wissenschaftliche Bundesoberbehörde im Geschäftsbereich des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie Nachfolgeinstitution des 1871 gegründeten Staatlichen Materialprüfungsamtes sowie der 1920 gebildeten Chemisch-Technischen Reichsanstalt (CTR). Sie hat dementsprechend die Funktion einer materialtechnischen und chemisch-technischen Bundesanstalt. In ihr sind etwa 1700 Mitarbeiter, darunter mehr als 800 Wissenschaftler und Ingenieure, auf dem Stammgelände in Berlin-Lichterfelde sowie auf den Zweiggeländen in Berlin-Steglitz und Berlin-Adlershof tätig.

Dipl.-Ing. Sebastian Paasch
Dr.-Ing. Renate Müller
Dr.-Ing. Reinald Rudolphi
Dr. rer. nat. Robert Schriever

**Numerische Ableitung von
thermischen Stoffeigenschaften
oder Größen aus Brandprüfungen
an unbekleideten und bekleideten
Stahlstützen – Möglichkeiten und
Grenzen**

Impressum

Forschungsbericht 236

April 2000

Herausgegeben von

Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM)

Unter den Eichen 87, 12205 Berlin

Telefon (030) 81 04-0

Telefax (030) 8 11 20 29

Copyright © 2000 by Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung

Herstellung und Verlag:

Wirtschaftsverlag NW

Verlag für neue Wissenschaft GmbH

Bürgermeister-Smidt-Str. 74-76, 27511 Bremerhaven

Postfach 10 11 10, 27611 Bremerhaven

Telefon (0471) 9 46 44-0

Telefax (0471) 9 45 44 77/88

Layout: Referat G.3

ISSN 0938-5533

ISBN 3-89701-519-6

Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist es, die Möglichkeiten und Grenzen des von der BAM entwickelten Rechenprogramms IOPT2D zur numerischen Ableitung von thermischen Stoffeigenschaften oder Größen am Beispiel von Brandprüfungen an unbekleideten und bekleideten Stahlstützen aufzuzeigen.

Nach der Beschreibung der Grundlagen der Wärmeübertragung und des Finite-Differenzen-Programms IOPT2D werden zuerst Anwendungen auf Brandprüfungen an unbekleideten Stahlstützen behandelt. Bei insgesamt fünf unterschiedlichen Stahlprofilen werden die Kennwerte des Wärmeübergangs ermittelt sowie Abhängigkeiten vom Profilmassfaktor aufgezeigt. Im zweiten Schritt wird das Programm auf Brandprüfungen an bekleideten Stahlstützen angewendet. Hier werden thermische Kennwerte mit und ohne Berücksichtigung der Verdampfungsvorgänge infolge des in der Bekleidung enthaltenen Wassers abgeleitet. Der Einfluß der Diskretisierung auf das Ergebnis wird diskutiert. Aus einer Vergleichsfunktion konnten nicht gleichzeitig die thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung und die Kennwerte des Wärmeübergangs bestimmt werden. In diesem Fall ist eine zweite Vergleichsfunktion an der Oberfläche der Bekleidung erforderlich. Auch ein einfaches, eindimensionales Ersatzmodell mit relativ wenigen Knotenpunkten, bei dem die Masse einem Knoten zugeordnet ist, führt bei Stahlprofilen mit oder ohne Bekleidung zu guten Ergebnissen. Bei der Ableitung der thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung wird bei den eindimensionalen Ersatzmodellen die Auswirkung verschiedener Temperatur- bzw. Wärmeübergangs-Randbedingungen auf die Ergebnisse untersucht. Zur realistischen Berücksichtigung von Feuchtetransportvorgängen werden für die Ableitung der thermischen Stoffeigenschaften verschiedene Modelle entwickelt.

Abstract

The aim of this report is to investigate the possibilities and limits of the computer program IOPT2D developed by BAM which allows the numerical determination of thermal properties or quantities from fire resistance tests. The program has been applied exemplary to insulated and non-insulated steel columns.

After describing the basis of heat transfer and the features of the finite difference program IOPT2D at first its application to fire resistance tests on non-insulated steel columns is presented. The quantities of heat transfer are determined for five different steel cross-sections and dependencies on the section factor are shown. The program is applied to fire resistance tests on insulated columns performed for two different cases: a) the insulation material is dry and b) the insulation material contains moisture. The influence of discretization on the results is discussed. It is not possible to determine simultaneously the thermal properties and the quantities of heat transfer if only one measured temperature/time curve is used for the approximation of the calculated temperatures. At least a second measured temperature/time curve for comparison with the calculated values is needed, for example on the surface of the insulation. Also a simple one-dimensional model obtained by concentration of mass in one node yields good results. For these simple models the influence of different temperature and heat transfer boundary conditions on the estimated thermal properties is considered. Proposals are made how moisture transport inside the insulation and its influence on the thermal properties can be modelled.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen einer Diplomarbeit am Fachbereich Bauingenieurwesen / Fachgebiet Allgemeiner Ingenieurbau der Technischen Universität Berlin (Prof. Dr. rer. nat. E. Cziesielski, Dr.-Ing. N. A. Fouad). Sie wurde an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) angefertigt und dort von Herrn Dr.- Ing. R. Rudolphi, Frau Dr.- Ing. R. Müller und Herrn Dr. rer. nat. R. Schriever betreut. Die Berechnungen erfolgten auf einer DEC 3400-Workstation unter VMS.

Sebastian Paasch

Inhaltsverzeichnis

	<u>Seiten</u>
Zusammenfassungen	I
Vorwort	II
Inhalt	III
Häufig verwendete Symbole	VI
1 Einleitung	1
2 Physikalische Grundlagen der Wärmeübertragung	3
2.1 Wärmeleitung	3
2.2 Konvektion	4
2.3 Wärmestrahlung	5
3 Beschreibung des Programms IOPT2D und seiner Grundlagen	7
4 Ableitung von Kennwerten des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an unbedeckten Stahlstützen	19
4.1 Vorgehensweise	20
4.1.1 Elementierung der Modelle	20
4.1.2 Zu ermittelnde Kenngrößen	22
4.2 Allgemeine Annahmen	24
4.3 Anwendungsbeispiele	27
4.3.1 Unbedeckte Vierkant 200-Stahlstütze	27
4.3.2 Unbedeckte HEM 300-Stahlstütze	32
4.3.3 Unbedecktes Rund-Hohlprofil 219 x 18	39
4.3.4 Unbedecktes Rund-Hohlprofil 133 x 6,3	44
4.3.5 Unbedeckte IPE 400-Stahlstütze	49
4.4 Zusammenfassende Betrachtung der Ergebnisse	56
5 Ableitung von Kennwerten der Bedeckung und des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an bedeckten Stahlstützen	61
5.1 Erläuterungen zu der durchgeführten Brandprüfung	61
5.2 Vorgehensweise	64
5.2.1 Elementierung der Modelle	64
5.2.2 Zu ermittelnde Kenngrößen	67

5.3	Allgemeine Annahmen	70
5.4	Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall	75
5.4.1	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter Vernachlässigung des Wärmeübergangs und Ansatz der ETK	75
5.4.2	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter Vernachlässigung des Wärmeübergangs und Ansatz von ϑ_{OFP}	78
5.4.3	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten unter Benutzung von einer Vergleichsfunktion	81
5.4.4	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten unter Benutzung von zwei Vergleichsfunktionen	82
5.4.5	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten unter Benutzung von einer Vergleichsfunktion	86
5.4.6	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten unter Benutzung von zwei Vergleichsfunktionen	87
5.5	Zweidimensionales Modell	91
5.5.1	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten	91
5.5.2	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten	95
6	Ableitung von Kennwerten der Bekleidung und des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an bekleideten Stahlstützen unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers	99
6.1	Erläuterungen zu der durchgeführten Brandprüfung	99
6.2	Vorgehensweise	102
6.2.1	Elementierung der Modelle	102
6.2.2	Zu ermittelnde Kenngrößen	105
6.3	Allgemeine Annahmen	109
6.4	Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall	111
6.4.1	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter impliziter Feuchteberücksichtigung	111
6.4.2	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung für Phase 0 und Phase 1 unter impliziter Feuchteberücksichtigung	114

6.4.3	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung für Phase 0 und Phase 1 und des Feuchtegehalts der Bekleidung	118
6.4.4	Ermittlung des Feuchtegehalts der Bekleidung bei unterschiedlicher örtlicher Verteilung der Feuchte	121
6.4.5	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung im trockenen Zustand bei Ansatz des gemessenen, in einer Schicht konzentrierten Feuchtegehalts der Bekleidung	125
6.5	Zweidimensionales Modell	128
6.5.1	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter impliziter Feuchteberücksichtigung	128
6.5.2	Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung im trockenen Zustand bei Ansatz des gemessenen, in einer Schicht konzentrierten Feuchtegehalts der Bekleidung	132
7	Zusammenfassende Diskussion der Möglichkeiten und Grenzen des Rechenprogramms IOPT2D	136
8	Literaturverzeichnis	139

Häufig verwendete Symbole

Zeichen	Bedeutung	Einheit
A	Stahlquerschnitt	m ²
A/U	Profilmfaktor	mm
α_{ges}	Gesamtwärmeübergangskoeffizient	W/(m ² K)
α_K	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	W/(m ² K)
c	spezifische Wärmekapazität	J/(kgK)
ϵ_{ges}	Emissionskoeffizient des Brandraums	-
ϵ_{OFP}	Emissionskoeffizient der Prüfkörperoberfläche	-
ϵ_{res}	resultierender Emissionskoeffizient	-
φ	Einstrahlzahl bzw. Konfigurationsfaktor	-
γ	Verhältnis der bereits umgewandelten Masse höherer Energie zur Gesamtmasse (Phasenumwandlungsverhältnis)	-
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
m	Masse	kg
\dot{Q}	Wärmestrom	W
ρ	Rohdichte	kg/m ³
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante, $5,67 \cdot 10^{-8}$	W/(m ² K ⁴)
ΣS^2	Summe der quadratischen Abweichungen	K ²
t	Zeitdauer	min, s
ϑ, T	Temperatur	°C
ϑ_0	Anfangstemperatur des Prüfkörpers	°C
ϑ_{BR}	Brandraumtemperatur	°C
ϑ_{OFP}	Temperatur der Prüfkörperoberfläche	°C
$\Delta\vartheta, \Delta T$	Temperaturdifferenz	K
U	Abwicklung bzw. wärmeabgebende Innenfläche der Beklei- dung oder Stahloberfläche je Einheit der Stahlbauteillänge	m
u_m	massebezogener Feuchtegehalt	M.-%
V	Volumen	m ³
W	Wärmemenge	J
W_{lat}	latente Wärmemenge	J
VI		

1 Einleitung

Mit der Entwicklung leistungsfähiger Rechner wurde erstmals die Möglichkeit geschaffen, mittels numerischer Rechenverfahren die instationäre Wärmeleitungsgleichung auch für zwei- bzw. dreidimensionale Probleme zu lösen. Ziel der rechnerischen Simulation war die Einsparung zeitaufwendiger, kostenintensiver Brandprüfungen an Bauteilen. Die Anwendung numerischer Rechenverfahren erfordert jedoch die Kenntnis der thermischen Stoffeigenschaften der einzelnen Baustoffe, wie z.B. Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität, sowie der Brandraum-Wärmeübergangsverhältnisse in Form der Wärmeübergangskoeffizienten für Konvektion und Strahlung. Der meßtechnische und apparative Aufwand zur Bestimmung thermischer Stoffeigenschaften oder Größen, besonders für die bei Brandprüfungen auftretenden hohen Temperaturen, ist sehr groß und mit hohem zeitlichen Aufwand verbunden. Es lag daher nahe, Verfahren zu entwickeln, die es gestatten, die unbekanntenen Kennwerte aus Versuchsergebnissen bereits erfolgter Brandprüfungen zu berechnen.

Diese Problematik wurde für den Fall bekleideter und unbekleideter Stahlbauteile unter Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall erstmals von Witteveen (1966) gelöst. Die dort angewandte Methode bestimmt aus Brandversuchen eine mittlere Wärmeleitfähigkeit für bekleidete Stahlbauteile, die auch die unbekanntenen Werte des Wärmeübergangs mitenthält, bzw. einen mittleren Wärmeübergangskoeffizienten bei unbekleideten Stahlbauteilen. Hier wird als ausschlaggebende Größe für das Erwärmungsverhalten von Stahlbauteilen das Verhältnis U/A (Verhältnis von beflamtem Umfang zu der zu erwärmenden Querschnittsfläche) eingeführt. Dieser Verhältniswert U/A fand auch Eingang in die DIN 4102 Teil 4, nach welcher sich die Bemessung von Stahlbauteilen unter Brandbeanspruchung richtet. Die Methode von Witteveen wurde dann numerisch von Rudolphi und Knublauch (1970) und von Rudolphi (1979) durch Einführung einer temperaturabhängigen Rechenfunktion $\lambda' = f(\vartheta)$ bzw. $\alpha' = f(\vartheta)$ in Form eines Polynoms maximal 3. Grades und Lösung der eindimensionalen instationären Wärmeleitungsgleichung nach dem Runge-Kutta-Verfahren erheblich verbessert.

Zur simultanen Ableitung der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitfähigkeit für den Sonderfall des Heißdraht-Parallelverfahrens wurde bereits von Wagner (1977) eine strenge Lösung für den zylindersymmetrischen Fall angegeben. Von Müller (1989) wurde dann für den zweidimensionalen Fall eine numerische Lösung für das Heißdraht-Parallelverfahren unter Einsatz eines Differenzenverfahrens für steife Differentialgleichungssysteme und des Newton-Verfahrens entwickelt. Dieses Verfahren, das bereits auf die Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen im Kleinprüfstand (Müller, Rudolphi, 1982), auf Versuche an Hausschornsteinen (Müller, Rudolphi, 1989) und auf die Bestimmung der Wärmeübergangsverhältnisse im Brandraum mittels eines Kalibrierkörpers (Schriever, Müller, Rudolphi, 1999) angewendet wurde, stellt erstmals ein leistungsfähiges Werkzeug zur simultanen Bestimmung (mehrerer) thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen dar.

Grundlage hierfür ist die Berechnung der Temperatur- und Wärmestromverteilung mit Hilfe von Finite-Differenzen-Verfahren (Rudolphi, 1979; Müller, 1989; Liebau, Rudolphi, 1998; Rudolphi, 1998; Rudolphi, Kownatzki, 1999; Hamann, Müller, Rudolphi, Schriever, Wickström, 1999). Unter Benutzung der Newton-Raphson-Methode werden iterativ die so errechneten Temperatur-Zeit-Verläufe durch systematische Änderung der Eingangsgrößen mit gemessenen Temperaturen in Übereinstimmung gebracht. Dabei brauchen die meist konstanten unbekanntenen Einflußgrößen, z.B. die thermischen Stoffeigenschaften oder die Kennwerte der Wärmeübertragung infolge Konvektion und Strahlung, nicht mehr wie bisher durch sukzessives Probieren ermittelt zu werden (Rudolphi, 1979; Müller, Rudolphi, 1982). Bei einer konstanten unbekanntenen Einflußgröße kann diese Vorgehensweise noch in absehbarer Zeit zu einem Ergebnis führen. Aber sie versagt im Fall unbekannter zeit- oder temperaturabhängiger Funktionen.

Ziel dieser Diplomarbeit ist es, die Möglichkeiten und Grenzen des von der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) entwickelten Rechenprogramms IOPT2D (Müller, 1989) zur numerischen Ableitung von thermischen Stoffeigenschaften oder Größen am Beispiel von Brandprüfungen an unbedeckten und bedeckten Stahlstützen aufzuzeigen.

2 Physikalische Grundlagen der Wärmeübertragung

Bei der rechnerischen Simulation von Brandprüfungen an Bauteilen wird die Wärmeübertragung vom Brandraum zum Bauteil und die Verteilung der Wärmeströme im Bauteil auf der Grundlage verschiedener physikalischer Bestimmungsgleichungen ermittelt. Bei allen Arten der Wärmeübertragung gilt der Grundsatz, daß die Transportrichtung der Wärmeströme von der höheren zur tieferen Temperatur verläuft. Dabei kann die Wärmeübertragung durch drei verschiedene Mechanismen erfolgen.

2.1 Wärmeleitung

Bei der Wärmeleitung wird Wärmeenergie innerhalb eines Körpers weitergeleitet, ohne daß dabei die einzelnen Moleküle transportiert werden. Dies erfolgt, indem die Moleküle höherer Energie die Energie auf benachbarte Moleküle niedriger Energie übertragen. Da die Energieübertragung zwischen den Molekülen aller Stoffe möglich ist, tritt die Wärmeleitung auch in allen Aggregatzuständen auf. Sie wird jedoch beim Auftreten von Konvektion oft durch diese überdeckt, so daß sie in Gasen schlecht zu beobachten ist. Der den Transport auslösende Energieunterschied entsteht durch eine Temperaturdifferenz ΔT . Die Wärmeleitung wird dann als stationär bezeichnet, wenn die Temperaturdifferenz ΔT über das gesamte betrachtete Zeitintervall konstant ist. Anderenfalls handelt es sich um instationäre Wärmeleitung, die z.B. im Fall einer Brandprüfung vorliegt.

Der in der Zeit Δt durch die Fläche A hindurchtretende Wärmestrom \dot{Q} ist der Fläche A und der über der Distanz Δl herrschenden Temperaturdifferenz ΔT proportional:

$$\dot{Q} = \lambda A \frac{\Delta T}{\Delta l} \quad (2.1)$$

mit	λ	[W/(mK)]	=	Wärmeleitfähigkeit
	\dot{Q}	[W]	=	Wärmestrom
	A	[m ²]	=	Kontaktfläche
	ΔT	[K]	=	Temperaturdifferenz
	Δl	[m]	=	Länge

Die Wärmeleitfähigkeit beschreibt die Materialeigenschaft, Wärme zu leiten. Sie wird von den Stoffeigenschaften des Materials bestimmt und hängt in großem Maße von der Rohdichte ab. Die Wärmeleitfähigkeit mancher Stoffe wird ebenfalls stark vom Feuchtegehalt beeinflusst. Bei hohen Temperaturen, wie zum Beispiel bei einer Brandprüfung, liegt in vielen Fällen eine Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit vor.

2.2 Konvektion

Die Konvektion ist ein Transport von Wärmeenergie, der an die Strömung eines Mediums gebunden ist. Wird die Strömung dabei durch Temperaturunterschiede und damit durch Dichteunterschiede hervorgerufen, spricht man von *freier Konvektion*. Wird dagegen die Bewegung von äußeren Kräften hervorgerufen (z.B. durch Gebläse, Abzug von Rauchgasen), so spricht man von *erzwungener Konvektion*.

Die Wärmeübertragung von Gasen oder auch Flüssigkeiten auf die Begrenzungsflächen von festen Körpern und umgekehrt nennt man Wärmeübergang. Viele Einflußfaktoren machen diesen Wärmeübergang schwer bestimmbar. Der Wärmestrom an einer ebenen Fläche A hängt von der Temperaturdifferenz ΔT zwischen Wand und Fluid, der Kontaktfläche A und der Wärmeübergangszahl α ab.

$$\dot{Q}_k = \alpha A \Delta T \quad (2.2)$$

mit	α	[W/(m ² K)]	=	Wärmeübergangskoeffizient
	\dot{Q}_k	[W]	=	Wärmestrom infolge Konvektion
	A	[m ²]	=	Kontaktfläche
	ΔT	[K]	=	Temperaturdifferenz

Die Wärmeübergangszahl α ist im allgemeinen schwer zu bestimmen, da sie von vielen Randbedingungen (wie z.B. Bewegung und Geschwindigkeit des bewegten Mediums, Oberflächenbeschaffenheit des festen Körpers) abhängt.

2.3 Wärmestrahlung

Den Wärmeaustausch, der trotz mangelnder stofflicher Verbindung stattfindet und daher auch keine Wärmeleitung oder Konvektion darstellt, nennt man Wärmetransport durch Strahlung. Jeder Körper strahlt, und zwar um so stärker, je höher seine Temperatur ist. Dabei wird die Wärmeenergie von einem Körper zum anderen durch Emission und Absorption elektromagnetischer Wellen transportiert.

Wenn ein Körper den gesamten auftreffenden Strahlungsanteil absorbiert und keine Strahlung reflektiert, bezeichnet man ihn als „**schwarzen**“ Körper. Reflektiert ein Körper dagegen den gesamten Strahlungsanteil, nennt man ihn einen „**weißen**“ Körper. Körper zwischen den beiden Extremen mit einem Anteil an absorbiertes und reflektierter Strahlung bezeichnet man als „**graue**“ Körper.

Das Verhältnis der abgestrahlten Energie zu der des „schwarzen“ Körpers nennt man das Emissionsverhältnis ε eines Körpers. Das bedeutet, daß kein anderer Körper bei gleicher Temperatur mehr Strahlung absorbiert als ein „schwarzer“ Körper.

Für die Berechnung der Wärmeübertragung in der Technik ist vor allen die Gesamtstrahlung von Bedeutung. Experimentell wurde hierfür das Gesetz von Stefan und Boltzmann aufgestellt, welches besagt, daß die je Flächen- und Zeiteinheit ausgestrahlte Gesamtenergie eines „schwarzen“ Körpers proportional der 4. Potenz der absoluten Temperatur T ist:

$$\dot{E}_s = \sigma T^4 \quad (2.3)$$

Die Proportionalitätskonstante beträgt $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4}$

Für die abgestrahlte Gesamtenergie eines grauen Körpers muß noch das Emissionsverhältnis ε berücksichtigt werden, so daß das Stefan-Boltzmannsche Gesetz allgemein lautet:

$$\dot{E}_s = \varepsilon \sigma T^4 \quad (2.4)$$

Bei der Wärmeübertragung durch Strahlung müssen in der Regel zwei Körper betrachtet werden, welche sich gegenseitig beeinflussen. So bestrahlt nicht nur der wärmere Körper den kälteren Körper, sondern der Vorgang erfolgt auch anders herum. Ebenso müssen die relative Lage beider Körper zueinander und die Oberflächengeometrien berücksichtigt werden.

Der Wärmestrom durch Strahlung zweier *paralleler* „grauer“ Oberflächen mit den Emissionsverhältnissen ε_1 und ε_2 errechnet sich wie folgt:

$$\dot{Q}_{1,2} = \frac{\sigma A (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1} \quad (2.5)$$

In der Regel kann man aber nicht davon ausgehen, daß beide Oberflächen immer parallel zueinander sind und die gesamte von der einen Oberfläche emittierte Strahlung auch auf die andere Oberfläche auftrifft. Ein Teil der emittierten Strahlung der einen Oberfläche wird dagegen die andere Oberfläche nicht erreichen. Dies wird von der sogenannten Einstrahlzahl φ berücksichtigt, welche in der Regel die Berechnung kompliziertester Gebietsintegrale aller am Strahlungsaustausch beteiligten Flächen erfordert. Für zwei *nichtparallele* „schwarze“ Oberflächen errechnet sich der Wärmestrom infolge Strahlung wie folgt zu:

$$\dot{Q}_{1,2} = \varphi_{1,2} A_1 \sigma T_1^4 - \varphi_{2,1} A_2 \sigma T_2^4 \quad (2.6)$$

Mit $\varphi_{1,2} = \frac{A_1}{A_2} \varphi_{2,1}$ ergibt sich für schwarze Oberflächen:

$$\dot{Q}_{1,2} = \varphi_{1,2} \sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.7)$$

Bei einer Brandprüfung ist das Bauteil von einem gasförmigen wärmestrahlenden Medium und den strahlenden Wänden des Brandprüfofens umgeben. Dabei absorbieren Gase auch Wärmestrahlung und senden dementsprechend auch welche aus. Das trifft aber nur bei bestimmten Gasen und in bestimmten Wellenlängenbereichen, den sogenannten „Banden“, zu. So sind z.B. Wasserdampf, Kohlenmonoxid und Kohlendioxid gute Strahler. In der Regel werden Gase wie „graue Strahler“ betrachtet, obwohl sie es im eigentlichen Sinne nicht sind.

Nach (VDI Wärmeatlas, 1984) gilt für den Wärmestrom infolge Strahlung zwischen einem festen „grauen“ Körper und einem Gaskörper folgende Gleichung:

$$\dot{Q}_{1,2} = \varepsilon_1 \varepsilon_2 \varphi_{1,2} \sigma A (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.8)$$

3 Beschreibung des Programms IOPT2D und seiner Grundlagen

Das Programm IOPT2D ist ein 2D-Rechenprogramm zur Simulation zweidimensionaler Erwärmungsprobleme unter instationären Randbedingungen. Dabei eignet sich das Programm nicht nur zur Berechnung von Temperatur- und Wärmestromverteilungen, sondern ist speziell für die simultane Bestimmung mehrerer thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen einsetzbar. So können z.B. die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität sowie Wärmeübergangskoeffizienten und/oder Emissionskoeffizienten aus Versuchen abgeleitet werden.

Mit einem Iterationsverfahren, der Newton-Raphson-Methode, werden die mit einem Finite-Differenzen-Verfahren ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufe in möglichst gute Übereinstimmung mit gemessenen Kurven gebracht. Die beim Versuch gegebenen Randbedingungen können dabei berücksichtigt werden, wie z.B. Wärmestromeinspeisungen und nichtlineare Temperatur- und Strahlungsrandbedingungen. Alle bekannten Kennwerte können temperaturabhängig vorgegeben werden.

Grundlagen des Programms

Ausgangspunkt für die Berechnung der Temperatur- und Wärmestromverteilung zweidimensionaler Geometrien ist die parabolische partielle Differentialgleichung der Wärmeleitung

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \dot{w} = \rho c \frac{\partial \vartheta}{\partial t}, \quad (3.1)$$

die allgemein den Zusammenhang zwischen den räumlichen und zeitlichen Temperaturänderungen in Bauteilen beschreibt. Durch räumliche Diskretisierung, d.h. durch Unterteilung eines Körpers in Volumenelemente, und durch Aufstellen einer Energiebilanz an jedem einzelnen Volumenelement ergibt sich ein System gewöhnlicher Differentialgleichungen erster Ordnung entsprechend Gleichung (3.2), in denen nur noch die Zeit als unabhängige Variable vorkommt. Die an einem Volumenelement m aufgestellte Energiebilanz besagt, daß die Summe der dem Volumenelement zugeführten und im

Volumenelement erzeugten Wärmeströme dazu dient, das Volumenelement m in der Zeitdifferenz Δt um $\Delta\vartheta_m = \vartheta_m^* - \vartheta_m$ zu erwärmen:

$$\dot{Q}_{m,zuf} + \dot{Q}_{m,gen} = V \rho c \frac{\vartheta_m^* - \vartheta_m}{\Delta t}$$

bzw. (3.2)

$$\frac{\Delta\vartheta_m}{\Delta t} = \frac{1}{V \rho c} (\dot{Q}_{m,zuf} + \dot{Q}_{m,gen})$$

Elementierung

Für die in den Abschnitten 4, 5 und 6 behandelten Problemstellungen, der Simulation von Brandprüfungen an unbedeckten und bedeckten Stahlstützen, ist eine ein- bzw. zweidimensionale Diskretisierung vollkommen ausreichend. Diese wird unter Verwendung von Dreieckselementen vorgenommen, mit denen jede zweidimensionale Geometrie angenähert werden kann (Rudolphi, Müller, 1980). Alle Dreieckselemente haben die gleiche Tiefe $\Delta z = 1$. Als einzige Einschränkung, jedoch nur für Dreieckselemente mit Wärmeleitung, wird gefordert, daß kein Winkel größer als 90° sein darf (Dusinberre, 1961). An den Knoten der Dreieckselemente werden die Temperaturen als zu bestimmende Größen eingeführt. Jedem Knoten wird ein Bereich zugeordnet, der sich aus den Mittelsenkrechten der Dreiecksseiten ergibt, Bild 3.1. Die Berechnung der den Knotenpunkten M, B, C zugeordneten Teilflächen im Dreieckselement $j = 1$ wird wie folgt vorgenommen:

$$A_M = \frac{b^2 \cot \beta + c^2 \cot \gamma}{8}$$

$$A_B = \frac{c^2 \cot \gamma + d^2 \cot \delta}{8}$$

$$A_C = \frac{d^2 \cot \delta + b^2 \cot \beta}{8}$$

(3.3)

Der gesamte dem Knotenpunkt M zugeordnete Bereich m erstreckt sich in der Regel auf Flächenanteile mehrerer Dreieckselemente unterschiedlicher Materialeigenschaften:

$$A_m = \sum_j A_j \quad (3.4)$$

Es wird angenommen, daß die Temperatur in diesem Bereich m gleich der Temperatur des zugehörigen Knotenpunktes M ist:

$$\vartheta_m = \vartheta_M \quad (3.5)$$

Die dem Bereich m bei j Dreieckselementen unterschiedlichen Materials zugeordnete Gesamtwärmekapazität ergibt sich damit zu:

$$V \rho c = (V \rho c)_m = \Delta z \sum_j A_j \rho_j c_j$$

mit $\rho_j = f(\vartheta_m)$ und $c_j = f(\vartheta_m)$, (3.6)

wobei sowohl die Rohdichte ρ als auch die spezifische Wärmekapazität c Funktionen der Temperatur sein können.

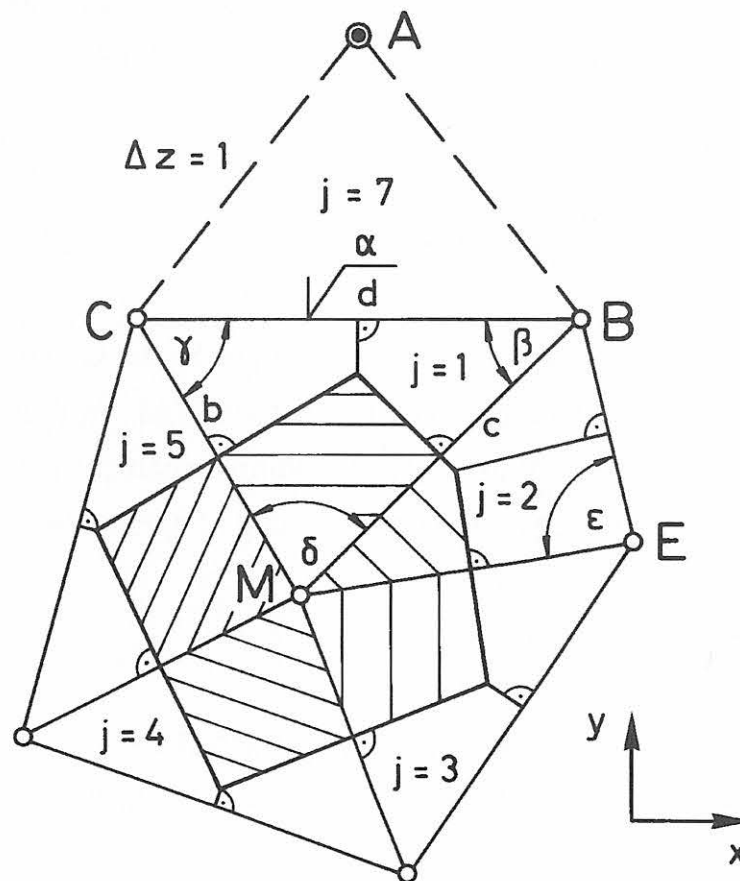


Bild 3.1 Einteilung des Integrationsgebietes in finite Dreieckselemente (Rudolphi, 1979)

Teilwärmeströme

Dem Bereich m fließen von den i anliegenden Knotenpunkten infolge Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung sogenannte Teilwärmeströme \dot{Q}_i zu, die unter Beachtung des Vorzeichens aufzusummieren sind:

$$\dot{Q}_{m,zuf} = \sum_i \dot{Q}_i = \sum_i (\dot{Q}_L + \dot{Q}_K + \dot{Q}_S)_i \quad (3.7)$$

mit \dot{Q}_L (Wärmeleitung),

\dot{Q}_K (Konvektion),

\dot{Q}_S (Strahlung)

Berücksichtigung der Wärmeleitung

Der dem Bereich m (bzw. Knoten M) infolge Wärmeleitung beispielsweise vom Knoten B her zufließende Teilwärmestrom errechnet sich wie folgt, vgl. Bild 3.1:

$$\dot{Q}_L = \dot{Q}_{BM} = k A (\vartheta_B - \vartheta_M) \quad (3.8)$$

$$\text{mit } k A = \Delta z \lambda_1 S_1 + \Delta z \lambda_2 S_2 \quad (3.9)$$

Hierbei sind λ_1 bzw. λ_2 die Wärmeleitfähigkeiten, S_1 bzw. S_2 die Geometriefaktoren der Dreieckselemente 1 bzw. 2 beiderseits der Dreiecksseite BM . Im Falle der Temperaturabhängigkeit werden die zugrundezulegenden Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit des Mittelwertes der Temperaturen in den Knoten B und M durch Interpolation ermittelt:

$$\lambda_1 = f\left(\frac{\vartheta_B + \vartheta_M}{2}\right) \text{ bzw. } \lambda_2 = f\left(\frac{\vartheta_B + \vartheta_M}{2}\right) \quad (3.10)$$

Die Geometriefaktoren S_1 bzw. S_2 errechnen sich nach (Dusinberre, 1961) aus dem Kotangens der in den Dreieckselementen 1 bzw. 2 der Dreiecksseite BM gegenüberliegenden Winkel γ bzw. ε :

$$S_1 = \frac{\cot \gamma}{2} \text{ bzw. } S_2 = \frac{\cot \varepsilon}{2} \quad (3.11)$$

Damit ergibt sich der dem Bereich m infolge Wärmeleitung vom Knoten B her zufließende Teilwärmestrom zu:

$$\dot{Q}_L = \dot{Q}_{BM} = \Delta z \frac{1}{2} (\lambda_1 \cot \gamma + \lambda_2 \cot \varepsilon) (\vartheta_B - \vartheta_M) \quad (3.12)$$

Berücksichtigung der Konvektion

Ist eine außenliegende Dreieckselementseite, z.B. die Dreieckselementseite BC, einer Wärmeübertragung durch Konvektion ausgesetzt, so fließen den Knotenpunkten B und C von Knoten A her zusätzlich folgende Teilwärmeströme zu:

$$\dot{Q}_K = \dot{Q}_{AB} = \frac{d}{2} \Delta z \alpha_B (\vartheta_A - \vartheta_B)$$

und (3.13)

$$\dot{Q}_K = \dot{Q}_{AC} = \frac{d}{2} \Delta z \alpha_C (\vartheta_A - \vartheta_C)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient α ist entweder eine Konstante mit $\alpha = \alpha_B = \alpha_C$ oder eine Funktion der Oberflächentemperatur $\alpha = f(\vartheta_{OFP})$.

Berücksichtigung der Wärmestrahlung

Ist eine außenliegende Dreieckselementseite, z.B. die Dreieckselementseite BC, einer Wärmeübertragung durch Strahlung ausgesetzt, so fließen den Knotenpunkten B und C von Knoten A her zusätzlich folgende Teilwärmeströme zu:

$$\dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_{AB} = \frac{d}{2} \Delta z \sigma \varphi \varepsilon_{ges} \varepsilon_{OFP} \left(\left(\frac{\vartheta_A + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\vartheta_B + 273}{100} \right)^4 \right)$$

und (3.14)

$$\dot{Q}_{Str} = \dot{Q}_{AC} = \frac{d}{2} \Delta z \sigma \varphi \varepsilon_{ges} \varepsilon_{OFP} \left(\left(\frac{\vartheta_A + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\vartheta_C + 273}{100} \right)^4 \right)$$

Berücksichtigung der Phasenumwandlung

Die bei Phasenumwandlung, z.B. bei der Verdampfung des in Baustoffen vorhandenen Wassergehalts, auftretenden Verhältnisse seien im folgenden anhand von Bild 3.2 etwas ausführlicher erläutert (Schwarzott, 1972). Danach wird bei Erreichen der Umwandlungstemperatur ϑ_u die Knotentemperatur solange konstant gehalten, bis die dem Knoten zugeordnete Elementmasse den Aggregatzustand geändert hat. Bei Unter- oder Überschreiten der Umwandlungstemperatur wird der entsprechende Knoten auf ϑ_u gesetzt und solange von der Integration ausgenommen, bis die Umwandlung vollzogen ist. Hierzu muß dem Knoten die gesamte Umwandlungswärmemenge (latente Wärmemenge)

$$W_{\text{lat}} = V \rho r \frac{u_m}{100} = m r \frac{u_m}{100} \quad (3.15)$$

bei der Verdampfung zugeführt werden. Wird dem Knoten der Wärmestrom \dot{Q}_{ges} in der Zeitdifferenz Δt zugeführt, so gilt für das Phasenumwandlungsverhältnis:

$$\gamma(t + \Delta t) = \gamma(t) + \frac{\dot{Q}_{\text{ges}} \Delta t}{W_{\text{lat}}} \quad (3.16)$$

\dot{Q}_{ges} ergibt sich entsprechend der Trapezregel aus dem Mittelwert der am Intervallanfang und Intervallende dem Knoten zufließenden Wärmeströme. γ ist das Verhältnis der (bereits umgewandelten) Masse höherer Energie zur Gesamtmasse. Bei Durchlaufen der Zustände $\gamma = 0$ (z.B. Wasser) und $\gamma = 1$ (z.B. Wasserdampf), die ja nur zufällig mit dem Ende einer Zeitschrittweite h zusammentreffen, muß eine entsprechende Korrektur vorgenommen werden. Eine Überschreitung von $\gamma = 0$ oder $\gamma = 1$ um $\Delta\gamma$ muß in eine Temperaturänderung $\Delta\vartheta$ bzw. eine Überschreitung der Umwandlungstemperatur ϑ_u um $\Delta\vartheta$ in einen entsprechenden Zuwachs des Phasenumwandlungsverhältnisses $\Delta\gamma$ umgerechnet werden. Bei den in Bild 3.2 mit * gekennzeichneten Phasen gilt

$$|(\vartheta - \vartheta_u) m c| = |\Delta\gamma W_{\text{lat}}| \quad (3.17)$$

mit $\Delta\gamma = \gamma$ für $\gamma < 0$
 $\Delta\gamma = \gamma - 1$ für $\gamma > 1$

Bild 3.2 gibt eine Vorstellung vom Ablauf eines Verdampfungsvorganges (ausgezogene Linie von links unten nach rechts oben) sowie vom Vorzeichen der vorzunehmenden Korrekturen. Zu beachten ist, daß bei einer Überführung von Aggregatzustand 0 in den Aggregatzustand 1 die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Rohdichte sich ändern können. Während des Umwandlungsvorganges werden die dem Knoten durch Wärmeleitung zugeführten Wärmeströme in jedem Dreiecksteilbereich mit einer wie folgt errechneten Wärmeleitfähigkeit bestimmt:

$$\lambda = \gamma \lambda_1 + (1 - \gamma) \lambda_0 \quad (3.18)$$

Zur Errechnung des zwischen zwei Knotenpunkten i und j fließenden Wärmestromes nach Gleichung (3.8) wird unter Berücksichtigung von Gleichung (3.18) mit einem mittleren λ gerechnet:

$$\lambda = \frac{\lambda_i + \lambda_j}{2} \quad (3.19)$$

Damit ist für einen stetigen Übergang von Aggregatzustand 0 in Aggregatzustand 1 gesorgt.

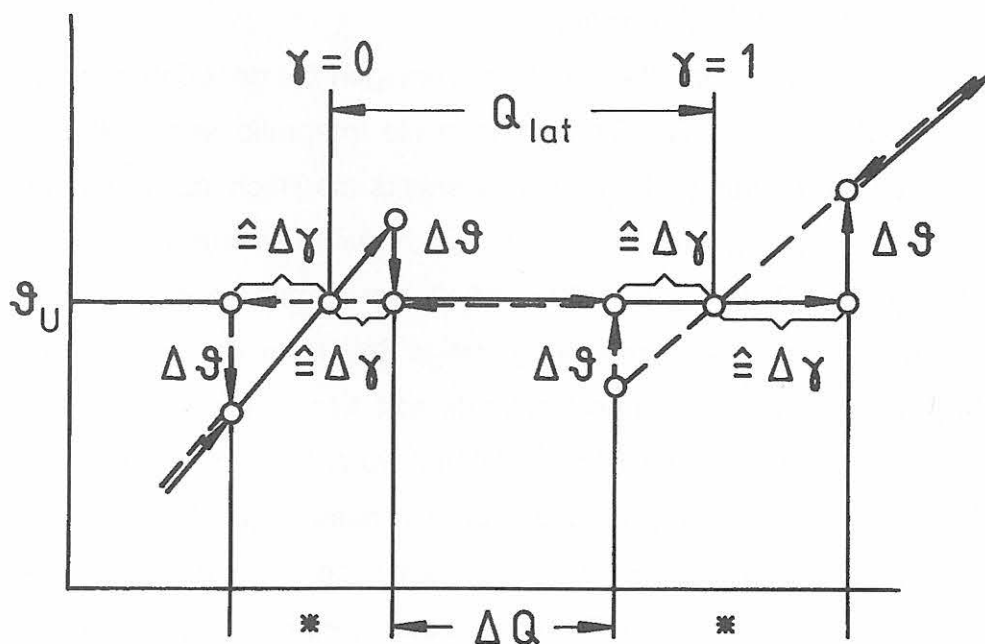


Bild 3.2 Qualitativer Verlauf einer Änderung des Aggregatzustandes in dem einem Knotenpunkt zugeordneten Bereich (Schwarzott, 1972)

Berechnungsverfahren

Stellt man für jeden Knotenpunkt - bis auf die Knotenpunkte mit Temperatur-Randbedingungen - entsprechend Gleichung (3.2) eine gewöhnliche Differentialgleichung erster Ordnung auf, so erhält man für n Knotenpunkte ein System von n gewöhnlichen Differentialgleichungen der Art

$$\bar{\vartheta}' = f(\bar{\vartheta}, t), \quad (3.20)$$

dessen Lösung für die Anfangsbedingung

$$\bar{\vartheta}(t_0) = \bar{\vartheta}_0 \quad (3.21)$$

gesucht ist. Zur Lösung der vorliegenden, sehr steifen Anfangswertprobleme wird *das auf den rückwärts genommenen Differentiationsformeln basierende Verfahren von Gear* (Gear, 1971; Gear, 1971; Hindmarsh, 1974; Hindmarsh, 1975) angewendet. Dabei ist für steife Systeme charakteristisch, daß in der Lösungsschar Lösungen mit stark unterschiedlichem Wachstumsverhalten enthalten sind (Grigorieff: Band 1 (1972), Band 2 (1977); Stoer, Bulirsch: Band 1 (1972); Stoer: Band 2 (1978)). Solche schwach und stark abklingenden Lösungskomponenten treten z.B. bei Körpern auf, die aus Baustoffen mit sehr unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten (z.B. Stahl/Polystyrol-Hartschaum) zusammengesetzt sind und bei sehr dünnen Baustoffschichtdicken, wie sie z.B. bei sehr schlanken Stahlstützen vorkommen.

Explizite Verfahren, aber auch viele implizite Verfahren versagen bei der Lösung derartig steifer Probleme, da bei ihnen aus Stabilitätsgründen die Integrationsschrittweite h sehr klein gewählt werden muß. Damit erhöht sich einerseits die Rechenzeit immens, zum anderen wird die näherungsweise Integration durch Akkumulierung der Rundungsfehler infolge der großen Zahl von Schritten mit diesen Verfahren in der Regel unmöglich. Da das Verfahren von Gear besonders günstige Stabilitätsbereiche aufweist und die steifen Lösungskomponenten besonders stark dämpft, kann nach deren Abklingen die Integrationsschrittweite sehr schnell hochgeschaltet werden.

Das auf den rückwärts genommenen Differentiationsformeln basierende Verfahren von Gear ist ein *lineares Mehrschrittverfahren*, welches nach dem *Prädiktor/Korrektor-Schema* arbeitet. Dabei wird ein mit dem Prädiktor berechneter Startwert solange iterativ mit Hilfe des Korrektors verbessert, bis Konvergenz gegen einen Fixpunkt erreicht ist.

Simultane Bestimmung thermischer Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen

Die unbekanntenn Kennwerte bzw. Koeffizienten der Kennwertfunktionen seien durch den Vektor \vec{a} repräsentiert. Sind z.B. von einer Wärmedämmschicht die mittlere Wärmeleitfähigkeit und die mittlere spezifische Wärmekapazität zu ermitteln, so umfaßt der Vektor \vec{a} zwei Komponenten:

$$\vec{a} = (\lambda_{WD}, c_{WD}) . \quad (3.22)$$

Als Unbekannte können alle in die Gleichungen (3.2), (3.8), (3.13) und (3.14) eingehenden Einflußgrößen in beliebigen Kombinationen auftreten. Dabei besteht die Möglichkeit, die Unbekannten als Funktionen mit konstantem oder linearem Ansatz, aber auch mit einem Parabel- oder Polynomansatz 3. Grades zu ermitteln. Einen Sonderfall stellt die Optimierung von Abmessungen, z.B. der Wärmedämmschichtdicke, dar. In diesem Fall ist:

$$\vec{a} = (s_{WD}) . \quad (3.23)$$

Liegt die Wärmedämmschicht zwischen anderen Schichten, werden die Koordinaten der Knotenpunkte in den außenliegenden Schichten entsprechend mitverschoben.

Für n Unbekannte setzt sich der Vektor \vec{a} aus n Komponenten zusammen:

$$\vec{a} = (a_1, \dots, a_n) \quad (3.24)$$

Um n Unbekannte zu ermitteln, braucht man mindestens $m \geq n$ *Vergleichskriterien*, die die Differenz zwischen einer errechneten und einer gemessenen bzw. als Sollwert vorgegebenen Größe angeben. Folgende Größen sind zugelassen:

- Wärmedurchlaßwiderstand $1/\Lambda$,
- flächenanteilig gemittelte Oberflächentemperatur auf der Warmseite ϑ_{Oim} ,
- flächenanteilig gemittelte Oberflächentemperatur auf der Kaltseite ϑ_{Oam} ,
- Wärmestrom \dot{Q} ,
- Temperatur ϑ an einer diskreten Stelle (Knoten) und
- Temperatur ϑ an einer diskreten Stelle (Knoten) zu nt diskreten Zeitpunkten.

Die o.a. Vergleichsgrößen können in beliebigen Kombinationen auftreten, die letzten beiden auch mehrmals an verschiedenen diskreten Stellen (Knoten). Für die ersten fünf Vergleichsgrößen ist der Vergleichszeitpunkt gleich dem Endzeitpunkt ($nt=1$). Insgesamt werden für n_{vgl} Vergleichsgrößen an jeweils nt diskreten Zeitpunkten die einzelnen Differenzen zwischen errechnetem und gemessenem Wert gebildet, so daß sich

$$m = \sum_{i=1}^{n_{vgl}} nt_i \quad (3.25)$$

Vergleichskriterien ergeben. Die Unbekannten lassen sich dann aus der Forderung, daß die *Summe der quadratischen Abweichungen*

$$S(\vec{a}) = \sum_{j=1}^{nt} \sum_{i=1}^{n_{vgl}} (g_{i,j}(\vec{a}))^2 \quad (3.26)$$

mit

$$g_{i,j}(\vec{a}) = \left(y_{err,i}(\vec{a}) \Big|_{t=t_j} - y_{gem,i} \Big|_{t=t_j} \right)$$

minimal sein soll, bestimmen.

Da der Wert der zu berechnenden Temperatur-Zeit-Funktion von einzelnen Einflußgrößen, wie z.B. der Wärmeleitfähigkeit im Falle einer temperaturabhängigen Kennlinie, nichtlinear abhängen kann, erfolgt der Rechengang in jedem Fall iterativ. Das *Newton-Verfahren* (in der Literatur auch oft als *Newton-Raphson-Verfahren* bezeichnet, vgl. Späth, 1974; Stoer, 1972; Marsal, 1976) führt das Problem der Minimierung von Gleichung (3.26) für mehrere Unbekannte auf eine Taylorentwicklung an der Stelle $\vec{a}^{(0)}$ zurück, die mit dem linearen Glied abgebrochen wird:

$$g(\vec{a}^{(1)}) = 0 = g(\vec{a}^{(0)}) + (\vec{a}^{(1)} - \vec{a}^{(0)}) g'(\vec{a}^{(0)}) \quad (3.27)$$

Hierbei ist $\vec{a}^{(0)}$ ein Startvektor, dessen Werte in der Nähe des Minimums der Funktion $S(\vec{a})$ liegen. Da $\vec{a}^{(0)}$ einen Vektor repräsentiert, ist $g'(\vec{a}^{(0)})$ durch die Funktionalmatrix

$$G_0 = \frac{\partial g}{\partial \vec{a}^{(0)}} = \frac{\partial g_{i,j}}{\partial a_k} \quad (3.28)$$

mit $i = 1, \dots, n$ vgl
 $j = 1, \dots, nt$
 $k = 1, \dots, n$

zu ersetzen. Gleichung (3.27) ergibt sich damit zu:

$$g(\vec{a}^{(1)}) = 0 = g(\vec{a}^{(0)}) + (\vec{a}^{(1)} - \vec{a}^{(0)}) G_0 \quad (3.29)$$

Indem die Funktion $g(\vec{a})$ an der Stelle $\vec{a}^{(0)}$ durch eine Gerade ersetzt wird, die die gleiche Ableitung wie g an der Stelle $\vec{a}^{(0)}$ hat, ergibt sich der nächste Näherungswert $\vec{a}^{(1)}$. Bei dem sich daraus ableitendem Iterationsverfahren sind jedoch zwei Fälle zu unterscheiden:

1. Ist $m = n$, d.h. die Anzahl der Gleichungen gleich der Anzahl der Unbekannten, so ist die Funktionalmatrix G quadratisch. Daher kann ihre Invertierbarkeit vorausgesetzt werden, und es ergibt sich:

$$\vec{a}^{(p+1)} = \vec{a}^{(p)} - G_p^{-1} g(\vec{a}^{(p)}) , \quad (3.30)$$

wobei p die jeweilige Iterationsstufe angibt. Gleichung (3.30) entspricht in diesen Fall der Lösung eines nichtlinearen Gleichungssystems $g(\vec{a}) = 0$.

2. Ist $m > n$, so handelt es sich um die Minimierung einer m -gliedrigen Quadratsumme von Funktionen in n Veränderlichen, was traditionsgemäß auch als „Methode der kleinsten Quadrate“ bezeichnet wird. Da in diesem Fall keine Invertierbarkeit vorausgesetzt werden darf, ergibt sich folgendes Iterationsverfahren:

$$\vec{a}^{(p+1)} = \vec{a}^{(p)} - (G_p^T G_p)^{-1} G_p^T g(\vec{a}^{(p)}) , \quad (3.31)$$

wobei G_p^T die transponierte Matrix von G_p ist. Da sich die Funktionalmatrix G in den Gleichungen (3.30) und (3.31) nicht durch explizites Differenzieren ermitteln läßt, wird diese durch Differenzenquotienten mittels

$$\frac{\partial g_{i,j}}{\partial a_k} = \frac{g_{i,j}(a_1, \dots, a_k + h_k, \dots, a_n) - g_{i,j}(a_1, \dots, a_n)}{h_k} \quad (3.32)$$

angenähert, wobei die Zuwächse h_k geeignet gewählte, hinreichend kleine, der Größenordnung der a_k wie folgt angepaßte Größen sind:

$$h_k = \begin{cases} 0,001 & \text{falls } |a_k^{(p)}| < 0,01 \\ 0,01 \cdot |a_k^{(p)}| & \text{falls } |a_k^{(p)}| \geq 0,01 \end{cases} \quad (3.33)$$

mit $k = 1, \dots, n$.

Zur Lösung der in den Gleichungen (3.30) und (3.31) auftretenden linearen bzw. überbestimmten linearen Gleichungssysteme wird das *Gaußsche Eliminationsverfahren mit Pivotierung* eingesetzt (Späth, 1974).

Das beschriebene Iterationsverfahren hat den Vorteil, daß es für in \vec{a} lineare Funktionen $g(\vec{a})$ in einem Schritt konvergiert. Aber auch in anderen Fällen verfügt das Newton-Verfahren über ein erstaunlich gutes Konvergenzverhalten, auch dann, wenn die Startwerte nicht in unmittelbarer Nähe des Minimums liegen. Wird keine Konvergenz erreicht, sind andere Startwerte anzusetzen.

4 Ableitung von Kennwerten des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an unbedeckten Stahlstützen

Bei Kenntnis der thermischen Stoffeigenschaften wie Wärmeleitfähigkeit und spezifischer Wärmekapazität sowie der charakteristischen Größen des Brandraumes und der Beflammung (den sogenannten Brandraum-Wärmeübergangsverhältnissen) lassen sich die Erwärmung und damit auch die Feuerwiderstandsdauer unbedeckter und auch bedeckter Stahlstützen beliebigen Profils berechnen.

Bei den *unbedeckten Profilen* sind die thermischen Stoffeigenschaften des Stahls hinreichend bekannt. So sind im Eurocode 3 Teil 1.2 Angaben zur Wärmeleitfähigkeit und zur spezifischen Wärmekapazität von Stahl enthalten. Beide Kennwerte liegen als Funktionen der Temperatur vor, insbesondere auch für die bei einer Brandprüfung auftretenden hohen Temperaturen. Somit verbleiben als unbekannte Größen lediglich die Brandraum-Wärmeübergangsverhältnisse. Diese werden durch den konvektiven Wärmeübergang und den strahlungsbedingten Wärmeübergang charakterisiert. Aus den Formeln (3.13) und (3.14) wird ersichtlich, daß folgende thermodynamische Größen zur Berücksichtigung des Wärmeübergangs benötigt werden:

für die Konvektion

- der Wärmeübergangskoeffizient α_K

für die Strahlung

- der gesamte Emissionswert des Brandraumgases ε_{ges}
- der Emissionsgrad der Prüfkörperoberfläche ε_{OFP}
- die Einstrahlzahl bzw. der Konfigurationsfaktor φ .

Diese thermodynamischen Kennwerte hängen von einer Vielzahl von geometrischen und thermischen Randbedingungen des Brandraumes und des Bauteils ab. So unterscheiden sich die Wärmeübergangsverhältnisse verschiedener Brandräume aufgrund unterschiedlicher Brandraumabmessungen, Art, Anordnung und Anzahl der Brenner, der thermischen Kennwerte der Ofenwände und der Rauchgasabführung. Das A/U-Verhältnis und die geometrische Gestalt des Prüfkörpers spielen ebenfalls eine Rolle. Der Konfigurationsfaktor φ berücksichtigt die Prüfkörpergestalt und ergibt sich aus Flächen,

Abmessungen, Abstand und gegenseitiger Anordnung der im Strahlungsaustausch stehenden Körper (VDI-Wärmeatlas, 1984; Siegel, Howell, Lohrengel, 1991). Somit steht bei unbedeckten Stahlstützen die Ermittlung der den Wärmeübergang im Brandraum charakterisierenden Größen im Vordergrund.

4.1 Vorgehensweise

Am Beispiel von fünf unbedeckten Stahlstützen soll die Ermittlung der Wärmeübergangsverhältnisse mit dem Rechenprogramm IOPT2D der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) demonstriert werden. Dazu werden Stützenprüfungen an folgenden unbedeckten Stützen ausgewertet:

Profil	Vierkant 200	HEM 300	Rohr 219x18	Rohr 133x6,3	IPE 400
A/U [mm]	50,00	16,60	16,50	5,99	5,75

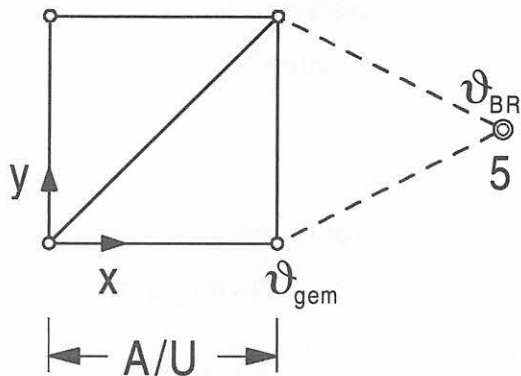
Die Ableitung der Kennwerte soll zuerst unter Reduktion des Erwärmungsproblems auf den *eindimensionalen Fall* und anschließend auch für den *zweidimensionalen Fall* erfolgen. Das soll die Aussage ermöglichen, ob es genügt, mit einem einfachen, schnell zu elementierenden, eindimensionalen Modell zu rechnen, oder aber, ob ein der Geometrie entsprechendes zweidimensionales Modell für die rechnerische Simulation erforderlich ist. Bei Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall wird das Stahlprofil durch eine Stahlplatte der Dicke A/U ersetzt. Dieses „Ersatzmodell“ besitzt in der Regel weniger Knoten und Dreieckselemente als das „Realmodell“ und weist somit erheblich kürzere Rechenzeiten auf. Daher eignet sich das „Ersatzmodell“ besonders für Parametervariationen.

4.1.1 Elementierung der Modelle

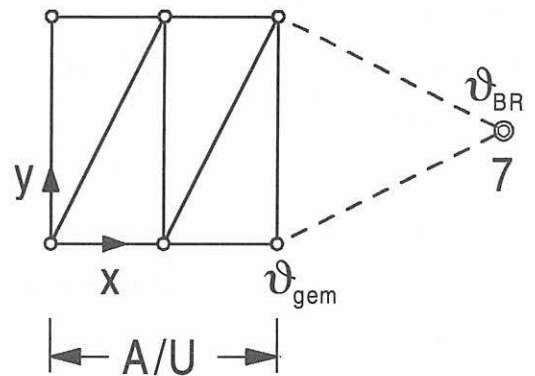
Anhand der *eindimensionalen „Ersatzmodelle“* soll der Einfluß der Elementierung untersucht werden. Die Verfeinerung der eindimensionalen Modelle erfolgt in 4 Schritten, in denen die Anzahl der Schichten zunehmend gesteigert wird, siehe Bild 4.1. Lediglich der Profilmfaktor A/U muß je nach Profil verändert werden. Folgende vier Elementierungsschritte werden untersucht:

- Schritt 1: 5-Knoten-Ersatzmodell \Rightarrow 1 Schicht
- Schritt 2: 7-Knoten-Ersatzmodell \Rightarrow 2 Schichten
- Schritt 3: 13-Knoten-Ersatzmodell \Rightarrow 5 Schichten
- Schritt 4: 23-Knoten-Ersatzmodell \Rightarrow 10 Schichten.

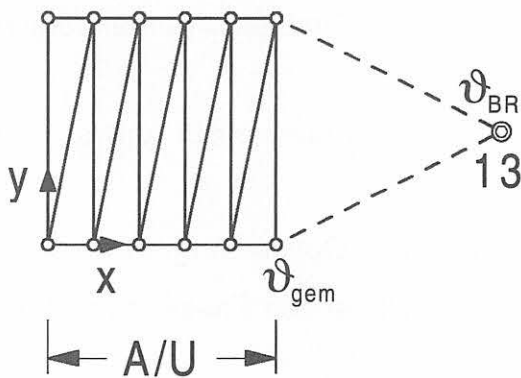
Die Elementierung der *zweidimensionalen Modelle* ist Kapitel 4.3 zu entnehmen.



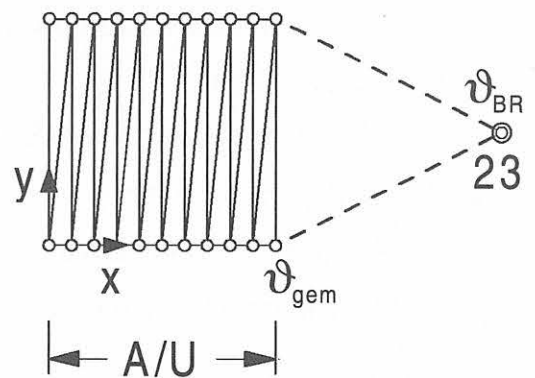
5-Knoten-Ersatzmodell



7-Knoten-Ersatzmodell



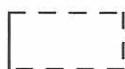
13-Knoten-Ersatzmodell



23-Knoten-Ersatzmodell



Stahl



Wärmeübergang(sschicht)

Bild 4.1

Schrittweise Verfeinerung der Elementierung unter Benutzung von Dreieckselementen für die eindimensionalen Modelle

4.1.2 Zu ermittelnde Kenngrößen

Generell soll für alle unbedeckten Stützen der *Wärmeübergangskoeffizient* α_K des Wärmestroms infolge Konvektion (Gleichung 3.13) zusammen mit den *Strahlungskoeffizienten* ε_{ges} und ε_{OFP} des Wärmestroms infolge Strahlung (Gleichung 3.14) ermittelt werden. Die Bestimmung des *Konfigurationsfaktors* φ ist lediglich bei den beiden I-Profilen erforderlich, da nur hier ein Abschattungseffekt im Steg- und im inneren Flanschbereich auftritt. Bei den Hohlprofilen und dem massiven Vierkant beträgt der Konfigurationsfaktor $\varphi = 1$. Die abzuleitenden Kenngrößen sollen als konstante Werte bestimmt werden.

Im weiteren soll für alle Stützen ein, den gesamten Wärmeübergang infolge Konvektion und Strahlung charakterisierender *Gesamtwärmeübergangskoeffizient* α_{ges} als Funktion der Temperatur an der Bekleidungsoberfläche bestimmt werden.

An dieser Stelle muß darauf hingewiesen werden, daß in dem Produkt $\varepsilon_{\text{ges}} \cdot \varepsilon_{\text{OFP}} \cdot \varphi$ (Gleichung 3.14 für den strahlungsbedingten Wärmeübergang) die drei zu bestimmenden Größen miteinander multipliziert werden. Rechentechnisch ist es damit nicht möglich, jede Größe einzeln zu bestimmen. Zur Lösung des Problems werden folgende Festlegungen getroffen:

- Bei der Optimierung wird der Emissionsgrad des Brandraumgases auf $\varepsilon_{\text{ges}} = 1,0$ gesetzt und nicht optimiert.
- Der Emissionsgrad der Stahloberfläche ε_{OFP} wird durch Optimierung ermittelt, stellt aber aufgrund der Annahme von $\varepsilon_{\text{ges}} = 1,0$ den resultierenden Emissionskoeffizienten $\varepsilon_{\text{res}} = \varepsilon_{\text{ges}} \cdot \varepsilon_{\text{OFP}}$ dar.
- Der Konfigurationsfaktor wird auch im offensichtlich abgeschatteten Bereich auf $\varphi = 1$ gesetzt und nicht optimiert.
- Der Emissionsgrad der Stahloberfläche ε_{OFP} wird im abgeschatteten Bereich sowie im nicht abgeschatteten Bereich durch Optimierung ermittelt.
- Der Konfigurationsfaktor φ ermittelt sich dann nach Gleichung 4.1 wie folgt:

$$\varphi = \frac{\varepsilon_{\text{res,abgeschattet}}}{\varepsilon_{\text{res,nicht abgeschattet}}} \quad (4.1)$$

Im einzelnen werden folgende Optimierungsrechnungen zur Ableitung der thermischen Kenngrößen des Wärmeübergangs an den unbedeckten Stützen durchgeführt:

Für die eindimensionalen „Ersatzmodelle“:

1. Ermittlung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K zusammen mit dem resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} , jeweils als konstante Werte.
2. Ermittlung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} infolge Konvektion und Strahlung, jeweils als Polynom 3. Grades.

Für die zweidimensionalen Modelle der Vierkant 200-Stahlstütze und der Rund-Hohlprofile 219 x 18 sowie 133 x 6,3:

1. Ermittlung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K zusammen mit dem resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} , jeweils als konstante Werte.
2. Ermittlung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} infolge Konvektion und Strahlung, jeweils als Polynom 3. Grades.

Für die zweidimensionalen Modelle der HEM 300 - und der IPE 400-Stahlstütze:

1. Ermittlung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K zusammen mit den resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} für den „abgeschatteten“ und den „nicht abgeschatteten“ Teilbereich, jeweils als konstante Werte und Berechnung des Konfigurationsfaktors φ nach Gleichung 4.1.
2. Ermittlung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} infolge Konvektion und Strahlung für den *gesamten* Wärmeübergangsbereich, jeweils als Polynom 3. Grades.
3. Ermittlung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} infolge Konvektion und Strahlung für den „abgeschatteten“ und den „nicht abgeschatteten“ Teilbereich, jeweils als Polynom 3. Grades.

4.2 Allgemeine Annahmen

Alle zur Verfügung gestellten Meßwerte wurden im *alten Brandprüfofen für Stützen der BAM* ermittelt. Somit gelten die im folgenden ermittelten Wärmeübergangsverhältnisse auch nur für den alten Stützenprüfstand. Die als Beanspruchung gefahrenen Brandraumtemperaturen liegen als Meßprotokoll nicht vor. Daher wird für alle fünf Stützen die in der ISO 834 festgelegte Einheitstemperaturzeitkurve mit der Anfangstemperatur ϑ_0 als Brandbeanspruchung angenommen, Bild 4.2.

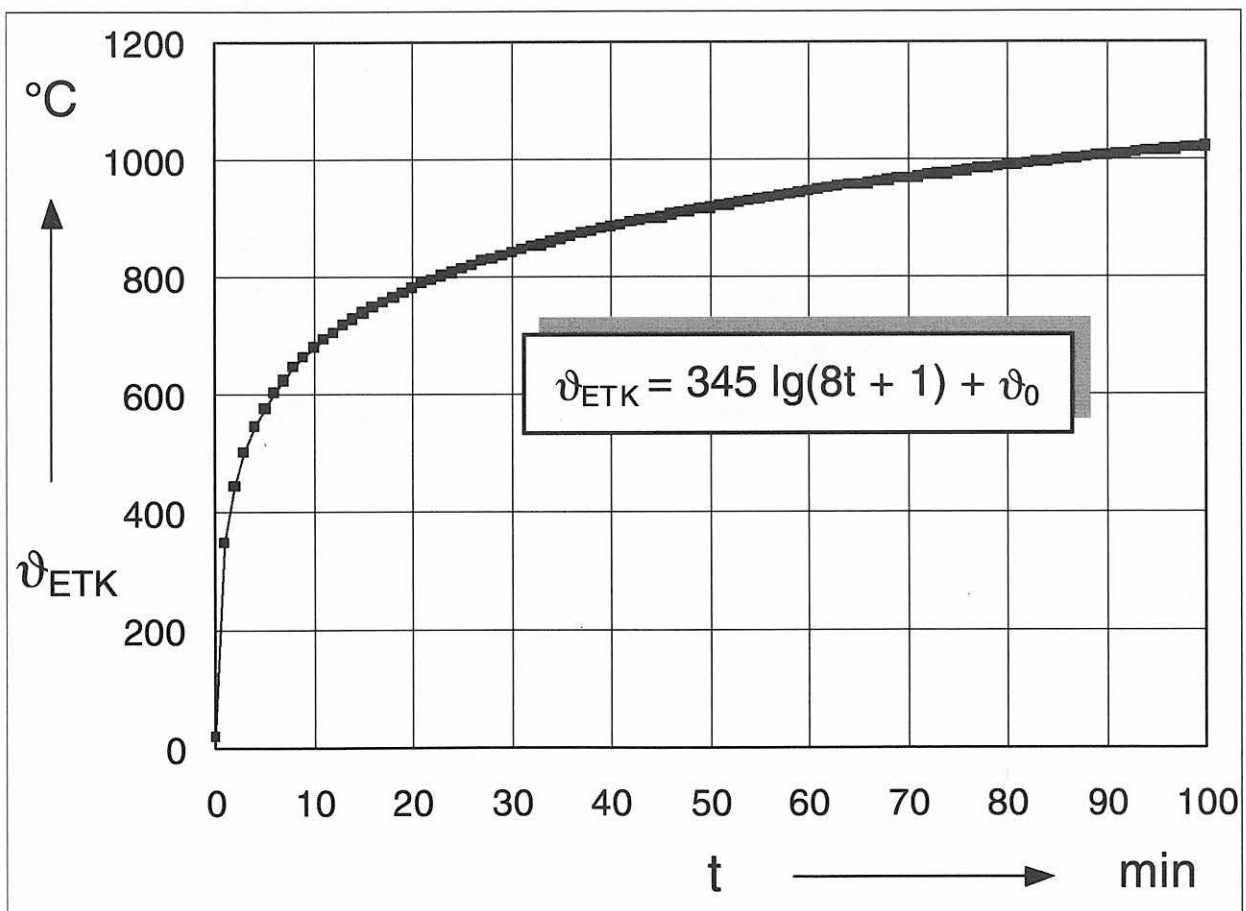


Bild 4.2 Einheitstemperaturzeitkurve nach ISO 834 als Brandbeanspruchung der unbedeuteten Stahlstützen mit der Anfangstemperatur $\vartheta_0=20^{\circ}\text{C}$

Wie bereits erwähnt sind die *thermischen Stoffeigenschaften von Stahl* hinreichend bekannt. Allen fünf unbedeckten Stahlstützen wurden folgende Materialkennwerte nach Eurocode 3 Teil 1.2 zugrundegelegt:

- Rohdichte ρ [kg/m³]

$$\rho = 7850$$

- Wärmeleitfähigkeit λ [W/(mK)], siehe Bild 4.3

für den Temperaturbereich $20^\circ\text{C} \leq \vartheta < 800^\circ\text{C}$

$$\lambda(\vartheta) = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \vartheta ,$$

für den Temperaturbereich $800^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 1200^\circ\text{C}$

$$\lambda = 27,30$$

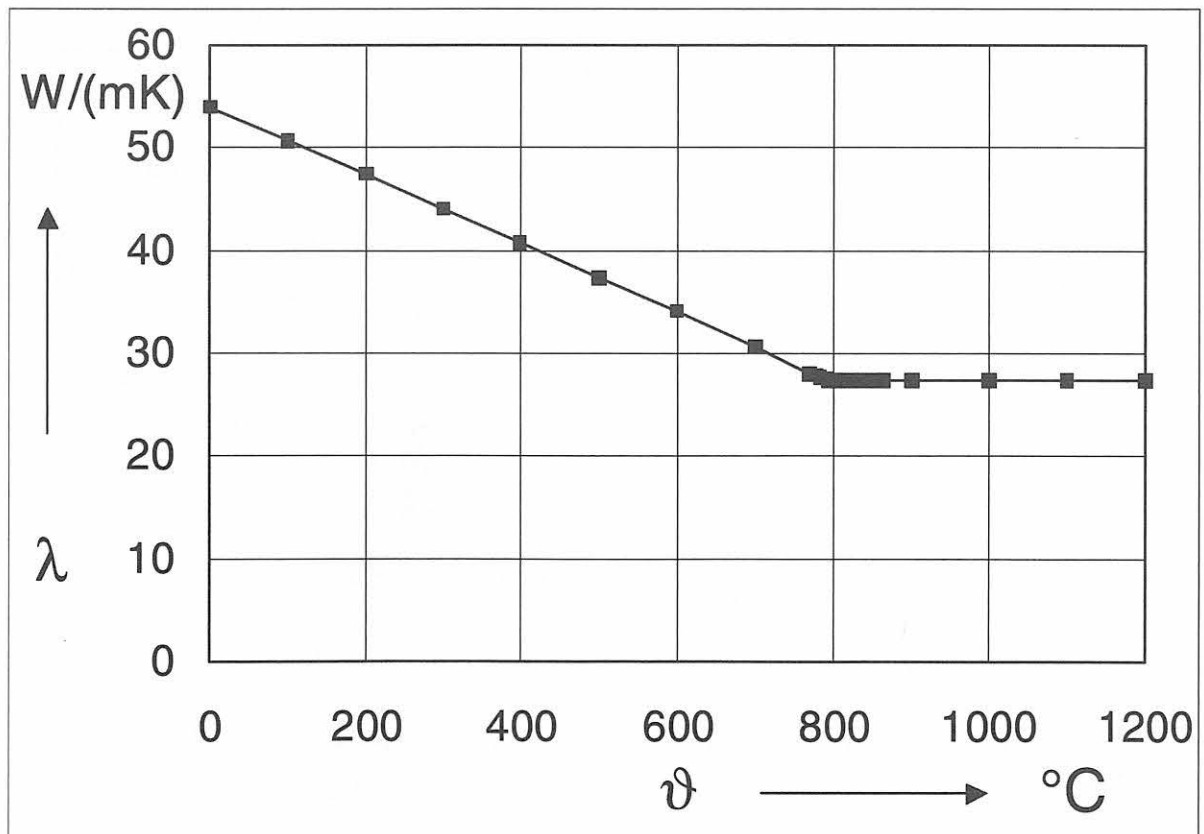


Bild 4.3 Wärmeleitfähigkeit λ von Baustahl nach Eurocode 3 Teil 1.2 als Funktion der Stahltemperatur

- spezifische Wärmekapazität c_p [J/(kgK)], siehe Bild 4.4

für den Temperaturbereich $20^\circ\text{C} \leq \vartheta < 600^\circ\text{C}$

$$c_p = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \vartheta - 1,69 \cdot 10^{-3} \vartheta^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \vartheta^3,$$

für den Temperaturbereich $600^\circ\text{C} \leq \vartheta < 735^\circ\text{C}$

$$c_p = 666 + \frac{13002}{738 - \vartheta},$$

für den Temperaturbereich $735^\circ\text{C} \leq \vartheta < 900^\circ\text{C}$

$$c_p = 545 + \frac{17820}{\vartheta - 731},$$

für den Temperaturbereich $900^\circ\text{C} \leq \vartheta < 1200^\circ\text{C}$

$$c_p = 650$$

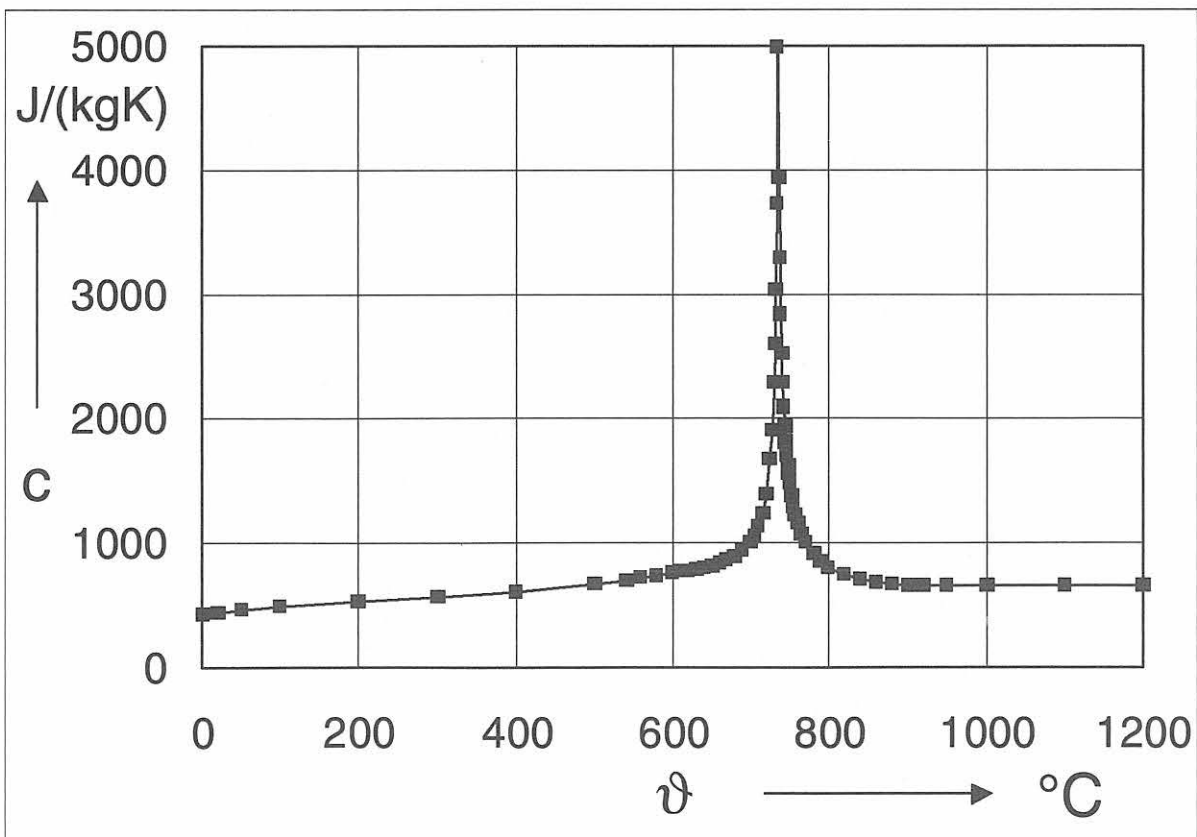


Bild 4.4

Spezifische Wärmekapazität von Baustahl nach Eurocode 3 Teil 1.2 als Funktion der Stahltemperatur

4.3 Anwendungsbeispiele

4.3.1 Unbekleidete Vierkant 200-Stahlstütze

Das Vierkant 200-Profil ist das massivste Stahlprofil dieser Untersuchung und weist einen A/U -Wert von 50,0 mm auf. Als Vergleichsfunktion zur Berechnung der Optimierungskriterien dient der gemessene Temperatur-Zeit-Verlauf an der Bauteiloberfläche in der Mitte der Vierkantseite (Tab. 4.1).

Zeit in min	ϑ_{gem} in °C	Zeit in min	ϑ_{gem} in °C
0,0	32	22,5	312
2,5	48	25,0	350
5,0	70	27,5	390
7,5	95	30,0	430
10,0	125	32,5	470
12,5	155	35,0	510
15,0	190	37,5	542
17,5	230	40,0	575
20,0	270		

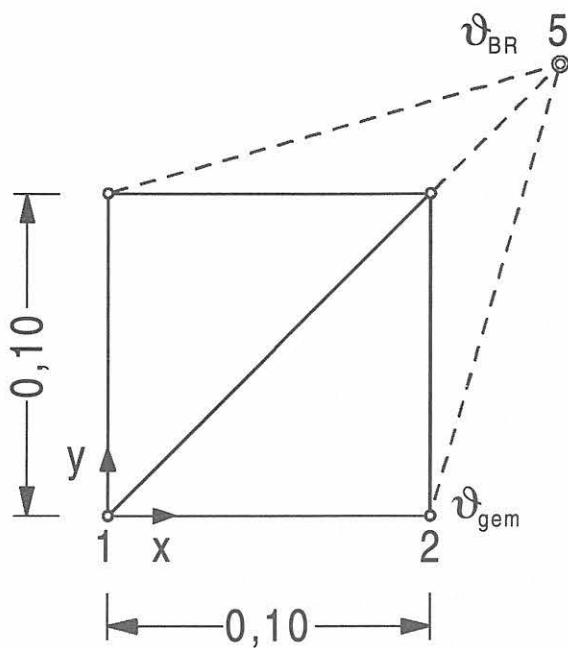
Tab. 4.1 Bei der unbekleideten Vierkant 200-Stahlstütze an der Seitenmitte gemessener Temperatur-Zeit-Verlauf

Elementierung

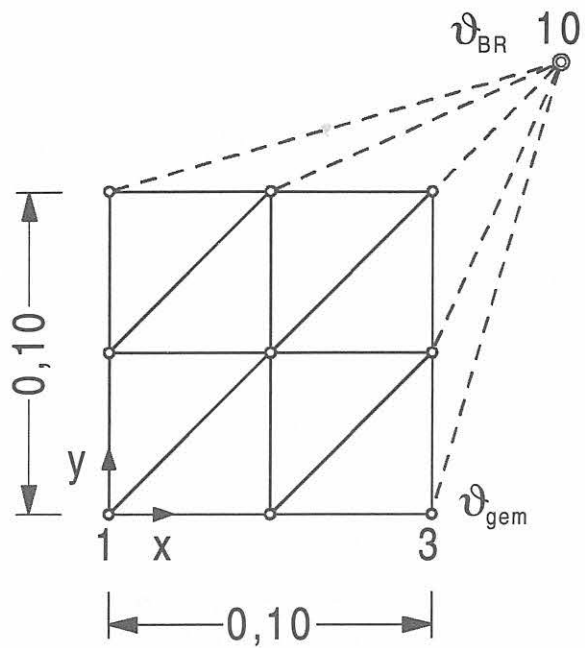
Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Kapitel 4.1 und geht aus Bild 4.1 hervor. Zu berücksichtigen ist der Profilmfaktor $A/U = 50,0$ mm.

Für die Optimierung der *zweidimensionalen Modelle* ist es aus Symmetriegründen ausreichend, einen Viertelausschnitt zu berechnen. Da das Profil sehr massiv ist, wird auch hier der Einfluß der Elementierung untersucht. Analog dem eindimensionalen Modell erfolgt die Elementierung des Viertelausschnitts in 4 Schritten (Bild 4.5):

Schritt 1:	5-Knoten-Viertelausschnitt	⇒	1 x 1	Schicht
Schritt 2:	10-Knoten-Viertelausschnitt	⇒	2 x 2	Schichten
Schritt 3:	37-Knoten-Viertelausschnitt	⇒	5 x 5	Schichten
Schritt 4:	122-Knoten-Viertelausschnitt	⇒	10 x 10	Schichten.

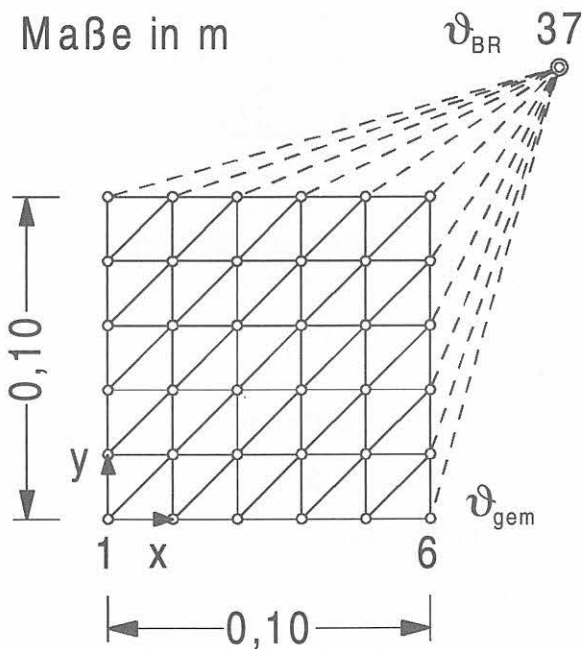


5-Knoten-Viertelausschnitt

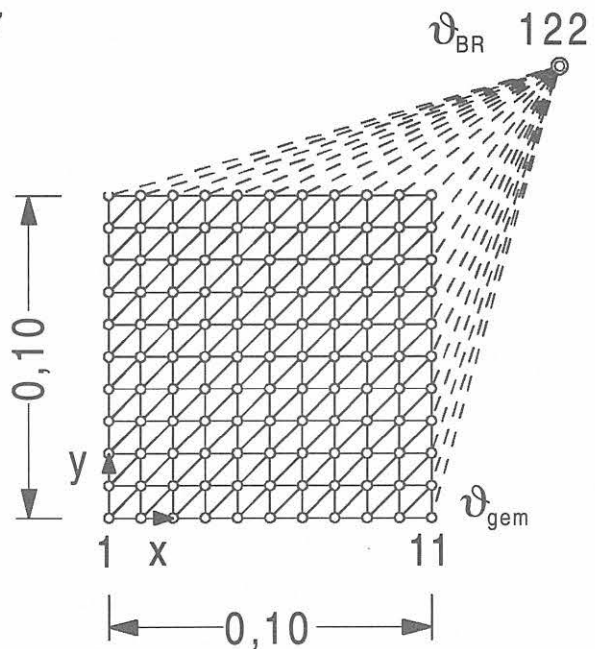


10-Knoten-Viertelausschnitt

Maße in m



37-Knoten-Viertelausschnitt



122-Knoten-Viertelausschnitt

 Stahl

 Wärmeübergang(sschicht)

Bild 4.5

Schrittweise Verfeinerung der Elementierung unter Benutzung von Dreieckselementen für den Viertelausschnitt der unbedeutenden Vierkant 200-Stahlstütze

Ergebnisse

In Bild 4.6 sind die mit dem Rechenprogramm IOPT2D ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K der ein- und zweidimensionalen Modelle in Abhängigkeit der Art der Elementierung dargestellt. Simultan wurde der resultierende Emissionskoeffizient $\varepsilon_{\text{res}} = \varepsilon_{\text{ges}} - \varepsilon_{\text{OFP}}$ ermittelt, siehe Bild 4.7. Mit zunehmender Verfeinerung der Elementierung nehmen die Wärmeübergangszahlen α_K sowohl bei den eindimensionalen als auch bei den zweidimensionalen Modellen immer mehr ab und konvergieren gegen einen Grenzwert. Die resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} stellen sich unabhängig von der Elementierung auf einen konstanten Wert ein.

Der allgemeine, den Wärmeübergang infolge Konvektion und Strahlung umfassende Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} ist in Bild 4.8 für die eindimensionalen und in Bild 4.9 für die zweidimensionalen Modelle als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung dargestellt.

Die Summen der quadratischen Abweichungen zwischen der errechneten und der gemessenen Vergleichsfunktion sind Tab. 4.2 zu entnehmen. Dabei wurden die Summen ΣS^2 mit der Anzahl der Vergleichsstellen n normiert, um die Ergebnisse weiterer Rechnungen mit unterschiedlicher Vergleichsstellenanzahl vergleichen zu können.

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	7-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	13-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	23-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]
$\alpha_K + \varepsilon_{\text{res}}$	5,90	4,75	4,45	4,41
α_{ges}	1,70	1,64	1,64	1,64

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Modell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	10-Knoten-Modell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	37-Knoten-Modell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	122-Knoten-Modell $\Sigma S^2/n$ [K ²]
$\alpha_K + \varepsilon_{\text{res}}$	12,76	7,37	5,61	5,37
α_{ges}	2,58	1,71	1,63	1,64

Tab. 4.2

Summe der quadratischen Abweichungen, normiert mit der Anzahl der Vergleichsstellen, für verschieden feine Elementierungen der Vierkant 200-Stahlstütze

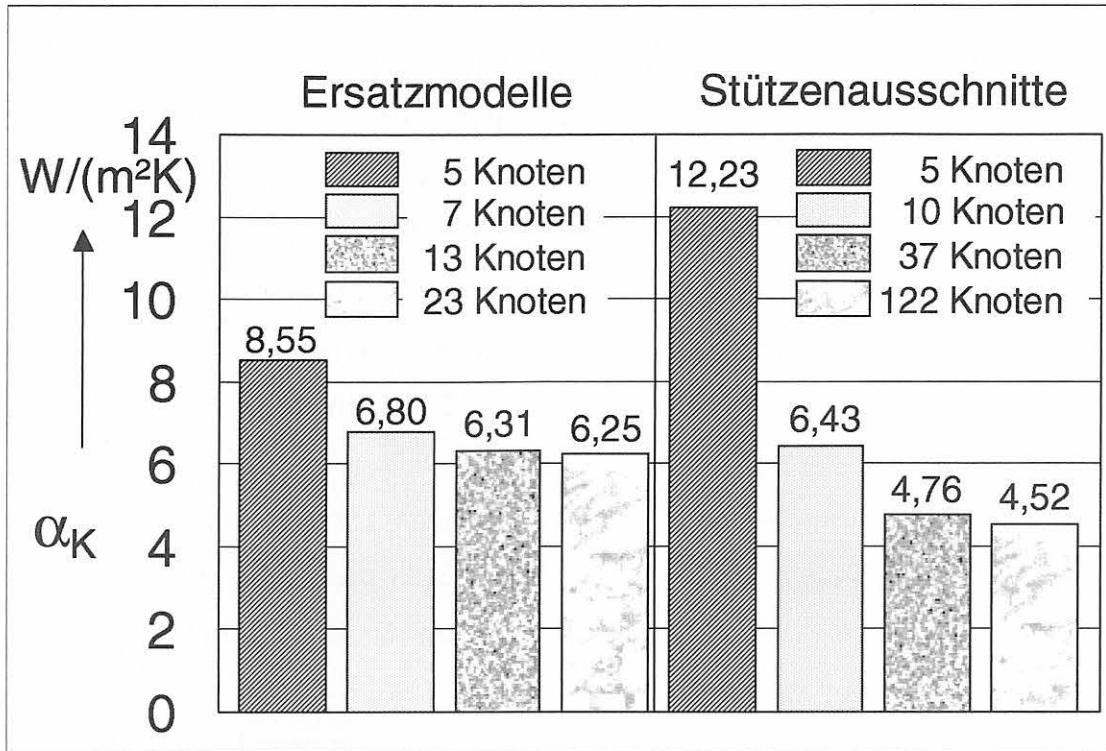


Bild 4.6 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der ein- und zweidimensionalen Modelle der unbedeckten Vierkant 200-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

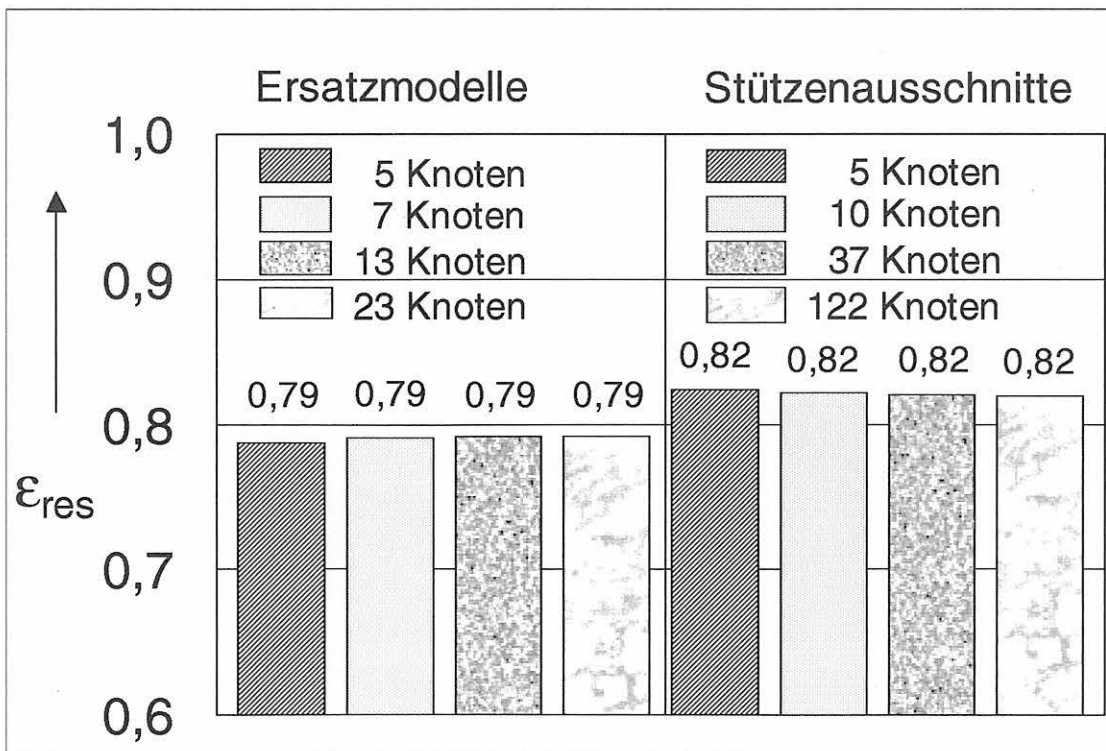


Bild 4.7 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der ein- und zweidimensionalen Modelle der unbedeckten Vierkant 200-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

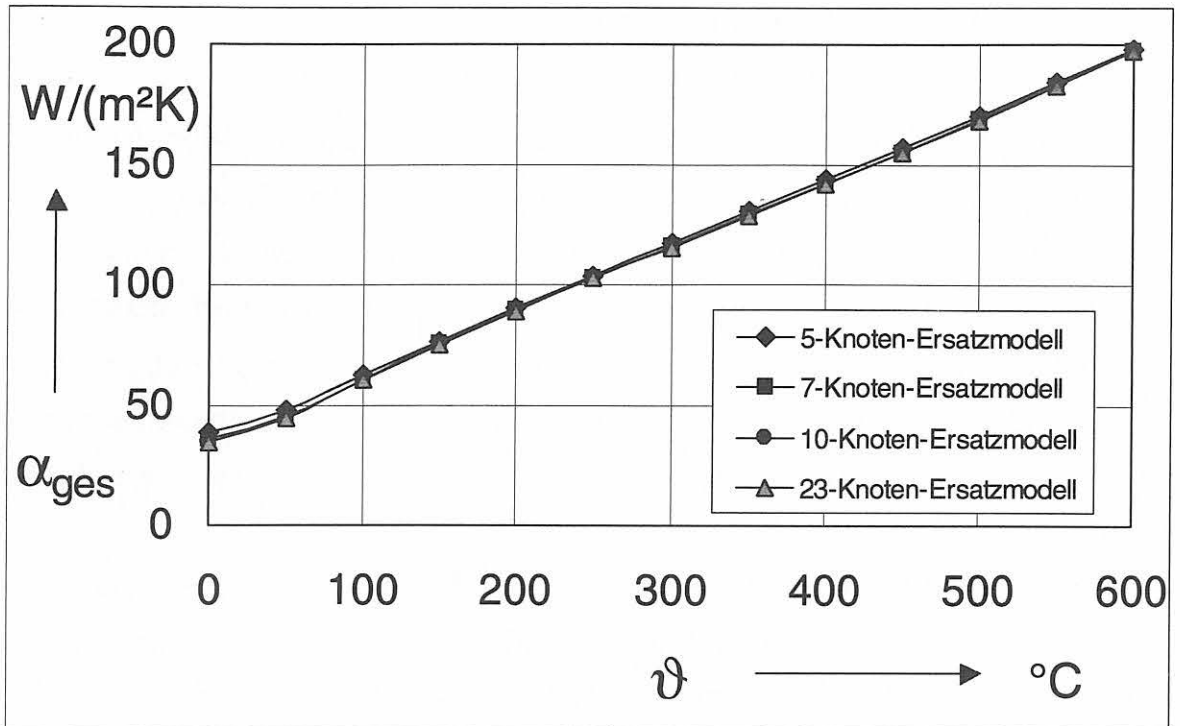


Bild 4.8 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle der unbedeckten Vierkant 200-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

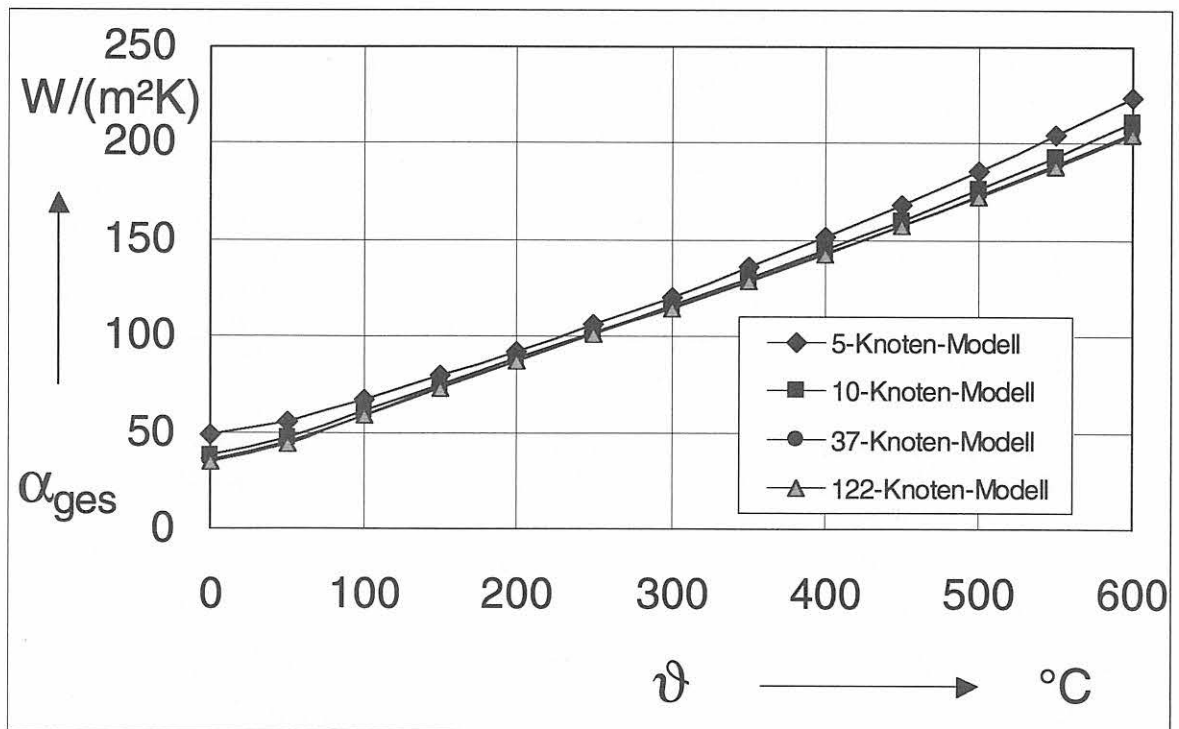


Bild 4.9 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle der unbedeckten Vierkant 200-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

4.3.2 Unbekleidete HEM 300-Stahlstütze

Die Ableitung der Kennwerte des Wärmeübergangs an unbekleideten I-Profilen ist etwas aufwendiger als bei den Voll- und Hohlprofilen. Bei den I-Profilen muß der „Abschattungseffekt“ im inneren Bereich zwischen Steg und den Innenflächen der Flansche berücksichtigt werden. Der Konfigurationsfaktor φ , der diesen Bereich berücksichtigt, muß ermittelt werden. Ein sehr gutes Beispiel für die Lösung dieser Problematik stellt die im folgenden behandelte unbekleidete HEM 300-Stütze dar. Durch die sehr gedrungene Form kann man davon ausgehen, daß der gesamte Innenbereich eine „Abschattung“ erfährt.

Bei der Brandprüfung wurden an drei Meßstellen die Temperatur-Zeit-Verläufe registriert. In Bild 4.10 sind die Knoten, in denen die Meßstellen angeordnet waren, besonders markiert. Tab. 4.3 enthält die zugehörigen Temperatur-Zeit-Verläufe.

Zeit in min	ϑ_{gem} in °C		
	Stegmitte	Kehle	Flanschkante
0,0	20	20	20
2,5	45	35	40
5,0	105	85	105
7,5	170	135	165
10,0	240	200	225
12,5	305	260	285
15,0	375	330	355
17,5	445	395	430
20,0	510	460	500
22,5	570	515	555
25,0	620	570	610

Tab. 4.3 Bei der unbekleideten HEM 300-Stahlstütze an der Außenoberfläche in Stegmitte, Kehle und an der Flanschkante gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe

Elementierung

Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Kapitel 4.1 und geht aus Bild 4.1 hervor. Der für die HEM 300-Stahlstütze anzusetzende Profilmfaktor beträgt $A/U = 16,60$ mm. Da bei den eindimensionalen Modellen als Vergleichsfunktion zur Berechnung der Optimierungskriterien jeweils nur ein gemessener Temperatur-Zeit-Ver-

lauf berücksichtigt werden kann, wird als Vergleichsfunktion die Temperaturmessung der Kehle herangezogen. Diese Meßstelle befindet sich an dem Punkt der größten Massenkonzentration und führt in Verbindung mit den eindimensionalen Modellen zu den sinnvollsten Ergebnissen.

Für die Optimierungsberechnungen beim *zweidimensionalen Modell* ist ein Viertelausschnitt der eigentlichen Stützengeometrie ausreichend. Es wird eine relativ aufwendige Elementierung vorgenommen, welche in Bild 4.10 zusammen mit den Meßstellen der Vergleichsfunktionen dargestellt ist. Der Bereich des Wärmeübergangs wird in zwei Teilbereiche unterteilt, in einen inneren „*abgeschatteten*“ *Bereich 1* und einen äußeren „*nicht abgeschatteten*“ *Bereich 2* (siehe unterschiedlich markierte Bereiche in Bild 4.10).

Ergebnisse

Bild 4.11 zeigt die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten α_K , Bild 4.12 die zugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten $\varepsilon_{\text{res}} = \varepsilon_{\text{ges}} \cdot \varepsilon_{\text{OFP}}$ der *eindimensionalen „Ersatzmodelle“* in Abhängigkeit von der Feinheit der Elementierung. Man erkennt, daß die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K mit zunehmend feiner Elementierung abnehmen und gegen einen Grenzwert konvergieren. Die resultierenden Emissionskoeffizienten sind unabhängig von der Feinheit der Elementierung.

Die abgeleiteten Kennwerte der *zweidimensionalen Modelle* sind in Tab. 4.5 dargestellt. Der Wärmeübergangskoeffizient α_K ergibt sich zu $8,07 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, der zugehörige resultierende Emissionskoeffizient $\varepsilon_{\text{res,Bereich2}}$ zu $0,74$. Für den inneren „*abgeschatteten*“ Bereich 1 ergibt sich ein Emissionskoeffizient $\varepsilon_{\text{res,Bereich1}}$ von $0,46$. Aus dem Verhältnis der beiden Emissionskoeffizienten ermittelt sich nach Gleichung 4.1 der Konfigurationsfaktor φ zu

$$\varphi = \frac{\varepsilon_{\text{res,Bereich 1}}}{\varepsilon_{\text{res,Bereich 2}}} = \frac{0,46}{0,74} = 0,62 .$$

In Bild 4.13 sind die ermittelten Funktionen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle dargestellt. Es ist kaum noch ein Unterschied zwischen den ermittelten Funktionen zu erkennen. Das bedeutet, daß die Feinheit der Elementierung hier keinen Einfluß hat.

Die Funktionen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle zeigt Bild 4.14. Wie erwartet, verläuft die Funktion des Gesamtwärmeüber-

gangskoeffizienten $\alpha_{ges} = f(\vartheta_{OFP})$ im abgeschatteten Bereich 1 unterhalb der im nicht abgeschatteten Bereich 2. Der Gesamtwärmeübergangskoeffizient über den gesamten Wärmeübergangsbereich stellt sich als mittlerer Wert beider Teilbereiche dar. Aber die Summe der quadratischen Abweichungen (Tab. 4.5) als Optimierungskriterium zeigt, daß die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe mittels eines für *beide* Bereiche gültigen Gesamtwärmeübergangskoeffizienten nicht gut angenähert werden. Daher sollte ein derartiger Ansatz nicht gemacht werden.

In Tab. 4.4 sind die normierten Summen der quadratischen Abweichung $\Sigma S^2/n$ der einzelnen Optimierungsrechnungen der eindimensionalen Modelle enthalten. Auch hier zeigt sich, daß die vorgenommenen unterschiedlichen Elementierungen keinen Einfluß haben.

Die normierten Summen der quadratischen Abweichung $\Sigma S^2/n$ der zweidimensionalen Modelle sind in Tab. 4.5 enthalten. Anhand der Summen erkennt man, daß das Modell mit einem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K über die gesamte Oberfläche und dem je nach Abschattungsbereich unterschiedlich ermittelten resultierenden Emissionskoeffizienten ϵ_{res} eine sehr gute Näherung darstellt.

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	7-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	13-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	23-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]
$\alpha_K + \epsilon_{res}$	6,02	6,13	6,16	6,17
α_{ges}	8,50	8,60	8,63	8,63

Tab. 4.4 Summe der quadratischen Abweichungen, normiert mit der Anzahl der Vergleichsstellen, für verschieden feine Elementierungen der HEM 300-Stütze

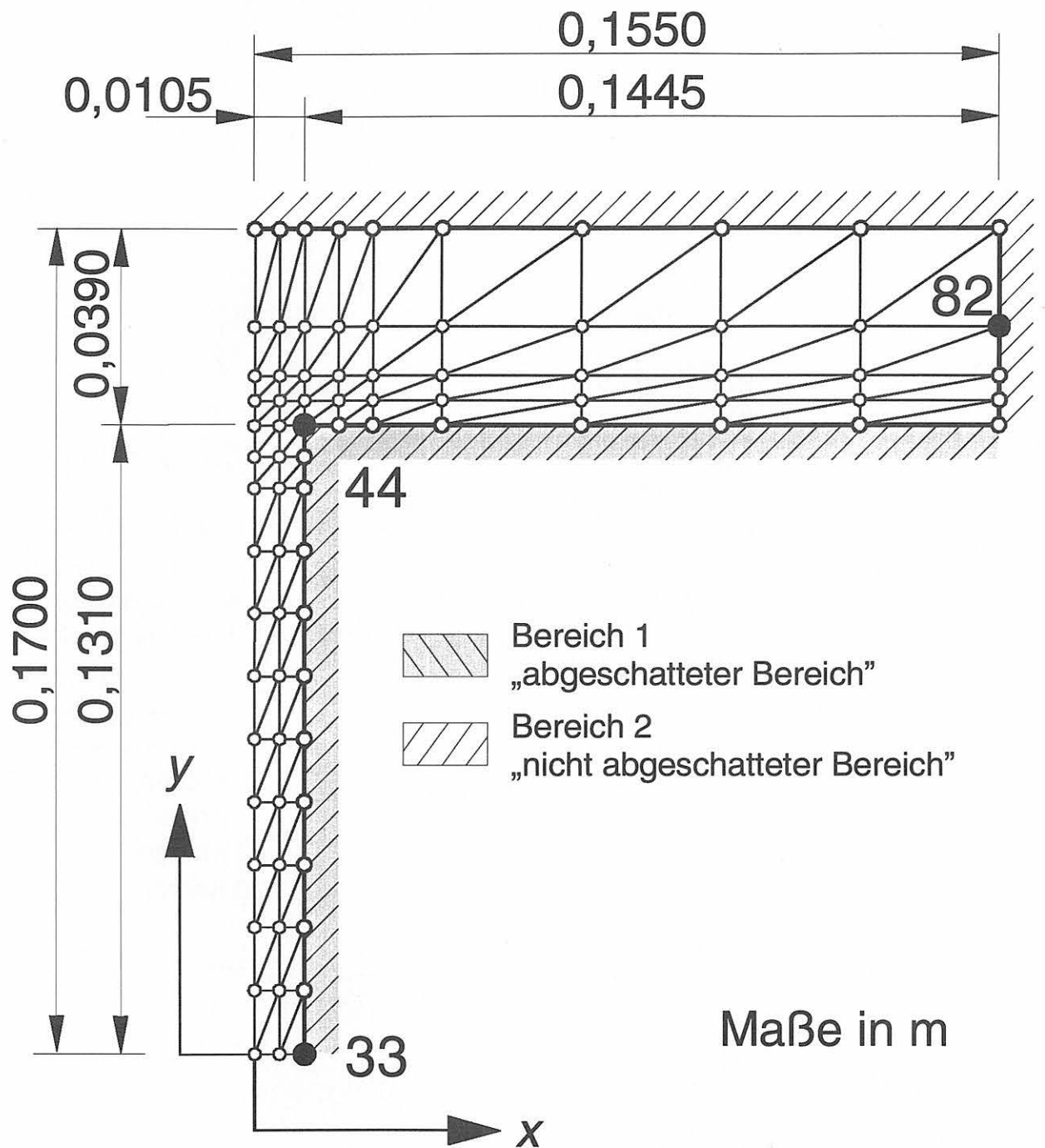


Bild 4.10

Elementierung, Wärmeübergangsbereiche und Vergleichsstellen für den Viertelausschnitt der unbedeckten HEM 300-Stütze

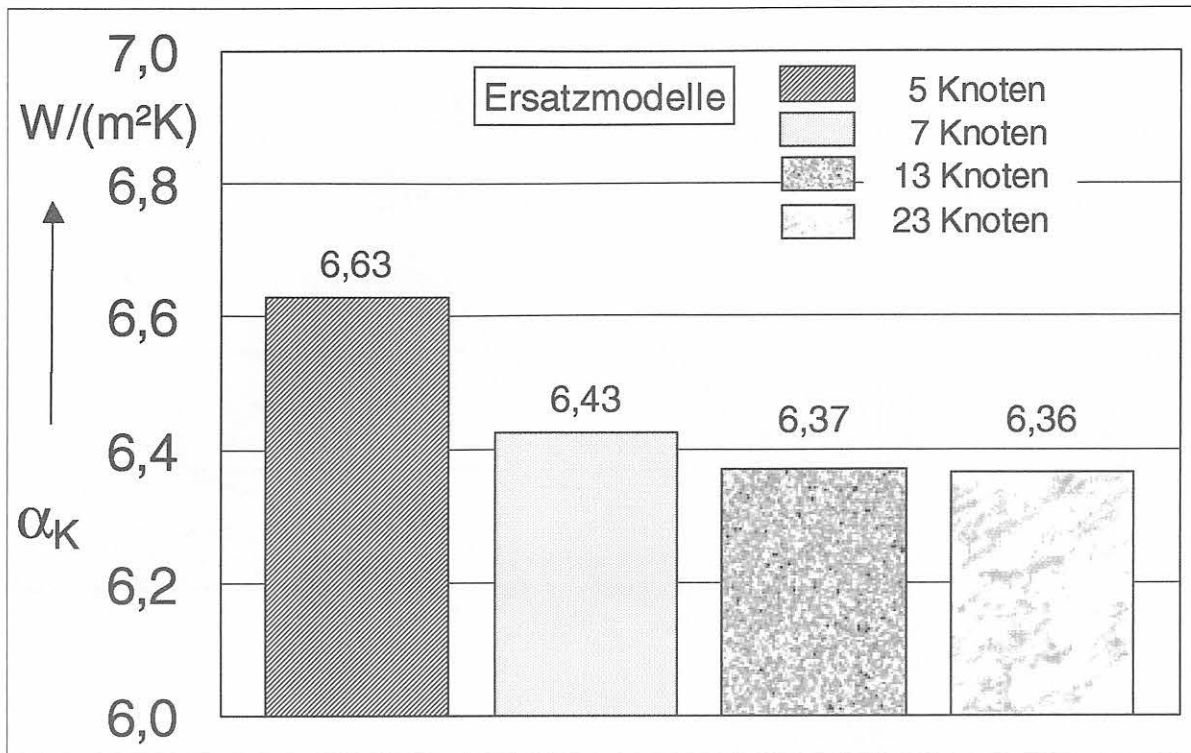


Bild 4.11 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der eindimensionalen Modelle der unbedeckten HEM 300-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

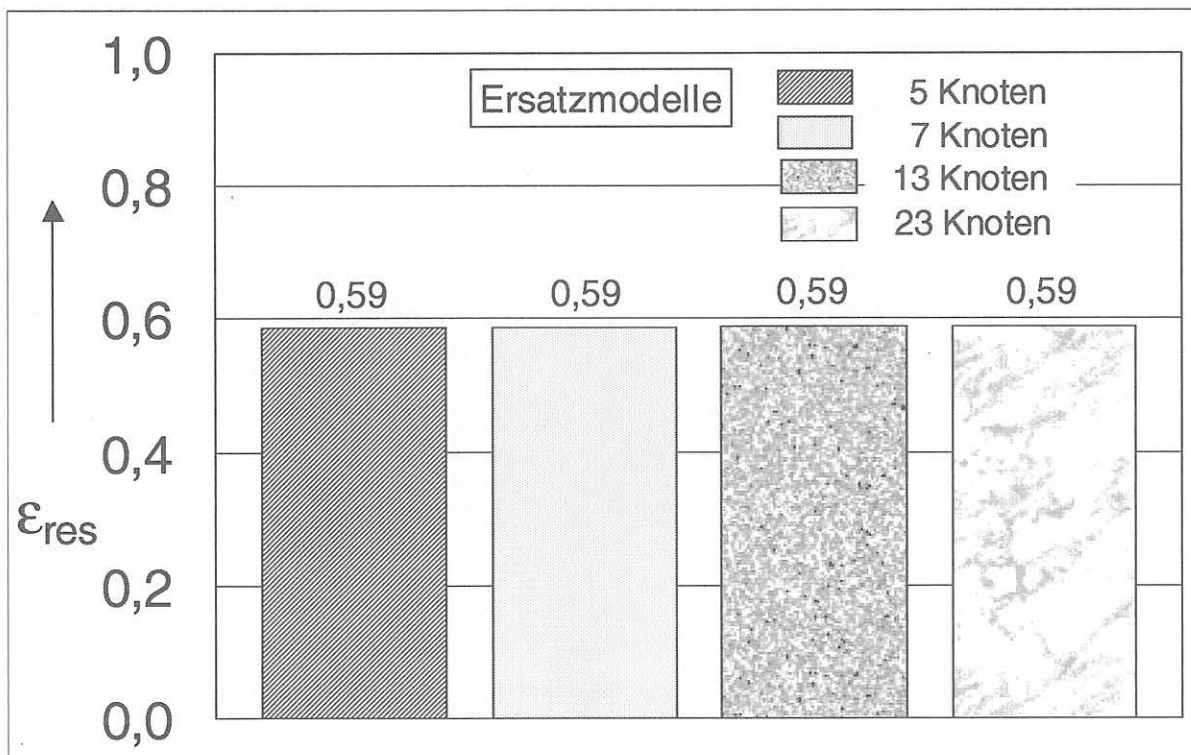


Bild 4.12 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der eindimensionalen Modelle der unbedeckten HEM 300-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

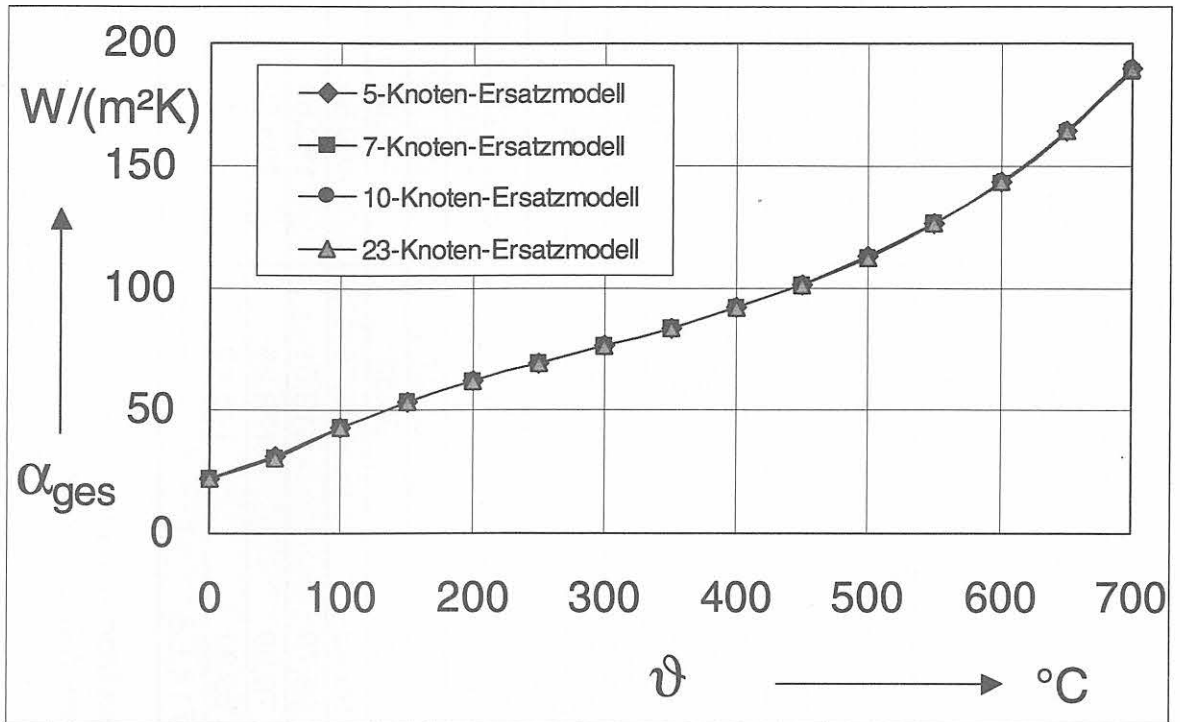


Bild 4.13 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle der unbedeckten HEM 300-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung als Funktion der Oberflächentemperatur

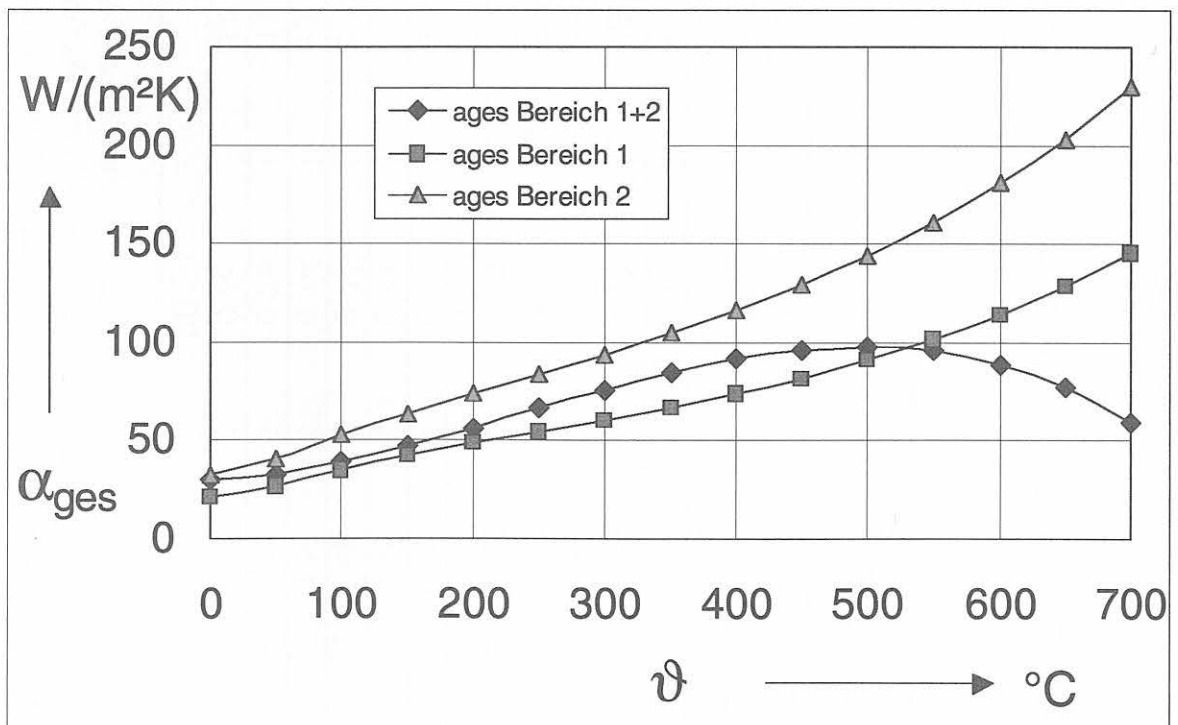


Bild 4.14 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle der unbedeckten HEM 300-Stütze für die Teilbereiche des Wärmeübergangs als Funktion der Oberflächentemperatur

ϑ	HEM300_1			HEM300_2		HEM300_3		
	Bereich 1	Bereich 2	Bereich 1 und 2	Bereich 1 und 2		Bereich 1	Bereich 2	
	$\epsilon_{\text{ges}}^* \cdot \epsilon_{\text{OFF}}$	$\epsilon_{\text{ges}}^* \cdot \epsilon_{\text{OFF}}$	α_K	α_{ges}		α_{ges}	α_{ges}	
°C	-		W / (m ² K)		W / (m ² K)		W / (m ² K)	
0	0,46	0,74	8,07	29,71	21,44	32,38		
50	0,46	0,74	8,07	32,36	26,86	40,31		
100	0,46	0,74	8,07	38,76	34,88	52,37		
150	0,46	0,74	8,07	47,00	41,94	63,32		
200	0,46	0,74	8,07	56,39	48,34	73,60		
250	0,46	0,74	8,07	66,23	54,39	83,60		
300	0,46	0,74	8,07	75,81	60,41	93,74		
350	0,46	0,74	8,07	84,44	66,72	104,43		
400	0,46	0,74	8,07	91,42	73,64	116,09		
450	0,46	0,74	8,07	96,05	81,47	129,13		
500	0,46	0,74	8,07	97,62	90,53	143,96		
550	0,46	0,74	8,07	95,43	101,14	160,99		
600	0,46	0,74	8,07	88,79	113,61	180,64		
650	0,46	0,74	8,07	76,99	128,26	203,32		
700	0,46	0,74	8,07	59,34	145,40	229,45		
$\Sigma S^2/n$ [K ²]	30,51			714,08	43,59			

Tab. 4.5

Ergebnisse der Optimierungsrechnungen am zweidimensionalen Modell der unbedeckten HEM 300-Stütze:

Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient α_K über den gesamten Wärmeübergangsbereich mit den zugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der Teilbereiche, Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} als Funktion der Oberflächentemperatur für den gesamten Bereich und differenziert für die Teilbereiche, Summe der normierten quadratischen Abweichungen der einzelnen Optimierungsrechnungen

4.3.3 Unbekleidetes Rund-Hohlprofil 219 x 18

Das unbekleidete Rund-Hohlprofil 219 x 18 eignet sich besonders für die Ableitung der Kennwerte des Wärmeübergangs, da bei einem Rundprofil keine „Abschattungseffekte“ auftreten und die Oberflächentemperaturen zu gleichen Zeitpunkten in der Regel gleich hoch sind. Bei einer Brandprüfung wurde die Oberflächentemperatur als Funktion der Zeit gemessen. Sie ist in Tab. 4.6 dargestellt.

Zeit in min	ϑ_{gem} in °C
0,0	30
2,5	50
5,0	95
7,5	150
10,0	220
12,5	290
15,0	360
17,5	422
20,0	482
22,5	535
25,0	580

Tab. 4.6 Bei dem unbekleideten Rund-Hohlprofil 219 x 18 an der Oberfläche gemessener Temperatur-Zeit-Verlauf

Elementierung

Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Kapitel 4.1. Für das unbekleidete Rund-Hohlprofil 219 x 18 ist ein Profilmfaktor von $A/U = 16,5$ mm anzusetzen.

Die Optimierung der Wärmeübergangskennwerte erfolgt für *das zweidimensionale Modell* an einem Teilausschnitt des Rund-Hohlprofils, dessen Elementierung aus Bild 4.15 hervorgeht.

Ergebnisse

Die ermittelten *konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten* α_K der ein- und zweidimensionalen Modelle sind zusammen in Bild 4.16 dargestellt. Die ermittelten Kenngrößen liegen alle dicht beieinander. Der Wärmeübergangskoeffizient des zweidimensionalen Stützenschnitts hat wahrscheinlich noch nicht sein Minimum erreicht, die Elementie-

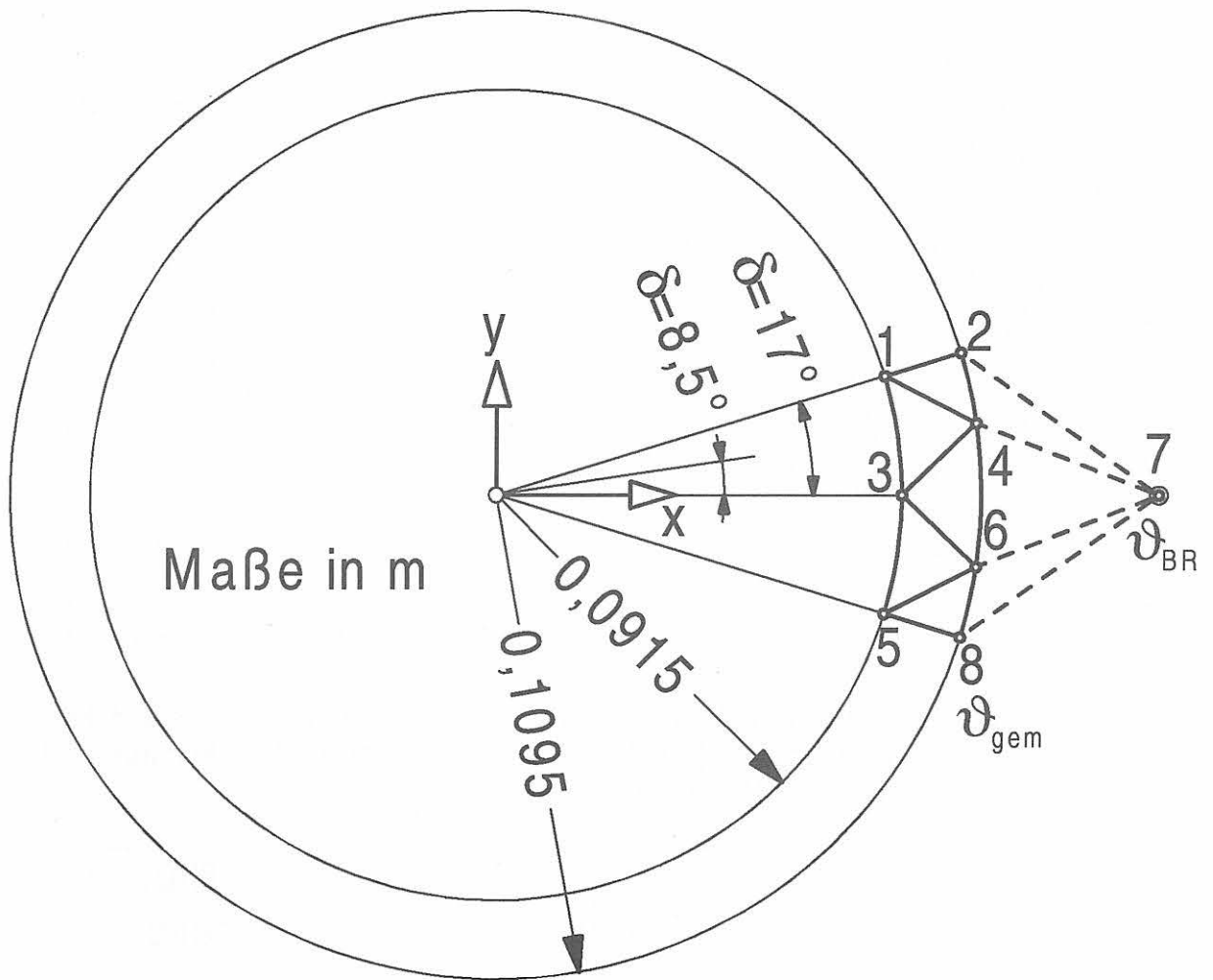
Die Dicke der untersuchten Elementschicht war 18 mm stark. Durch eine Unterteilung in zwei 9 mm dicke Schichten würde sich der Wärmeübergangskoeffizient denen der eindimensionalen Modelle noch mehr annähern. In Bild 4.17 sind die zugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten ϵ_{res} dargestellt. Sie weisen keinen Unterschied voneinander auf. Dies ist auf die, durch die Radialsymmetrie bedingte gleichmäßige Erwärmung des Rund-Hohlprofils zurückzuführen.

Die Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} infolge Konvektion und Strahlung sind in Bild 4.18 für die eindimensionalen Modelle und in Bild 4.19 für das zweidimensionale Modell als Funktion der Oberflächentemperatur des Bekleidung dargestellt. Trotz unterschiedlicher Elementierung der „Ersatzmodelle“ unterscheiden sich die ermittelten Gesamtwärmeübergangskoeffizienten kaum. Auch die Kurve $\alpha_{\text{ges}} = f(\vartheta_{\text{OFP}})$ des zweidimensionalen Modells weicht nicht von denen der „Ersatzmodelle“ ab.

Die mit der Stützstellenanzahl normierten Summen der quadratischen Abweichungen zwischen der errechneten und der gemessenen Temperatur-Zeit-Kurve sind in Tab. 4.7 für alle untersuchten Optimierungsschritte aufgeführt. Die Errechnung eines Gesamtwärmeübergangskoeffizienten führt sowohl bei den eindimensionalen als auch bei den zweidimensionalen Modellen zu einer sehr guten Annäherung der errechneten an die gemessene Temperatur-Zeit-Kurve. Die mittlere Abweichung der Temperatur-Zeit-Kurven beträgt nur $\Delta\vartheta = 1,10 \text{ K}$.

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	7-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	13-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	23-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	Teilausschnitt $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$
$\alpha_K + \epsilon_{\text{res}}$	20,68	21,06	21,18	21,20	20,79
α_{ges}	1,17	1,19	1,20	1,20	1,18

Tab. 4.7 Summe der quadratischen Abweichungen, normiert mit der Anzahl der Vergleichsstellen, für verschieden feine Elementierungen des Rund-Hohlprofils 219 x 18



- Stahl
- Wärmeübergang(sschicht)

Bild 4.15 Elementierung für den untersuchten Teilausschnitt des unbedeutenden Rund-Hohlprofils 219 x 18

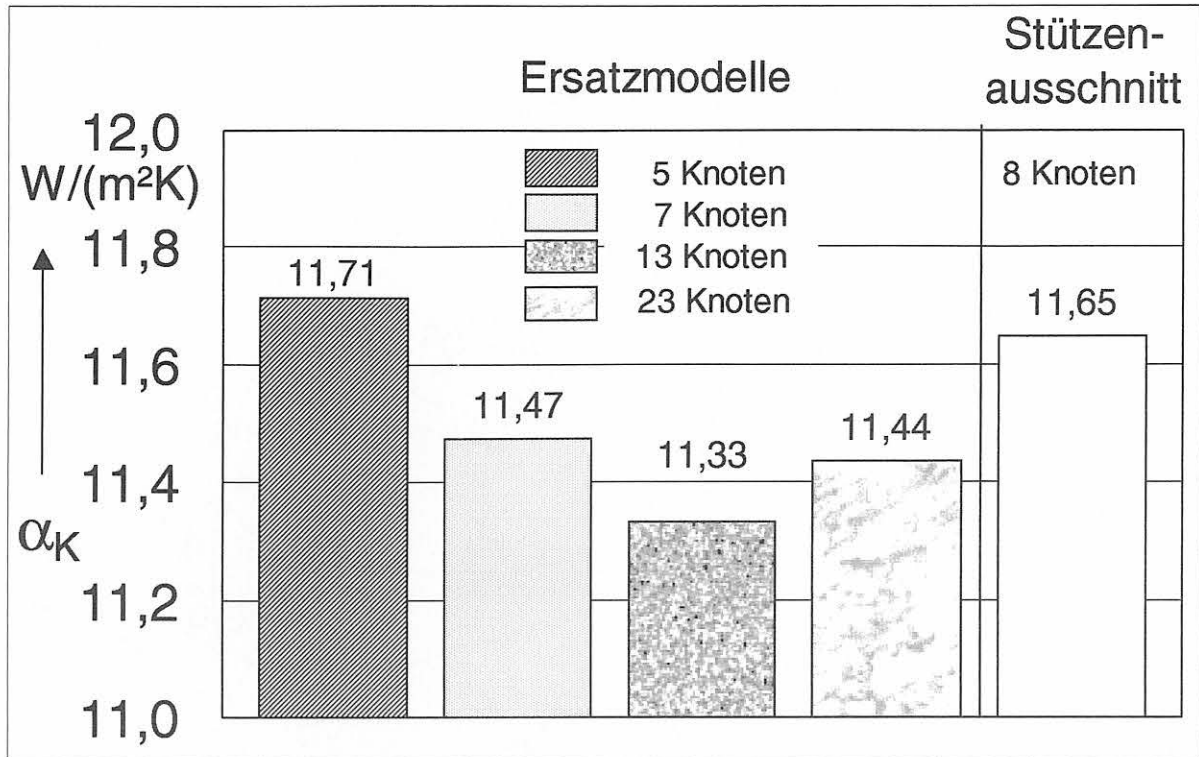


Bild 4.16 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der untersuchten Modelle des unbedeckten Rund-Hohlprofils 219 x 18 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

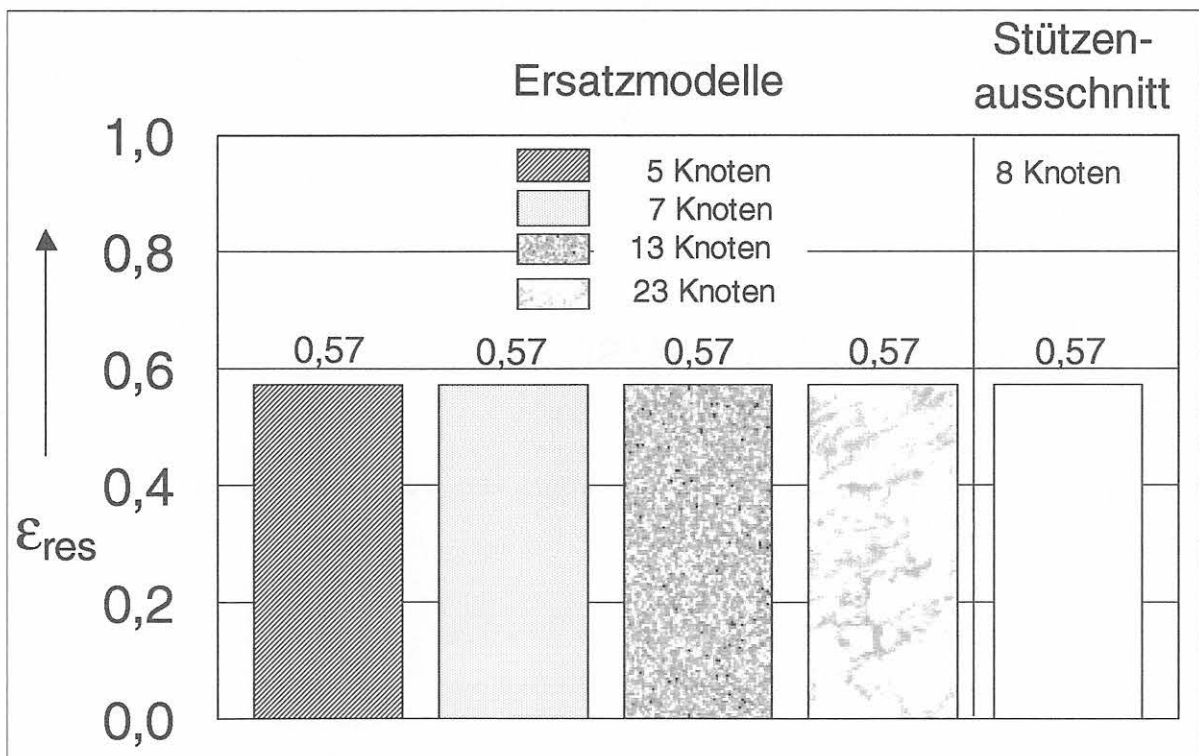


Bild 4.17 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der untersuchten Modelle des unbedeckten Rund-Hohlprofils 219 x 18 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

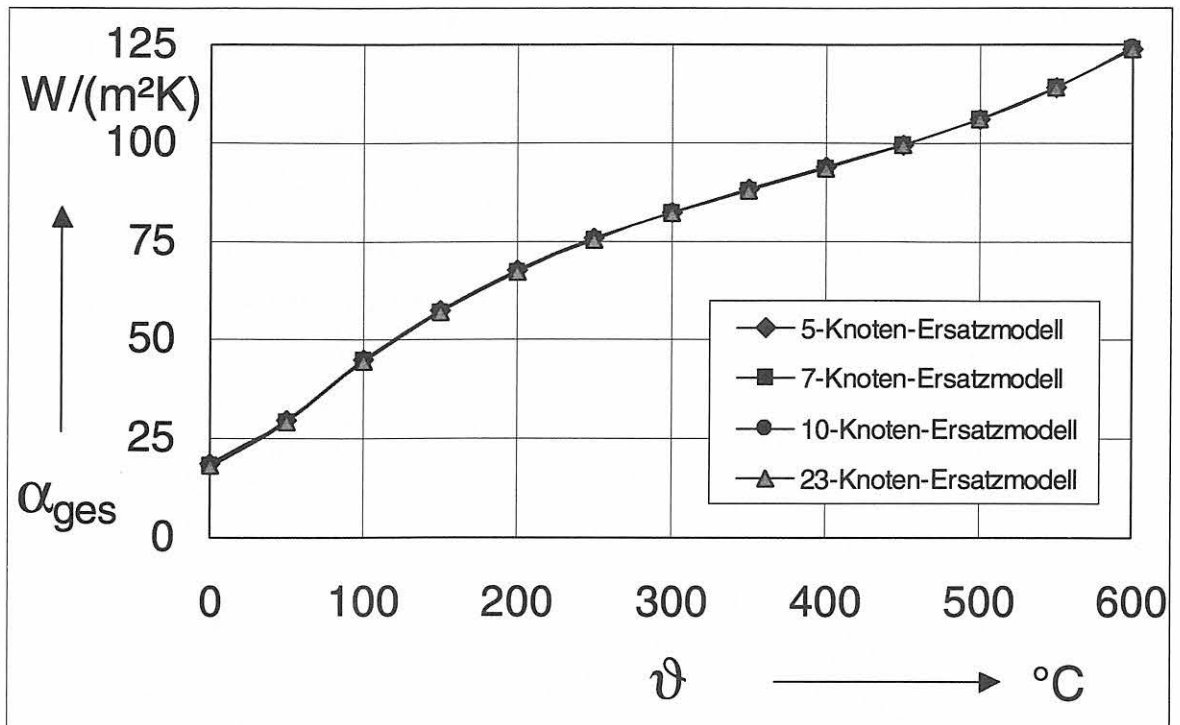


Bild 4.18 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle des unbedeuteten Rund-Hohlprofils 219 x 18 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung als Funktion der Oberflächentemperatur

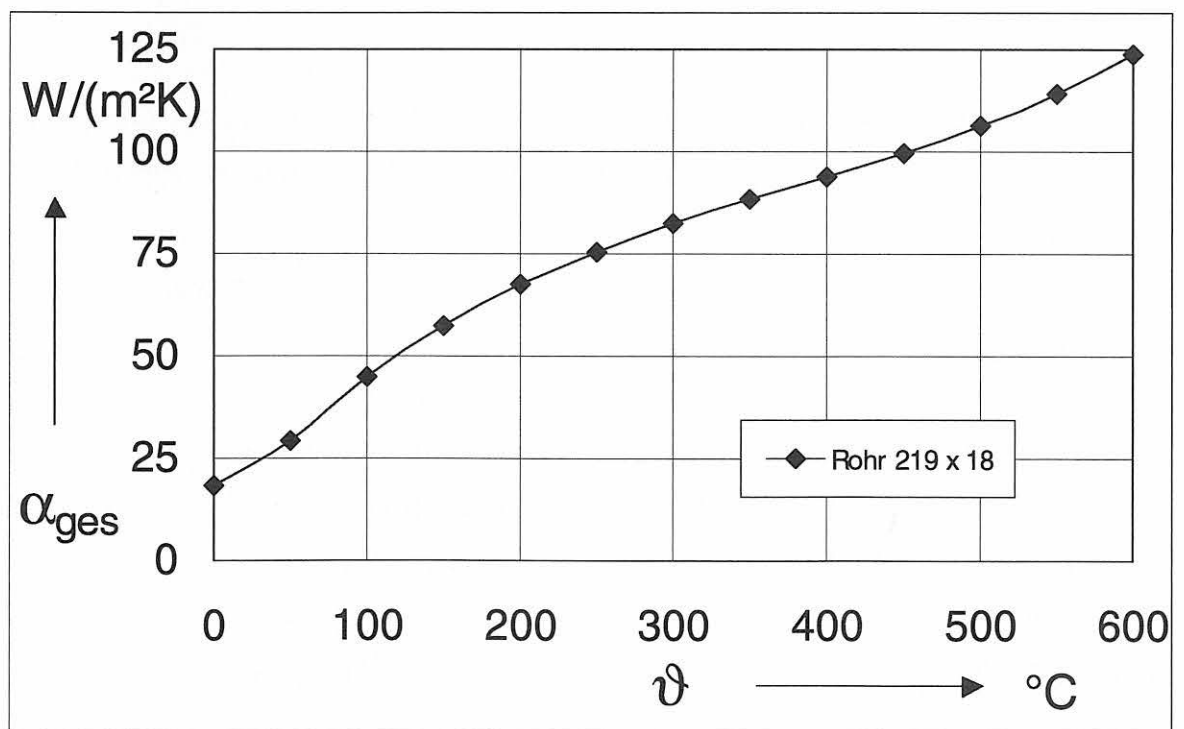


Bild 4.19 Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} des zweidimensionalen Modells des unbedeuteten Rund-Hohlprofils 219 x 18 als Funktion der Oberflächentemperatur

4.3.4 Unbekleidetes Rund-Hohlprofil 133 x 6,3

Das Rund-Hohlprofil 133 x 6,3 unterscheidet sich in der Vorgehensweise der Ermittlung der thermischen Kennwerte des Wärmeübergangs nicht von dem Rund-Hohlprofil 219 x 18. Lediglich der gemessene Temperatur-Zeit-Verlauf und die Elementierung des zweidimensionalen Modells unterscheidet die Profile. Der gemessene Temperatur-Zeit-Verlauf ist in Tab. 4.8 dargestellt.

Zeit in min	ϑ_{gem} in °C
0,0	32
2,5	90
5,0	195
7,5	315
10,0	435
12,5	528
15,0	600
17,5	655

Tab. 4.8 Bei dem unbekleideten Rund-Hohlprofil 133 x 6,3 an der Oberfläche gemessener Temperatur-Zeit-Verlauf

Elementierung

Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Kapitel 4.1 und geht aus Bild 4.1 hervor. Für das Rund-Hohlprofil 133 x 6,3 ist ein Profilmfaktor von $A/U = 5,99$ mm anzusetzen.

Die Elementierung des *zweidimensionalen Modells* ist aus Bild 4.20 ersichtlich.

Ergebnisse

Bei den eindimensionalen Ersatzmodellen mit dem sehr kleinen Profilmfaktor $A/U = 5,99$ mm gibt es fast keinen Unterschied infolge unterschiedlich feiner Elementierung. Der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_K , dargestellt in Bild 4.21, ermittelt sich unabhängig von der Art der Elementierung der eindimensionalen Ersatzmodelle zu $\alpha_K = 12,65$ W/(m²K). Der ebenfalls in Bild 4.21 dargestellte konvektive Wärmeübergangskoeffizient des zweidimensionalen Modells ergibt sich zu $\alpha_K = 12,81$ W/(m²K) und ist damit praktisch gleich dem der eindimensionalen „Ersatzmodelle“.

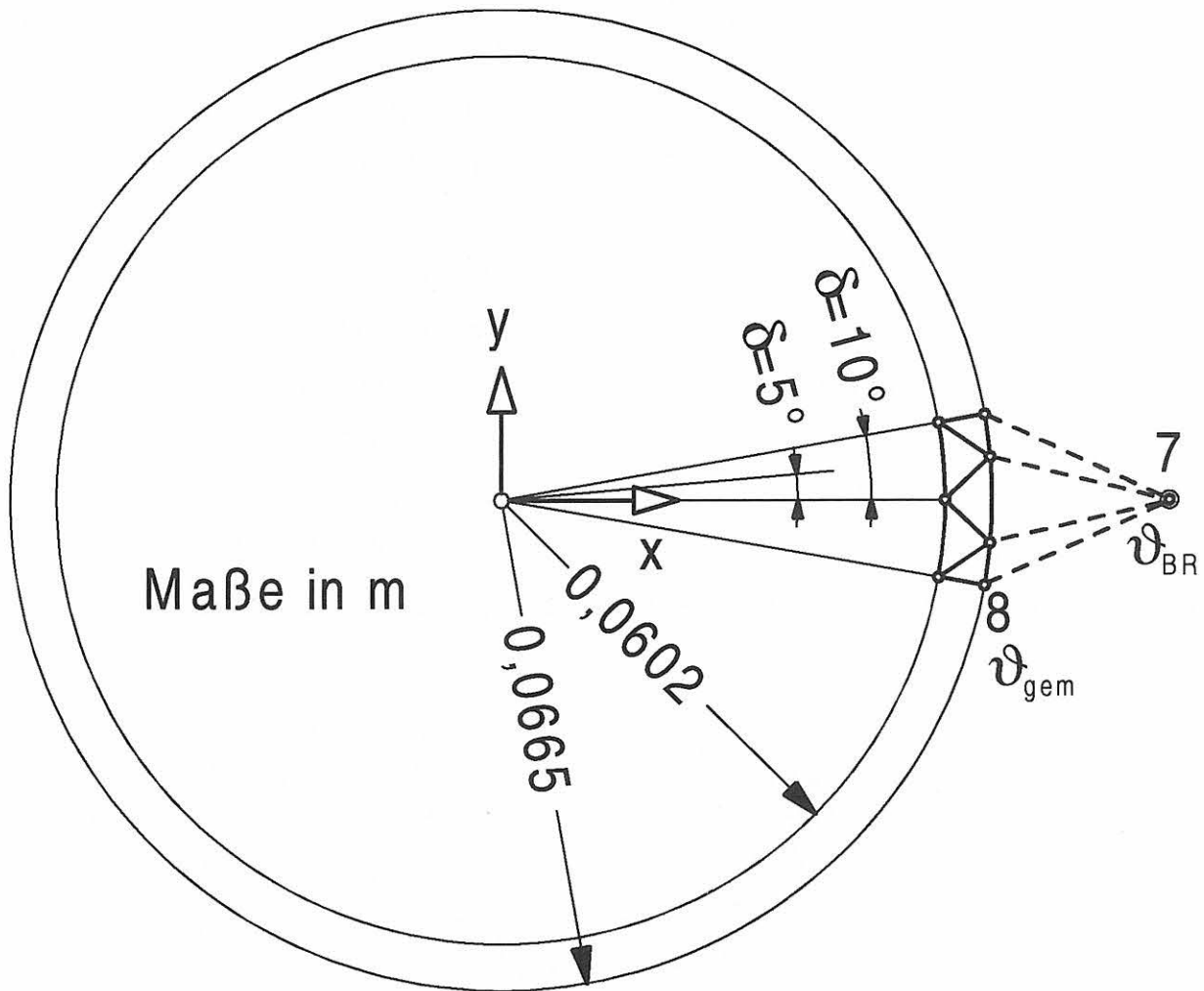
Bei den resultierenden Emissionskoeffizienten ist kein Unterschied zwischen den ein- und zweidimensionalen Modellen zu erkennen (Bild 4.22).

In Bild 4.23 sind die Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung dargestellt, in Bild 4.24 die des zweidimensionalen Modells. Wie erwartet, sind keine Unterschiede zu erkennen.

Die Summen der quadratischen Abweichungen ΣS^2 , normiert mit der Stützstellenanzahl, sind für alle Optimierungsschritte des unbedeckten Rund-Hohlprofils 133 x 6,3 in Tab. 4.9 aufgeführt. Man erkennt auch hier, daß die jeweiligen Kenngrößen des Wärmeübergangs bei den betrachteten Modellen unabhängig von der Art der Elementierung sind. Bemerkenswert ist die gute Näherung, die durch den Ansatz des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} erreicht wird. Die mittlere Temperaturdifferenz zwischen dem errechneten und gemessenen Temperatur-Zeit-Verlauf beträgt nur annähernd $\Delta\vartheta = 1,0 \text{ K}$.

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	7-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	13-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	23-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$	Teilausschnitt $\Sigma S^2/n \text{ [K}^2\text{]}$
$\alpha_K + \epsilon_{\text{res}}$	10,34	10,36	10,38	10,33	10,33
α_{ges}	0,97	0,98	0,98	0,99	0,99

Tab. 4.9 Summe der quadratischen Abweichungen, normiert mit der Anzahl der Vergleichsstellen, für verschieden feine Elementierungen des Rund-Hohlprofils 133 x 6,3



□ Stahl

▭ Wärmeübergang(sschicht)

Bild 4.20

Elementierung für den untersuchten Teilausschnitt des unbedeckten Rund-Hohlprofils 133 x 6,3

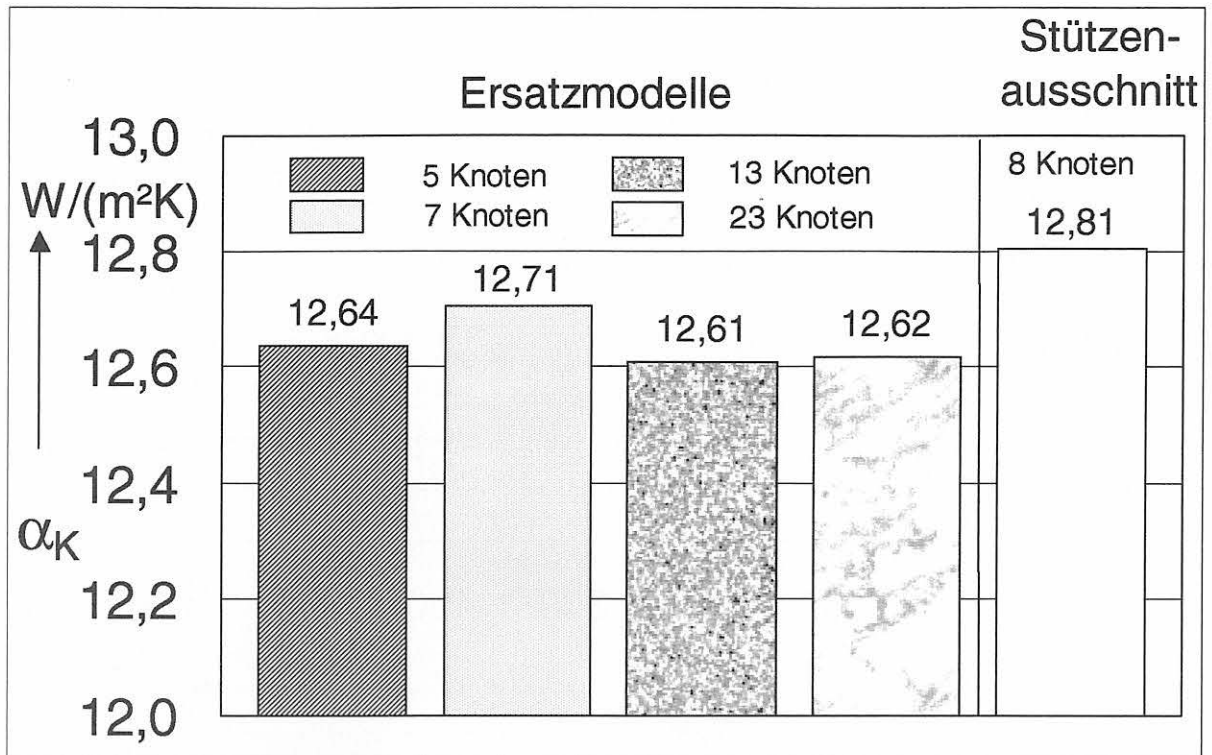


Bild 4.21 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der untersuchten Modelle des unbedeckten Rund-Hohlprofils 133 x 6,3 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

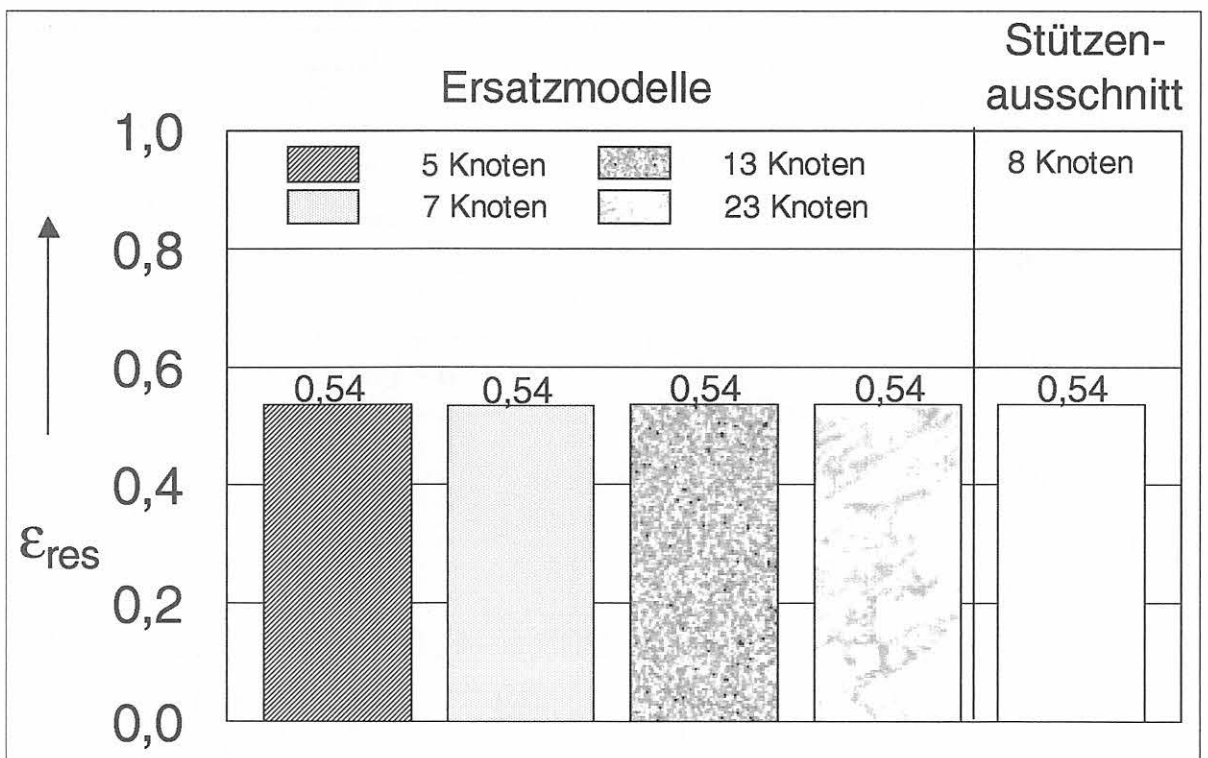


Bild 4.22 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der untersuchten Modelle des unbedeckten Rund-Hohlprofils 133 x 6,3 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

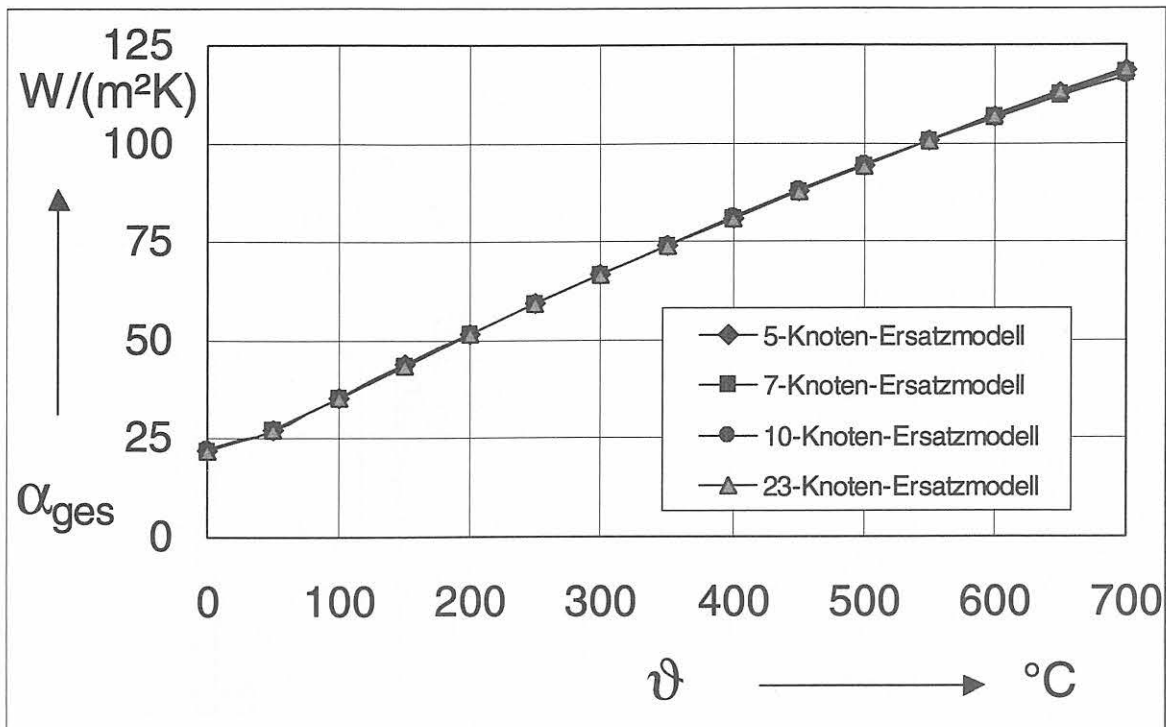


Bild 4.23 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle des unbedeutenden Rund-Hohlprofils 133 x 6,3 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung als Funktion der Oberflächentemperatur

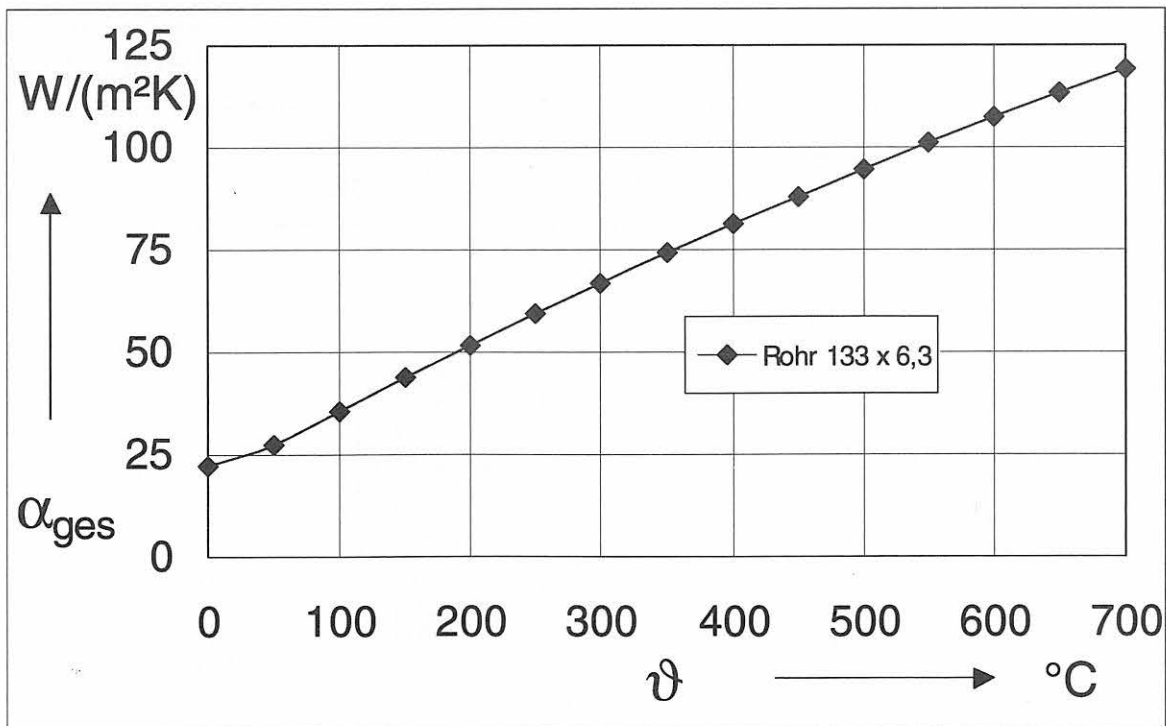


Bild 4.24 Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} des zweidimensionalen Modells des unbedeutenden Rund-Hohlprofils 133 x 6,3 in Abhängigkeit von der Art der Elementierung als Funktion der Oberflächentemperatur

4.3.5 Unbekleidete IPE 400-Stahlstütze

Den kleinsten Profilmfaktor $A/U = 5,75$ mm der untersuchten unbekleideten Stahlstützen weist die unbekleidete IPE 400-Stahlstütze auf. Zur Bestimmung der Wärmeübergangsverhältnisse dienen als Vergleichskriterien zwei gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe, dargestellt in Tab. 4.10. Die Temperaturen wurden jeweils in Stegmitte und an der Flanschaußenseite in Profilmmitte gemessen (vgl. Bild 4.25).

Zeit in min	ϑ_{gem} in °C	
	Stegmitte	Flanschmitte
0,0	32	26
2,5	118	77
5,0	256	174
7,5	391	282
10,0	514	393
12,5	593	495
15,0	647	573
17,5	687	632

Tab. 4.10 Bei der unbekleideten IPE 400-Stahlstütze an der Außenoberfläche in Stegmitte und am Flansch in Profilmmitte gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe

Elementierung

Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Kapitel 4.1. Hierbei ist ein Profilmfaktor von $A/U=5,75$ mm zu berücksichtigen. Da bei den eindimensionalen Modellen jeweils nur eine Vergleichsfunktion berücksichtigt werden kann, wird nur der Temperatur-Zeit-Verlauf an der Flanschaußenseite zur Optimierung verwendet. Ähnlich wie bei der Temperaturmessung an der Kehle des HEM 300-Profils befindet sich hier die größte Massenkonzentration und stellt in Verbindung mit der eindimensionalen Betrachtungsweise das beste „Ersatzmodell“ dar.

Die Elementierung des *zweidimensionalen Modells* geht aus Bild 4.25 hervor. Der Steg und die Flansche des IPE 400-Profils sind relativ dünn und benötigen keine feine Unterteilung der Dicke. An dem zweidimensionalen Modell der IPE 400-Stütze ist die Ermittlung des Konfigurationsfaktors ϕ wieder von Interesse. Dazu wird der Wärmeübergangsbereich in einen „*abgeschatteten*“ Bereich 1 und in einen „*nicht abgeschat-*

teten“ Bereich 2 unterteilt. Die gewählten Teilbereiche sind in Bild 4.25 kenntlich gemacht. Die Unterteilung erfolgte unter der Annahme, daß der mittlere Stegbereich keine Abschattung erfährt und somit als Teilbereich 2 berücksichtigt wird. Die gesamte Innenseite des Flansches und ein Teilbereich des Steges (etwa gleich lang wie die Steginnenseite) werden als „abgeschattet“ angenommen. Das resultiert aus der diagonalen Anordnung der Brenner im alten Stützenprüfstand der BAM.

Ergebnisse

Die abgeleiteten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K der *eindimensionalen Modelle* sind in Abhängigkeit von der Feinheit der Elementierung in Bild 4.26 dargestellt. Die unterschiedlich feine Elementierung der „Ersatzmodelle“ hat keinen Einfluß auf die ermittelten Werte. Die bei der Errechnung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K gleichzeitig ermittelten resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} infolge Strahlung ergeben unabhängig von der Elementierung einen konstanten Wert (Bild 4.27).

Bild 4.28 zeigt die Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle in Abhängigkeit von der Art der Elementierung und als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung.

Tab. 4.12 enthält die abgeleiteten Kennwerte der *zweidimensionalen Modelle*. Danach ergibt sich der konvektive Wärmeübergangskoeffizient für beide Teilbereiche zu $\alpha_{K,\text{Ber.1}+\text{Ber.2}} = 14,96 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Die resultierenden Emissionskoeffizienten der beiden Teilbereiche ergeben sich zu $\varepsilon_{\text{res,Bereich1}} = 0,34$ für den „abgeschatteten“ Bereich 1 und zu $\varepsilon_{\text{res,Bereich2}} = 0,54$ für den „nicht abgeschatteten“ Bereich 2. Nach Formel 4.1 ergibt sich daraus der Konfigurationsfaktor zu

$$\varphi = \frac{\varepsilon_{\text{res,Bereich 1}}}{\varepsilon_{\text{res,Bereich 2}}} = \frac{0,34}{0,54} = 0,63.$$

Die Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle als Funktionen der Oberflächentemperatur der Bekleidung (vgl. Tab. 4.12) sind in Bild 4.29 dargestellt. Man erkennt, daß der Wärmeübergangskoeffizient bei fast allen Oberflächentemperaturen im „nicht abgeschatteten“ Bereich 2 größer als der des „abgeschatteten“ Bereiches 1 ist. Der Gesamtwärmeübergangskoeffizient über der gesamten Oberfläche stellt einen mittleren Wert dar.

Die normierten Summen der quadratischen Abweichungen $\Sigma S^2/n$ zwischen dem errechneten Temperatur-Zeit-Verlauf und der gemessenen Vergleichsfunktion sind in Tab. 4.11 für die eindimensionalen Modelle aufgeführt. Tab. 4.12 enthält diese Annäherungskriterien des zweidimensionalen Modells. Man erkennt, daß die Errechnung eines Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} für den gesamten Wärmeübergangsbereich zu keiner guten Annäherung an die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe führt. Daher ist von einem derartigen Ansatz abzuraten.

Optimierungsrechnung	5-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	7-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	13-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]	23-Knoten-Ersatzmodell $\Sigma S^2/n$ [K ²]
$\alpha_K + \epsilon_{res}$	4,40	4,39	4,41	4,41
α_{ges}	2,74	2,71	2,77	2,70

Tab. 4.11 Summe der quadratischen Abweichungen, normiert mit der Anzahl der Vergleichsstellen, für verschieden feine Elementierungen der unbedeckten IPE 400-Stütze

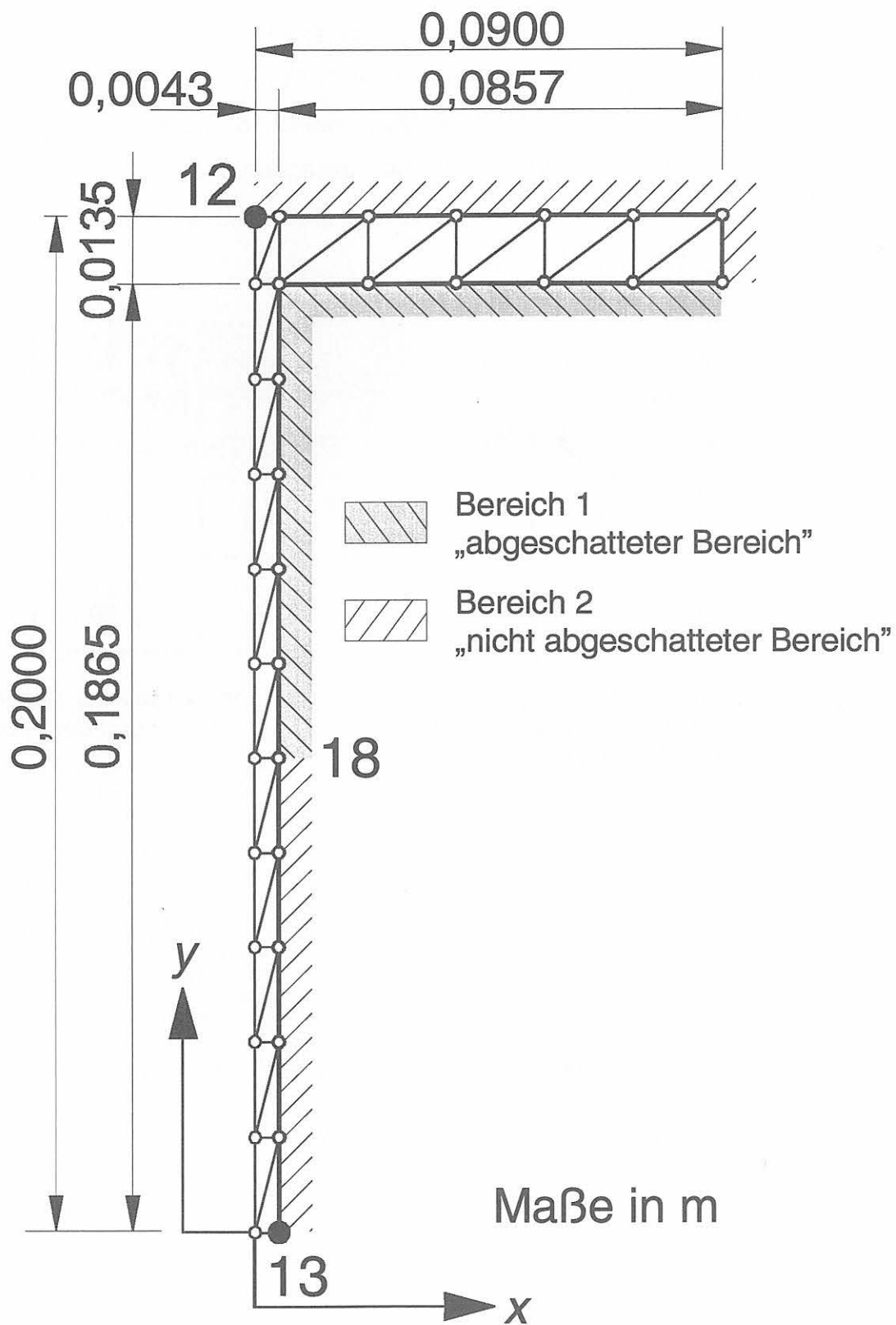


Bild 4.25

Elementierung, Wärmeübergangsbereiche und Vergleichsstellen für den Viertelausschnitt der unbedeckten IPE 400-Stütze

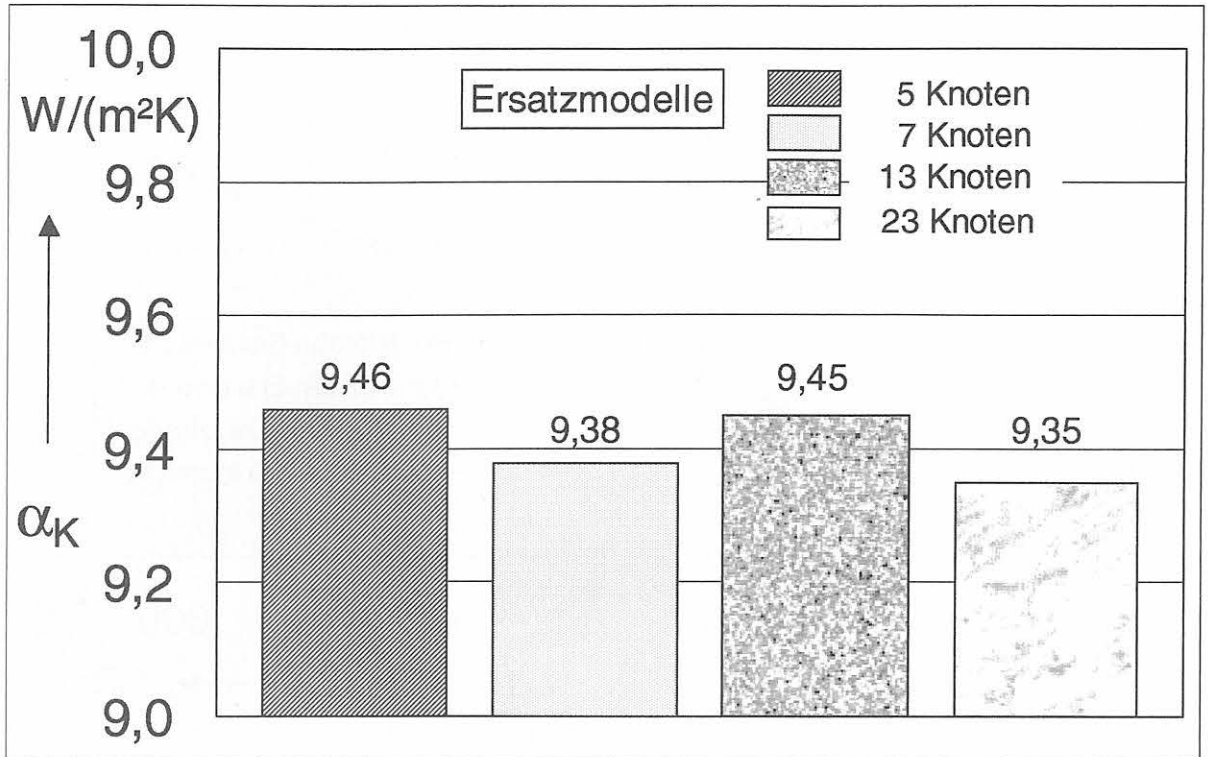


Bild 4.26 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der eindimensionalen Modelle der unbedeckten IPE 400-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

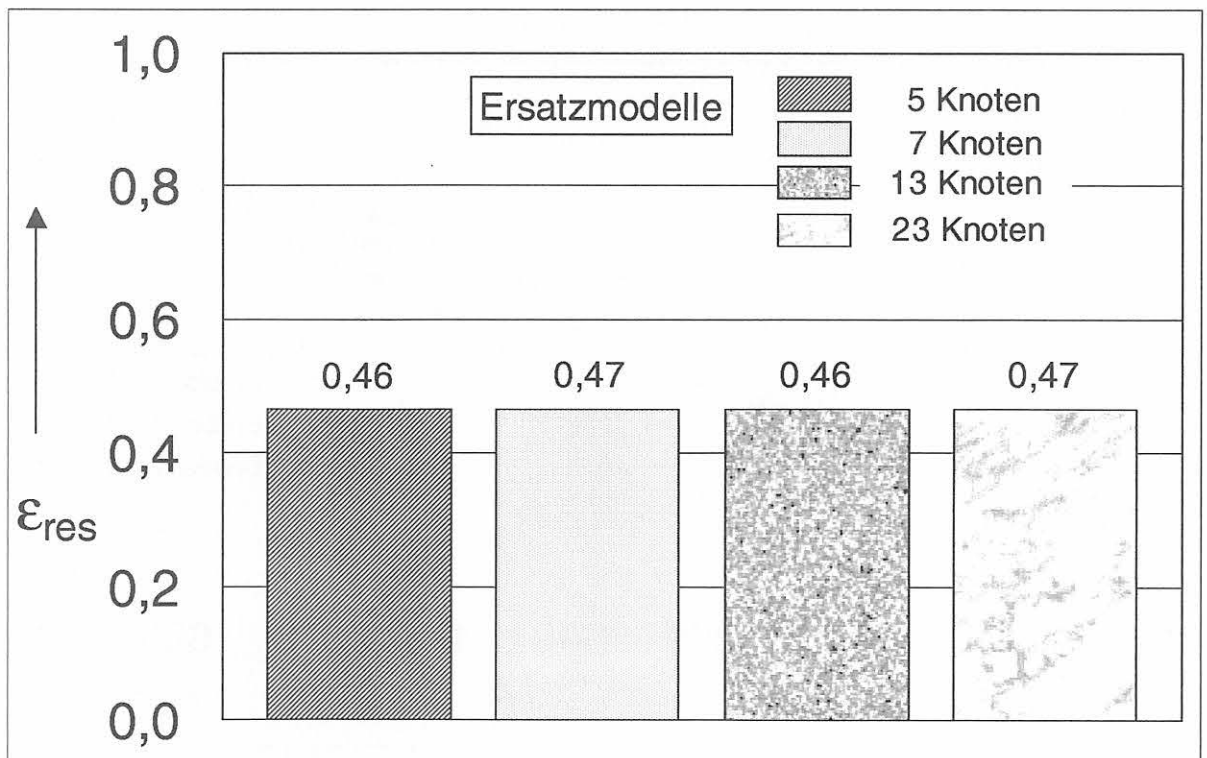


Bild 4.27 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der eindimensionalen Modelle der unbedeckten IPE 400-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung

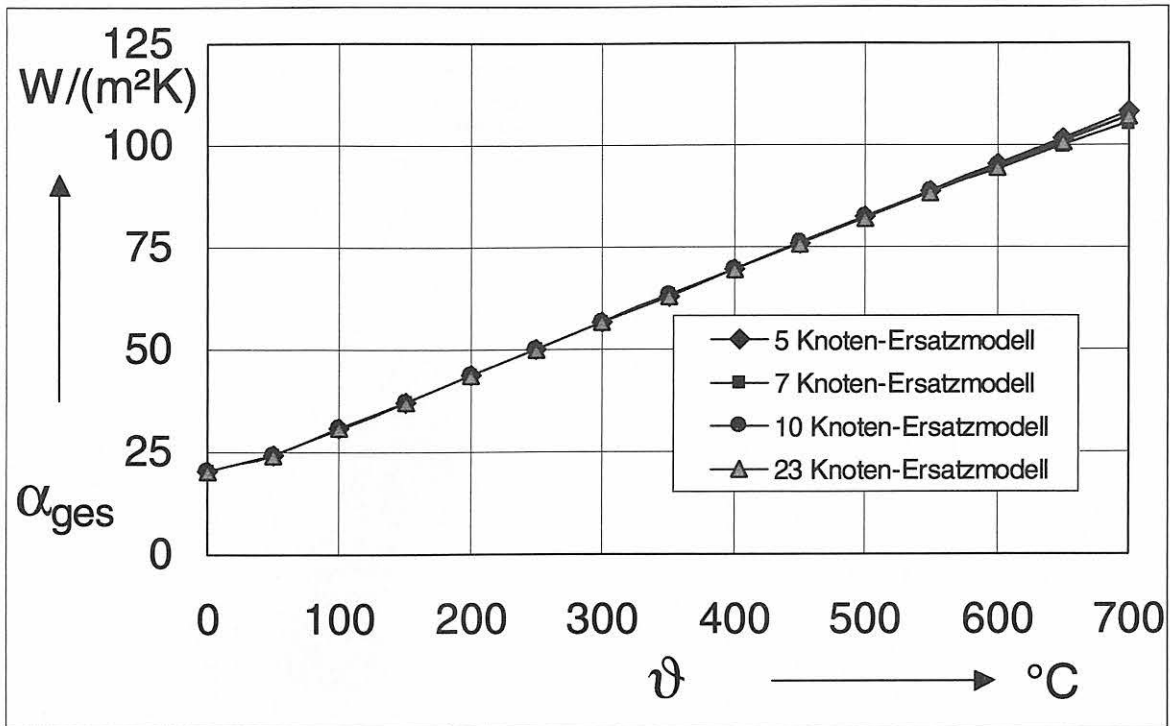


Bild 4.28 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle der unbedeckten IPE 400-Stütze in Abhängigkeit von der Art der Elementierung als Funktion der Oberflächentemperatur

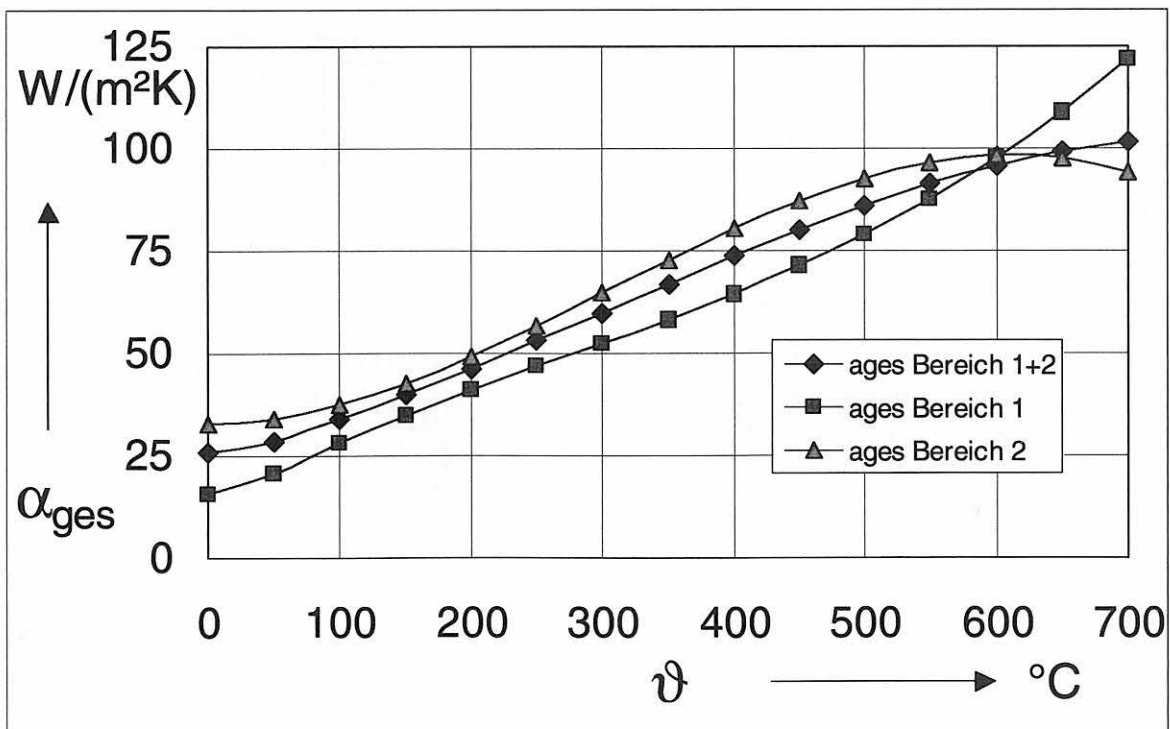


Bild 4.29 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle der unbedeckten IPE 400-Stütze als Funktion der Oberflächentemperatur

ϑ	IPE400_1				IPE400_2		IPE400_3	
	Bereich 1	Bereich 2	Bereich 1 und 2		Bereich 1 und 2		Bereich 1	Bereich 2
	$\epsilon_{ges} * \epsilon_{OFF}$	$\epsilon_{ges} * \epsilon_{OFF}$	α_K	α_{ges}	α_{ges}	α_{ges}	α_{ges}	α_{ges}
°C	-	-	W / (m²K)	W / (m²K)	W / (m²K)	W / (m²K)	W / (m²K)	W / (m²K)
0	0,34	0,54	14,69	14,69	25,88	15,61	32,91	
50	0,34	0,54	14,69	14,69	28,62	20,56	33,96	
100	0,34	0,54	14,69	14,69	33,86	28,02	37,42	
150	0,34	0,54	14,69	14,69	39,78	34,72	42,66	
200	0,34	0,54	14,69	14,69	46,22	40,88	49,24	
250	0,34	0,54	14,69	14,69	53,00	46,72	56,72	
300	0,34	0,54	14,69	14,69	59,96	52,47	64,69	
350	0,34	0,54	14,69	14,69	66,92	58,35	72,70	
400	0,34	0,54	14,69	14,69	73,71	64,59	80,33	
450	0,34	0,54	14,69	14,69	80,17	71,40	87,15	
500	0,34	0,54	14,69	14,69	86,12	79,02	92,72	
550	0,34	0,54	14,69	14,69	91,39	87,67	96,62	
600	0,34	0,54	14,69	14,69	95,82	97,56	98,41	
650	0,34	0,54	14,69	14,69	99,23	108,93	97,67	
700	0,34	0,54	14,69	14,69	101,45	122,01	93,95	
$\Sigma S^2/n [K^2]$	39,10		100,24		3,66			

Tab. 4.12

Ergebnisse der Optimierungsrechnungen am zweidimensionalen Modell der unbedeckten IPE 400-Stütze:

Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient α_K über den gesamten Wärmeübergangsbereich mit den zugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten ϵ_{ges} der Teilbereiche, Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} als Funktion der Oberflächentemperatur für den gesamten Bereich und differenziert für die Teilbereiche, Summe der normierten quadratischen Abweichungen der einzelnen Optimierungsrechnungen

4.4 Zusammenfassende Betrachtung der Ergebnisse

Abschließend werden noch einmal alle ermittelten Kenngrößen des Wärmeübergangs der ein- und zweidimensionalen Modelle gegenübergestellt (Tab. 4.13). Bei den eindimensionalen Ersatzmodellen werden jeweils nur die Ergebnisse des 23-Knoten-Ersatzmodells ausgewertet.

Ersatzmodell	Profilmfaktor A/U	α_K	$\epsilon_{ges} * \epsilon_{OFP}$
	mm	W / (m ² K)	-
Vierkant 200	50,00	6,25	0,79
HEM 300	16,60	6,36	0,59
Rohr 219 x 18 mm	16,50	11,44	0,57
Rohr 133 x 6,3 mm	5,99	12,62	0,54
IPE 400	5,75	9,35	0,47

Stützenschnitt	Profilmfaktor A/U	α_K	$\epsilon_{ges} * \epsilon_{OFP}$	ϕ
	mm	W / (m ² K)	-	-
Vierkant 200	50,00	4,76	0,82	1,00
HEM 300	16,60	8,07	0,74	0,62
Rohr 219x18 mm	16,50	11,65	0,57	1,00
Rohr 133x6,3 mm	5,99	12,81	0,54	1,00
IPE 400	5,75	14,69	0,54	0,63

Tab. 4.13 Zusammenstellung der aus Brandversuchen ermittelten Kennwerte des Wärmeübergangs für die ein- und zweidimensionalen Modelle

Bei der zusammenfassenden Betrachtung der Ergebnisse für die unbekleideten Stahlstützen fällt auf, daß mit größer werdendem Profilmfaktor A/U sowohl bei den ein- als auch bei den zweidimensionalen Modellen der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_K abnimmt und der resultierende Emissionskoeffizient ε_{res} zunimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, daß für das Erwärmungsverhalten in der Anfangsphase des Versuches der konvektive Wärmeübergang und in der späteren Versuchsphase der strahlungsbedingte Wärmeübergang entscheidend ist. Da mit dem A/U -Verhältnis sich die Versuchsdauer verlängert, nimmt dann auch der Strahlungsanteil zu.

In Bild 4.30 sind die ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K der *eindimensionalen Modelle* in Abhängigkeit des Profilmfaktors A/U dargestellt. Die dazugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} sind Bild 4.31 zu entnehmen. Beide Kenngrößen des Wärmeübergangs der Vierkant- und Rund-Hohlprofile weisen in etwa einen linearen Zusammenhang auf. Da jedoch bei der Ermittlung der Kenngrößen an den eindimensionalen Modellen der I-Profile die Vergleichsfunktion an der massenreichsten Stelle des Profils (dort ist die Temperatur am geringsten) zugrundegelegt wurde, fällt wegen der größeren Temperaturdifferenz zwischen Brandraum und Oberfläche der konvektive Wärmeübergangskoeffizient geringer aus. Die resultierenden Emissionskoeffizienten der I-Profile fügen sich gut in den linearen Zusammenhang für die anderen eindimensionalen Modelle ein, weil für alle Ersatzmodelle der Konfigurationsfaktor $\varphi = 1$ angesetzt wurde.

Die an den *zweidimensionalen Modellen* ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten sind in Bild 4.32 und die zugehörigen resultierenden Emissionskoeffizienten in Bild 4.33 dargestellt. Auch hier zeichnet sich ein linearer Zusammenhang zwischen den Kenngrößen des Wärmeübergangs und dem Profilmfaktor A/U ab. Die I-Profile sind jedoch aufgrund der geometrischen Form und der damit differenziert ermittelten Kenngrößen des Wärmeübergangs mit den Vierkant- und Rund-Hohlprofile nicht mehr direkt vergleichbar.

Auch die ermittelten Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} wurden für die eindimensionalen Modelle (Bild 4.34) und für die zweidimensionalen Modelle (Bild 4.35) einander gegenübergestellt. Man erkennt, daß mit zunehmendem Profilmfaktor A/U die Funktion des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ges} = f(\vartheta)$ immer höher verläuft.

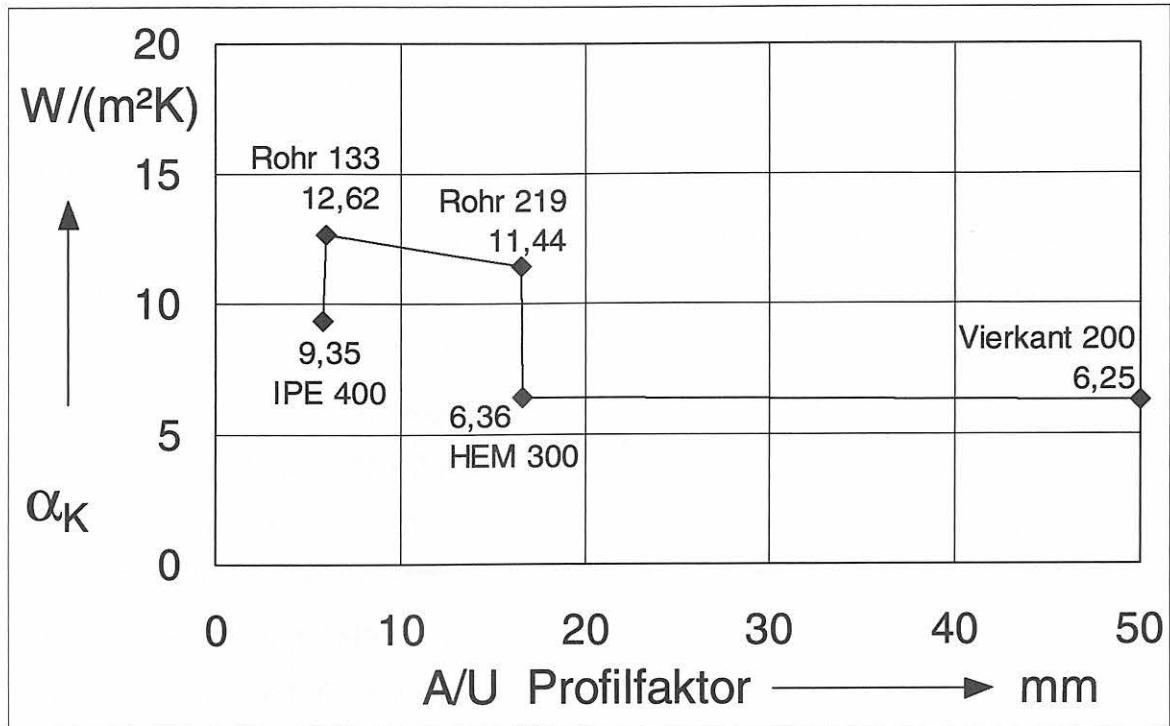


Bild 4.30 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der eindimensionalen Modelle in Abhängigkeit des Profilfaktors A/U

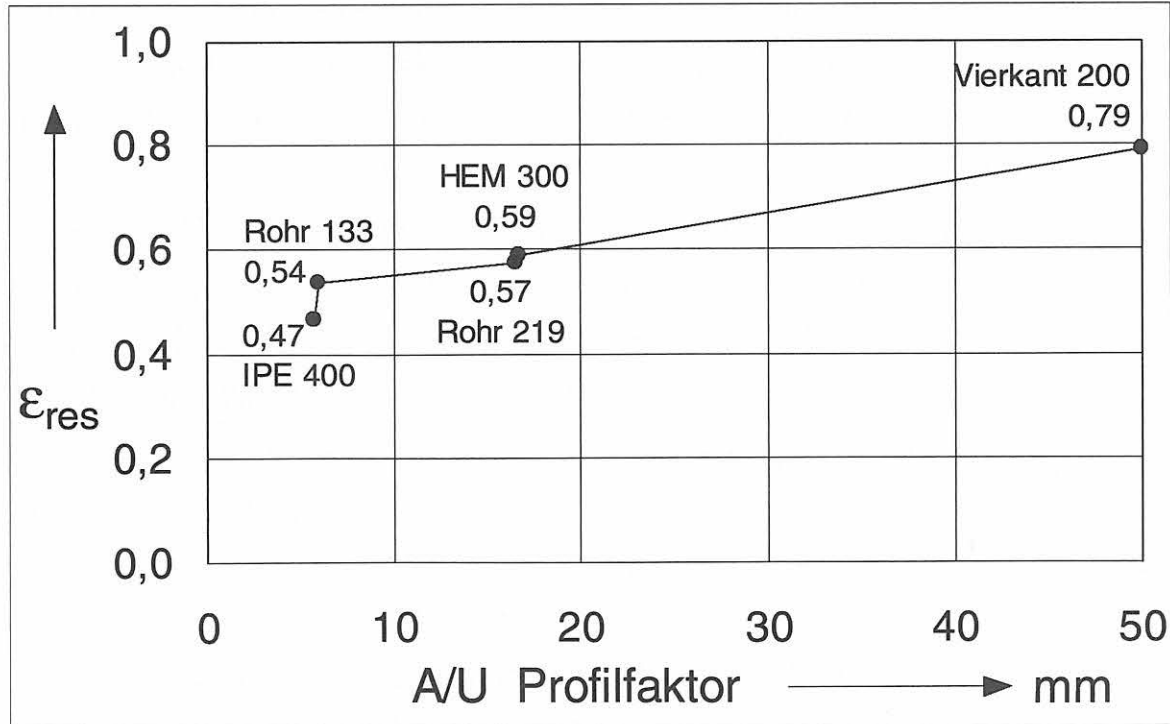


Bild 4.31 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der eindimensionalen Modelle in Abhängigkeit des Profilfaktors A/U

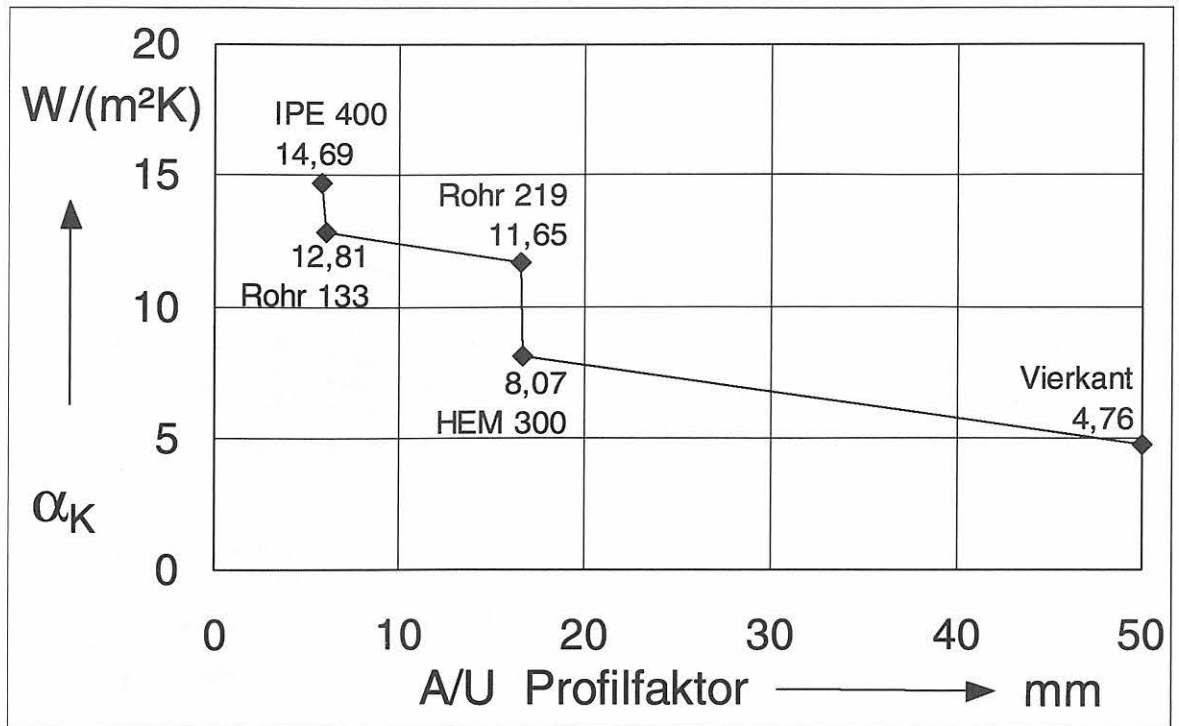


Bild 4.32 Konvektive Wärmeübergangskoeffizienten α_K der zweidimensionalen Modelle in Abhängigkeit des Profilmfaktors A/U

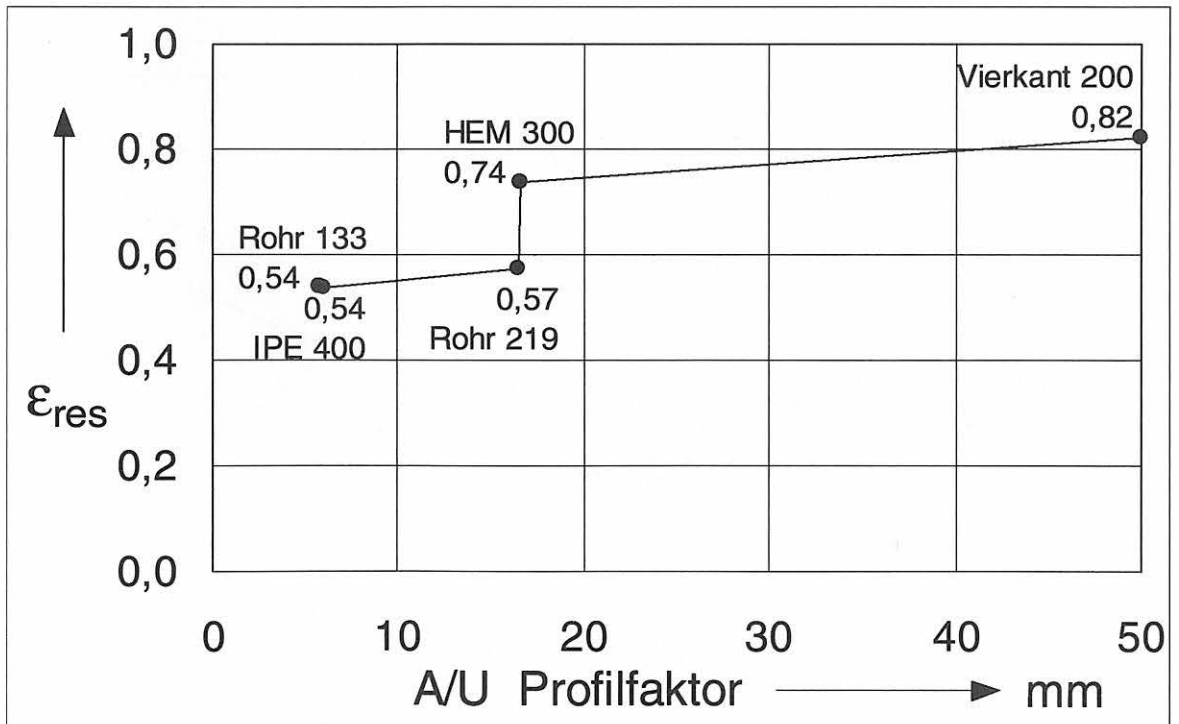


Bild 4.33 Resultierende Emissionskoeffizienten ϵ_{res} der zweidimensionalen Modelle in Abhängigkeit des Profilmfaktors A/U

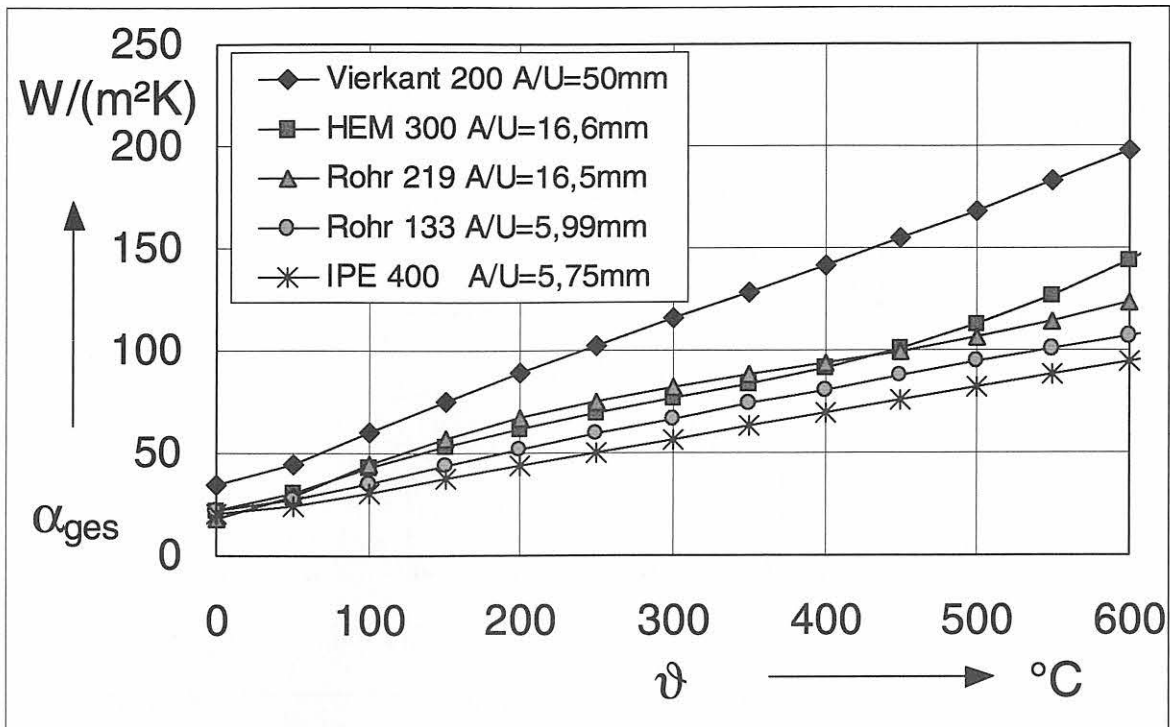


Bild 4.34 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der eindimensionalen Modelle als Funktion der Oberflächentemperatur und des Profilmfaktors A/U als Parameter

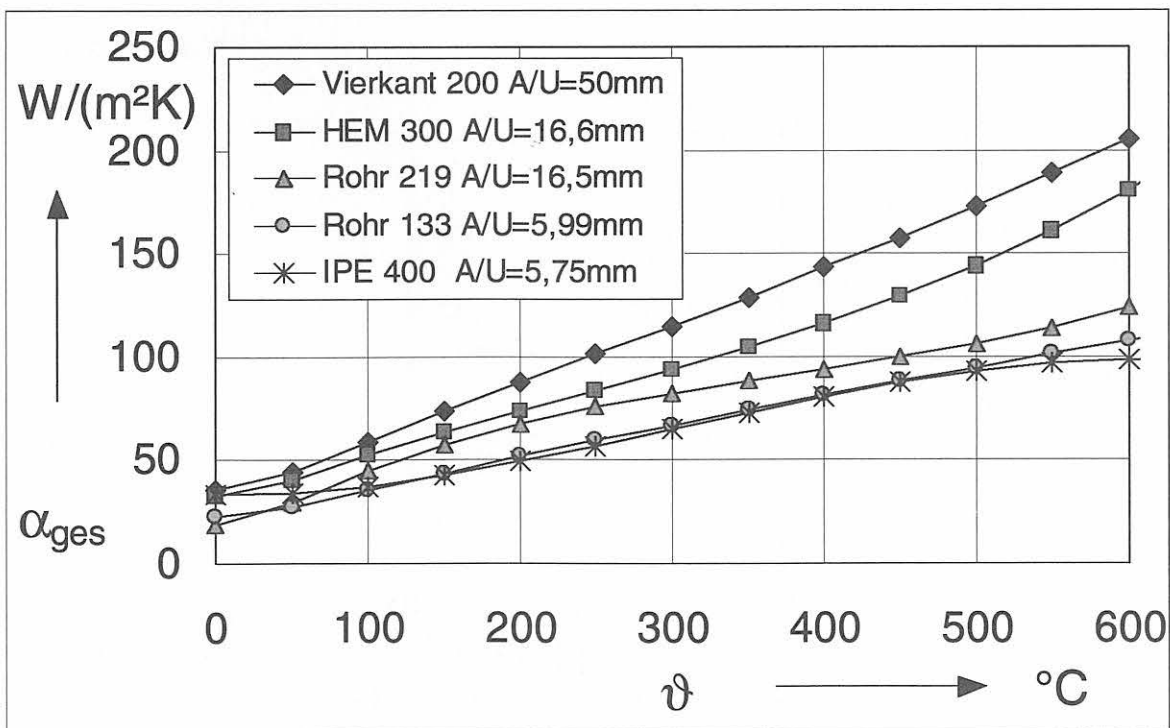


Bild 4.35 Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} der zweidimensionalen Modelle als Funktion der Oberflächentemperatur und des Profilmfaktors A/U als Parameter

5 Ableitung von Kennwerten der Bekleidung und des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an bekleideten Stahlstützen

Eine rechnerische Simulation von Brandprüfungen kann nur erfolgen, wenn die thermischen Stoffeigenschaften und die Wärmeübergangsverhältnisse bekannt sind. In der Regel liegen diese Kennwerte jedoch nicht vor, so daß ihrer Ableitung aus bereits vorliegenden Brandversuchen große Bedeutung zukommt. Am Beispiel einer im neuen Stützenprüföfen der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) durchgeführten Brandprüfung an einer bekleideten Stahlstütze sollen die Möglichkeiten des Rechenprogramms IOPT2D, Kennwerte der Bekleidung und des Wärmeübergangs abzuleiten, untersucht werden.

5.1 Erläuterungen zu der durchgeführten Brandprüfung

Zugrundegelegt werden Meßwerte einer Untersuchung, bei der vier bekleidete Stahlstützen mit I-Profilquerschnitt unter Normbrandbedingungen im neuen Brandprüföfen für Stützen der BAM geprüft wurden. Alle Stützen waren mit *Calcium-Silikat-Platten* (Promatect-H) unterschiedlicher Dicke bekleidet (Pan, Schriever, Bock, Korzen, 1997). Am Beispiel der bei diesen Prüfungen mit „D“ bezeichneten Stütze sollen die thermischen Stoffeigenschaften und die Wärmeübergangsverhältnisse ermittelt werden. Bei der Stütze „D“ handelt es sich um eine HEM 200-Stahlstütze mit einer 15 mm dicken Bekleidung. Die Abmessungen sind Bild 5.1 zu entnehmen. Der 5 mm dicke Luftspalt zwischen Bekleidung und Stahlprofil war für die Führung der Thermoelementleitungen notwendig.

Für die Optimierungsrechnungen wurden die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe in Brandraummitte zugrundegelegt. Während der Brandprüfung wurden dort die Temperaturen im Brandraum (BR₃ und BR₄), auf der Bekleidungsoberfläche (P₀), zwischen der Bekleidung und den Stahlflanschen (Nr.7 und Nr.10), an der Stegmitte (Nr.8) und an der Kehle (Nr.9) gemessen (Bild 5.1).

Für die Optimierungsrechnungen wurden folgende Temperatur-Zeit-Verläufe verwendet (Bild 5.2):

- der Mittelwert aus den Brandraumtemperaturen BR_3 und BR_4 , im folgenden mit BRK bezeichnet, als Brandbeanspruchung,
- der Temperatur-Zeit-Verlauf an der Bekleidungsoberfläche (Meßstelle P_0), im folgenden mit OFP bezeichnet, als Vergleichsfunktion oder als Randbedingung für die eindimensionalen Modelle
- und der Temperatur-Zeit-Verlauf an der Profilkehle (Meßstelle 9) als Vergleichsfunktion.

Die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe zwischen Bekleidung und Flanschaußen-seite werden außer Acht gelassen, da diese Meßstellen in der Regel nicht vorhanden sind. Der Temperatur-Zeit-Verlauf in Stegmitte ist ebenfalls nicht maßgebend, da die Temperatur in der Profilkehle als Versagenskriterium für repräsentativ angesehen wird.

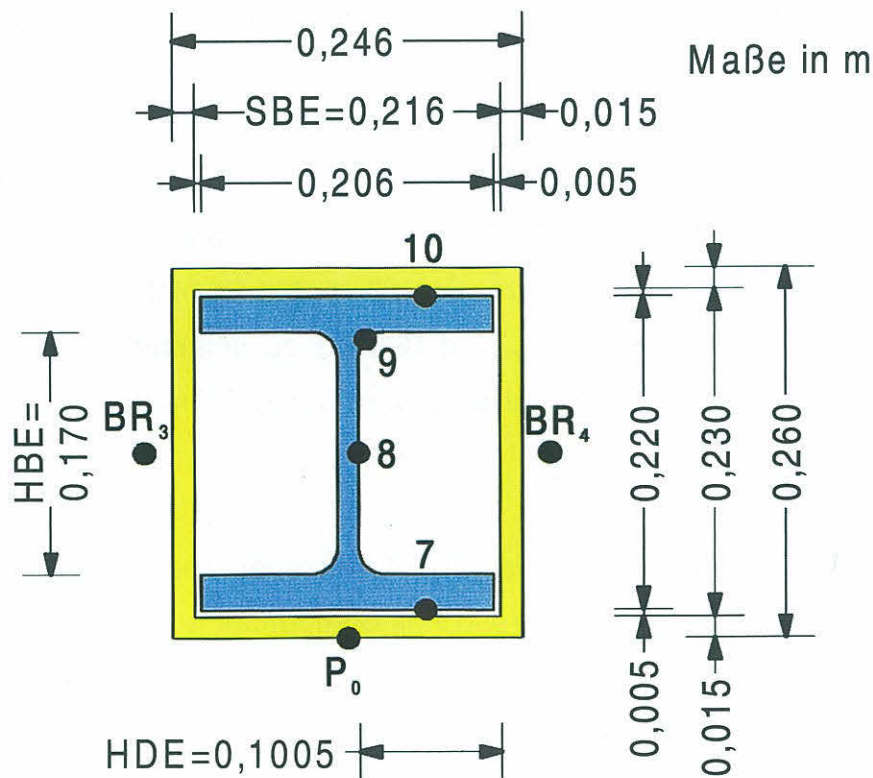


Bild 5.1 Abmessungen und Meßstellen der untersuchten Stütze „D“

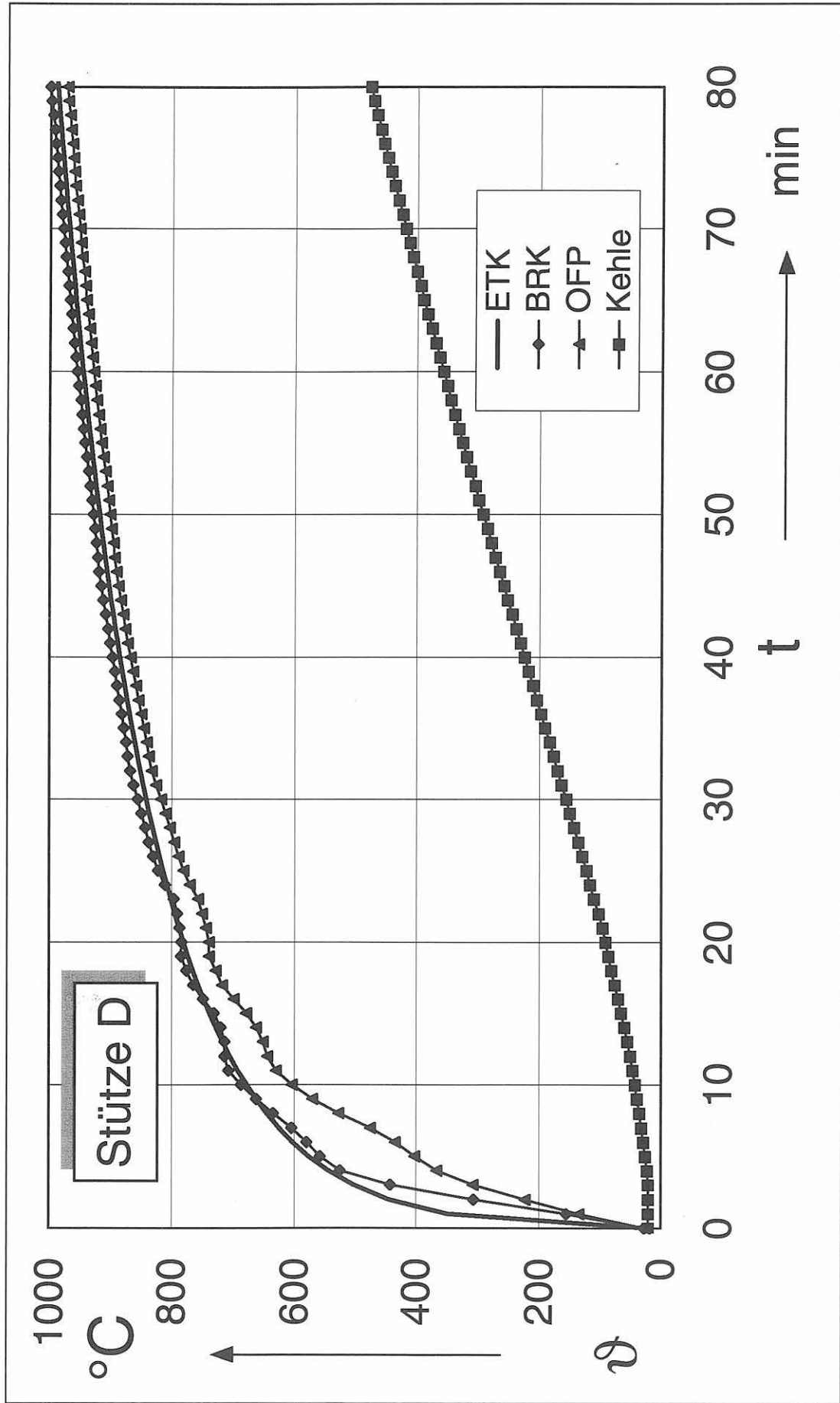


Bild 5.2

Bei den Optimierungsrechnungen verwendete Temperatur-Zeit-Verläufe der bekleideten Stütze „D“:

Einheitstemperaturzeitkurve ETK nach ISO 834 mit der Anfangstemperatur $\vartheta_0 = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, gemessener Brandraumtemperaturverlauf BRK, gemessener Temperaturverlauf der Prüfkörperoberfläche OFP und gemessener Temperaturverlauf an der Profilkehle

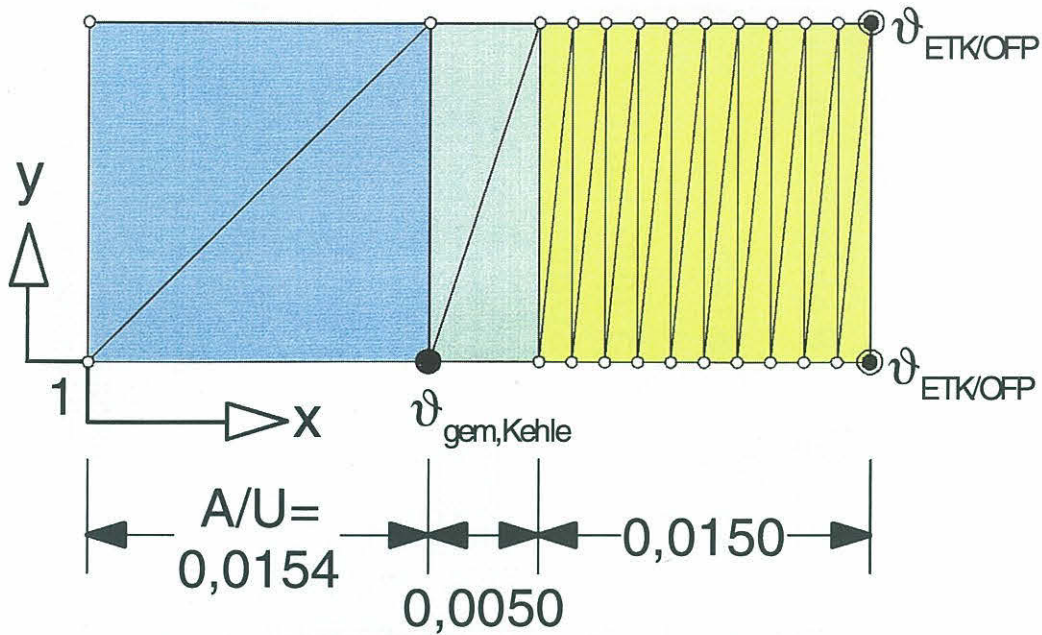
5.2 Vorgehensweise

Wie bereits bei den unbekleideten Stahlstützen in Kapitel 4 werden die thermischen Kennwerte zuerst unter Reduktion des Erwärmungsproblems auf den *eindimensionalen Fall* und anschließend für den *zweidimensionalen Fall* ermittelt. Gerade für komplizierte Geometrien eignen sich eindimensionale Modelle gut. In dem Fall der untersuchten Stütze „D“ bietet das eindimensionale „Ersatzmodell“ mit 27 Knoten (25 Dreieckselemente) gegenüber dem Viertelausschnitt der Stütze mit 307 Knoten (577 Dreieckselemente) große Vorteile. Der Elementierungsaufwand und die Rechenzeiten reduzieren sich nämlich erheblich.

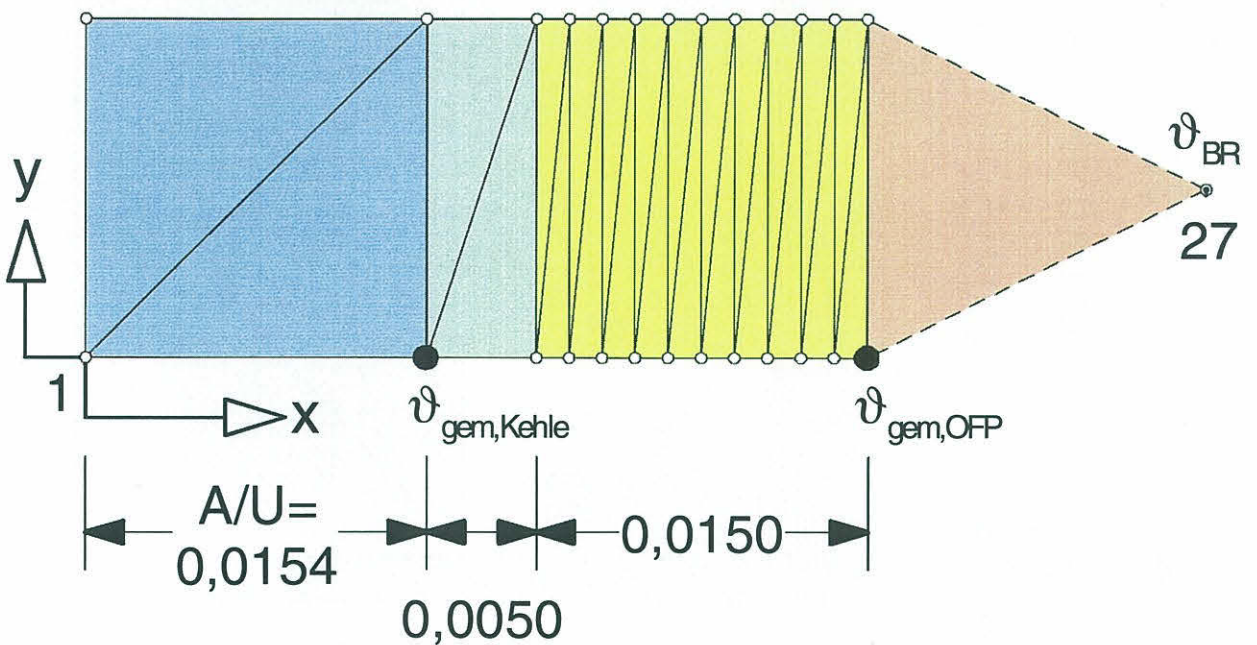
5.2.1 Elementierung der Modelle

Die *Elementierung der eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Bild 5.3. Die Dicke der „Ersatzstahlplatte“ wird durch den Profilmfaktor $A/U = 15,40$ mm bestimmt. Der Ersatzstahlquerschnitt wird wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit des Stahls, die auch im instationären Fall zu einem schnellen Temperatúrausgleich führt, mit nur einer Schicht berücksichtigt. Die 5 mm dicke Luftschicht wird ebenfalls mit nur einer Schicht elementiert. Da in der Bekleidung mit großen Temperaturdifferenzen zu rechnen ist und die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidungsplatten im Vergleich zum Stahl wesentlich kleiner ist, wird die Bekleidung in 10 Schichten unterteilt. In Bild 5.3 ist oben das „Ersatzmodell“ ohne Wärmeübergangsbereich und unten das „Ersatzmodell“ mit Wärmeübergangsbereich dargestellt.

Die *Elementierung des zweidimensionalen Modells* ist Bild 5.4 zu entnehmen. Unter Ausnutzung der Symmetrieverhältnisse kann der Berechnung ein Viertelausschnitt zugrunde gelegt werden. Das Stahlprofil wird im Stegbereich in eine Schicht, dagegen im dickeren Flanschbereich in zwei Schichten eingeteilt. Wie beim Ersatzmodell wird der Luftspalt zwischen Flanschaußenseite und Bekleidung nicht weiter unterteilt, während für die Bekleidung ebenfalls 10 Schichten gewählt werden. Zusätzlich gibt es noch einen Lufthohlraum zwischen den Innenseiten der Flansche, dem Steg und der Bekleidung.



Maße in m



 Stahl

 Bekleidung

 5 mm Luftspalt

 Wärmeübergang(sschicht)

Bild 5.3

Elementierung der eindimensionalen Modelle mit Dreieckselementen

Bild oben: eindimensionales Modell ohne Wärmeübergang

Bild unten: eindimensionales Modell mit Wärmeübergang

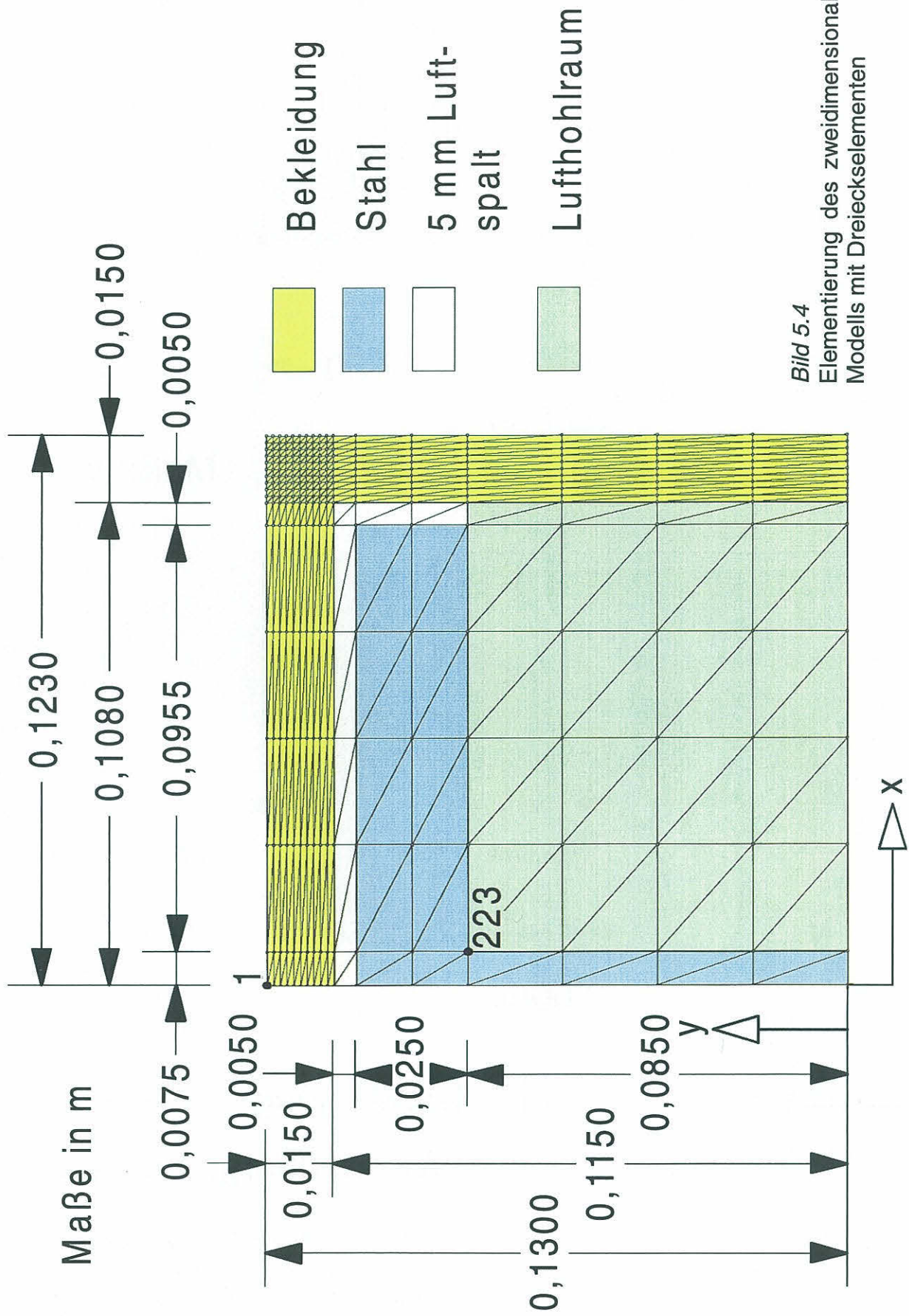


Bild 5.4
Elementierung des zweidimensionalen Modells mit Dreieckselementen

5.2.2 Zu ermittelnde Kenngrößen

Bei der ausgewählten bekleideten Stahlstütze sollen die thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung zusammen mit den thermischen Kennwerten des Brandraum-Wärmeübergangs abgeleitet werden. Für *alle ein- und zweidimensionalen Modelle* soll generell die Wärmeleitfähigkeit λ der Bekleidung ermittelt werden. Dabei soll untersucht werden, ob für die Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Temperatur ein konstanter Ansatz, ein temperaturabhängiger, linearer Ansatz oder ein temperaturabhängiger Parabelansatz (Polynom 2. Grades) am günstigsten ist.

Eindimensionale Modelle

Die ersten beiden Optimierungsrechnungen am eindimensionalen Modell erfolgen unter Vernachlässigung des Wärmeübergangs im Brandraum. Das hat den Vorteil, daß die Ermittlung der Bekleidungskenngrößen brandraumunabhängig erfolgen kann. Dazu wird zuerst, unabhängig von der tatsächlich erfolgten Brandbeanspruchung, die Einheitstemperaturzeitkurve ETK (Bild 5.2) an der Oberfläche der Bekleidung angesetzt. Diese Temperatur-Zeit-Kurve ist in den nationalen und internationalen Normen angegeben und ist somit für alle Brandprüfungen an Stützen gleich. Im zweiten Schritt wird die gemessene Temperatur-Zeit-Funktion $\vartheta_{\text{OFP}} = f(t)$ der Bekleidungsoberfläche (Bild 5.2) als Randbedingung angesetzt.

Die weiteren Optimierungsrechnungen am eindimensionalen Modell berücksichtigen den Wärmeübergang entweder getrennt für Konvektion und Strahlung mittels des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K und des resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} , oder durch den allgemeinen, Konvektion und Strahlung gemeinsam berücksichtigenden Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} . Dabei wird der Gesamtwärmeübergangskoeffizient generell als Funktion der Brandraumtemperatur mit einem Polynomansatz 3. Grades ermittelt.

Die am eindimensionalen Modell ausgeführten Optimierungsrechnungen mit den zugrundegelegten Randbedingungen und den abzuleitenden Kenngrößen sind als Übersicht in Tab. 5.1 zusammengestellt.

Optimierungsrechnung	Randbedingungen		Optimierungsgrößen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	Materialkennwerte	Wärmeübergang
5-OPT-1	ETK an der Prüfkörperoberfläche	Kehle	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	ohne
5-OPT-2	OFP an der Prüfkörperoberfläche	Kehle	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	ohne
5-OPT-3	BRK im Brandraum	Kehle	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	α_{ges} - Parabel
5-OPT-4	BRK im Brandraum	Kehle / OFP	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	α_{ges} - Parabel
5-OPT-5	BRK im Brandraum	Kehle	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	$\alpha_K + \epsilon_{\text{res}}$ - konstant
5-OPT-6	BRK im Brandraum	Kehle / OFP	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	$\alpha_K + \epsilon_{\text{res}}$ - konstant

Tab. 5.1 Zusammenstellung der Optimierungsrechnungen am eindimensionalen Modell zur Ableitung thermischer Stoffeigenschaften der Bekleidung und der thermischen Kenngrößen des Wärmeübergangs

Zweidimensionales Modell

Die Ableitung der thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung kann beim Viertel-ausschnitt nur mit Berücksichtigung des Wärmeübergangs erfolgen, da die Temperaturverteilung entlang der Bekleidungsoberfläche nicht bekannt ist. Durch Ansatz des Wärmeübergangs werden die Oberflächentemperaturen aufgrund ihrer geometrischen Lage berechnet. Daher werden für alle zweidimensionalen Modelle die thermischen Kennwerte des Wärmeübergangs simultan mit der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung ermittelt. Folgende zwei Optimierungsrechnungen werden am zweidimensionalen Modell durchgeführt (Tab. 5.2):

Optimierungsrechnung	Randbedingungen		Optimierungsgrößen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	Materialkennwerte	Wärmeübergang
5-OPT-7	BRK im Brandraum	Kehle / OFP	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	α_{ges} - Parabel
5-OPT-8	BRK im Brandraum	Kehle / OFP	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$ - konstant - linear - Parabel	$\alpha_K + \epsilon_{\text{res}}$ - konstant

Tab. 5.2 Zusammenstellung der Optimierungsrechnungen am zweidimensionalen Modell zur Ableitung thermischer Stoffeigenschaften der Bekleidung und der thermischen Kenngrößen des Wärmeübergangs

5.3 Allgemeine Annahmen

Für die Optimierungsrechnungen werden unterschiedliche Brandbeanspruchungen und Randbedingungen berücksichtigt. Folgende Temperatur-Zeit-Funktionen, dargestellt in Bild 5.2, stehen zur Auswahl:

- die Einheitstemperaturzeitkurve ETK nach ISO 834 mit einer Anfangstemperatur von $\vartheta_0 = 20 \text{ °C}$,
- die gemessene Temperatur-Zeit-Funktion im Brandraum BRK und
- die gemessene Temperatur-Zeit-Funktion an der Bekleidungsoberfläche OFP.

Da sich die Einheits - und die Brandraumtemperaturzeitkurve kaum unterscheiden (die BRK entspricht im Idealfall der ETK) werden für die eindimensionalen Modelle ohne expliziter Berücksichtigung des Wärmeübergangs im Brandraum im weiteren nur die Einheitstemperaturzeitkurve und die Temperatur-Zeit-Kurve an der Bekleidungsfläche als Brandbeanspruchung berücksichtigt. Für die ein- und zweidimensionalen Modelle mit Ermittlung der Kennwerte des Wärmeübergangs im Brandraum wird die gemessene Brandraumtemperaturzeitkurve als Randbedingung verwendet.

Die *thermischen Stoffeigenschaften des Stahls* werden nach Eurocode 3 Teil 2.1 angesetzt. Sie wurden im Kapitel 4.3 für die unbedeckten Stahlstützen bereits beschrieben und in den Bildern 4.3 und 4.4 dargestellt.

Für die *thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung* im trockenen Zustand wurden vom Hersteller Werte zur Verfügung gestellt. Damit liegen die Wärmeleitfähigkeit λ (Bild 5.5) sowie die spezifische Wärmekapazität c (Bild 5.6) der Bekleidung als Funktion der Temperatur vor. Die Rohdichte wird nach Herstellerangaben als temperaturunabhängig mit einem Wert von $\rho = 870 \text{ kg/m}^3$ angesetzt. In den weiteren Optimierungsrechnungen werden die spezifische Wärmekapazität und die Rohdichte nach Herstellerangaben als bekannt vorausgesetzt und nicht optimiert. Die Wärmeleitfähigkeit nach Herstellerangaben dient vor allem als Referenzkurve für die numerisch abgeleiteten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit $\lambda = f(t)$ der Bekleidung.

Aufgrund des stetigen Temperaturverlaufs der Messungen an der Stahloberfläche ohne ausgeprägte Haltepunkte wird kein Feuchtegehalt in der Bekleidung berücksichtigt. Somit wird die Stütze „D“ als trocken angesehen (siehe auch Kapitel 6).

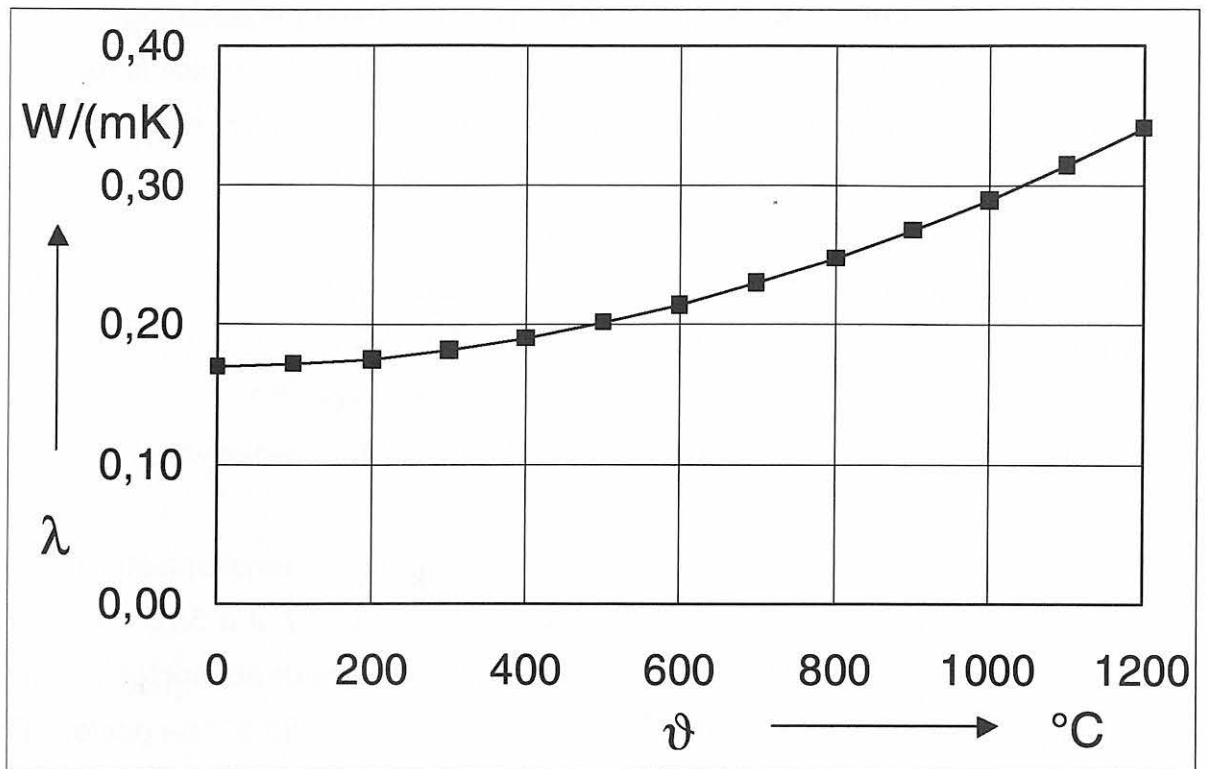


Bild 5.5 Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung nach Angaben des Herstellers

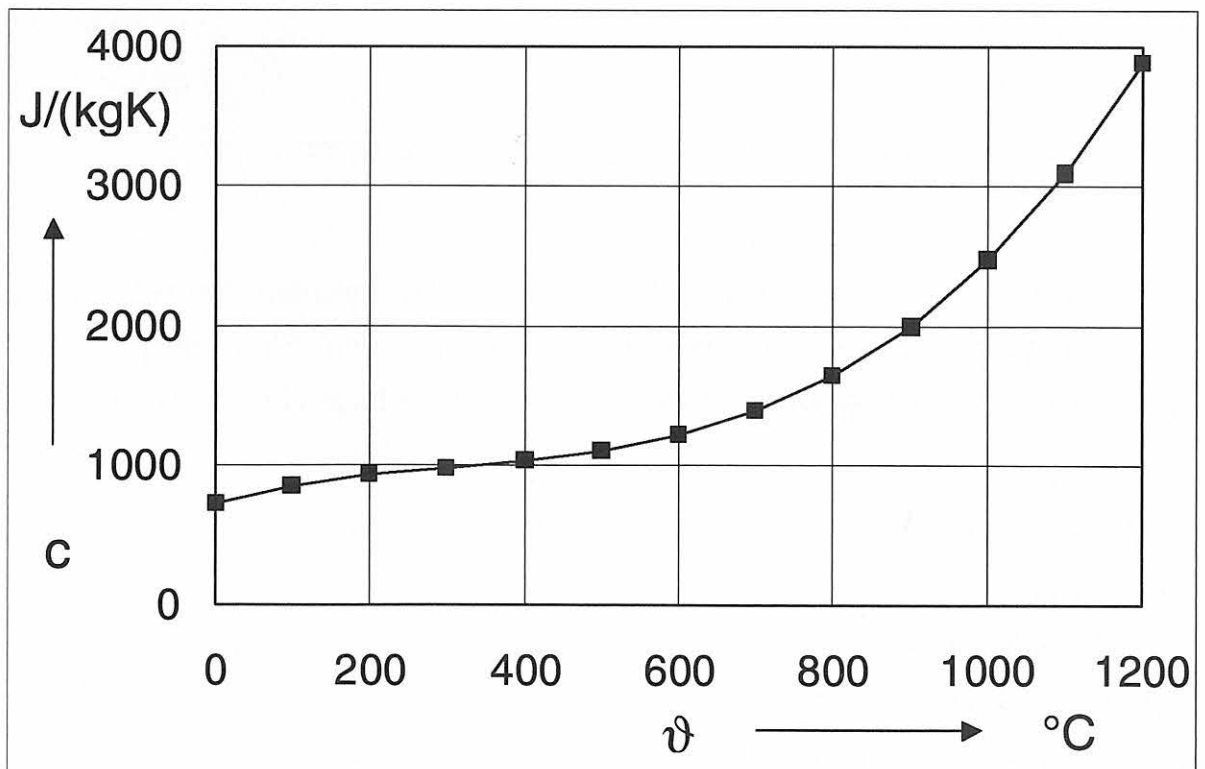


Bild 5.6 Spezifische Wärmekapazität der Bekleidung nach Angaben des Herstellers

In dem *Luftspalt und dem Lufthohlraum* werden jeweils temperaturabhängige, äquivalente Wärmeleitfähigkeitsfunktionen angesetzt. Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt in einer Größe den Wärmetransport durch Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung in Lufthohlräumen. Sie wird mit dem Programm LAMLKS der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) ermittelt (Müller, Rudolphi, 1989). Als Eingangsparameter dienen die Hohlraumgeometrie und die Temperaturdifferenz im Hohlraum. Dabei ist die äquivalente Wärmeleitfähigkeit stark von der Geometrie des Hohlraums und der Hohlraum-Mitteltemperatur abhängig (siehe Bilder 5.7 und 5.8). Von den Temperaturdifferenzen zwischen den Hohlraumrändern ist sie dagegen kaum abhängig.

Die bei der Rechnung angesetzten Werte für die spezifische Wärmekapazität und die Dichte der Luft als Funktion der Temperatur sind den Bildern 5.9 und 5.10 zu entnehmen (Raznjevic, 1976). Die Funktion, der von der Mitteltemperatur abhängigen äquivalenten Wärmeleitfähigkeit ist für den 5 mm dicken Luftspalts in Bild 5.7 dargestellt. Der Ermittlung werden folgende Randbedingungen zugrundegelegt:

Hohlraumgeometrie (siehe Bild. 5.1)

- Spaltbreite SBE = 0,216 m
- Spaltdicke SDE = 0,005 m
- Spalthöhe SHE = 3,000 m

Temperaturdifferenz zwischen Bekleidung und Flanschoberfläche

- $\Delta\vartheta = 150 \text{ K}$

Die von der Mitteltemperatur abhängige Funktion der äquivalenten Wärmeleitfähigkeit des Hohlraums zwischen den Innenseiten der Flansche, dem Steg und der inneren Oberfläche der Bekleidung (Bild.5.8) wird unter Annahme folgender Randbedingungen ermittelt:

Hohlraumgeometrie (siehe Bild 5.1)

- Hohlraumbreite HBE = 0,1700 m
- Hohlraumdicke HDE = 0,1005 m
- Hohlraumhöhe HHE = 3,0000 m

Temperaturdifferenz zwischen Bekleidung und Stegoberfläche

- $\Delta\vartheta = 150 \text{ K}$

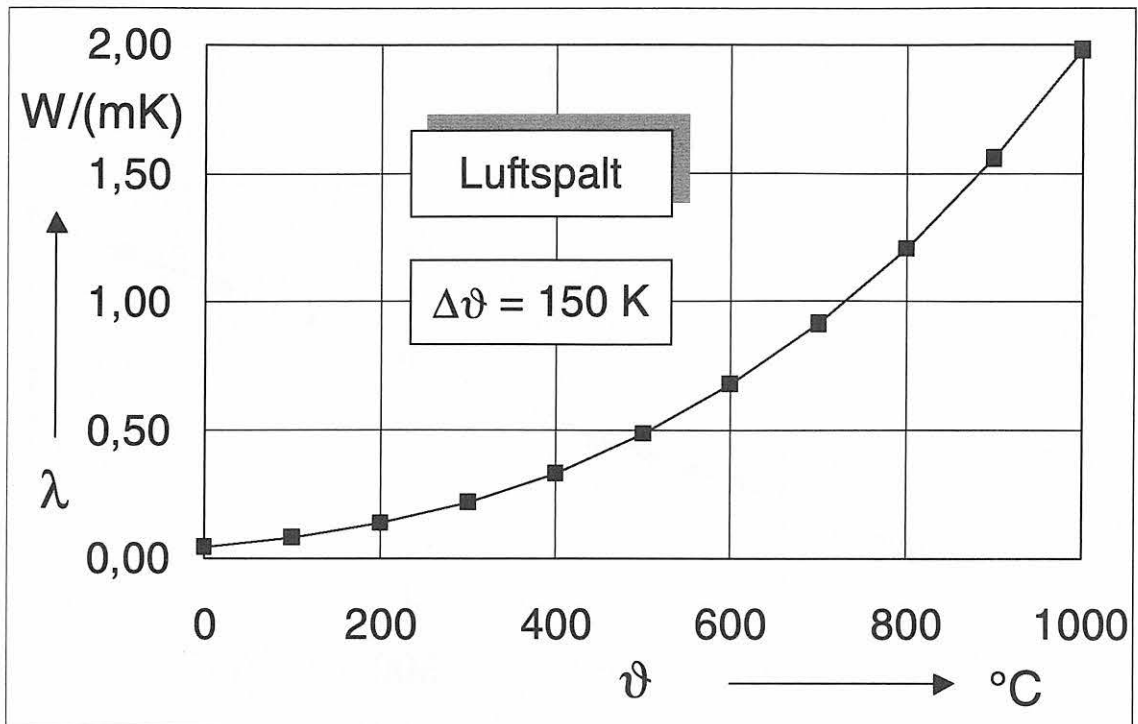


Bild 5.7 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit des 5 mm dicken Luftspalts als Funktion der Mitteltemperatur zwischen Innenoberfläche der Bekleidung und Außenoberfläche des Flansches

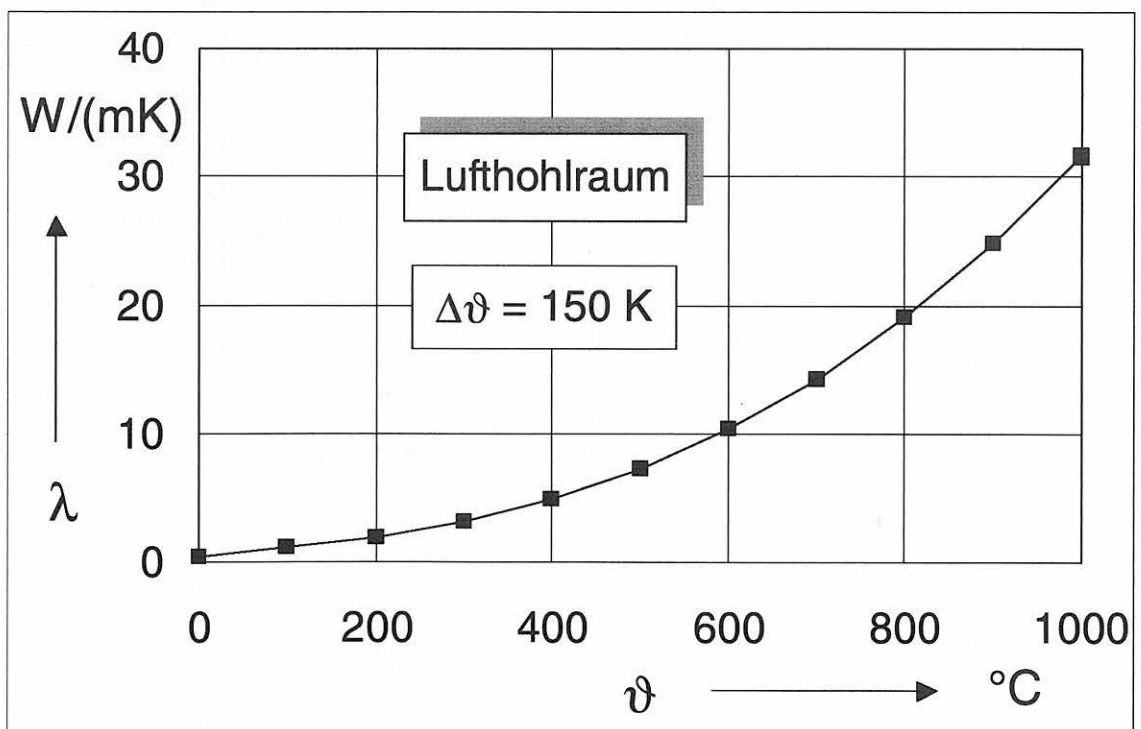


Bild 5.8 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit des Lufthohlraums als Funktion der Mitteltemperatur zwischen Innenoberfläche der Bekleidung und Oberfläche des Steges

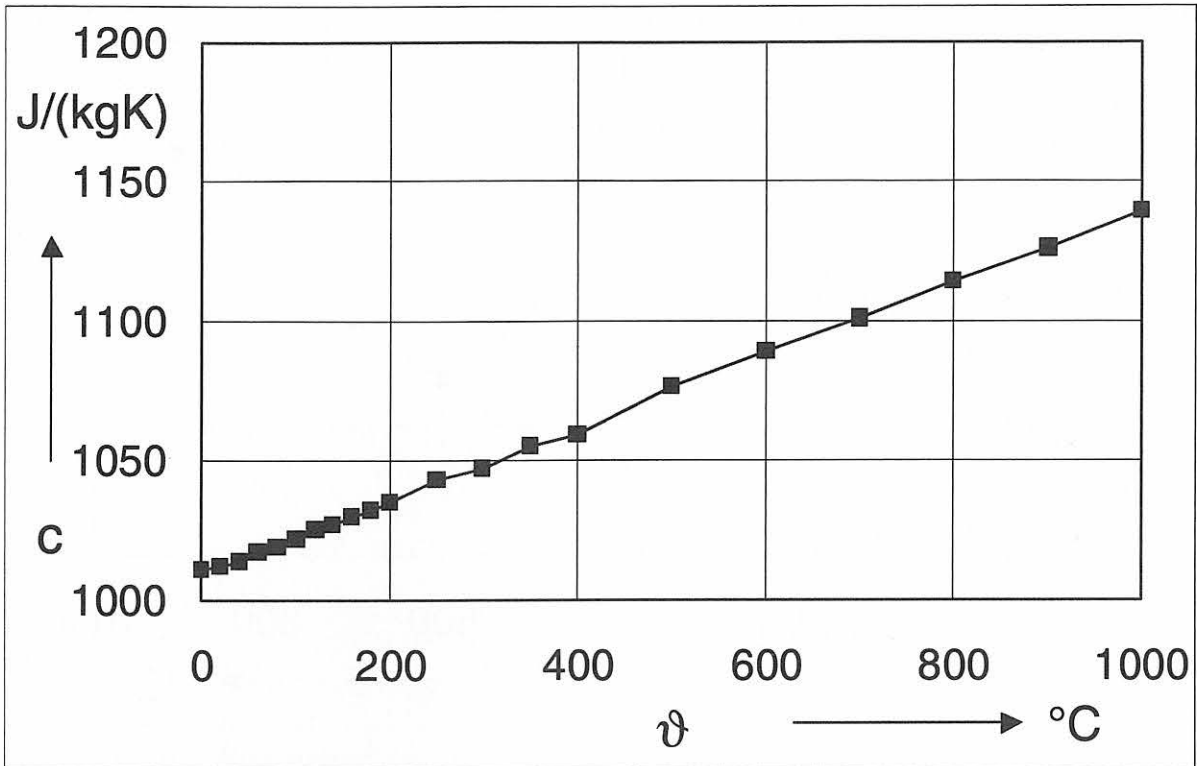


Bild 5.9 Spezifische Wärmekapazität von Luft (Raznjevic, 1976)

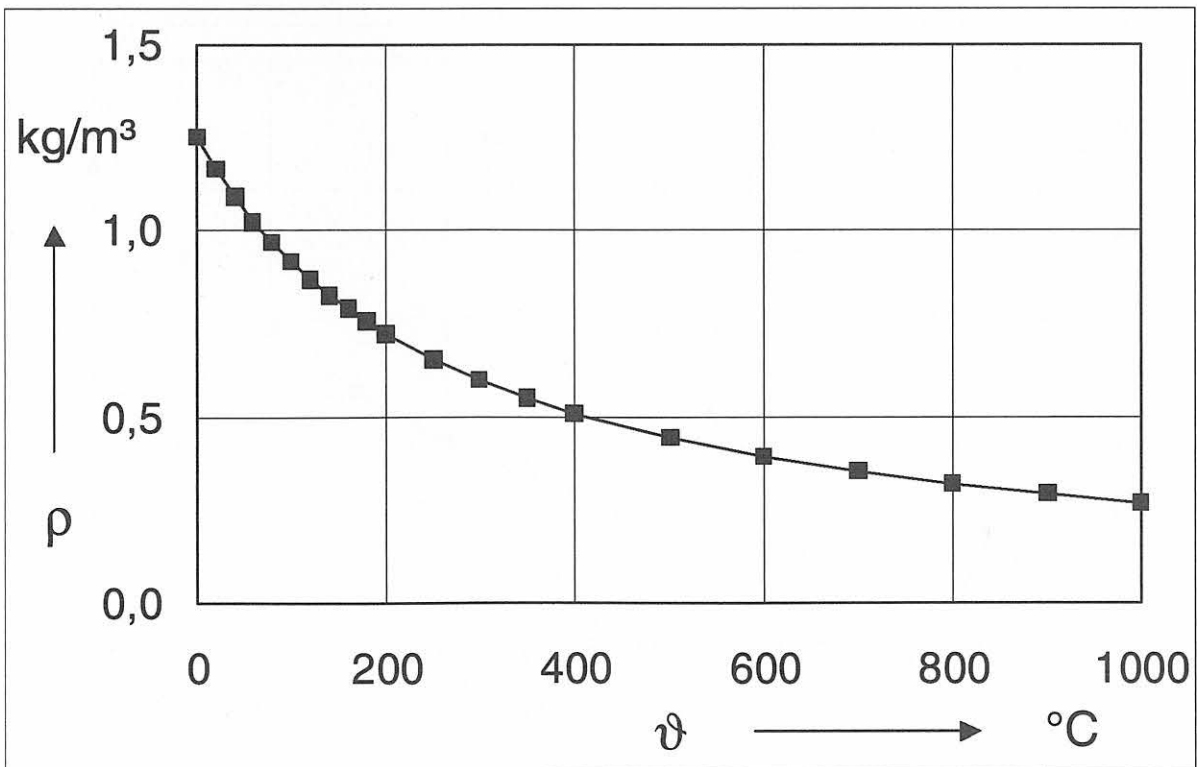


Bild 5.10 Dichte von Luft (Raznjevic, 1976)

5.4 Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall

5.4.1 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter Vernachlässigung des Wärmeübergangs und Ansatz der ETK

Bei der ersten Optimierungsrechnung soll untersucht werden, inwieweit sich die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung ohne expliziten Ansatz der Kennwerte des Wärmeübergangs ermitteln läßt. Dazu wird an der Bauteiloberfläche, d.h. an den beiden Randknoten 18 und 19 des eindimensionalen Ersatzmodells, die Brandbeanspruchung direkt angesetzt. Da jeder Brandprüfofen unterschiedliche Wärmeübergangsverhältnisse aufweist und diese in der Regel nicht bekannt sind, wird als Brandbeanspruchung die Einheitstemperaturzeitkurve der ISO 834 gewählt. Somit ist das Ergebnis unabhängig vom jeweiligen Prüfstand. Andererseits werden die Wärmeleitfähigkeiten wegen der Vernachlässigung des Wärmeübergangswiderstandes zu niedrig ermittelt. Aus Tab. 5.3 sind die einzelnen Optimierungsschritte und Randbedingungen der Optimierungsrechnung 5-OPT-1 ersichtlich.

Optimierungsschritt 5-OPT-1	Randbedingungen		Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion		
			W/(mK)	K ²
5-OPT-1.1	ETK	Kehle	konstant	74,13
5-OPT-1.2	ETK	Kehle	linear	2,57
5-OPT-1.3	ETK	Kehle	Parabel	1,80

Tab. 5.3 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-1 ohne Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

In der letzten Spalte von Tab. 5.3 ist als Optimierungskriterium die normierte Summe der zu den Meßzeitpunkten errechneten quadratischen Abweichungen $\Sigma S^2/n$ zwischen der errechneten und der gemessenen Vergleichsfunktion aufgeführt. Diese Werte sind bereits mit der *Anzahl* n der ausgewerteten Stützstellen normiert, um Vergleichsfunktionen mit mehr oder weniger Stützstellen vergleichen zu können.

Tab. 5.4 enthält die abgeleiteten Wärmeleitfähigkeiten der Bekleidung als Funktionen der Temperatur und die als Referenz vom Hersteller angegebene Wärmeleitfähigkeit. Alle vier Wärmeleitfähigkeitsfunktionen wurden in Bild 5.11 dargestellt. Man sieht, daß die ermittelten Funktionen eine gute Näherung der vom Hersteller angegebenen Wärmeleitfähigkeit darstellen, aber unterhalb und überhalb von 450°C darunter bzw. darüber liegen.

Die Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{\text{err}} - \vartheta_{\text{gem}}$ an der Vergleichsfunktion Kehle sind in Bild 5.12 über das gesamte untersuchte Zeitintervall aufgetragen. Man erkennt, daß der konstante Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung einen Mittelwert darstellt.

	5-OPT-1.1 konstant	5-OPT-1.2 linear	5-OPT-1.3 Parabel	Hersteller
ϑ	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,223	0,108	0,165	0,169
100	0,223	0,124	0,163	0,171
200	0,223	0,145	0,166	0,175
300	0,223	0,166	0,173	0,181
400	0,223	0,187	0,184	0,190
500	0,223	0,208	0,201	0,201
600	0,223	0,229	0,222	0,214
700	0,223	0,249	0,248	0,229
800	0,223	0,270	0,278	0,247
900	0,223	0,291	0,313	0,267
1000	0,223	0,312	0,353	0,289

Tab. 5.4 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 5-OPT-1
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

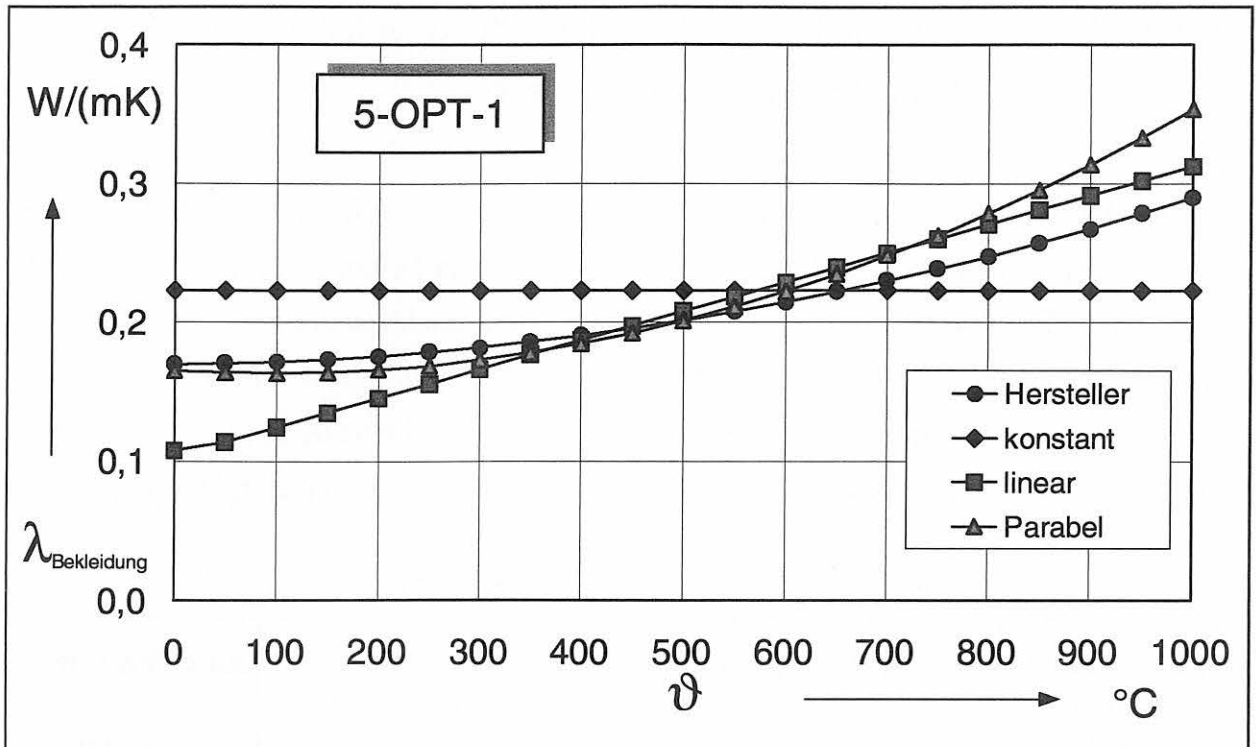


Bild 5.11 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

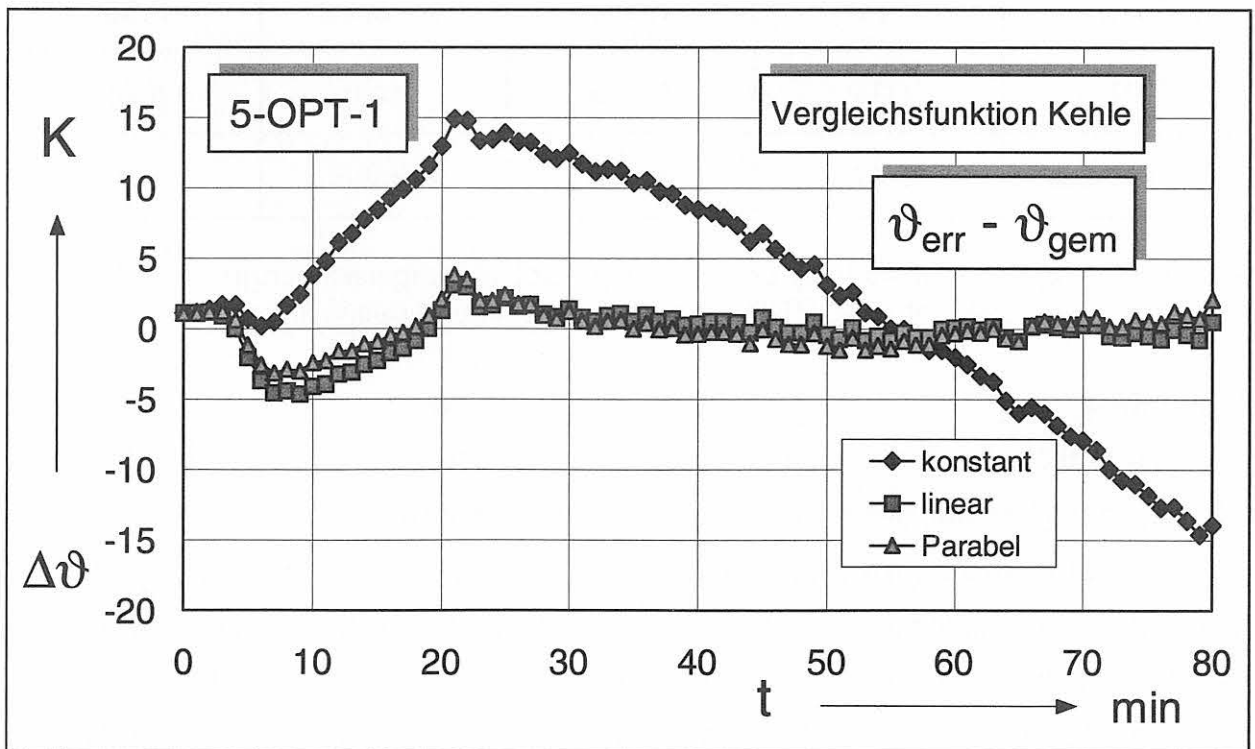


Bild 5.12 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

5.4.2 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter Vernachlässigung des Wärmeübergangs und Ansatz von ϑ_{OFP}

Entsprechend der ersten Optimierungsrechnung wird auch in der zweiten Rechnung der Wärmeübergangswiderstand nicht explizit angesetzt. Als Randbedingung wird hier die gemessene *Oberflächentemperatur* direkt an der Bekleidungsoberfläche angesetzt. Diese Annahme entspricht den tatsächlichen Randbedingungen der Brandprüfung und setzt eine Temperaturmessung an der Bekleidungsoberfläche voraus.

In Tab. 5.5 sind die einzelnen Optimierungsschritte zusammen mit den Randbedingungen aufgeführt.

Optimierungsschritt	Randbedingungen		Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion		
5-OPT-2			W/(mK)	K ²
5-OPT-2.1	OFP	Kehle	konstant	8,95
5-OPT-2.2	OFP	Kehle	linear	5,74
5-OPT-2.3	OFP	Kehle	Parabel	1,19

Tab. 5.5 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-2 ohne Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

Tab. 5.6 enthält die in der zweiten Optimierungsrechnung ermittelten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung sowie die vom Hersteller angegebene Kennlinie. In Bild 5.13 sind diese Funktionen in Abhängigkeit der Temperatur aufgetragen. Man erkennt, daß die ermittelten Funktionen die Referenzwerte gut treffen, aber etwas über der Referenzkurve liegen. Das bedeutet, daß die ermittelte Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung gegenüber den Angaben des Herstellers für die Platten im trockenen Zustand etwas „schlechter“ ausfällt.

Die abgeleiteten Wärmeleitfähigkeitsfunktionen in der Optimierungsrechnung 5-OPT-1 mit der ETK als Randbedingung (Bild 5.11) liegen dagegen anfänglich unter der Referenzkurve des Herstellers. Das bedeutet, daß die Wärmeleitfähigkeit bei der Optimierungsrechnung 5-OPT-1 zu niedrig ermittelt wird, was in Verbindung mit dem sehr einfachen Ersatzmodell auf die Vernachlässigung des Wärmeübergangswiderstandes zurückzuführen sein dürfte. In der, gegenüber der Brandraumtemperaturzeitkurve, niedrigeren Temperaturfunktion der Randbedingung $\vartheta_{\text{OFFP}} = f(t)$ der Optimierungsrechnung 5-OPT-2 braucht der Wärmeübergangswiderstand nicht mehr berücksichtigt zu werden.

Die normierten Summen der quadratischen Abweichung $\Sigma S^2/n$, dargestellt in Tab. 5.5, fallen äußerst gering aus und zeigen, daß gute Annäherungen mit den gewählten Funktionsansätzen erreicht werden. Die Temperaturabweichungen zwischen der errechneten und der gemessenen Vergleichsfunktion sind Bild 5.14 zu entnehmen. Die Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{\text{err}} - \vartheta_{\text{gem}}$ liegen meist zwischen +5 K und -5 K. Die gute Annäherung ist auf die zusätzlich gemessene Oberflächentemperatur als Randbedingung zurückzuführen.

	5-OPT-2.1 konstant	5-OPT-2.2 linear	5-OPT-2.3 Parabel	Hersteller
ϑ	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,248	0,219	0,406	0,169
100	0,248	0,223	0,352	0,171
200	0,248	0,228	0,298	0,175
300	0,248	0,234	0,259	0,181
400	0,248	0,239	0,234	0,190
500	0,248	0,244	0,225	0,201
600	0,248	0,250	0,230	0,214
700	0,248	0,255	0,250	0,229
800	0,248	0,260	0,285	0,247
900	0,248	0,265	0,335	0,267
1000	0,248	0,271	0,400	0,289

Tab. 5.6 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 5-OPT-2
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

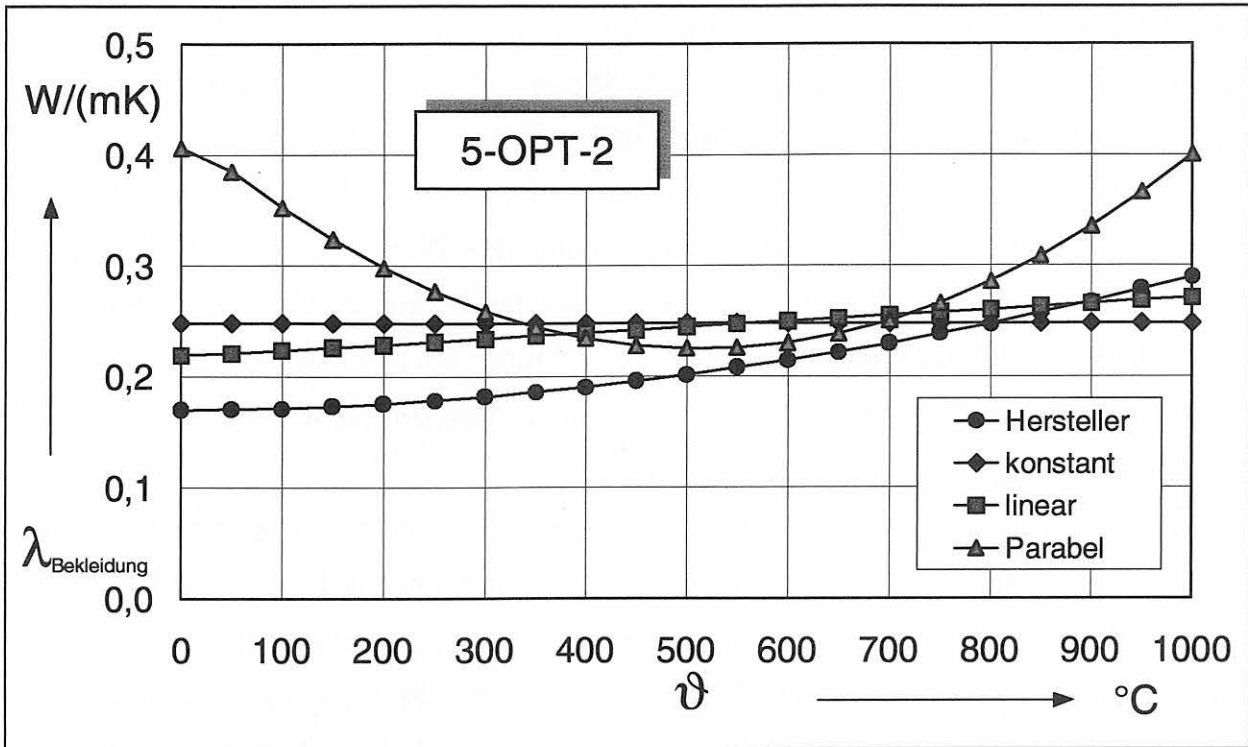


Bild 5.13 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

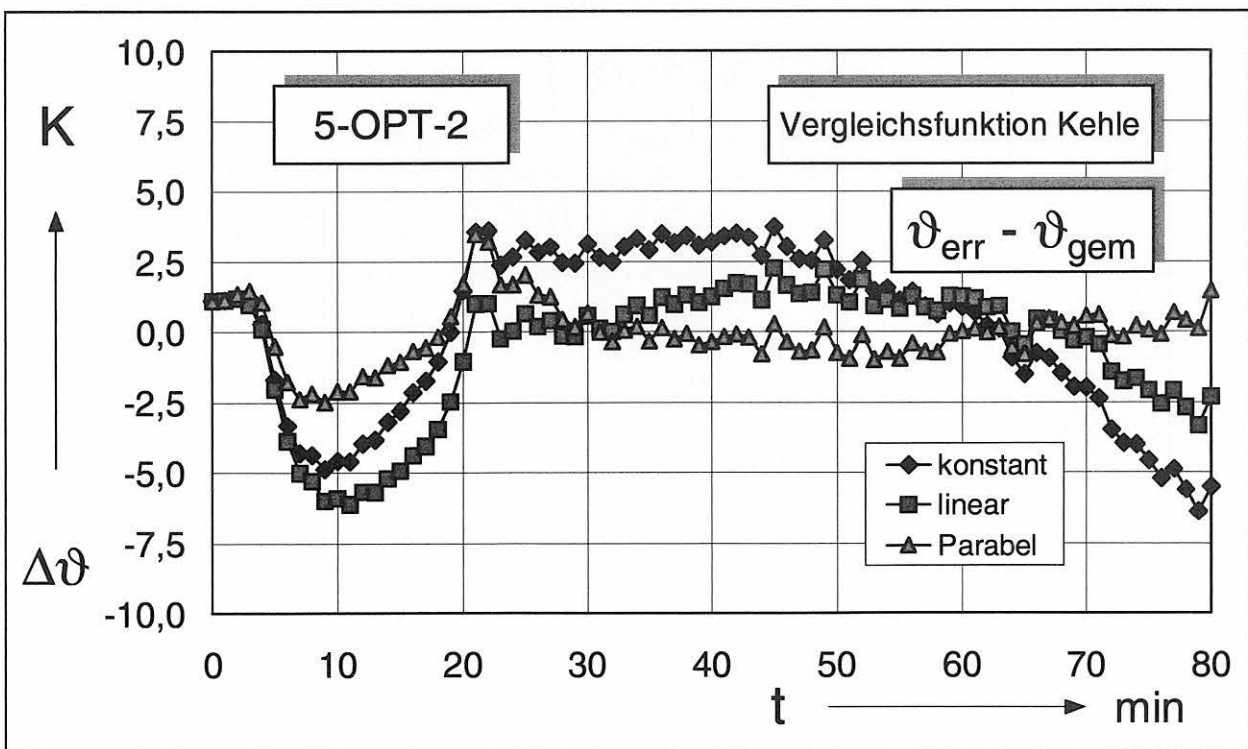


Bild 5.14 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

5.4.3 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten unter Benutzung von einer Vergleichsfunktion

In der dritten Optimierungsrechnung sollen zusätzlich zu der unbekanntem Wärmeleitfähigkeitsfunktion auch die Kennwerte des Wärmeübergangs im Brandraum ermittelt werden. Der Wärmeübergang wird in Form des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung ermittelt. Generell wird dabei für den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten ein Polynomansatz 3. Grades zugrundegelegt.

Tab. 5.7 zeigt eine Übersicht der Optimierungsrechnungen des Schrittes 5-OPT-3.

Optimierungsschritt	Randbedingungen		Wärmeübergang α_{ges}	Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion			
5-OPT-3			W/(m ² K)	W/(mK)	K ²
5-OPT-3.1	BRK	Kehle	Polynom	konstant	nicht möglich!
5-OPT-3.2	BRK	Kehle	Polynom	linear	nicht möglich!
5-OPT-3.3	BRK	Kehle	Polynom	Parabel	nicht möglich!

Tab. 5.7 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschrittes 5-OPT-2, ohne Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

Die Ableitung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten mit nur einer Vergleichsfunktion führt zu keinem Ergebnis. Die Ursache liegt in der Aufsummierung von Wärmeübergangswiderstand und Wärmedurchlaßwiderstand der Bekleidung. Der gesamte zugeführte Wärmestrom $\dot{Q}_{\text{m,zuf}}$ erwärmt das Bauteil. Dabei ist jedoch mit einer Vergleichsfunktion nicht eindeutig festgelegt, inwieweit der Wärmestrom durch Konvektion und Strahlung und durch Wärmeleitung bestimmt wird. Ziel der weiteren Optimierungsrechnungen ist somit die Entkopplung dieses Effekts.

5.4.4 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten unter Benutzung von zwei Vergleichsfunktionen

Mit der Optimierungsrechnung 5-OPT-4 soll geprüft werden, ob durch Hinzunahme einer weiteren Vergleichsfunktion die Ableitung der unbekanntes Wärmeleitfähigkeit zusammen mit den Kennwerten des Wärmeübergangs im Brandraum erfolgen kann. Um auch die Kennwerte des Wärmeübergangs bestimmen zu können, wird dabei außer der Brandraumtemperaturmeßkurve (BRK) und der Vergleichsfunktion an der Kehle auch eine Vergleichsfunktion an der Bekleidungsoberfläche angesetzt. Die hier angesetzten Vergleichsfunktionen und die zu bestimmenden Kenngrößen der einzelnen Optimierungsschritte sind Tab. 5.8 zu entnehmen.

Optimierungsschritt 5-OPT-4	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen
5-OPT-4.1	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-4.2	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-4.3	BRK	OFP u. Kehle

Optimierungsschritt 5-OPT-4	Wärmeübergang α_{ges}	Materialkennwerte $\lambda_{Bekleidung}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	W/(m ² K)	W/(mK)	K ²
5-OPT-4.1	Polynom	konstant	16,32
5-OPT-4.2	Polynom	linear	13,76
5-OPT-4.3	Polynom	Parabel	11,03

Tab. 5.8 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-4 mit Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse:

Die ermittelten Wärmeleitfähigkeitsfunktionen der Bekleidung sind in Tab. 5.9 und in Bild 5.15 wiedergegeben. Sie stellen eine gute Näherung der vom Hersteller angegebenen Referenzfunktion dar. Die abgeleiteten Werte entsprechen überwiegend denen der Optimierungsrechnung 5-OPT-2. Das ist darauf zurückzuführen, daß bei der Ermittlung der Kennwerte des Wärmeübergangs mit der zusätzlich vorgegebenen Temperatur-Zeit-Kurve an der Bekleidungsoberfläche die Oberflächentemperatur gut angenähert wird. Den Bildern 5.17 und 5.18 sind die Temperaturdifferenzen zwischen errechneter und gemessener Temperatur-Zeit-Kurve für die beiden Vergleichsstellen über das gesamte untersuchte Zeitintervall zu entnehmen. Auch an den normierten Summen der quadratischen Abweichung $\Sigma S^2/n$ in Tab. 5.8 erkennt man, daß die Annäherungen beider errechneter Vergleichsfunktionen an ihre gemessenen Vergleichsfunktionen sehr gut sind.

Der als Polynom 3. Grades in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur der Bekleidung angenäherte Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} ist in Bild 5.16 dargestellt.

	5-OPT-4.1 konstant	5-OPT-4.2 linear	5-OPT-4.3 Parabel	Hersteller
ϑ	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung
$^{\circ}\text{C}$	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,248	0,219	0,214	0,169
100	0,248	0,223	0,220	0,171
200	0,248	0,229	0,227	0,175
300	0,248	0,234	0,233	0,181
400	0,248	0,239	0,239	0,190
500	0,248	0,244	0,245	0,201
600	0,248	0,250	0,250	0,214
700	0,248	0,255	0,254	0,229
800	0,248	0,260	0,258	0,247
900	0,248	0,265	0,261	0,267
1000	0,248	0,271	0,264	0,289

Tab. 5.9 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 5-OPT-4
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

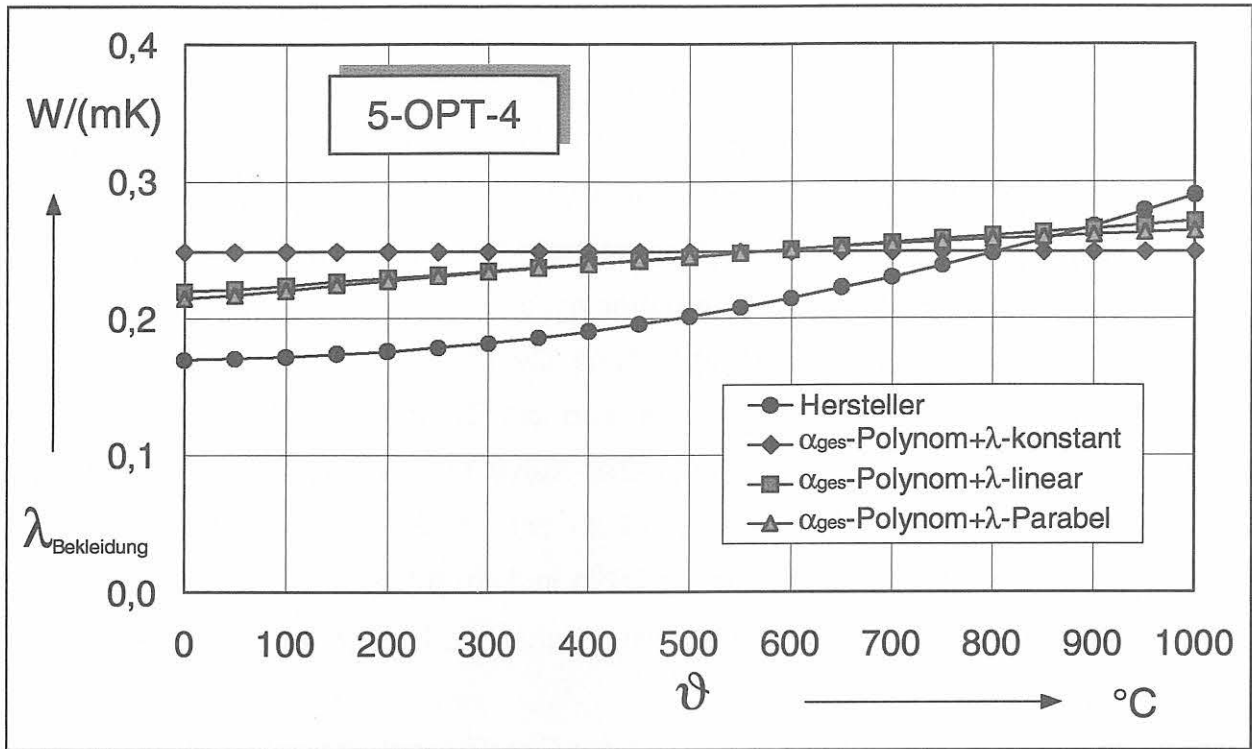


Bild 5.15 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

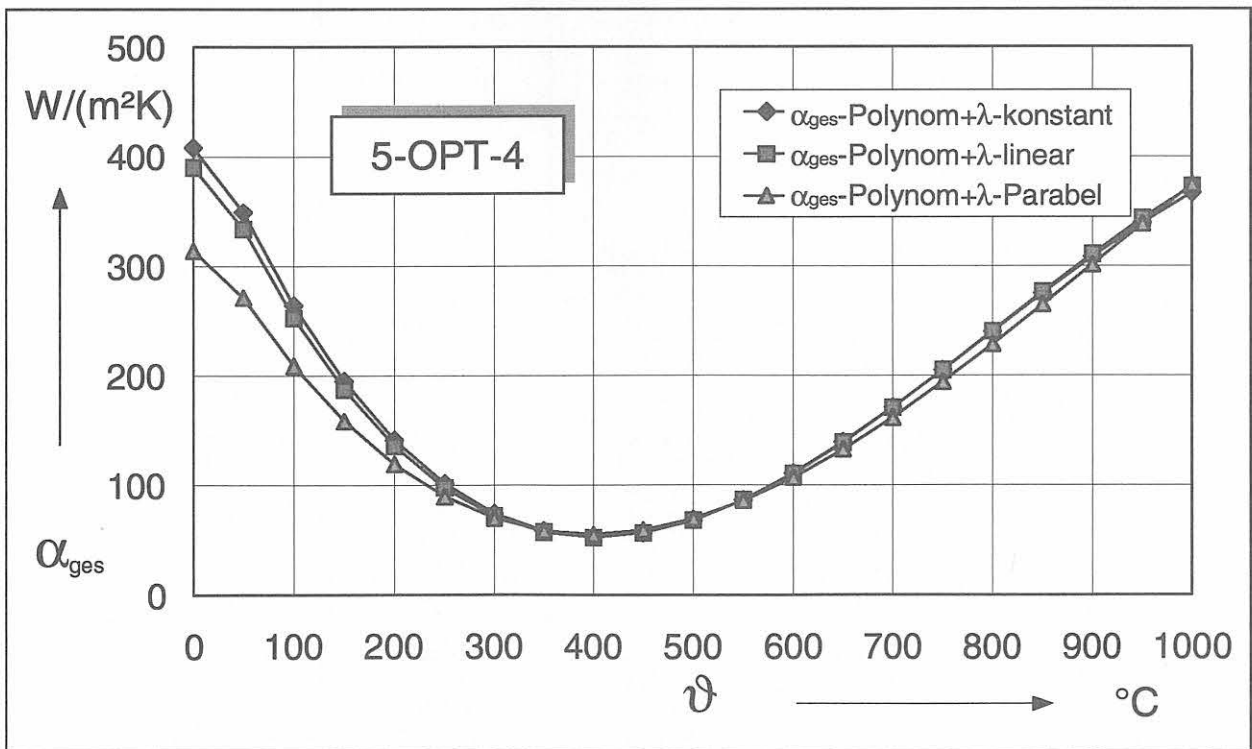


Bild 5.16 Allgemeiner Wärmeübergangskoeffizient als Funktion der Oberflächentemperatur mit Polynomansatz unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit

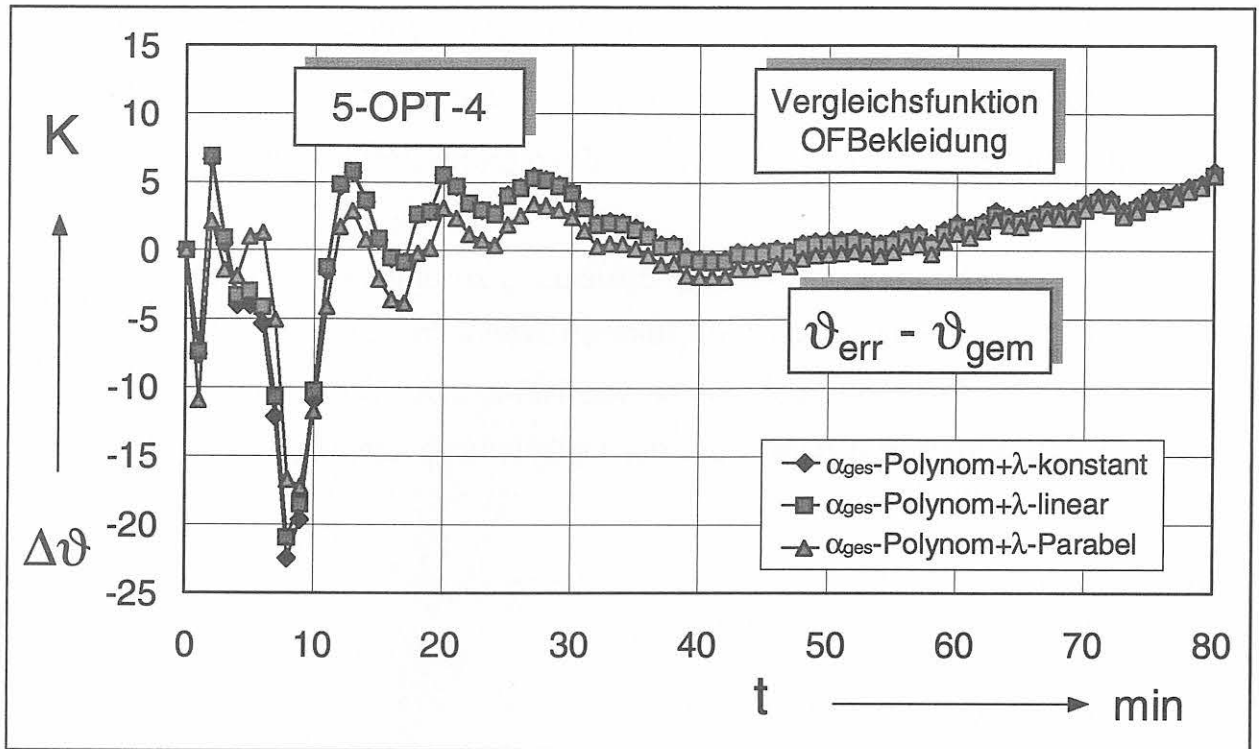


Bild 5.17 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

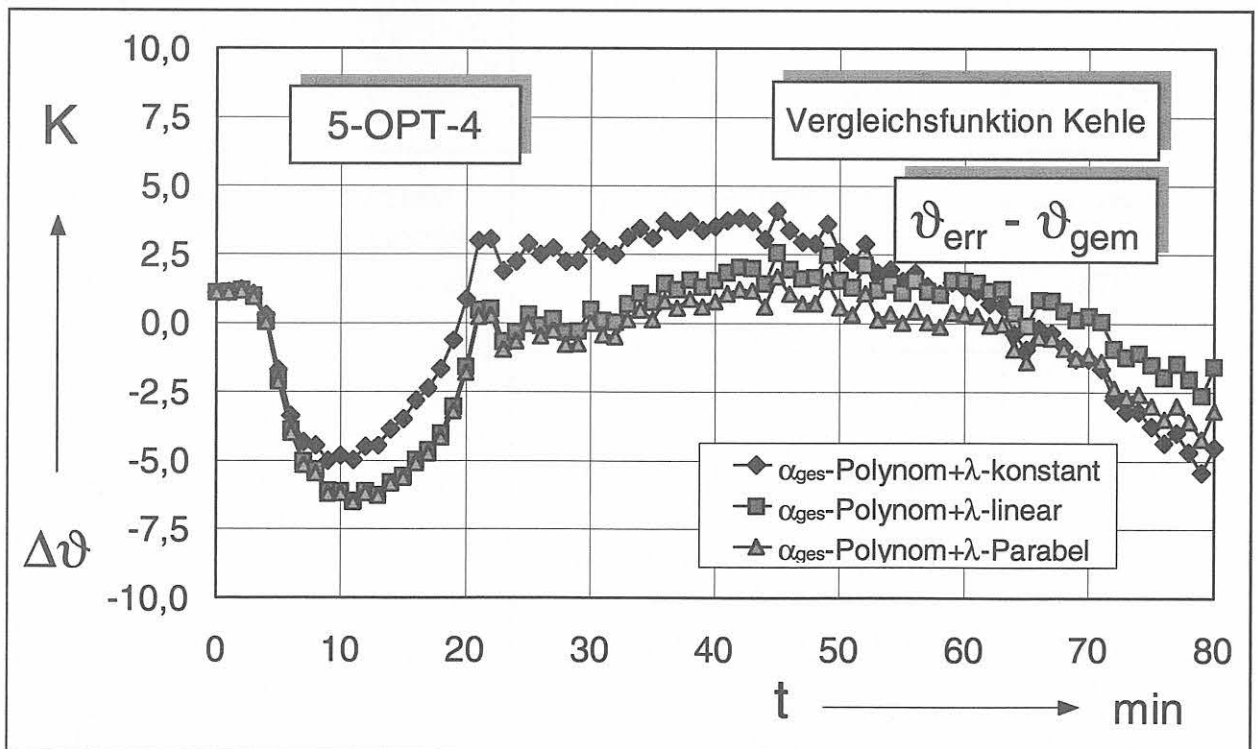


Bild 5.18 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

5.4.5 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten unter Benutzung von einer Vergleichsfunktionen

Die Ableitung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung zusammen mit den beiden Kenngrößen des Wärmeübergangs, dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K und dem resultierenden Emissionskoeffizienten ϵ_{res} , mit nur einer Vergleichsfunktion ist nicht möglich. Die Ursachen sind bereits bei der Optimierungsrechnung 5-OPT-3 diskutiert worden.

Optimierungsschritt 5-OPT-5	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion
5-OPT-5.1	BRK	Kehle
5-OPT-5.2	BRK	Kehle
5-OPT-5.3	BRK	Kehle

Optimierungsschritt 5-OPT-5	Wärmeübergang		Materialkennwerte $\lambda_{Bekleidung}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	α_K	$\epsilon_{ges} * \epsilon_{OFP}$		
	W/(m ² K)	-	W/(mK)	K ²
5-OPT-5.1	nicht möglich!	nicht möglich!	konstant	nicht möglich!
5-OPT-5.2	nicht möglich!	nicht möglich!	linear	nicht möglich!
5-OPT-5.3	nicht möglich!	nicht möglich!	Parabel	nicht möglich!

Tab. 5.10 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-5 mit Berücksichtigung des Wärmeübergangs

5.4.6 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten unter Benutzung von zwei Vergleichsfunktionen

Wie die Optimierungsrechnung 5-OPT-4 zeigt, läßt sich die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung zusammen mit den Kenngrößen des Wärmeübergangs bei Zugrundelegung von zwei Vergleichsfunktionen ermitteln. In der Rechnung 5-OPT-6 werden als Kennwerte des Wärmeübergangs der konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_K und der resultierende Emissionskoeffizient ϵ_{res} ermittelt.

In Tab. 5.11 sind die zu optimierenden Größen und die Randbedingungen des Optimierungsschrittes 5-OPT-6 zusammengestellt.

Optimierungsschritt 5-OPT-6	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen
5-OPT-6.1	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-6.2	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-6.3	BRK	OFP u. Kehle

Optimierungsschritt 5-OPT-6	Wärmeübergang		Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	α_K	$\epsilon_{res} = \epsilon_{ges} * \epsilon_{OFP}$		
	W/(m ² K)	-	W/(mK)	K ²
5-OPT-6.1	38,16	0,52	konstant	105,96
5-OPT-6.2	35,81	0,54	linear	104,22
5-OPT-6.3	36,62	0,53	Parabel	104,87

Tab. 5.11 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschrittes 5-OPT-6 mit Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

Die abgeleiteten Wärmeleitfähigkeiten der einzelnen Optimierungsansätze sind als Funktionen der Temperatur in Tab. 5.12 und in Bild 5.19 dargestellt. Sie entsprechen weitestgehend den Ergebnissen der Optimierungsrechnungen 5-OPT-2 und 5-OPT-4 und stellen eine gute Näherung der Referenzwerte dar.

Aufgrund der geringeren Anzahl optimierbarer Größen bei Ansatz eines konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K und eines resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} ist die Annäherung Messung / Modell nicht so gut. Damit sind die Temperaturdifferenzen zwischen errechneter und gemessener Temperatur an der Oberfläche (Bild 5.20) größer als bei der Optimierungsrechnung 5-OPT-4 mit einem Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} . Speziell in der Anfangsphase treten Temperaturdifferenzen von über 50 K auf. Durch schwer erfaßbare Randbedingungen in der Anfangsphase (Erwärmung der Brandraumwände, schwierige Steuerung der Einheitstemperaturzeitkurve) sind diese hohen Temperaturdifferenzen aber durchaus erklärbar. Die Vergleichsfunktion an der Kehle wird jedoch sehr gut angenähert, vgl. Bild 5.21.

Der für den Wärmeübergang ermittelte konvektive Wärmeübergangskoeffizient α_K und der zugehörige resultierende Emissionskoeffizient ε_{res} sind Tab. 5.11 zu entnehmen.

	5-OPT-6.1 konstant	5-OPT-6.2 linear	5-OPT-6.3 Parabel	Hersteller
ϑ	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,249	0,222	0,230	0,169
100	0,249	0,226	0,232	0,171
200	0,249	0,231	0,235	0,175
300	0,249	0,236	0,238	0,181
400	0,249	0,241	0,242	0,190
500	0,249	0,246	0,246	0,201
600	0,249	0,250	0,250	0,214
700	0,249	0,255	0,255	0,229
800	0,249	0,260	0,260	0,247
900	0,249	0,265	0,266	0,267
1000	0,249	0,270	0,272	0,289

Tab. 5.12 Ergebnisse des Optimierungsschritts 5-OPT-6
Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur

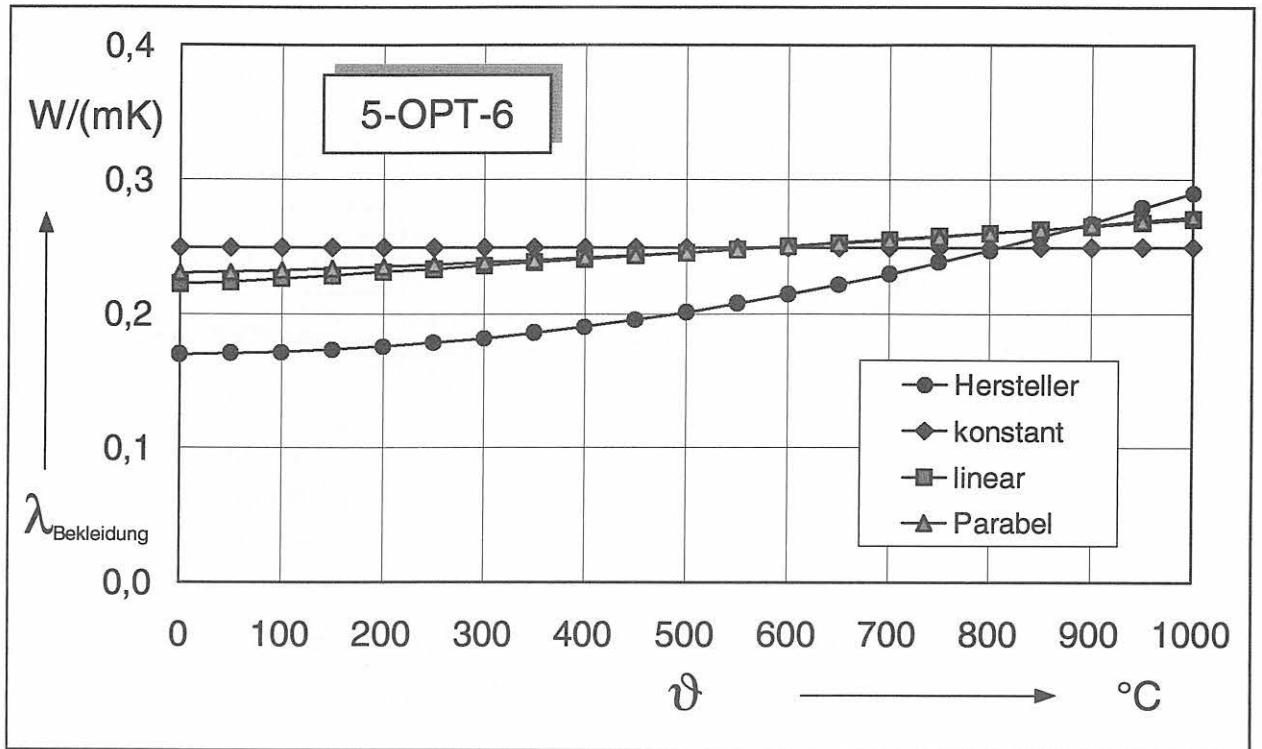


Bild 5.19 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

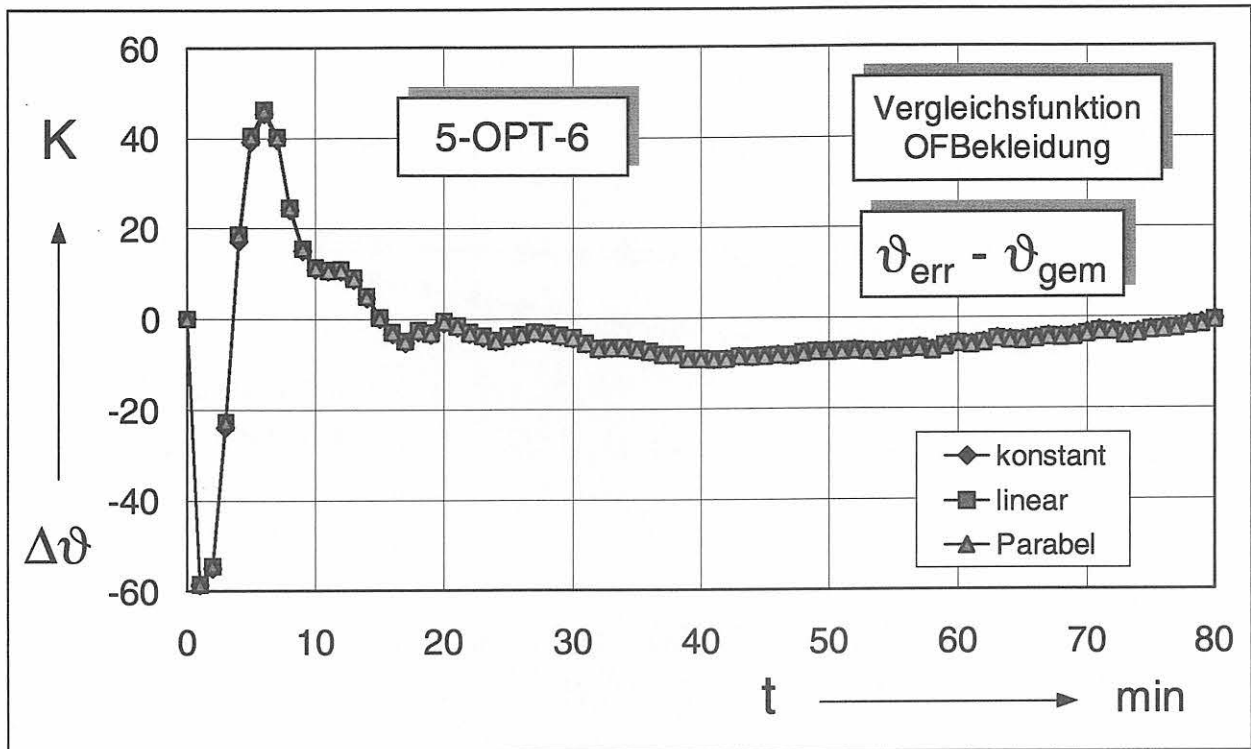


Bild 5.20 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

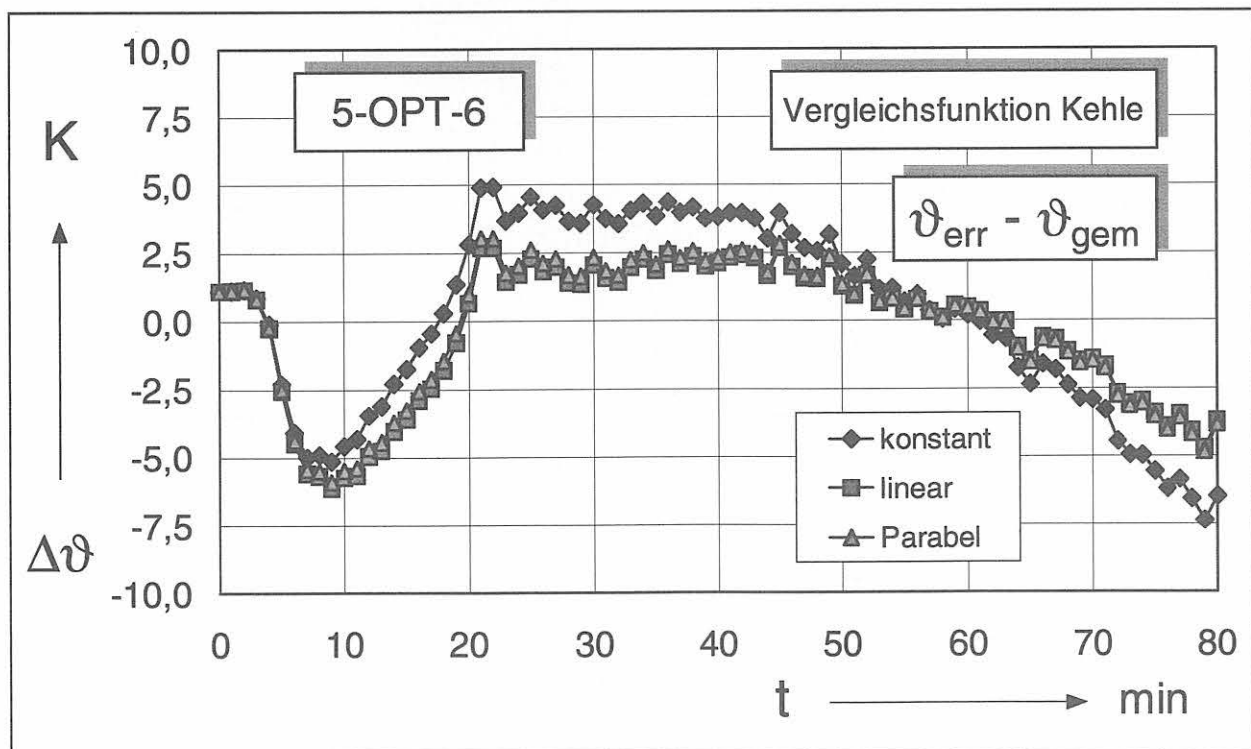


Bild 5.21 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

5.5 Zweidimensionales Modell

5.5.1 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung und des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten

Die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung und der Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} werden in der Optimierungsrechnung 5-OPT-7 am zweidimensionalen Viertelausschnitt der Stütze bei verschiedenen Ansätzen ermittelt. Tab. 5.13 enthält eine Übersicht aller durchgeführten Optimierungsrechnungen, der zu ermittelnden Größen und der Randbedingungen.

Optimierungsschritt 5-OPT-7	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen
5-OPT-7.1	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-7.2	BRK	OFP u. Kehle
5-OPT-7.3	BRK	OFP u. Kehle

Optimierungsschritt 5-OPT-7	Wärmeübergang α_{ges}	Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	W/(m ² K)	W/(mK)	K ²
5-OPT-7.1	Polynom	konstant	14,91
5-OPT-7.2	Polynom	linear	16,56
5-OPT-7.3	Polynom	Parabel	10,66

Tab. 5.13 Zusammenfassung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-7 am zweidimensionalen Modell unter Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

Die Wärmeleitfähigkeitsfunktionen als Ergebnis der Optimierungsrechnung 5-OPT-7 sind in Tab. 5.14 zusammengefaßt und in Bild 5.22 aufgetragen. Die Wärmeleitfähigkeiten mit konstantem und linearem Funktionsansatz sind fast identisch. Die Funktion mit Parabelansatz stellt eine reine „Rechenfunktion“ dar, weil sie durch ihre größere Anzahl an Freiheitsgraden zwar den Temperaturverlauf besser angleicht, jedoch die Wärmeleitfähigkeitsfunktion des Herstellers nicht gut trifft. Allgemein wird die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung des zweidimensionalen Modells etwas kleiner als die des eindimensionalen Modells ermittelt.

Die Temperaturdifferenzen zwischen den errechneten und gemessenen Vergleichsfunktionen sind sehr gering. Dies ist aus den normierten Summen der quadratischen Abweichungen $\Sigma S^2/n$ (Tab. 5.13) und den Bildern 5.24 und 5.25 zu ersehen.

Die Funktionen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur der Bekleidung sind in Bild 5.23 dargestellt. Die Übereinstimmung mit den ermittelten Werten des eindimensionalen Modells ist gut (Bild 5.16).

	5-OPT-7.1 konstant	5-OPT-7.2 linear	5-OPT-7.3 Parabel	Hersteller
ϑ	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung
$^{\circ}\text{C}$	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,225	0,215	0,434	0,169
100	0,225	0,216	0,365	0,171
200	0,225	0,218	0,296	0,175
300	0,225	0,220	0,244	0,181
400	0,225	0,222	0,212	0,190
500	0,225	0,224	0,197	0,201
600	0,225	0,226	0,202	0,214
700	0,225	0,228	0,224	0,229
800	0,225	0,230	0,265	0,247
900	0,225	0,232	0,325	0,267
1000	0,225	0,234	0,403	0,289

Tab. 5.14 Ergebnisse des Optimierungsschritts 5-OPT-7
Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur

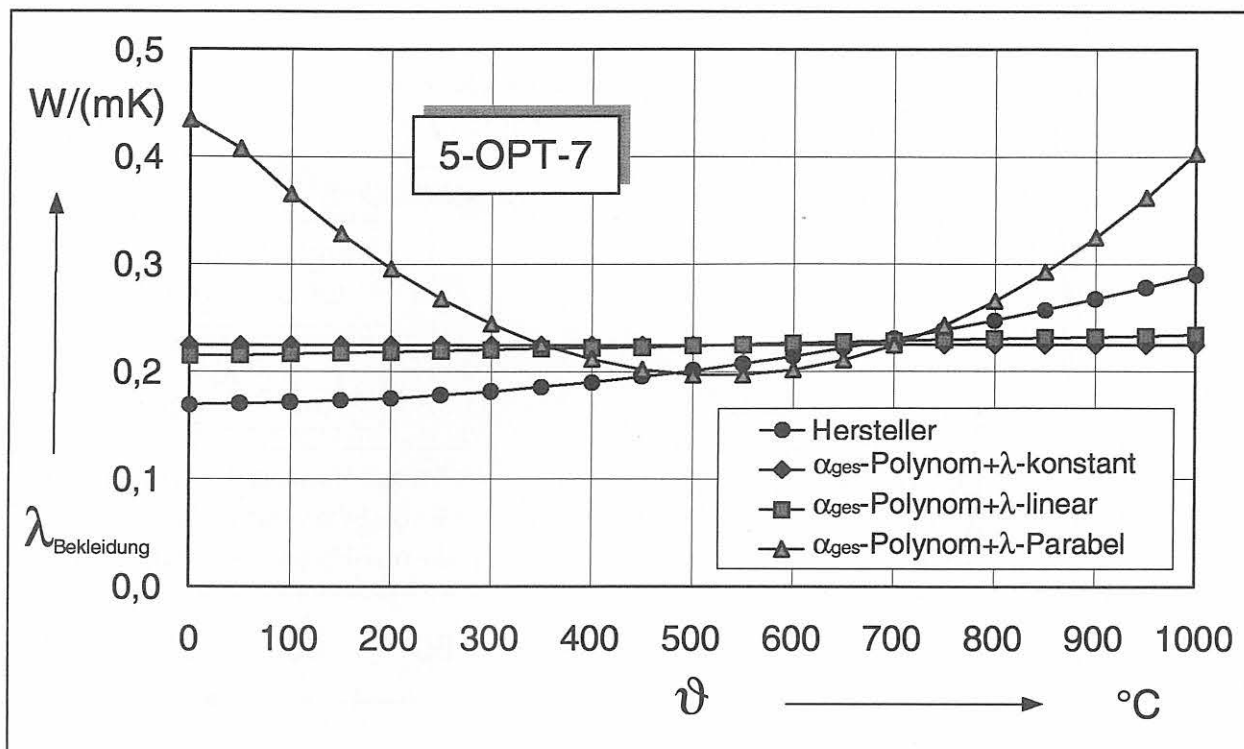


Bild 5.22 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

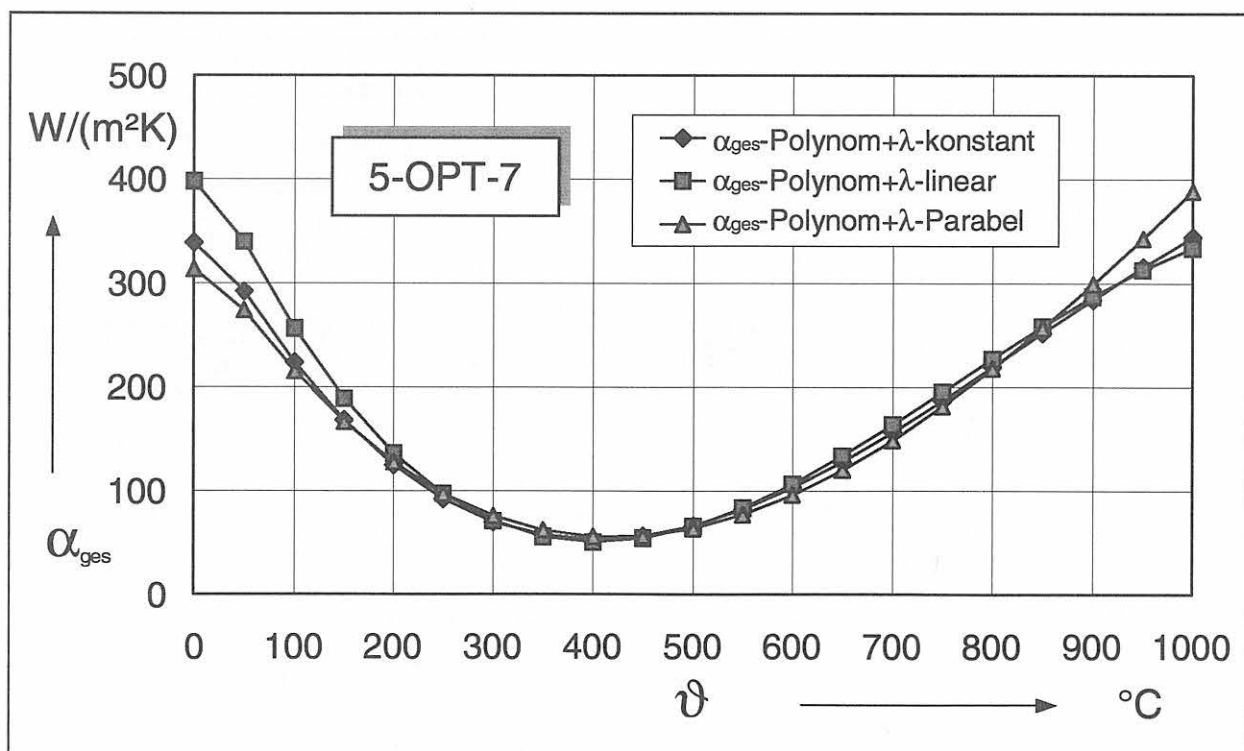


Bild 5.23 Allgemeiner Wärmeübergangskoeffizient als Funktion der Oberflächentemperatur mit Polynomansatz unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit

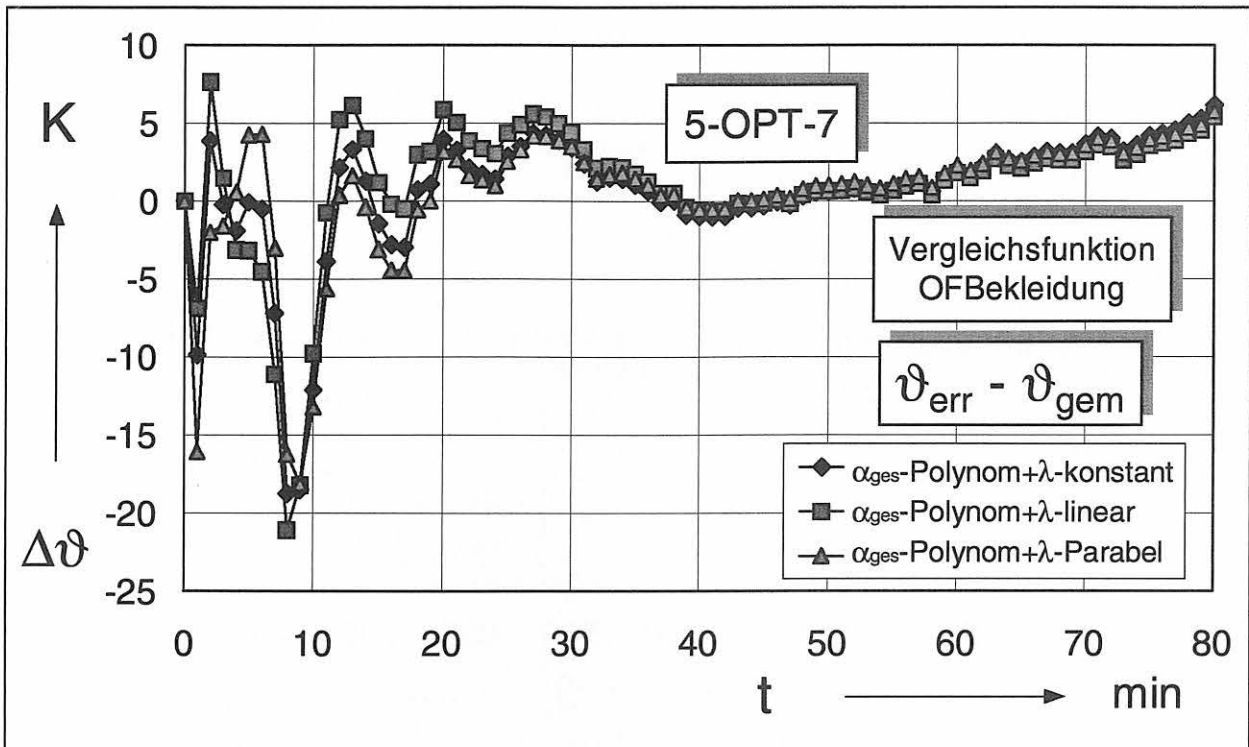


Bild 5.24 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

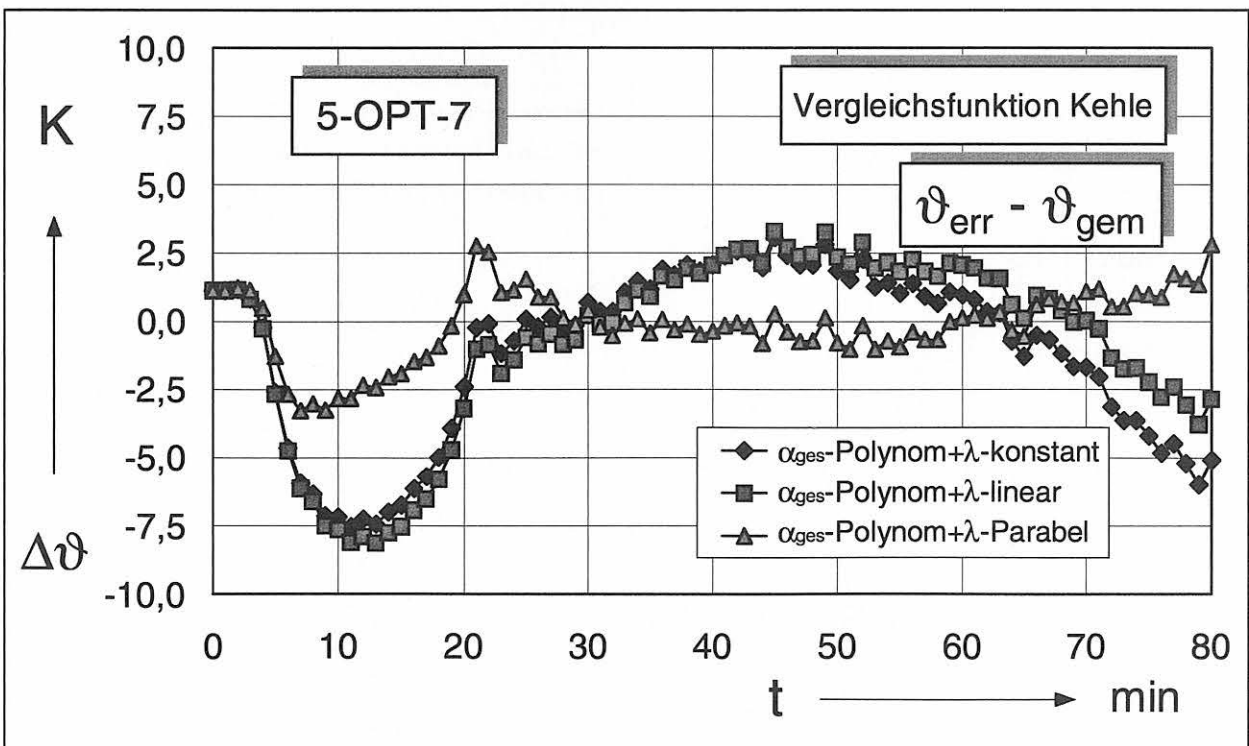


Bild 5.25 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

5.5.2 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung, des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten und des resultierenden Emissionskoeffizienten

In der Optimierungsrechnung 5-OPT-8 wird die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung zusammen mit dem konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten α_K und dem resultierenden Emissionskoeffizienten ε_{res} am zweidimensionalen Modell der bekleideten Stahlstütze ermittelt.

Tab. 5.15 zeigt eine Zusammenstellung der zu optimierenden Größen, der Randbedingungen und eine Übersicht der dabei ermittelten Kennwerte des Wärmeübergangs sowie der errechneten normierten Abweichungen.

Optimierungsschritt 5-OPT-8	Randbedingungen		Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen		
5-OPT-8.1	BRK	OFP u. Kehle	konstant	101,00
5-OPT-8.2	BRK	OFP u. Kehle		
5-OPT-8.3	BRK	OFP u. Kehle		

Optimierungsschritt 5-OPT-8	Wärmeübergang		Materialkennwerte $\lambda_{\text{Bekleidung}}$	Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	α_K	$\varepsilon_{res} = \varepsilon_{ges} * \varepsilon_{OFP}$		
	W/(m ² K)	-	W/(mK)	K ²
5-OPT-8.1	38,17	0,48	konstant	101,00
5-OPT-8.2	37,89	0,49	linear	100,81
5-OPT-8.3	38,02	0,48	Parabel	101,07

Tab. 5.15 Zusammenfassung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 5-OPT-8 am zweidimensionalen Modell unter Berücksichtigung des Wärmeübergangs

Ergebnisse

In Tab. 5.16 sind die ermittelten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung dargestellt. Die Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur sind in Bild 5.26 wiedergegeben. Ähnlich dem eindimensionalen Modell 5-OPT-6 verlaufen die betrachteten Funktionen fast konstant, liegen aber geringfügig unter denen des eindimensionalen Modells.

Die abgeleiteten Kennwerte des Wärmeübergangs enthält Tab. 5.15. Sie entsprechen etwa den Kennwerten des eindimensionalen Modells. Ebenso sind die errechneten normierten Summen der quadratischen Abweichungen $\Sigma S^2/n$ (Tab. 5.15) der einzelnen Optimierungsrechnungen etwa gleich groß wie die des eindimensionalen Modells.

In den Bildern 5.27 und 5.28 sind die Temperaturdifferenzen zwischen den errechneten und den gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufen dargestellt. Die Ursachen für die in den ersten 10 min auftretenden hohen Temperaturdifferenzen an der Oberfläche von fast 60 K wurden bereits bei der Optimierungsrechnung 5-OPT-6 diskutiert.

	5-OPT-8.1 konstant	5-OPT-8.2 linear	5-OPT-8.3 Parabel	Hersteller
ϑ	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,226	0,219	0,230	0,169
100	0,226	0,220	0,231	0,171
200	0,226	0,221	0,231	0,175
300	0,226	0,223	0,230	0,181
400	0,226	0,224	0,229	0,190
500	0,226	0,225	0,228	0,201
600	0,226	0,227	0,226	0,214
700	0,226	0,228	0,223	0,229
800	0,226	0,229	0,219	0,247
900	0,226	0,231	0,215	0,267
1000	0,226	0,232	0,211	0,289

Tab. 5.16 Ergebnisse des Optimierungsschritts 5-OPT-8
Wärmeleitfähigkeiten als Funktion der Temperatur

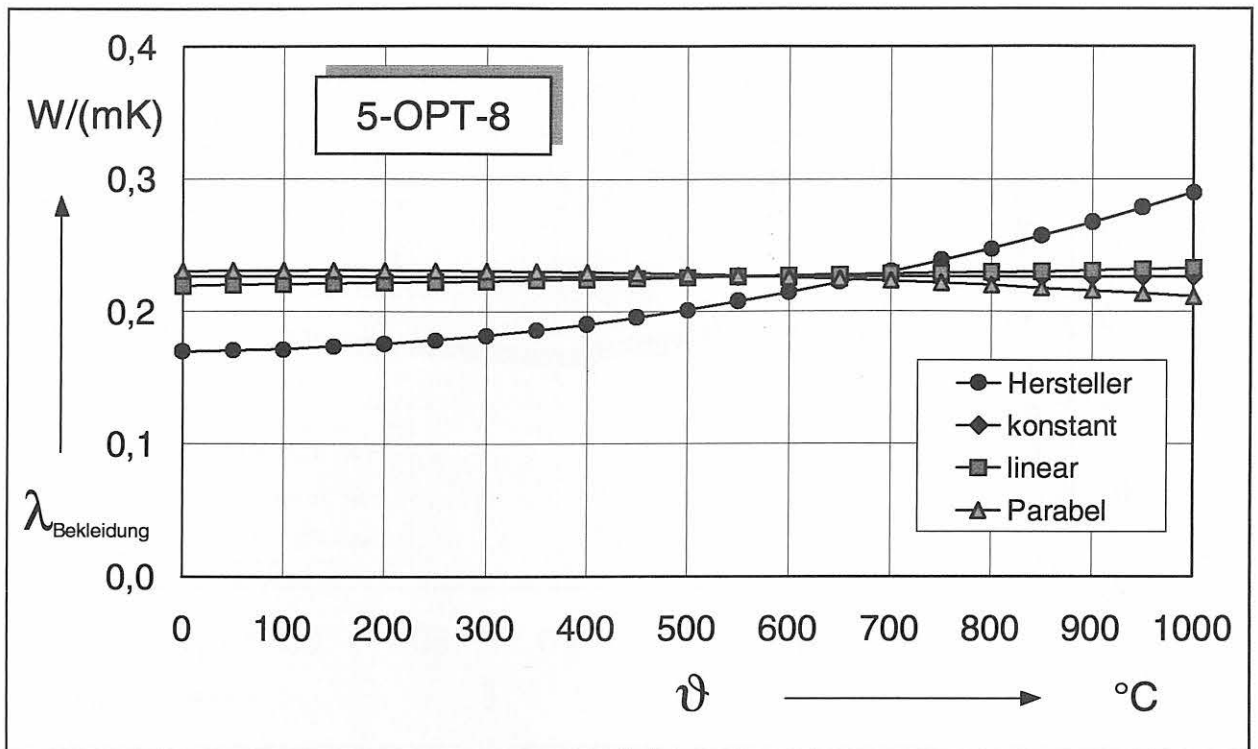


Bild 5.26 Unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

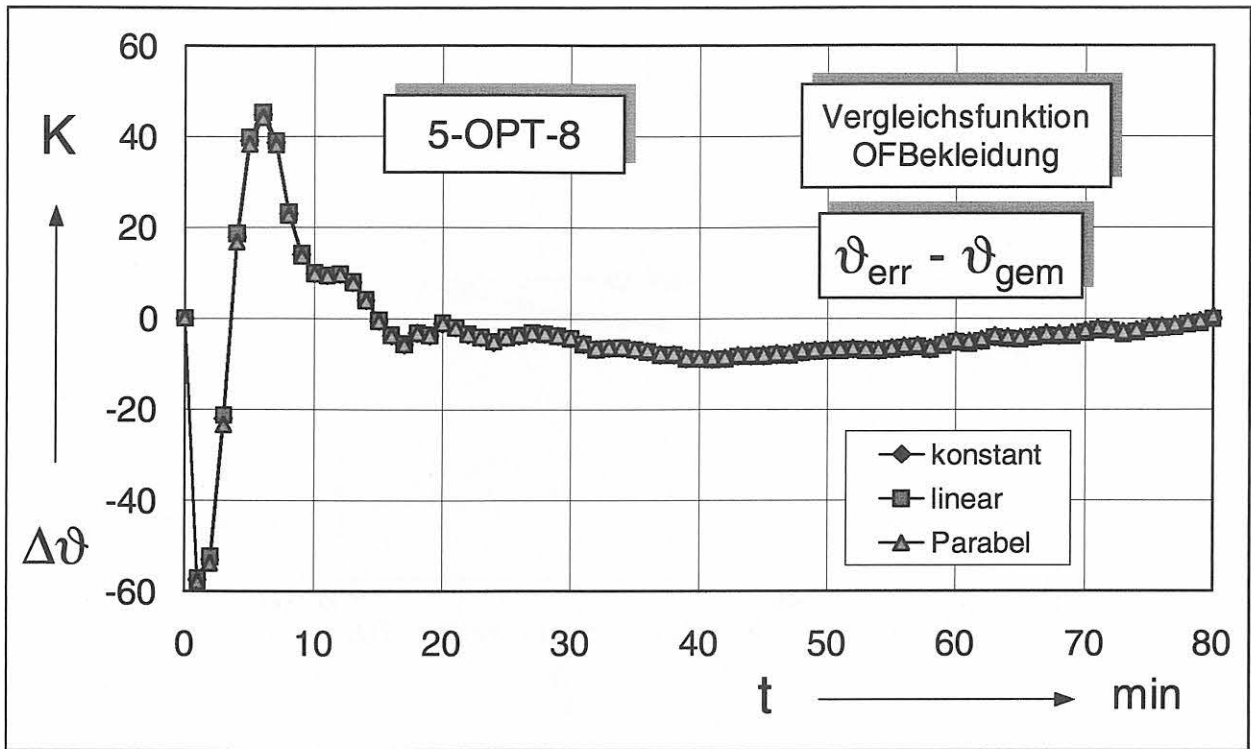


Bild 5.27 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

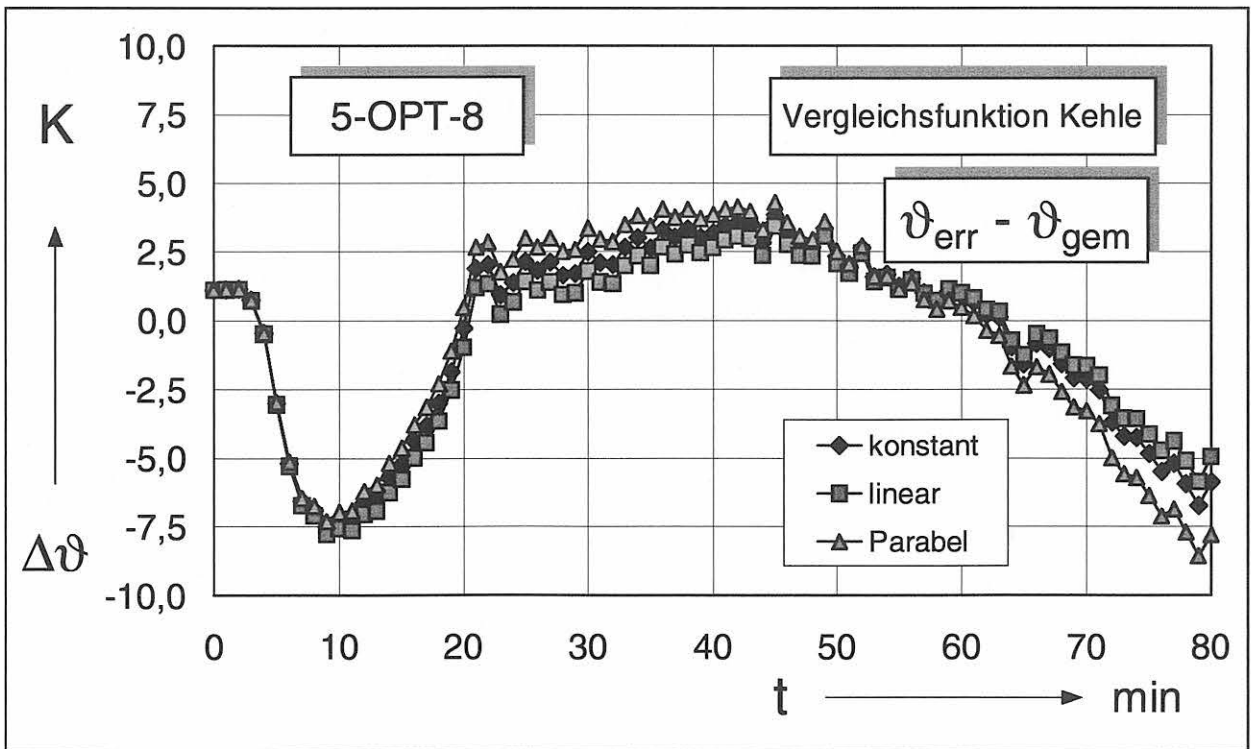


Bild 5.28 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ der Vergleichsfunktion Kehle bei der Optimierung mit einem konstanten, linearen und parabelförmigen Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung

6 Ableitung von Kennwerten der Bekleidung und des Wärmeübergangs aus Brandprüfungen an bekleideten Stahlstützen unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Bei der Erwärmung bekleideter Stahlstützen hat die in der Bekleidung enthaltene Feuchtigkeit einen großen Einfluß. Durch Verdampfungsvorgänge wird ein Teil der zugeführten Wärmeenergie aufgebraucht und steht nicht zur weiteren Erwärmung des Bauteils zur Verfügung. Daher kommt es zu einem verzögerten Temperaturanstieg. Deutlich erkennt man diese Verdampfungsvorgänge an einem mehr oder weniger ausgeprägten Haltepunkt der Meßstellen am Stahlprofil oder in der Bekleidung bei Temperaturen um 100°C.

Je größer der in der Bekleidung enthaltene Feuchtegehalt ist, desto ausgeprägter verlaufen die Haltepunkte und um so größer wird die Feuerwiderstandsdauer der bekleideten Stahlstützen. Somit ist die Berücksichtigung des Feuchtegehalts in Bekleidungen von großem Interesse. Ziel dieses Kapitels ist die Ableitung von Kennwerten der Bekleidung und des Wärmeübergangs unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers.

6.1 Erläuterungen zu der durchgeführten Brandprüfung

Aus den vier, im neuen Brandprüföfen für Stützen der BAM geprüften, bekleideten Stahlstützen, vgl. Kapitel 5, wird für die folgenden Untersuchungen die Brandprüfung an Stütze „B“ ausgewählt (Pan, Schriever, Bock, Korzen, 1997). Als Stütze „B“ wurde eine IPE 220-Stahlstütze mit 2,0 cm + 1,5 cm dicker Calcium-Silikat-Bekleidung (Promatect-H) unter Normbrandbedingungen geprüft. Die Abmessungen und die Temperaturmeßstellen sind in Bild 6.1 dargestellt. Auch bei dieser bekleideten Stahlstütze war ein 5 mm dicker Luftspalt zwischen dem Stahlprofil und der Bekleidung vorhanden, um die Temperaturmessung an der Außenseite der Stahlflansche zu ermöglichen. Bei den rechnerischen Untersuchungen sollte dieser nicht praxisrelevante Luftspalt noch zu erheblichen Problemen führen.

Bild 6.2 zeigt die gemessene Temperatur-Zeit-Kurve innerhalb der ersten 45 min an der Kehle der Stahlstütze „B“. Man erkennt den deutlich ausgeprägten Haltepunkt der Tem

peratur-Zeit-Kurve. Deshalb soll diese Stütze hier auch als Beispiel dienen. Die Zeitdauer des Haltepunktes bei 93°C beträgt hier ungefähr 10 min. Der Wert von 93°C statt von 100°C ist dabei auf den Einfluß des Luftspalts zwischen Flansch der Stahlstütze und Innenoberfläche der Bekleidung zurückzuführen. Der ausgeprägte Haltepunkt macht deutlich, daß der Feuchtegehalt die Erwärmung des Stahlprofils stark beeinflusst. Zum Zeitpunkt der Brandprüfung wurde an Referenzplatten der Feuchtegehalt der Bekleidung bestimmt. Dabei wurde für die Stütze „B“ ein massebezogener, mittlerer Feuchtegehalt u_m in den beiden Platten von ca. 3,5 M.-% ermittelt.

Analog zu Stütze „D“ in Kapitel 5 werden folgende in Brandraummitte gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe für die Berechnung herangezogen (s. Bild 6.3):

- der Mittelwert aus den Brandraumtemperaturen BR₃ und BR₄, im folgenden mit BRK bezeichnet, als Brandbeanspruchung,
- der Temperatur-Zeit-Verlauf an der Bekleidungsoberfläche (Meßstelle P₀), im folgenden mit OFP bezeichnet, als Vergleichsfunktion oder als Randbedingung der eindimensionalen Modelle
- und der Temperatur-Zeit-Verlauf an der Profilkehle (Meßstelle 9) als Vergleichsfunktion.

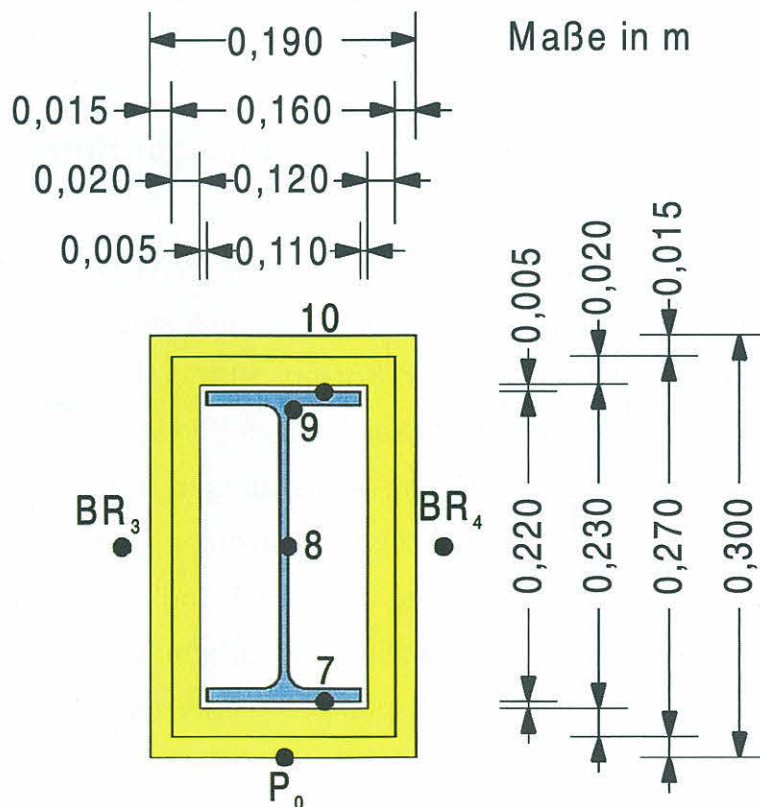


Bild 6.1 Abmessungen und Meßstellen der untersuchten Stütze „B“

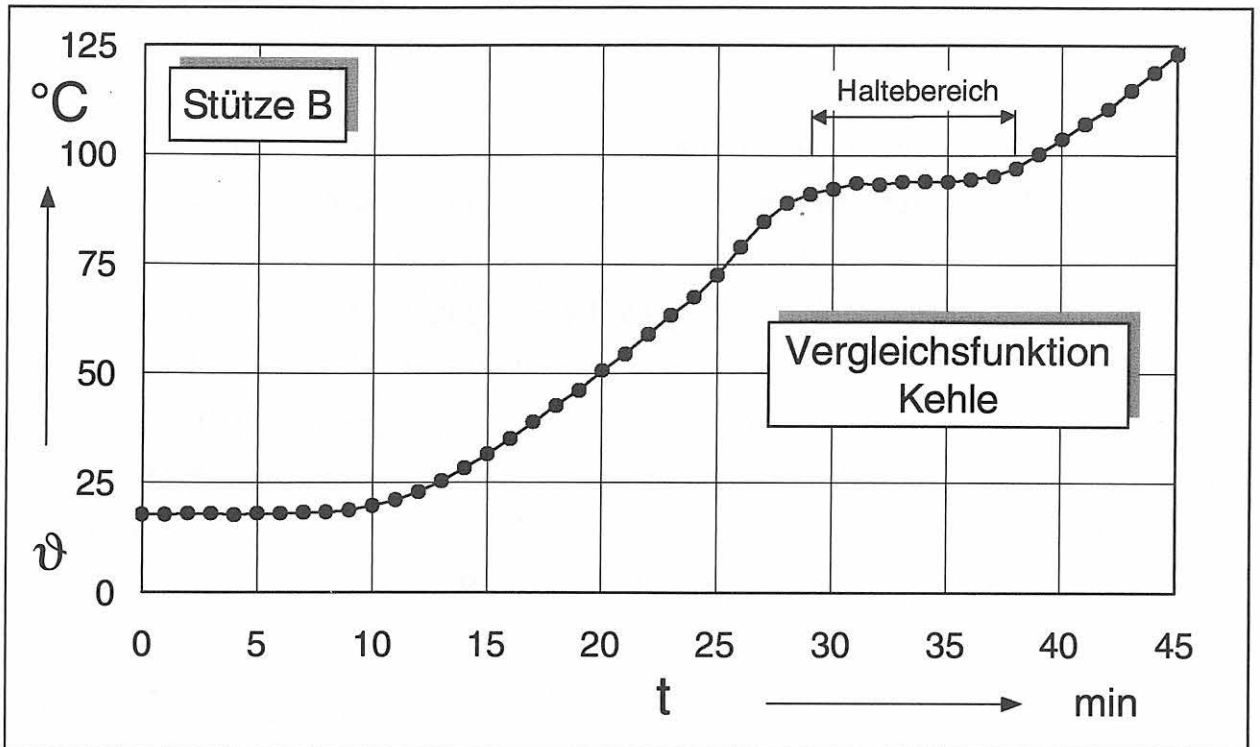


Bild 6.2 Gemessener Temperatur-Zeit-Verlauf der Stütze „B“ an der Kehle im Zeitintervall von 0 - 45 min

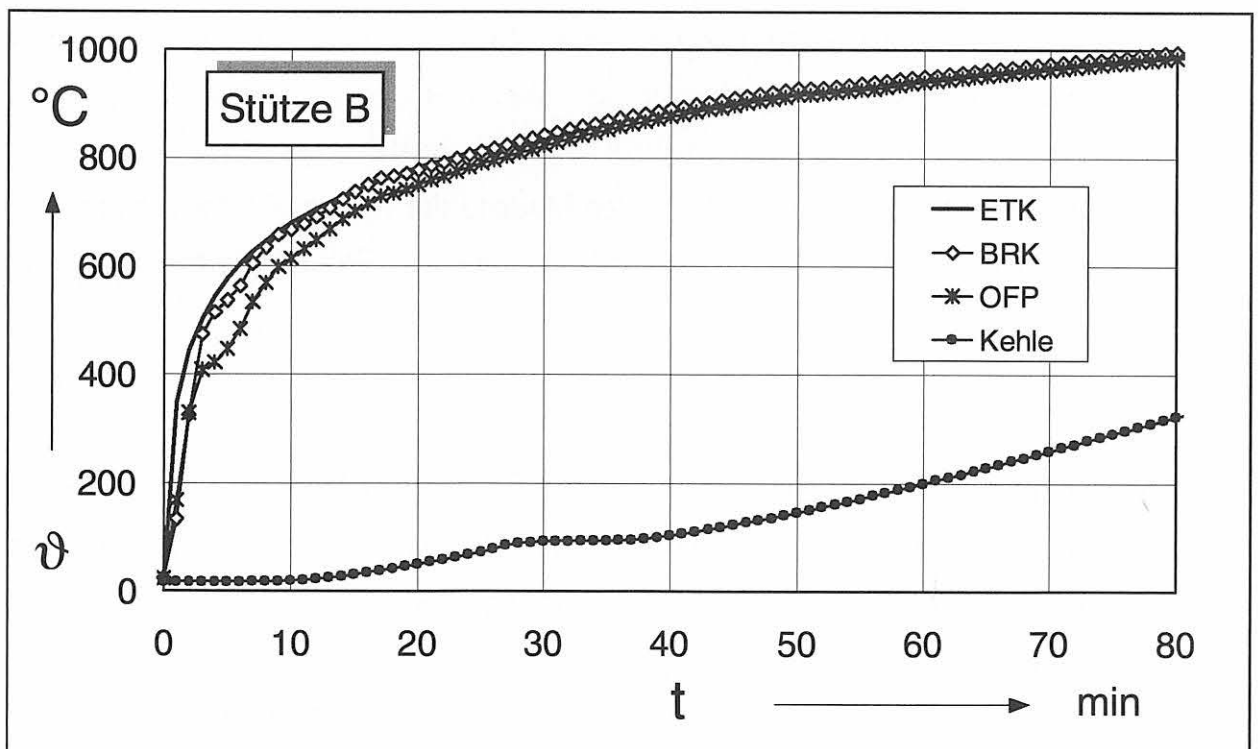


Bild 6.3 Bei den Optimierungsrechnungen verwendete Temperatur-Zeit-Verläufe für Stütze „B“:
 ETK nach ISO 834 mit der Anfangstemperatur $\vartheta_0 = 20 \text{ °C}$ als Referenzkurve für die Brandraumtemperatur, gemessener Temperaturverlauf im Brandraum BRK, an der Bekleidungsoberfläche OFP und an der Profilkehle

6.2 Vorgehensweise

Wie in den Kapiteln 4 und 5 werden die thermischen Kennwerte unter Reduktion des Erwärmungsproblems auf den *eindimensionalen Fall* und anschließend für den *zweidimensionalen Fall* abgeleitet. Hier zeigten sich die großen Vorteile des eindimensionalen Modells. Die Berücksichtigung des Feuchtegehalts führt nämlich zu einer drastischen Erhöhung der Rechenzeit. Das eindimensionale Modell mit 37 Knoten (35 Dreieckselemente) weist im Gegensatz zum zweidimensionalen Viertelausschnitt mit 485 Knoten (924 Dreieckselemente) wesentlich kürzere Rechenzeiten auf. Da sich die Wahl des richtigen Modells für die Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Feuchtegehalts als schwierig erweist, sind Untersuchungen am eindimensionalen Modell sehr hilfreich.

So bereitet der 5 mm dicke Luftspalt zwischen Außenoberfläche der Flansche und Innenoberfläche der Bekleidung größere Probleme. Der durch Verdampfungsvorgänge bedingte Haltepunkt des Temperatur-Zeit-Verlaufs kann zwar in der Bekleidung ermittelt werden, wirkt sich jedoch wegen der Luftschicht nicht auf die Stahloberflächentemperatur aus. Die daraus resultierenden hohen Temperaturabweichungen zwischen dem gemessenen Temperatur-Zeit-Verlauf mit Haltepunkt und dem errechneten Temperatur-Zeit-Verlauf ohne Haltepunkt lassen diesen Ansatz ungeeignet erscheinen. Daher wird für die ein- und zweidimensionalen Modelle der Stütze „B“ der 5 mm dicke Luftspalt vernachlässigt, er muß aber bei der Diskussion der Ergebnisse berücksichtigt werden.

6.2.1 Elementierung der Modelle

Die Elementierung der *eindimensionalen Modelle* erfolgt nach Bild 6.4, aus dem auch die einzelnen Abmessungen hervorgehen. Lediglich einzelne weitere Variationen werden bei den jeweiligen Optimierungsrechnungen dargestellt. Der Profilkfaktor $A/U = 5,06$ mm bestimmt die Dicke der „Ersatzstahlplatte“, die nicht weiter unterteilt wird. Die Bekleidung wird insgesamt in 16 Schichten unterteilt, die 2 cm dicke Dämmplatte in 10 Schichten und die 1,5 cm dicke Dämmplatte in 6 Schichten.

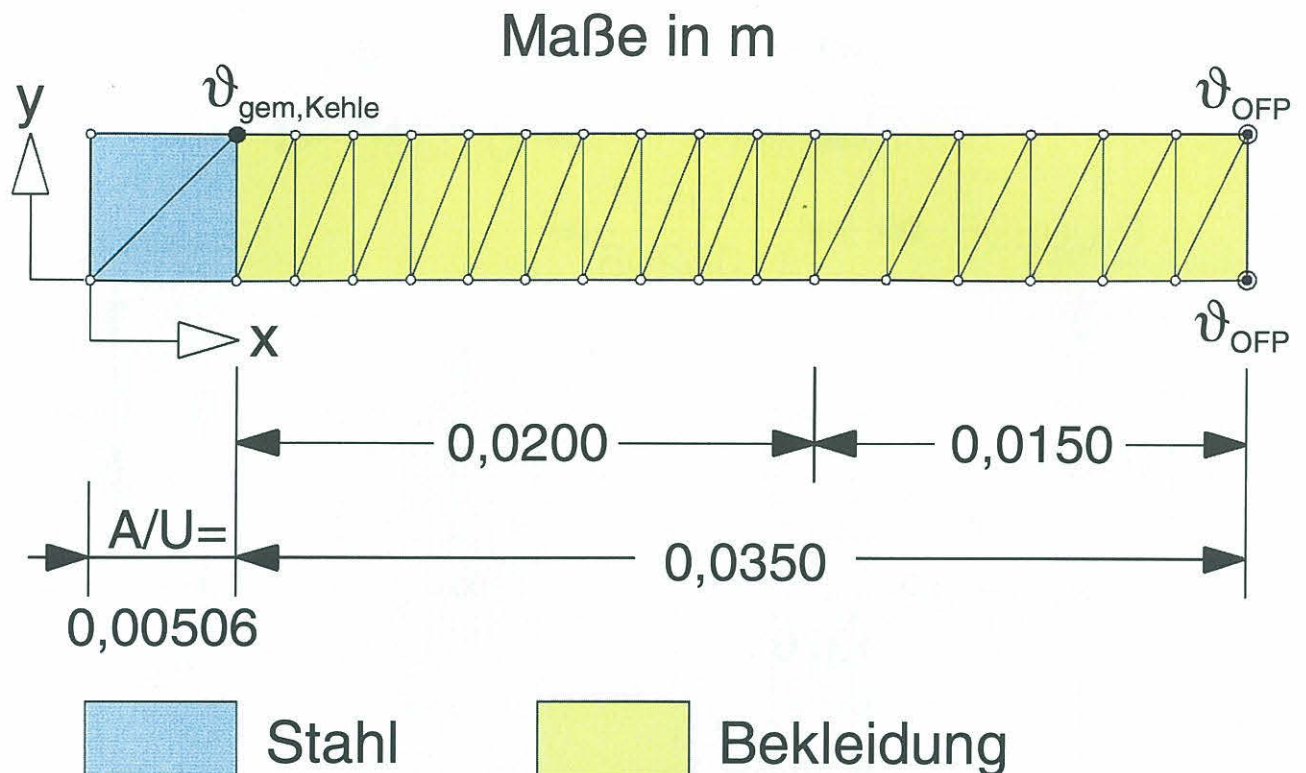


Bild 6.4 Elementierung der eindimensionalen Modelle mit Dreieckselementen

Die Elementierung des *zweidimensionalen Modells* zeigt Bild 6.5. Unter Ausnutzung der Symmetrieverhältnisse kann der Berechnung der zweidimensionalen Modelle ein Viertelausschnitt zugrundegelegt werden. Die Schichteneinteilung des zweidimensionalen Modells entspricht der des eindimensionalen Modells. Auch hier wird der 5 mm dicke Luftspalt vernachlässigt. Der Lufthohlraum zwischen dem Steg, den Innenseiten der Flansche und der Innenoberfläche der Bekleidung muß jedoch berücksichtigt werden.

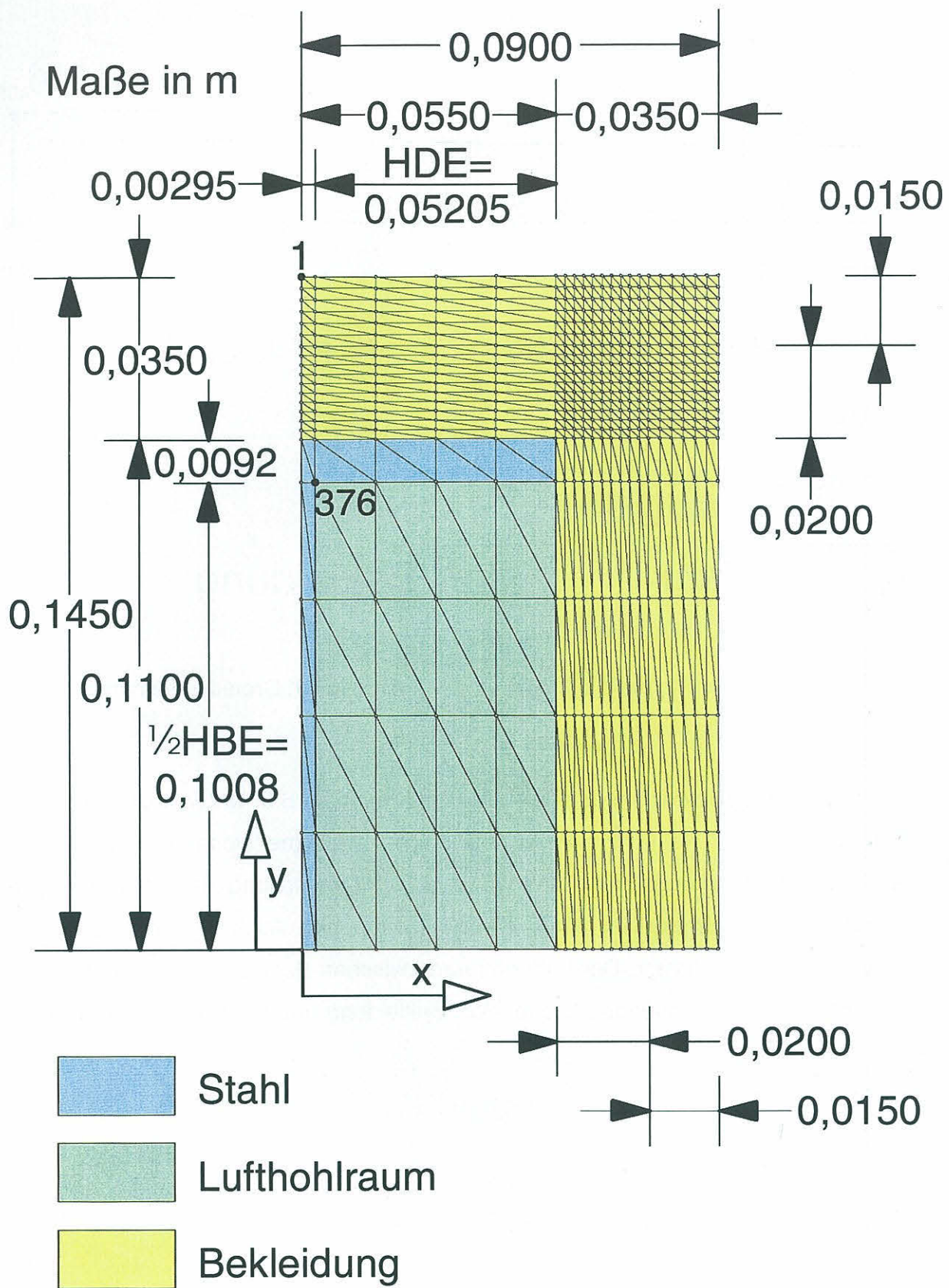


Bild 6.5

Elementierung des zweidimensionalen Modells mit Dreieckselementen

6.2.2 Zu ermittelnde Kenngrößen

Bei der bekleideten Stahlstütze „B“ soll die Ableitung der thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung zusammen mit den thermischen Kennwerten des Brandraum-Wärmeübergangs unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers erfolgen. Für die Berücksichtigung des Feuchtegehalts gibt es zwei mögliche Betrachtungsweisen. In der am ein- und zweidimensionalen Modell durchgeführten ersten Optimierungsrechnung wird die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung *ohne direkte Berücksichtigung* des Feuchtegehalts ermittelt, d.h. die Wärmeleitfähigkeit wird wie für eine „trockene“ Bekleidung ermittelt, enthält aber implizit den Feuchtegehalt der Bekleidung. Dies geschieht, indem die Optimierungsrechnung den Temperatur-Zeit-Verlauf der Messung im feuchten Zustand als Vergleichsfunktion anzunähern versucht. Da durch die Feuchtigkeit die Erwärmung des Stahlprofils verzögert wird, fällt die Wärmeleitfähigkeit etwas geringer aus. Bei dieser impliziten Feuchteberücksichtigung gibt es wiederum zwei mögliche Modelle. In der jeweils ersten Optimierungsrechnung bei den ein- und zweidimensionalen Modellen wird die Wärmeleitfähigkeit über den gesamten Temperaturbereich von 0°C bis 1000°C ermittelt. Dabei wird nicht berücksichtigt, daß die Feuchte eigentlich nur den Temperaturbereich von 0°C bis 100°C beeinflusst und dann verdampft.

In der am eindimensionalen Modell durchgeführten zweiten Optimierungsrechnung wird die Wärmeleitfähigkeit für die beiden Temperaturbereiche – Phase 0 und Phase 1 – separat ermittelt. Die *Phase 0* erstreckt sich über den Temperaturbereich 0°C bis 100°C. Die für diese Phase ermittelte Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt also das in der Bekleidung enthaltene Wasser durch eine höhere Wärmeleitfähigkeit. Die für die *Phase 1*, Temperaturbereich von 100°C bis 1000°C, ermittelte Wärmeleitfähigkeit gilt dagegen für die bereits trockene Bekleidung.

In den weiteren Optimierungsrechnungen wird der Feuchtegehalt der Bekleidung außer durch Ansatz oder Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit in Phase 0 *direkt* durch Verdampfung des in der Bekleidung vorhandenen Wassers berücksichtigt (*explizite Berücksichtigung*).

Eindimensionale Modelle

An den eindimensionalen Modellen wird die Vorgehensweise bei der richtigen Wahl des Optimierungsmodells erläutert. Da für bekleidete Stahlstützen bereits in Kapitel 5

gezeigt wurde, daß das eindimensionale Modell mit der Oberflächentemperatur der Bekleidung als Randbedingung die besten Ergebnisse liefert, wird hier für die weiteren Untersuchungen der eindimensionalen Modelle nur noch diese Randbedingung angenommen. Auch auf die Ermittlung der Wärmeübergangsgrößen im Brandraum wird bei den eindimensionalen Modellen verzichtet. Wie bereits in Kapitel 5 gezeigt, funktioniert die Ableitung der Wärmeübergangsgrößen anhand einer Vergleichsfunktion an der Bauteiloberfläche gut. Die dadurch ermittelten Oberflächentemperaturen stellen eine sehr gute Näherung der gemessenen Temperatur-Zeit-Funktion dar. Für die weiteren Untersuchungen ist es also unerheblich, ob die gemessene oder die errechnete Temperatur-Zeit-Funktion an der Oberfläche angesetzt wird.

Folgende in Tab. 6.1 zusammengefaßte Optimierungsrechnungen werden an dem eindimensionalen Modell durchgeführt:

- 6-OPT-1 und 6-OPT-2 zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung mit einer impliziten Berücksichtigung der Feuchte,
- 6-OPT-3 zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit für die „feuchte“ Phase 0 und für die „trockene“ Phase 1 sowie des in der Bekleidung enthaltenen Feuchtegehalts,
- 6-OPT-4 zur Ermittlung nur des Feuchtegehalts, wobei für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung die Werte des Herstellers angesetzt werden; zusätzlich wird die örtliche Verteilung der Feuchte in der Bekleidung variiert,
- 6-OPT-5 zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung im trockenen Zustand unter Zugrundelegung der Herstellerangaben der Bekleidung im feuchten Zustand und des gemessenen Feuchtegehalts.

Die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung wird für die Phase 0 immer als Konstante optimiert. Wie bereits erwähnt, erstreckt sich die Phase 0 nur über den Temperaturbereich von 0°C bis 100°C. In diesem kurzen Temperaturintervall genügt ein Ansatz der Wärmeleitfähigkeit als Konstante. Bei der anschließenden Phase 1 für Temperaturen von 100°C bis 1000 °C werden unterschiedliche Funktionsansätze untersucht. Es werden bei Phase 1 für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung ein Konstanten-Ansatz, ein temperaturabhängiger linearer Ansatz und ein temperaturabhängiger Parabelansatz gewählt.

Optimierungsrechnung	Randbedingungen		Optimierungsgrößen		
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	Materialkennwerte	Feuchtegehalt	Materialkennwerte
6-OPT-1	OFP an der Bekleidungs- oberfläche	Kehle	λ Bekleidung - konstant - linear - Parabel	implizit	
6-OPT-2	OFP an der Bekleidungs- oberfläche	Kehle	λ Phase 0 - konstant	implizit	λ Phase 1 - konstant - linear - Parabel
6-OPT-3	OFP an der Bekleidungs- oberfläche	Kehle	λ Phase 0 - konstant	u_m - konstant	λ Phase 1 - konstant - linear - Parabel
6-OPT-4	OFP an der Bekleidungs- oberfläche	Kehle	λ Phase 0 Hersteller	u_m - konstant	λ Phase 1 Hersteller
6-OPT-5	OFP an der Bekleidungs- oberfläche	Kehle	λ feucht Hersteller	u_m 3,50 M.-%	λ trocken - konstant - linear - Parabel

Tab. 6.1 Zusammenstellung der Optimierungsrechnungen am eindimensionalen Modell zur Ableitung thermischer Stoffeigenschaften der Bekleidung unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Zweidimensionales Modell

Anhand des zweidimensionalen Modells wird der Einfluß der wirklichkeitsnahen Modellierung auf die Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit untersucht. Dazu werden die Rechnungen 6-OPT-1 und 6-OPT-5 am eindimensionalen Modell auch am zweidimensionalen Viertelausschnitt ausgeführt. Dabei wird der Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung ermittelt, da so die Wärmeübergangsverhältnisse im Brandraum und damit die Oberflächentemperaturen am besten angenähert werden.

Folgende Optimierungsrechnungen am zweidimensionalen Modell werden im weiteren durchgeführt, Tab. 6.2:

- 6-OPT-6 zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung mit impliziter Berücksichtigung der Feuchte,
- 6-OPT-7 zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung im trocken Zustand unter Zugrundelegung der Herstellerangaben der Bekleidung im feuchten Zustand und des gemessenen Feuchtegehalts.

Optimierungsrechnung	Randbedingungen		Optimierungsgrößen		
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen	Materialkennwerte	Feuchtegehalt	Materialkennwerte
6-OPT-6	BRK im Brandraum	OFP und Kehle	λ Bekleidung - konstant - linear - Parabel	implizit	
6-OPT-7	BRK im Brandraum	OFP und Kehle	λ feucht Hersteller	u_m 3,50 M.-%	λ trocken - konstant - linear - Parabel

Tab. 6.2 Zusammenstellung der Optimierungsrechnungen am zweidimensionalen Modell zur Ableitung thermischer Stoffeigenschaften der Bekleidung und der thermischen Kenngrößen des Wärmeübergangs unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

6.3 Allgemeine Annahmen

Für die Optimierungsrechnungen an der Stütze „B“ stehen folgende *Brandbeanspruchungen* zur Verfügung (Bild 6.3):

- für die eindimensionalen Modelle wird die gemessene Temperatur-Zeit-Kurve an der Bekleidungsoberfläche OFP ohne explizite Berücksichtigung des Wärmeübergangs im Brandraum als Randbedingung angesetzt,
- für die zweidimensionalen Modelle wird die gemessene Temperatur-Zeit-Kurve des Brandraumes BRK als Randbedingung im Brandraum berücksichtigt.

Die *thermischen Stoffeigenschaften des Stahls* werden entsprechend Eurocode 3 Teil 2.1 angenommen. Sie wurden bereits in Kapitel 4 dargestellt.

Die vom Hersteller angegebenen *thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung im trockenen Zustand* gehen aus Kapitel 5 hervor. Bei den Optimierungsrechnungen an der Stütze „B“ dient die vom Hersteller angegebene Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung vor allem als Referenzwert, wird aber auch direkt als bekannte Stoffeigenschaft für einzelne Optimierungsrechnungen verwendet.

Wie bereits erwähnt, wurde für die Bekleidung meßtechnisch eine *mittlere massebezogene Feuchtigkeit* u_m von 3,5 M.-% ermittelt. Dieser Wert dient entweder als Referenzwert, oder wird bei den Optimierungsrechnungen als bekannt vorausgesetzt.

Aus Bild 6.5 geht hervor, daß zwischen dem Steg, den Flanschinnenseiten und der Innenoberfläche der Bekleidung ein *Lufthohlraum* existiert. Entsprechend Kapitel 5 wird der Wärmetransport infolge Wärmeleitung, Konvektion und Strahlung in Lufthohlräumen durch eine äquivalente Wärmeleitfähigkeit, die eine Funktion der Mitteltemperatur des Hohlraums ist, berücksichtigt. Die spezifische Wärmekapazität und die Dichte der Luft als Funktion der Temperatur sind den Bildern 5.9 und 5.10 zu entnehmen (Raznjevic, 1976).

Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit für den Lufthohlraum (Bild 6.6) wird mit dem Programm LAMLKS (Müller, Rudolphi, 1989) als Funktion der Mitteltemperatur unter Zugrundelegung folgender Randbedingungen ermittelt:

Hohlraumgeometrie (s. Bild 6.5)

- Hohlraumbreite HBE = 0,2016 m
- Hohlraumdicke HDE = 0,0520 m
- Hohlraumhöhe HHE = 3,0000 m

Temperaturdifferenz zwischen Bekleidung und Stegoberfläche

- $\Delta\vartheta = 50 \text{ K}$

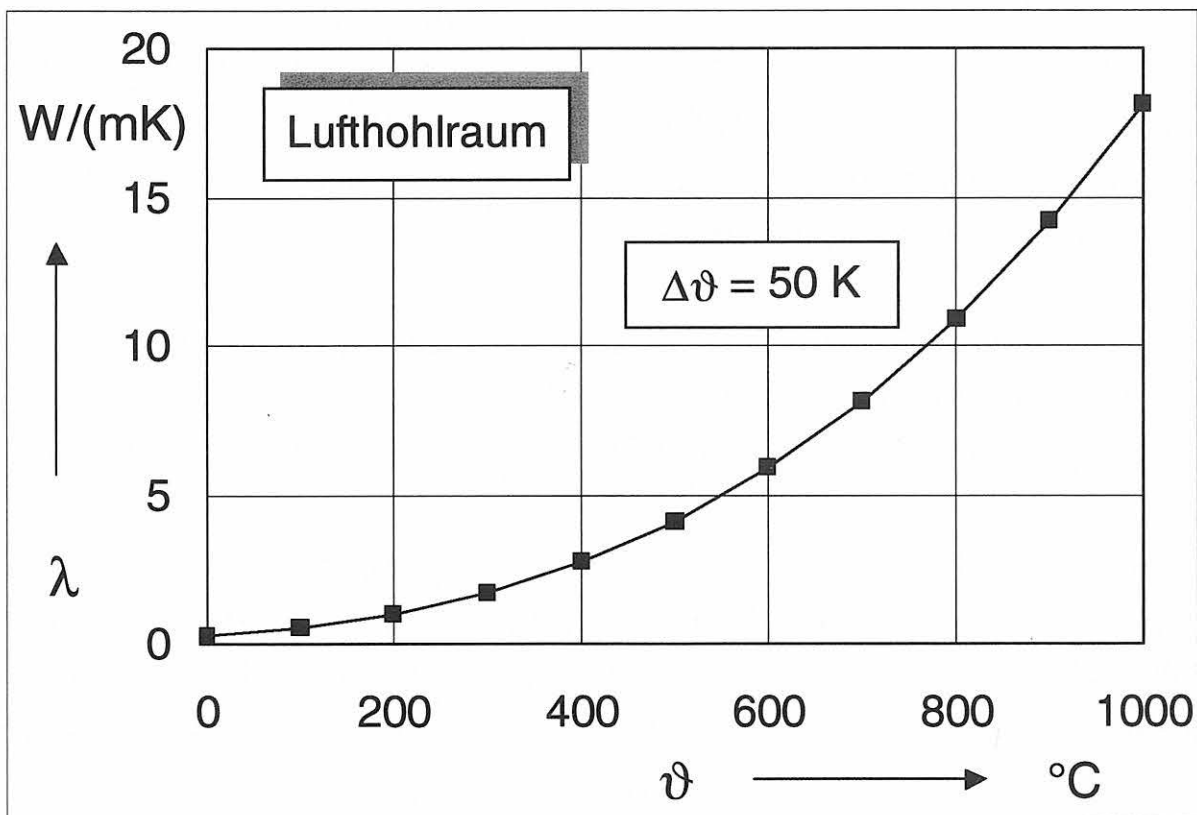


Bild 6.6 Äquivalente Wärmeleitfähigkeit des Lufthohlraums als Funktion der Mitteltemperatur zwischen Innenoberfläche der Bekleidung und Oberfläche des Steges

6.4 Reduktion des Erwärmungsproblems auf den eindimensionalen Fall

6.4.1 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter impliziter Feuchteberücksichtigung

In der ersten Optimierungsrechnung bei Zugrundelegung eindimensionaler Modelle erfolgt die Ableitung der thermischen Stoffeigenschaften der Bekleidung unter *impliziter Berücksichtigung* des in der Bekleidung enthaltenen Wassers. Mit der Ableitung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als temperaturabhängige Funktion mit Konstanten-Ansatz, linearem Ansatz und Parabelansatz über das gesamte Temperaturintervall wird versucht, die an der Kehle gemessene, von der Feuchtigkeit beeinflusste Vergleichsfunktion anzunähern. Die hierbei abgeleiteten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigen also implizit die Feuchtigkeit der Bekleidung. Diese Funktionen können jedoch nicht allgemein gültig sein, da sie speziell nur den Feuchtegehalt der untersuchten Stütze „B“ berücksichtigen.

Folgende Optimierungsrechnungen werden am eindimensionalen Modell durchgeführt, vgl. Tab. 6.3:

Optimierungsschritt	Randbedingungen		Materialkennwerte		Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	u_m	
6-OPT-1			W/(mK)	M.-%	K ²
6-OPT-1.1	OFP	Kehle	konstant	implizit	162,29
6-OPT-1.2	OFP	Kehle	linear	implizit	149,31
6-OPT-1.3	OFP	Kehle	Parabel	implizit	38,08

Tab. 6.3 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-1 unter impliziter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Ergebnisse

Die in Optimierungsrechnung 6-OPT-1 als Funktion der Temperatur ermittelte Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung ist in Tab. 6.4 tabelliert und in Bild 6.7 dargestellt. Wie erwartet, liegen die Funktionen mit konstantem und linearem Ansatz unter der vom Hersteller angegebenen Referenzfunktion. Die verzögerte Erwärmung der Stahlstütze infolge Feuchtigkeit wird durch eine geringere Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung kompensiert. Die Funktion mit Parabelansatz stellt nur eine reine Rechenfunktion dar. Bei parabelförmigem Funktionsansatz der Wärmeleitfähigkeit paßt sich der errechnete Temperatur-Zeit-Verlauf zwar besser der Vergleichsfunktion an (Bild 6.8), die ermittelte Funktion für die Wärmeleitfähigkeit stellt jedoch keine gute Näherung der Referenzkurve dar.

Die errechneten und der gemessene Temperatur-Zeit-Verlauf an der Profilkehle sind Bild 6.8 zu entnehmen. Man erkennt, daß der Haltepunkt der gemessenen Temperatur-Zeit-Kurve von den errechneten Temperaturverläufen nicht angenähert wird. Das ist dadurch zu erklären, daß der Haltepunkt rechnerisch nur durch die Simulation von Verdampfungsvorgängen erzeugt werden kann, die in der Optimierungsrechnung 6-OPT-1 aber nicht direkt berücksichtigt wurden.

	6-OPT-1.1 konstant	6-OPT-1.2 linear	6-OPT-1.3 Parabel	Hersteller
ϑ	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,131	0,115	0,271	0,169
100	0,131	0,119	0,187	0,171
200	0,131	0,123	0,113	0,175
300	0,131	0,128	0,072	0,181
400	0,131	0,132	0,065	0,190
500	0,131	0,137	0,092	0,201
600	0,131	0,141	0,153	0,214
700	0,131	0,146	0,248	0,229
800	0,131	0,150	0,377	0,247
900	0,131	0,155	0,539	0,267
1000	0,131	0,159	0,735	0,289

Tab. 6.4 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-1
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

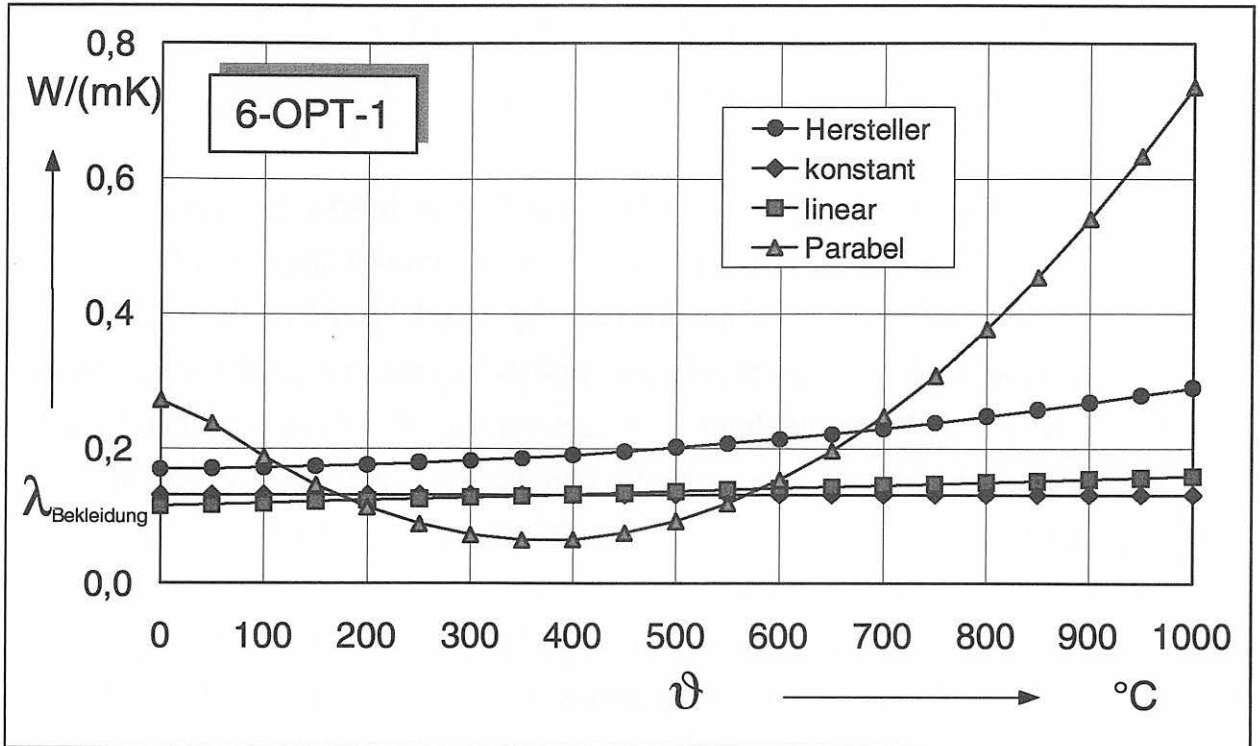


Bild 6.7 Unter *impliziter* Feuchteberücksichtigung und Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

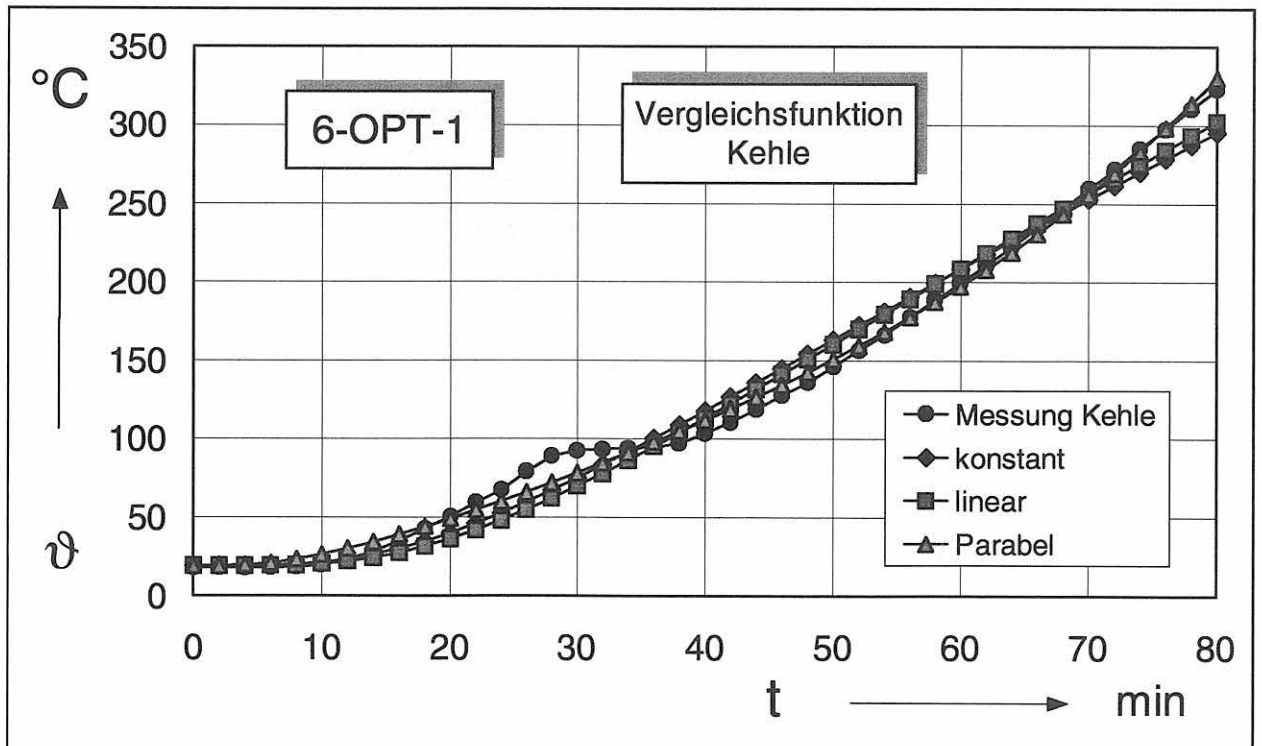


Bild 6.8 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung sowie *impliziter* Feuchteberücksichtigung

6.4.2 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung für Phase 0 und Phase 1 unter impliziter Feuchteberücksichtigung

Auch in der zweiten Optimierungsrechnung unter Zugrundelegung eines eindimensionalen Modells wird die Feuchtigkeit *implizit* über die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung berücksichtigt. Die eigentliche Feuchteberücksichtigung erfolgt im Programm IOPT2D in zwei Phasen (vgl. Kapitel 3). Beide Phasen werden jeweils durch phasenspezifische Stoffeigenschaften des feuchten Materials berücksichtigt. Die Phase 0 beschreibt dabei die Materialeigenschaften vor der Verdampfung (feucht). Also wird in Phase 0 der Feuchtegehalt berücksichtigt. Die Phase 1 erfaßt dagegen die Stoffeigenschaften nach dem Verdampfungsvorgang (trocken).

In der Optimierungsrechnung 6-OPT-2 wird der Feuchtegehalt der Bekleidung auf $u_m = 0$ M.-% gesetzt und die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung für beide Phasen separat ermittelt. Dadurch gleicht das Programm die gemessene Vergleichsfunktion an der Kehle nur durch Optimierung der Wärmeleitfähigkeiten beider Phasen an und berücksichtigt somit die Feuchtigkeit in der Wärmeleitfähigkeit implizit. Untersucht werden verschiedene Funktionsansätze der Wärmeleitfähigkeit.

Folgende Ergebnisse werden erwartet:

- Die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 müßte unter den Referenzwerten des Herstellers für die trockenen Dämmplatten liegen, da die Temperaturerhöhung durch die Feuchtigkeit verzögert wird, was einer kleineren Wärmeleitfähigkeit entspricht.
- Die Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 nähert sich den Referenzwerten des Herstellers an, da in der Phase 1 bereits die Feuchtigkeit verdampft wurde und die Wärmeleitfähigkeit somit für die Bekleidung im trockenen Zustand ermittelt wird.

In Tab. 6.5 sind die einzelnen Optimierungsrechnungen, die zu optimierenden Kenngrößen und die Randbedingungen zusammengefaßt.

Optimierungsschritt 6-OPT-2	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion
6-OPT-2.1	OFP	Kehle
6-OPT-2.2	OFP	Kehle
6-OPT-2.3	OFP	Kehle

Optimierungsschritt 6-OPT-2	Materialkennwerte			Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 0}}$	$u_{\text{m Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 1}}$	
	W/(mK)	M.-%	W/(mK)	K ²
6-OPT-2.1	konstant	implizit	konstant	152,16
6-OPT-2.2	konstant	implizit	linear	28,65
6-OPT-2.3	konstant	implizit	Parabel	28,88

Tab. 6.5 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-2 unter impliziter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Ergebnisse

Die ermittelten Wärmeleitfähigkeiten der Phase 0 und der Phase 1 sind in Tab. 6.6 tabelliert und in Bild 6.9 dargestellt. Als Resultat der Berechnungen stellen sich etwas andere Ergebnisse ein als vermutet. Die ermittelte Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung mit einem konstanten Funktionsansatz für Phase 1 entspricht noch am ehesten den erwarteten Ergebnissen, weist aber keine gute Näherung der errechneten an die gemessene Temperatur-Zeit-Funktion auf (Bild 6.10).

Bei linearem Ansatz und Parabelansatz der Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 werden die Werte für die Phase 0 im Vergleich zu den Referenzwerten des Herstellers doppelt so hoch ermittelt. Die Verdampfung wird durch eine viel zu gute Wärmedämmung in Phase 1 kompensiert. Die ermittelte temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 nähert sich am Ende des Funktionsverlaufs der Referenzkurve des Herstellers an.

Diese Kombination aus Phase 0 und Phase 1 stellt eine gute Näherung dar. Das ist aus den in Bild 6.10 dargestellten Temperatur-Zeit-Kurven und den normierten Summen der quadratischen Abweichungen in Tab. 6.6 zu erkennen. Praktisch hat dieser Ansatz keine Bedeutung, da die eigentlichen Zusammenhänge nur schlecht simuliert werden. Die Feuchtigkeit der Bekleidung wird nämlich in der „trockenen“ Phase 1 berücksichtigt.

	6-OPT-2.1		6-OPT-2.2		6-OPT-2.3		Hersteller
	konstant	konstant	konstant	linear	konstant	Parabel	
ϑ	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph0}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph1}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph0}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph1}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph0}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Ph1}}$	$\lambda_{\text{Bekl.}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,175		0,324		0,327		0,169
100	0,175	0,129	0,324	0,058	0,327	0,057	0,171
200		0,129		0,080		0,079	0,175
300		0,129		0,102		0,101	0,181
400		0,129		0,124		0,124	0,190
500		0,129		0,145		0,146	0,201
600		0,129		0,167		0,168	0,214
700		0,129		0,189		0,190	0,229
800		0,129		0,211		0,212	0,247
900		0,129		0,233		0,234	0,267
1000		0,129		0,255		0,257	0,289

Tab. 6.6 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-2
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

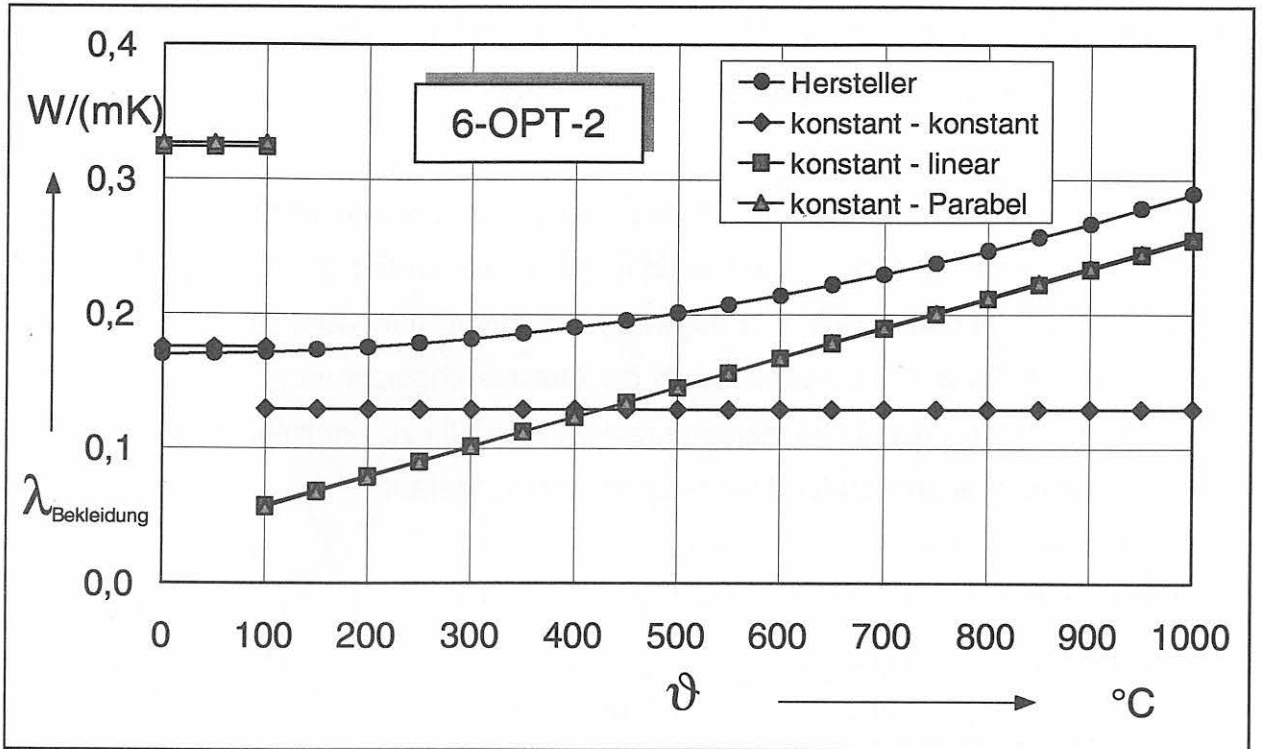


Bild 6.9 Unter *impliziter* Feuchteberücksichtigung und Zugrundelegung eines konstanten Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 und eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Phase 1 ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

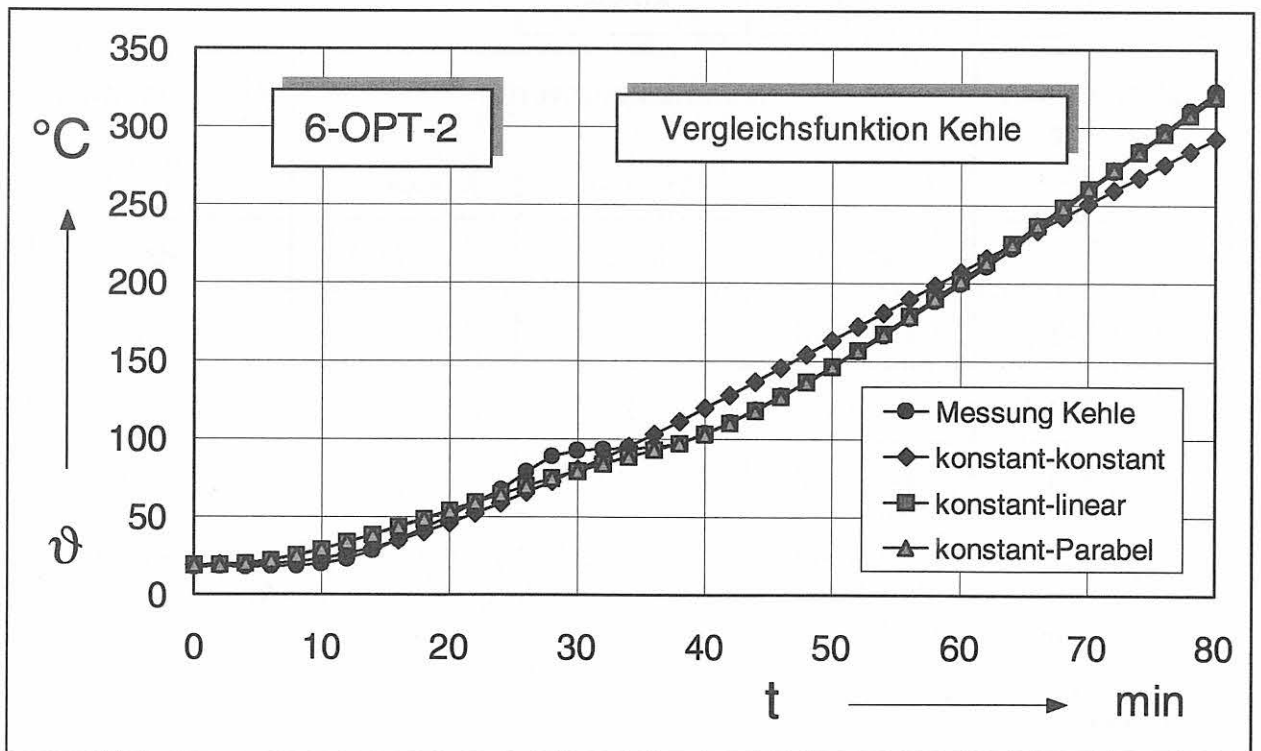


Bild 6.10 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 und eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Phase 1 sowie *impliziter* Feuchteberücksichtigung

6.4.3 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung für Phase 0 und Phase 1 und des Feuchtegehalts der Bekleidung

In der Optimierungsrechnung 6-OPT-3 wird das in der Bekleidung enthaltene Wasser *explizit* bei der Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt. Zu diesem Zweck wird die Optimierungsrechnung 6-OPT-2 abgewandelt, indem nun versucht wird, die in der Bekleidung enthaltene Feuchtigkeit durch die Optimierungsrechnung direkt zu bestimmen. In Tab. 6.7 sind diese Optimierungsrechnungen, die zu ermittelnden Kenngrößen und die angenommenen Randbedingungen zusammengefaßt:

Optimierungsschritt 6-OPT-3	Randbedingungen	
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion
6-OPT-3.1	OFP	Kehle
6-OPT-3.2	OFP	Kehle
6-OPT-3.3	OFP	Kehle

Optimierungsschritt 6-OPT-3	Materialkennwerte			Abweichungen
	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 0}}$	$u_{\text{m Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 1}}$	$\Sigma S^2 / n$
	W/(mK)	M.-%	W/(mK)	K ²
6-OPT-3.1	konstant	6,98	konstant	50,21
6-OPT-3.2	konstant	0,21	linear	28,71
6-OPT-3.3	konstant	0,22	Parabel	27,55

Tab. 6.7 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-3 unter expliziter Ermittlung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Ergebnisse

Man erkennt anhand der Ergebnisse, daß das gewählte Modell keine gute Lösung zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers ist. Lediglich die Optimierungsrechnung mit kon-

stantem Ansatz der Wärmeleitfähigkeit für Phase 1 liefert ein realistisches Ergebnis für die Größe des in der Bekleidung enthaltenen Wassers. Der ermittelte Feuchtegehalt beträgt 6,98 M.-% (Tab. 6.7) und ist somit fast doppelt so hoch wie der gemessene Wert. Die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 wird mit $\lambda_{Ph0} = 0,33 \text{ W/(mK)}$ ermittelt (Tab. 6.8), was durchaus ein plausibler Wert ist, da die Wärmeleitfähigkeit der feuchten Bekleidung im Gegensatz zur trockenen Bekleidung zunimmt. Die Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 stellt ebenfalls einen sinnvollen Wert dar. Auch die Annäherung der errechneten an die gemessene Temperatur-Zeit-Kurve ist relativ gut (Bild 6.12). Der errechnete Haltepunkt infolge der Verdampfungsvorgänge erstreckt sich nur über 1 min und fällt trotz des ermittelten hohen Feuchtegehalts der Bekleidung viel zu kurz aus.

Bei den Optimierungsrechnungen mit linearem und parabelförmigem Ansatz für die Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 tritt der gleiche Effekt auf, wie er bereits bei der Optimierungsrechnung 6-OPT-2 beschrieben wurde. Diesmal ermittelt das Programm den Feuchtegehalt fast zu $u_m = 0 \text{ M.-%}$ (Tab. 6.7) und nähert die errechnete Temperatur-Zeit-Kurve der Vergleichskurve an, indem die Wärmeleitfähigkeit der Phase 1 stark steigend bestimmt wird (Tab. 6.8 und Bild 6.11). Daher weist der errechnete Temperatur-Zeit-Verlauf, dargestellt in Bild 6.12, auch keinen Haltepunkt auf.

ϑ	6-OPT-konstant		6-OPT-linear		6-OPT-Parabel		Hersteller
	$\lambda_{Bekl.,Ph0}$	$\lambda_{Bekl.,Ph1}$	$\lambda_{Bekl.,Ph0}$	$\lambda_{Bekl.,Ph1}$	$\lambda_{Bekl.,Ph0}$	$\lambda_{Bekl.,Ph1}$	
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,330		0,325		0,293		0,169
100	0,330	0,157	0,325	0,059	0,293	0,082	0,171
200		0,157		0,081		0,087	0,175
300		0,157		0,102		0,097	0,181
400		0,157		0,124		0,114	0,190
500		0,157		0,146		0,136	0,201
600		0,157		0,167		0,165	0,214
700		0,157		0,189		0,199	0,229
800		0,157		0,211		0,240	0,247
900		0,157		0,233		0,287	0,267
1000		0,157		0,254		0,340	0,289

Tab. 6.8 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-3
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

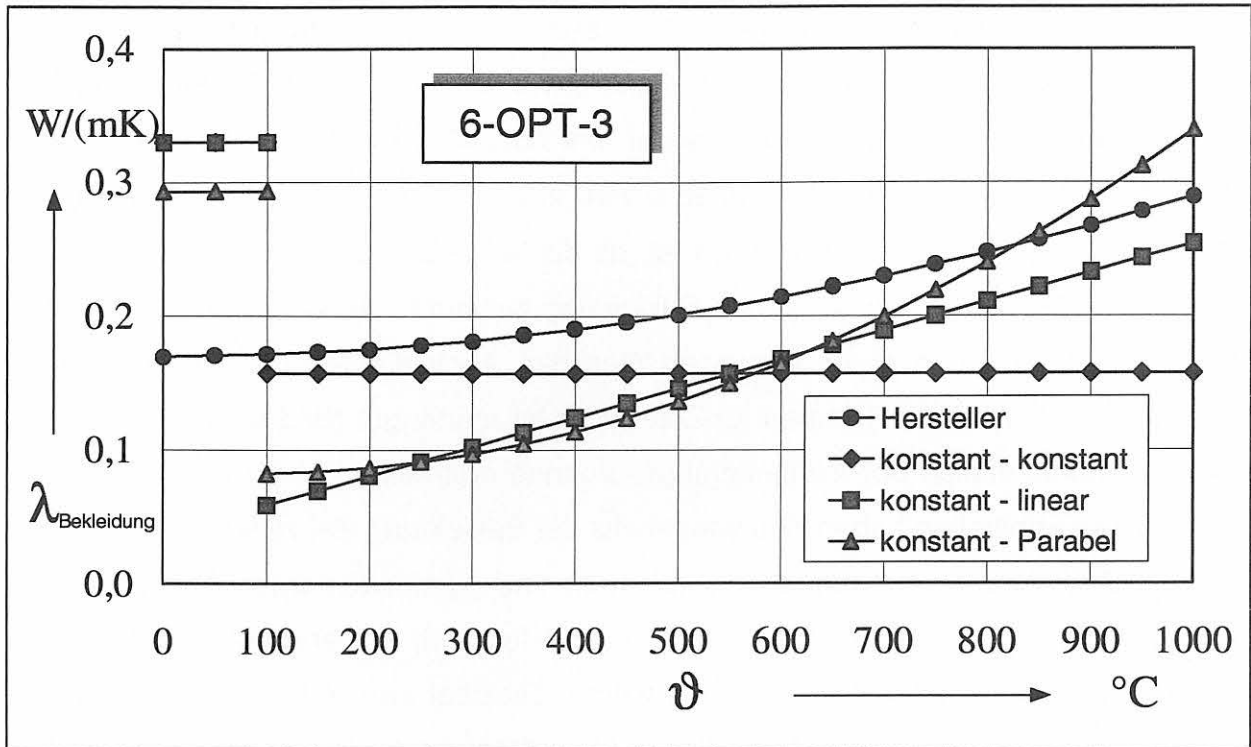


Bild 6.11 Unter *expliziter* Feuchteermittlung und Zugrundelegung eines konstanten Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 und eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Phase 1 ermittelte Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

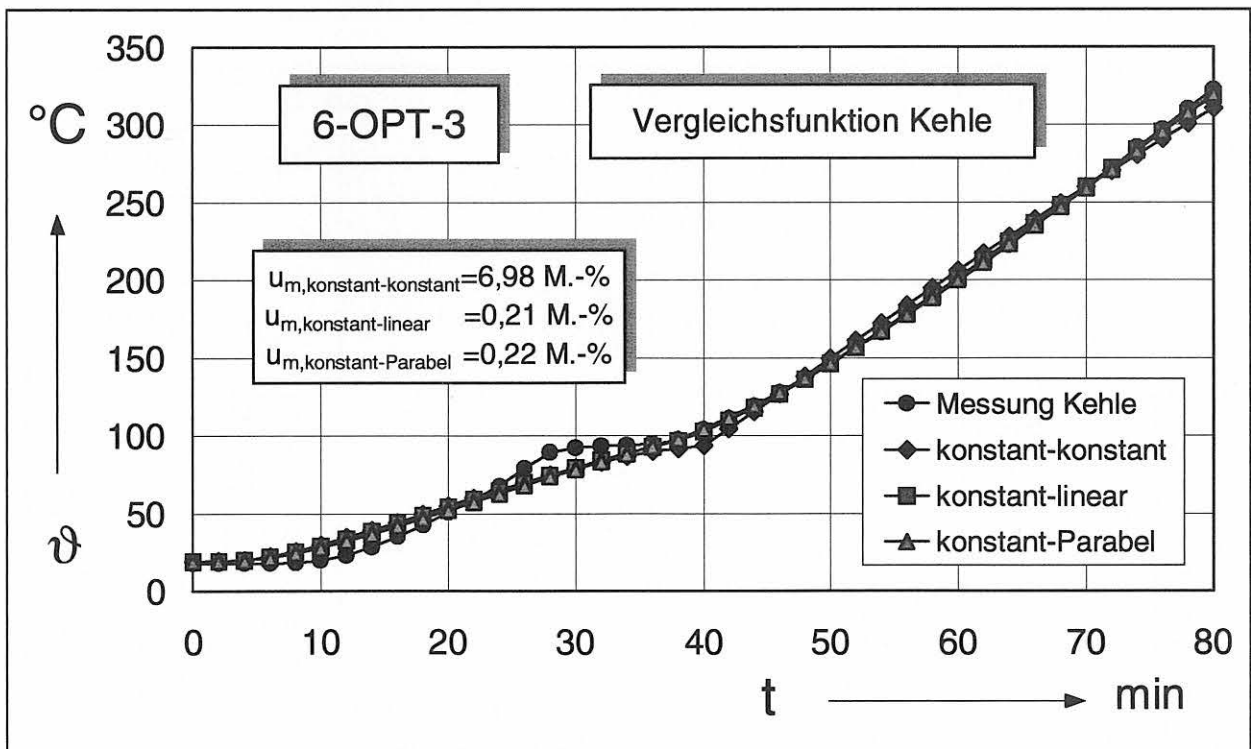


Bild 6.12 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit der Phase 0 und eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Phase 1 sowie *expliziter* Feuchteermittlung

6.4.4 Ermittlung des Feuchtegehalts der Bekleidung bei unterschiedlicher örtlicher Verteilung der Feuchte

Da in der Optimierungsrechnung 6-OPT-3.1 zwar ein relativ hoher Feuchtegehalt der Bekleidung ermittelt wurde, aber der Temperaturverlauf besonders in der Anfangsphase nicht gut angenähert wurde, wird in den folgenden Rechnungen speziell der Feuchtegehalt und dessen örtliche Verteilung in der Bekleidung untersucht. In Tab. 6.9 sind diese Optimierungsrechnungen und die angesetzten Randbedingungen zusammengefaßt.

Optimierungsschritt 6-OPT-4	Randbedingungen		
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	Konzentration der Feuchtigkeit
6-OPT-4.1	OFFP	Kehle	in 16 Schichten
6-OPT-4.2	OFFP	Kehle	in 10 Schichten
6-OPT-4.3	OFFP	Kehle	in 2 Schichten
6-OPT-4.4	OFFP	Kehle	in 1 Schicht

Optimierungsschritt 6-OPT-4	Materialkennwerte			Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 0}}$	u_m Bekleidung	$\lambda_{\text{Bekl.,Phase 1}}$	
	W/(mK)	M.-%	W/(mK)	K ²
6-OPT-4.1	Hersteller	13,40	Hersteller	471,70
6-OPT-4.2	Hersteller	9,67	Hersteller	390,20
6-OPT-4.3	Hersteller	6,87	Hersteller	269,10
6-OPT-4.4	Hersteller	6,69	Hersteller	278,81

Tab. 6.9 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-4 unter expliziter Ermittlung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Für die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung während der Phasen 0 und 1 werden die vom Hersteller für den trockenen Zustand angegebenen Werte als bekannt vorausgesetzt. Im folgenden wird nur der Feuchtegehalt der Bekleidung durch die Optimierungsrechnungen bestimmt. Außerdem wird die Feuchtigkeit innerhalb der Bekleidung in einem Bereich konzentriert, dessen Größe variiert wird. Dieses Modell beruht auf der Vorstellung, daß das in der Bekleidung enthaltene Wasser bzw. der enthaltene Wasserdampf (Massentransport) bei ständiger Kondensation des Wasserdampfes an den jeweils kälteren innenliegenden Schichten der Bekleidung durch die Warmfront der Brandbeanspruchung in das Bauteilinnere transportiert wird und erst in den innenliegenden, letzten Bereichen der Bekleidung endgültig verdampft wird. In Bild 6.13 sind die untersuchten Feuchtekonzentrationen innerhalb der Bekleidung farblich markiert.

Ergebnisse

Bild 6.14 zeigt die errechneten und gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe sowie die ermittelten Feuchtegehalte der Bekleidung. Man erkennt gut anhand der Ergebnisse, wie die in unterschiedlichen Schichten konzentrierte Feuchtigkeit den Temperaturverlauf beeinflusst. Mit zunehmender Konzentration der Feuchtigkeit in einem immer kleineren, innenliegenden Bereich der Bekleidung nähert sich – speziell in der Anfangsphase – der errechnete dem gemessenen Temperatur-Zeit-Verlauf an. Der ermittelte Feuchtegehalt wird mit zunehmender örtlicher Konzentration geringer. Je mehr die Feuchtigkeit innerhalb der Bekleidung verteilt wird, desto weniger steigen die errechneten Kurven (trotz eines rechnerisch ermittelten zunehmenden Feuchtegehalts) in Phase 0. Ist die Feuchtigkeit nämlich über die gesamte Bekleidung verteilt, finden die Verdampfungsvorgänge von der ersten Minute an statt, da die Temperaturen im Randbereich der Bekleidung sehr schnell die Umwandlungstemperatur erreichen. Daher wird die Erwärmung des Stahlprofils auch von der ersten Minute an verzögert. Ist die Feuchtigkeit in den letzten Schichten der Bekleidung konzentriert, finden die Verdampfungsvorgänge erst erheblich später statt, da auch die Umwandlungstemperatur in den inneren Schichten erst viel später erreicht wird. Somit kann die Erwärmung des Stahlprofils in der Anfangsphase sehr gut angenähert werden, da noch keine Verdampfung den Temperaturanstieg verzögert. Erst später wird die Umwandlungstemperatur in den inneren Schichten erreicht, und es kommt durch die Verdampfung zu einem ausgeprägten Haltepunkt der errechneten Temperatur-Zeit-Kurve.

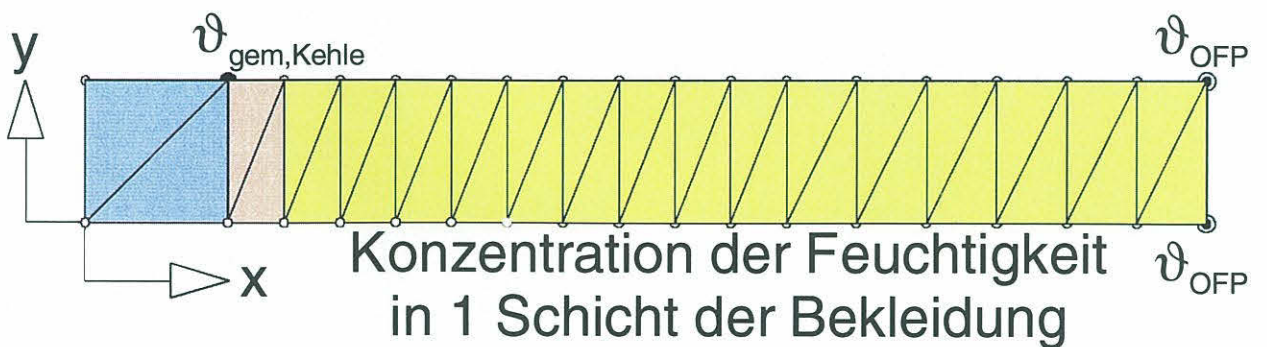
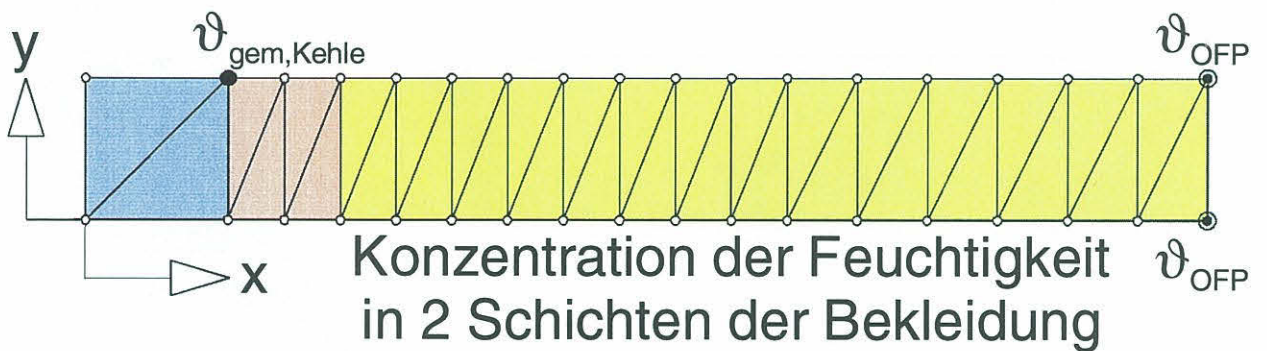
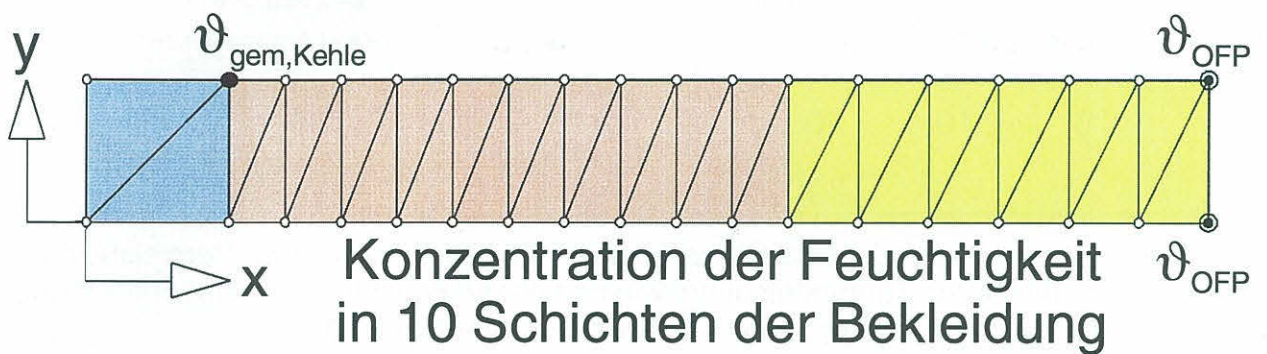


Bild 6.13 Optimierungsrechnung 6-OPT-4 der bekleideten Stütze B: Verteilung der Feuchtigkeit innerhalb der Bekleidung

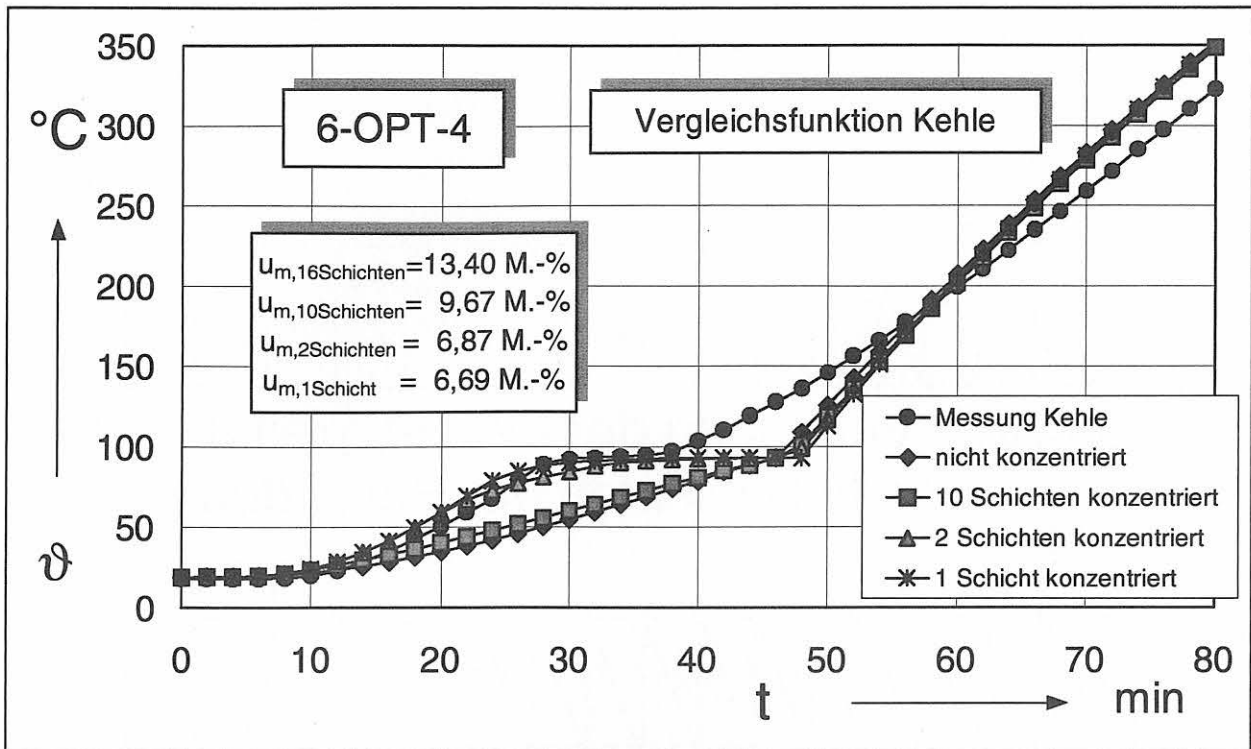


Bild 6.14 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe der Vergleichsstelle Kehle unter Zugrundelegung verschiedener Feuchtekonzentrationen innerhalb der Bekleidung sowie *expliziter* Feuchteermittlung

6.4.5 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung im trockenen Zustand bei Ansatz des gemessenen, in einer Schicht konzentrierten Feuchtegehalts der Bekleidung

Das bei der Optimierungsrechnung 6-OPT-5 zugrundegelegte Modell stellt in Kapitel 6 die beste Möglichkeit dar, Kennwerte der Bekleidung an bekleideten Stahlstützen unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers abzuleiten. Folgende Optimierungsrechnungen, zusammengefaßt in Tab. 6.10, werden untersucht:

Optimierungsschritt 6-OPT-5	Randbedingungen		
	Beanspruchung	Vergleichsfunktion	Konzentration der Feuchtigkeit
6-OPT-5.1	OFP	Kehle	in 1 Schicht
6-OPT-5.2	OFP	Kehle	in 1 Schicht
6-OPT-5.3	OFP	Kehle	in 1 Schicht

Optimierungsschritt 6-OPT-5	Materialkennwerte			Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	λ_{feucht}	$u_{\text{m Bekleidung}}$	λ_{trocken}	
	W/(mK)	M.-%	W/(mK)	K ²
6-OPT-5.1	Hersteller	3,50	konstant	40,62
6-OPT-5.2	Hersteller	3,50	linear	42,82
6-OPT-5.3	Hersteller	3,50	Parabel	57,87

Tab. 6.10 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-5 unter expliziter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Für die Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung im trockenen Zustand *muß* jedoch die Feuchtigkeit als bekannt vorausgesetzt werden. Im weiteren müssen die Kennwerte der Bekleidung im feuchten Zustand bekannt sein oder geschätzt werden. Da die Feuchtigkeit in der letzten Schicht der Bekleidung konzentriert angenommen wird (vgl. Bild 6.13

– Konzentration der Feuchtigkeit in 1 Schicht der Bekleidung) und auch nur dort die „geschätzte“ Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung im feuchten Zustand berücksichtigt wird, dürfte der damit gemachte Fehler gering sein.

Ergebnisse

Bild 6.15 zeigt die ermittelten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung im trockenen Zustand. Die zugehörigen Werte sind Tab. 6.11 zu entnehmen. Trotz unterschiedlicher Funktionsansätze zeigen die ermittelten Funktionen nur eine geringe lineare Abhängigkeit von der Temperatur. In der Anfangsphase nähern sich die ermittelten Werte sehr gut den Referenzwerten an, weichen aber im weiteren Verlauf von ihnen ab. Generell wird die Wärmeleitfähigkeit zu gering ermittelt. Die Ursache dafür ist vermutlich der fehlende 5 mm dicke Luftspalt. Würde man den Luftspalt berücksichtigen, fiel die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung etwas größer aus und würde sich der Referenzfunktion mehr annähern. Die errechneten Temperatur-Zeit-Verläufe, wiedergegeben in Bild 6.16, stellen eine gute Näherung der gemessenen Temperaturen, besonders in der Anfangs- und Endphase, dar, wobei die Zeitdauer des Haltepunktes etwas zu groß ermittelt wird.

	6-OPT-5.1 konstant	6-OPT-5.2 linear	6-OPT-5.3 Parabel	Hersteller
ϑ	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,164	0,160	0,157	0,169
100	0,164	0,161	0,157	0,171
200	0,164	0,161	0,156	0,175
300	0,164	0,162	0,157	0,181
400	0,164	0,163	0,159	0,190
500	0,164	0,164	0,161	0,201
600	0,164	0,165	0,165	0,214
700	0,164	0,165	0,169	0,229
800	0,164	0,166	0,174	0,247
900	0,164	0,167	0,181	0,267
1000	0,164	0,168	0,188	0,289

Tab. 6.11 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-5
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

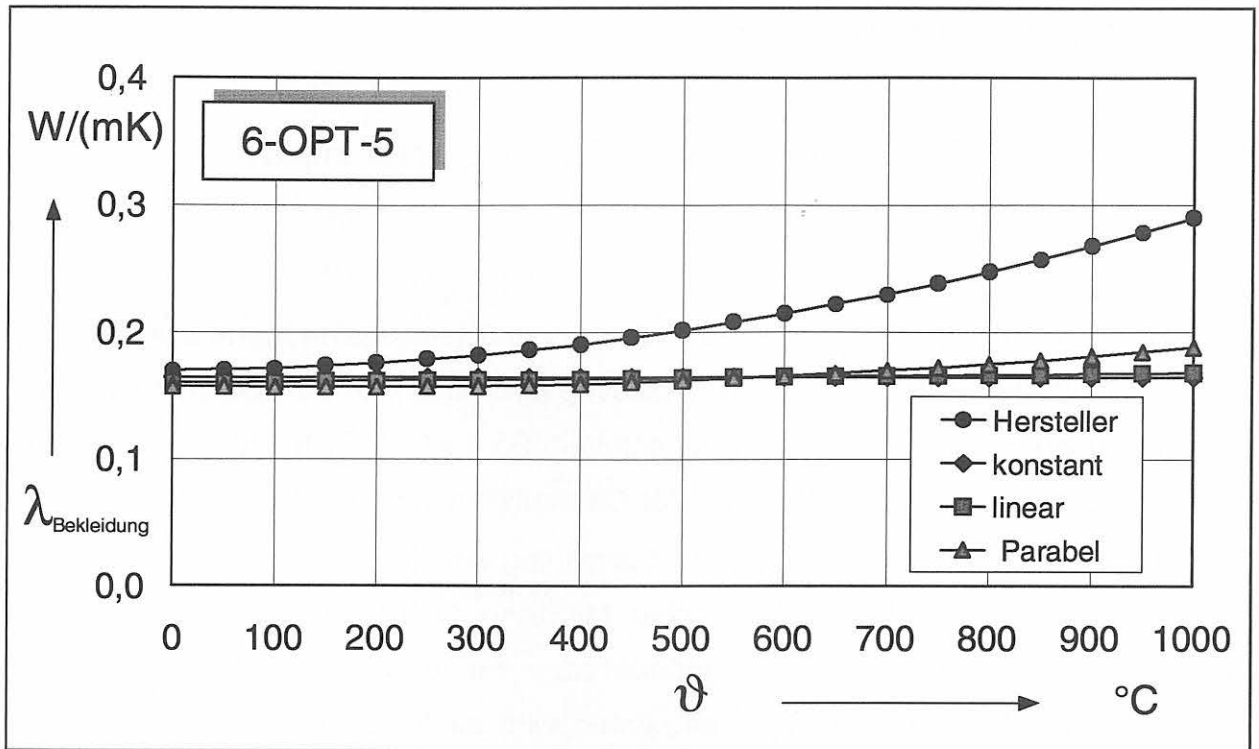


Bild 6.15 Unter *expliziter* Feuchteberücksichtigung und Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes errechnete Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

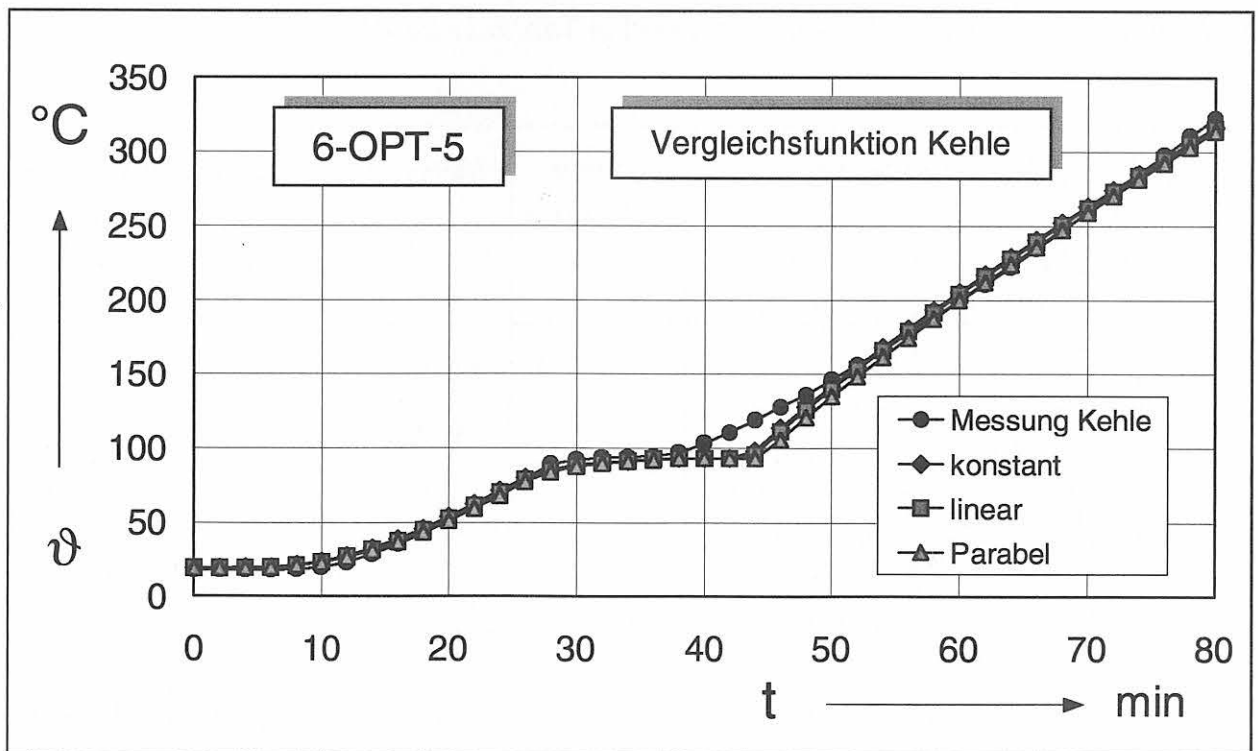


Bild 6.16 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Wärmeleitfähigkeit der trockenen Bekleidung sowie *expliziter* Feuchteberücksichtigung

6.5 Zweidimensionales Modell

6.5.1 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung unter impliziter Feuchteberücksichtigung

In der Optimierungsrechnung 6-OPT-6 wird am zweidimensionalen Viertelausschnitt der Stütze „B“ die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung unter impliziter Berücksichtigung der in der Bekleidung enthaltenen Feuchtigkeit ermittelt. Da die Oberflächentemperatur nur an einer Stelle bekannt ist, wird simultan der Gesamtwärmeübergangskoeffizient α_{ges} als Funktion der Oberflächentemperatur der Bekleidung ermittelt. Damit ist die Temperatur der Oberfläche in jedem Punkt erchenbar. Mit dieser Optimierungsrechnung kann der Einfluß der Profilgeometrie und die genaue Lage der Vergleichsstelle erfaßt werden. Für den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten wird im folgenden generell ein Funktionsansatz in Form eines Polynoms 3. Grades zugrundegelegt. Die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung wird jeweils mit einem Konstanten-Ansatz, einem linearen Ansatz und einem Parabelansatz bestimmt. Die Art der Optimierung, die zu bestimmenden Kenngrößen und die Randbedingungen sind in Tab. 6.12 zusammengefaßt.

Datei	Randbedingungen		Wärme- übergang α_{ges}	Materialkennwerte		Abweichungen $\Sigma S^2 / n$
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen		$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	u_m	
6-OPT-6			W/(m ² K)	W/(mK)	M.-%	K ²
6-OPT-6.1	BRK	OFP u. Kehle	Polynom	konstant	implizit	118,30
6-OPT-6.2	BRK	OFP u. Kehle	Polynom	linear	implizit	118,36
6-OPT-6.3	BRK	OFP u. Kehle	Polynom	Parabel	implizit	91,99

Tab. 6.12 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-6 unter impliziter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Ergebnisse

Die Ergebnisse entsprechen weitgehend denen der Optimierungsrechnung 6-OPT-1 am eindimensionalen Modell. Die durch Optimierung ermittelten Werte der Wärmeleitfähigkeit sind Tab. 6.13 zu entnehmen. Der Verlauf der einzelnen Funktionen ist in Bild 6.17 aufgetragen. Die Approximationen der Wärmeleitfähigkeit mit konstantem und linearem Ansatz stellen gleichwertige Lösungen dar. Das wird aus den ermittelten Werten und den normierten Summen der quadratischen Abweichungen (Tab. 6.12) ersichtlich. Die parabolische Approximation der Wärmeleitfähigkeit stellt wiederum nur eine reine Rechenfunktion dar, wobei die Annäherung nur geringfügig besser ist. Auch für den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten (Bild 6.18) werden für die Modelle mit konstanten und linearen Ansatz der Wärmeleitfähigkeit gleichwertige Lösungen ermittelt. Die mit dem Gesamtwärmeübergangskoeffizienten errechneten Oberflächentemperaturen an der Vergleichsstelle nähern die Meßwerte sehr gut an, die Temperaturdifferenzen zwischen errechneter und gemessener Temperatur-Zeit-Kurve sind in Bild 6.19 aufgetragen. Das gleiche gilt insgesamt für die rechnerisch ermittelten Temperaturen an der Kehle (Bild 6.20), obwohl durch die implizite Feuchteberücksichtigung die Anfangsphase bis ca. 40 min nicht gut angenähert werden kann.

	6-OPT-6.1 konstant	6-OPT-6.2 linear	6-OPT-6.3 Parabel	Hersteller
ϑ	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung	λ Bekleidung
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,131	0,135	0,195	0,169
100	0,131	0,134	0,161	0,171
200	0,131	0,133	0,130	0,175
300	0,131	0,132	0,112	0,181
400	0,131	0,131	0,107	0,190
500	0,131	0,130	0,115	0,201
600	0,131	0,129	0,135	0,214
700	0,131	0,128	0,169	0,229
800	0,131	0,127	0,215	0,247
900	0,131	0,126	0,275	0,267
1000	0,131	0,125	0,347	0,289

Tab. 6.13 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-6
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

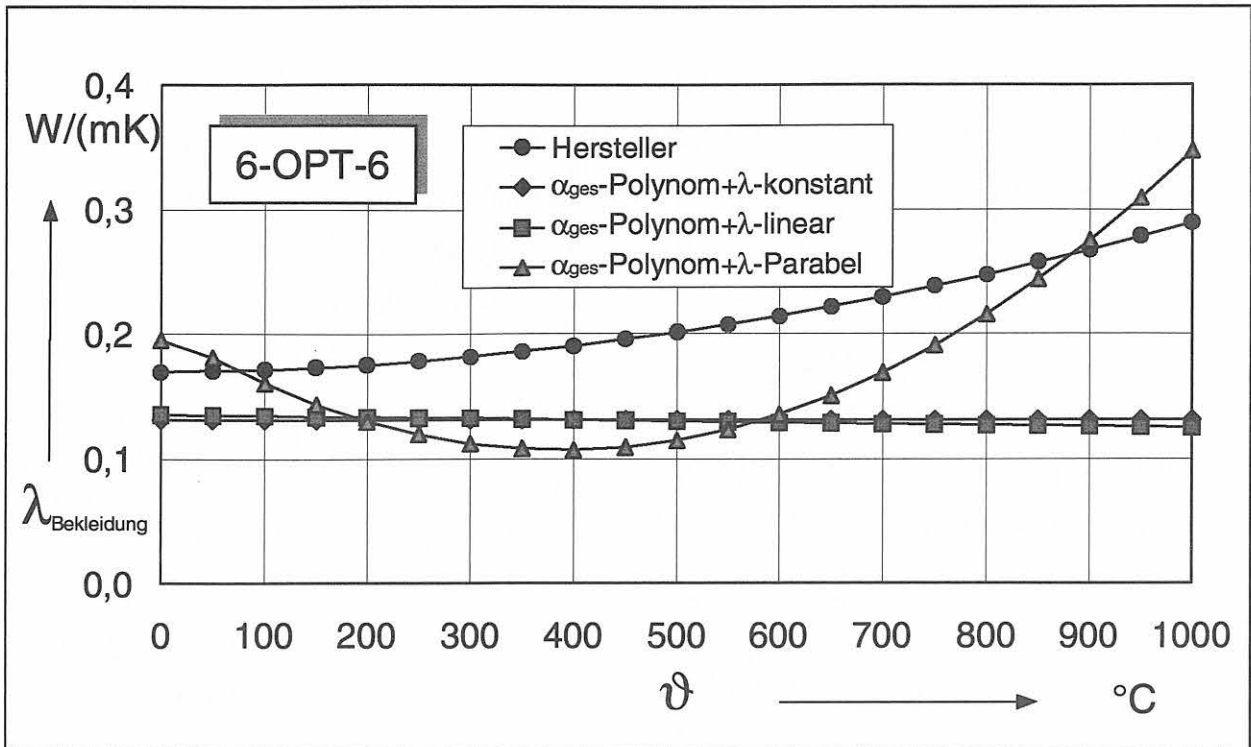


Bild 6.17 Unter *impliziter* Feuchteberücksichtigung und Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes errechnete Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

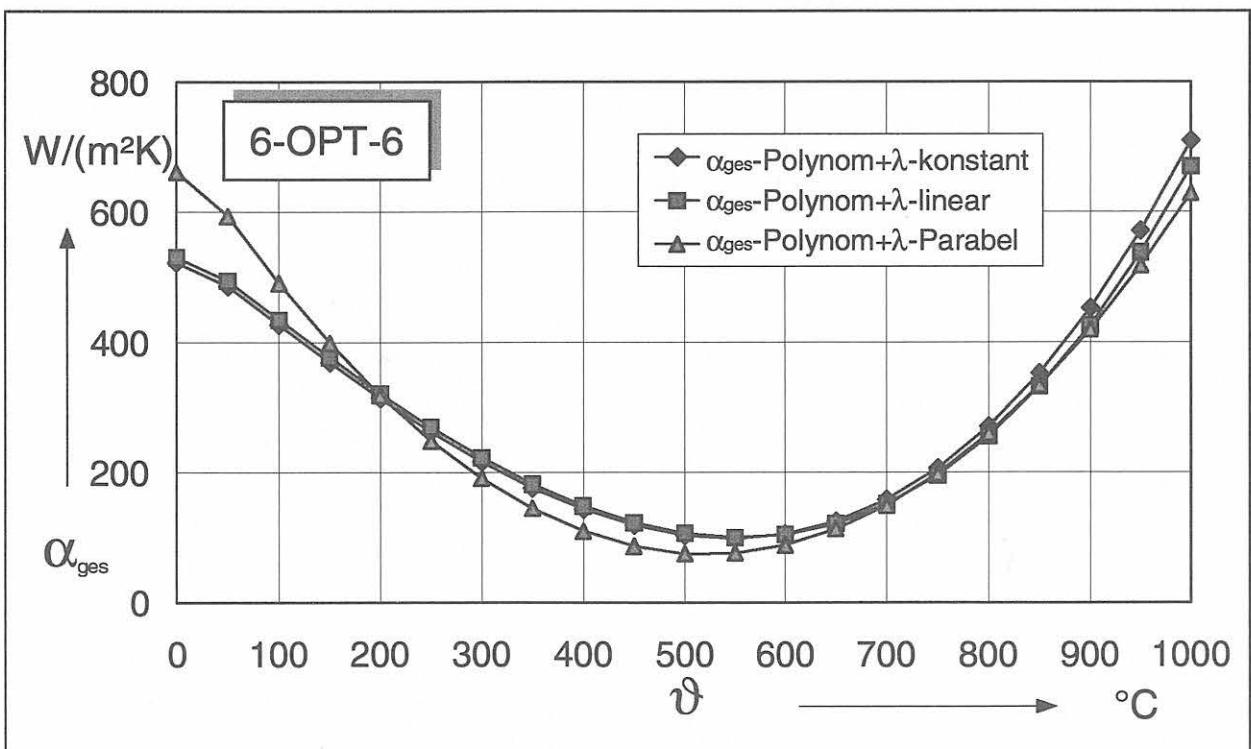


Bild 6.18 Gesamtwärmeübergangskoeffizient als Funktion der Oberflächentemperatur mit Polynomansatz unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit sowie *impliziter* Feuchteberücksichtigung

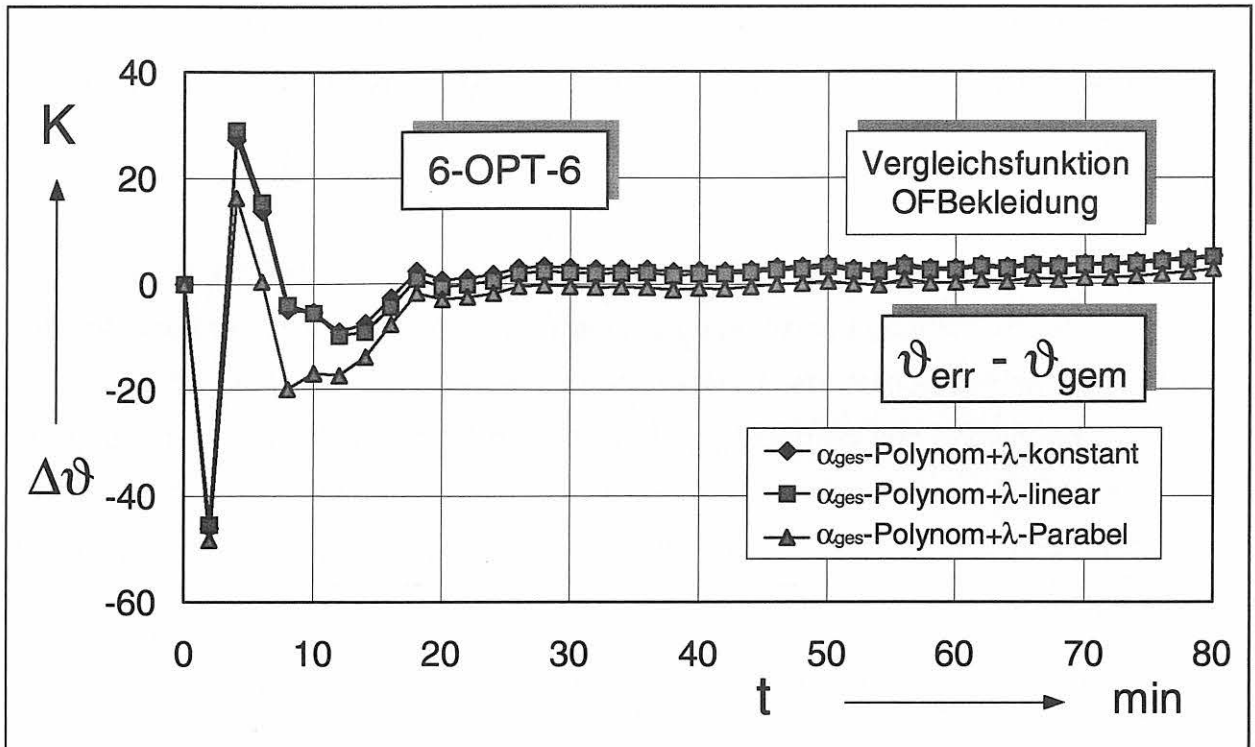


Bild 6.19 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit sowie *impliziter* Feuchteberücksichtigung

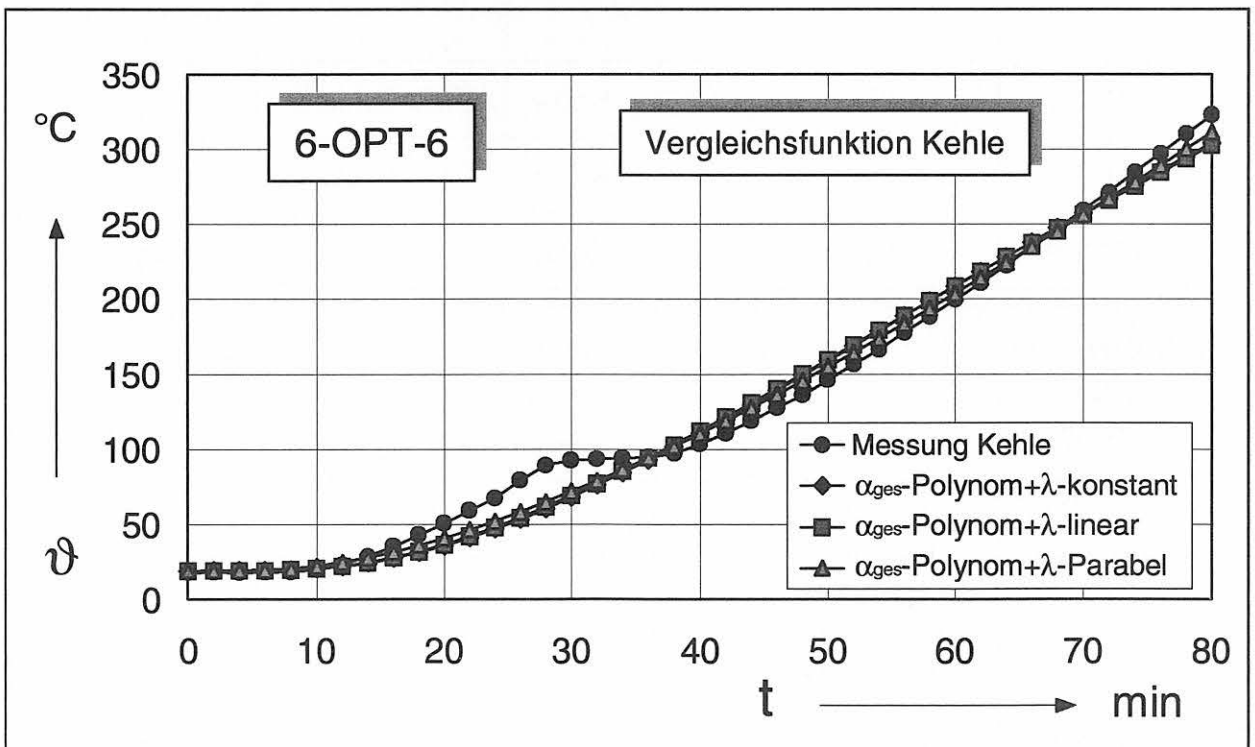


Bild 6.20 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung sowie *impliziter* Feuchteberücksichtigung

6.5.2 Ermittlung der Kennwerte der Bekleidung im trockenen Zustand bei Ansatz des gemessenen, in einer Schicht konzentrierten Feuchtegehalts der Bekleidung

Entsprechend der Rechnung 6-OPT-5 am eindimensionalen Modell wird die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung bestimmt, indem die *Feuchtigkeit als bekannt vorausgesetzt und nur in der letzten Schicht der Bekleidung konzentriert* berücksichtigt wird. Zusätzlich werden die Kennwerte des Wärmeübergangs im Brandraum ermittelt. Dies erfolgt durch Ansatz eines Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} mit einem Polynom 3. Grades. In Tab 6.14 sind alle Optimierungsrechnungen und die zugrundeliegenden Annahmen zusammengefaßt.

Optimierungsschritt 6-OPT-7	Randbedingungen			Wärmeübergang α_{ges}
	Beanspruchung	Vergleichsfunktionen	Konzentration der Feuchtigkeit	
				W/(m ² K)
6-OPT-7.1	BRK	OFP u. Kehle	in 1 Schicht	Polynom
6-OPT-7.2	BRK	OFP u. Kehle	in 1 Schicht	Polynom
6-OPT-7.3	BRK	OFP u. Kehle	in 1 Schicht	Polynom

Optimierungsschritt 6-OPT-7	Materialkennwerte			Abweichungen
	λ_{feucht}	$u_{\text{m Bekleidung}}$	λ_{trocken}	$\Sigma S^2 / n$
	W/(mK)	M.-%	W/(mK)	K ²
6-OPT-7.1	Hersteller	3,50	konstant	93,41
6-OPT-7.2	Hersteller	3,50	linear	72,77
6-OPT-7.3	Hersteller	3,50	Parabel	135,19

Tab. 6.14 Zusammenstellung der einzelnen Optimierungsrechnungen des Optimierungsschritts 6-OPT-7 unter expliziter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers

Ergebnisse

Die Ergebnisse dieser Optimierungsrechnung entsprechen hinsichtlich der ermittelten Kennwertfunktionen nicht ganz den guten Ergebnissen der Optimierungsrechnung 6-OPT-5 am eindimensionalen Modell. Lediglich die Rechnung mit konstantem Funktionsansatz der Bekleidung liefert ähnliche Kennwerte. Die ermittelten Wärmeleitfähigkeiten sind in Tab. 6.15 aufgeführt, Bild 6.21 zeigt ihren Verlauf. Die simultan abgeleiteten Funktionen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur der Bekleidung zeigt Bild 6.22. Die unter Annahme eines linearen und eines parabelförmigen Ansatzes der Wärmeleitfähigkeit ermittelten Funktionen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten α_{ges} weisen einen anderen Verlauf auf als die bereits in den Optimierungsrechnungen 6-OPT-6 und 6-OPT-7.1 ermittelten Funktionen. Besonders bei niedrigen Oberflächentemperaturen wird der α_{ges} sehr groß ermittelt. Die gemessenen Oberflächentemperaturen der Bekleidung, für die die Temperaturdifferenzen zwischen errechneter und gemessener Vergleichsfunktion in Bild 6.23 dargestellt sind, und die gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle (Bild 6.24) werden gut approximiert.

	6-OPT-7.1 konstant	6-OPT-7.2 linear	6-OPT-7.3 Parabel	Hersteller
ϑ	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$	$\lambda_{\text{Bekleidung}}$
°C	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)	W/(mK)
0	0,166	0,198	0,257	0,169
100	0,166	0,191	0,215	0,171
200	0,166	0,183	0,175	0,175
300	0,166	0,175	0,148	0,181
400	0,166	0,166	0,134	0,190
500	0,166	0,158	0,133	0,201
600	0,166	0,150	0,145	0,214
700	0,166	0,142	0,171	0,229
800	0,166	0,133	0,209	0,247
900	0,166	0,125	0,261	0,267
1000	0,166	0,117	0,326	0,289

Tab. 6.15 Ergebnisse der Optimierungsrechnung 6-OPT-7
Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung als Funktion der Temperatur

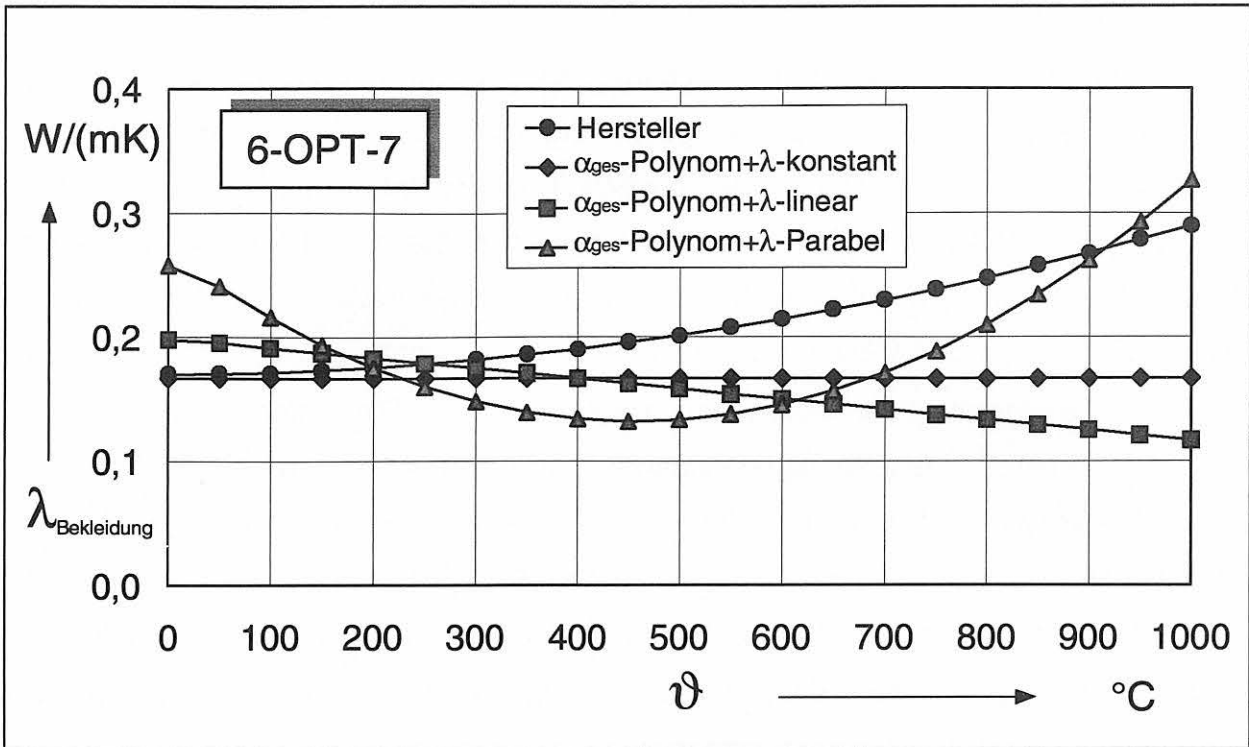


Bild 6.21 Unter *expliziter* Feuchteberücksichtigung und Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes errechnete Wärmeleitfähigkeiten der Calcium-Silikat-Bekleidung

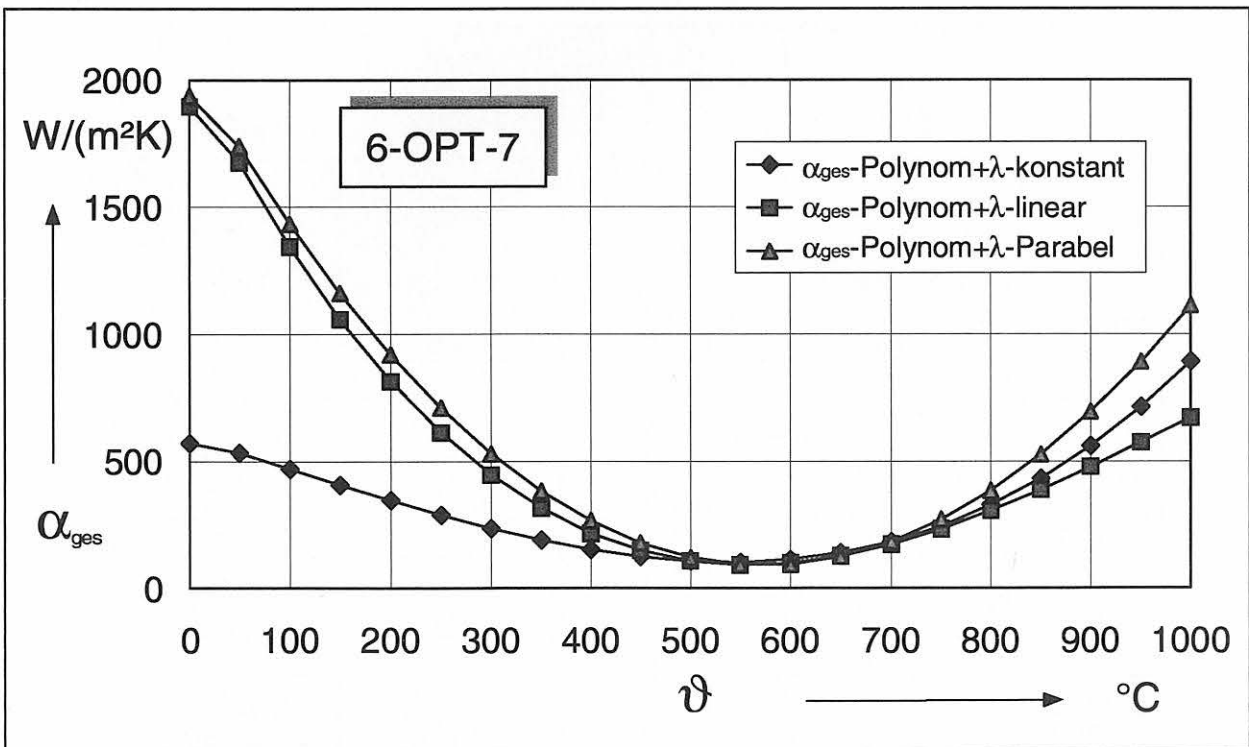


Bild 6.22 Gesamtwärmeübergangskoeffizient als Funktion der Oberflächentemperatur mit Polynomansatz unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit sowie *expliziter* Feuchteberücksichtigung

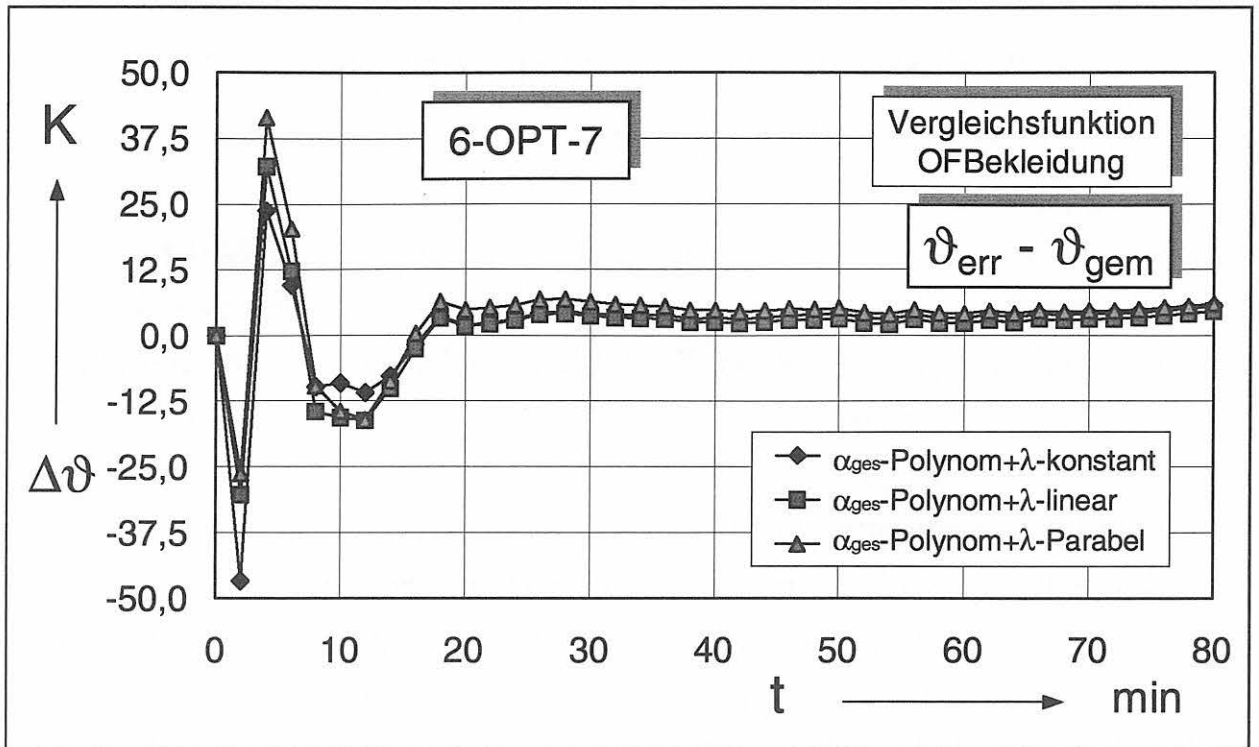


Bild 6.23 Temperaturdifferenzen $\Delta\vartheta = \vartheta_{err} - \vartheta_{gem}$ an der Bekleidungsoberfläche unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit sowie *expliziter* Feuchteberücksichtigung

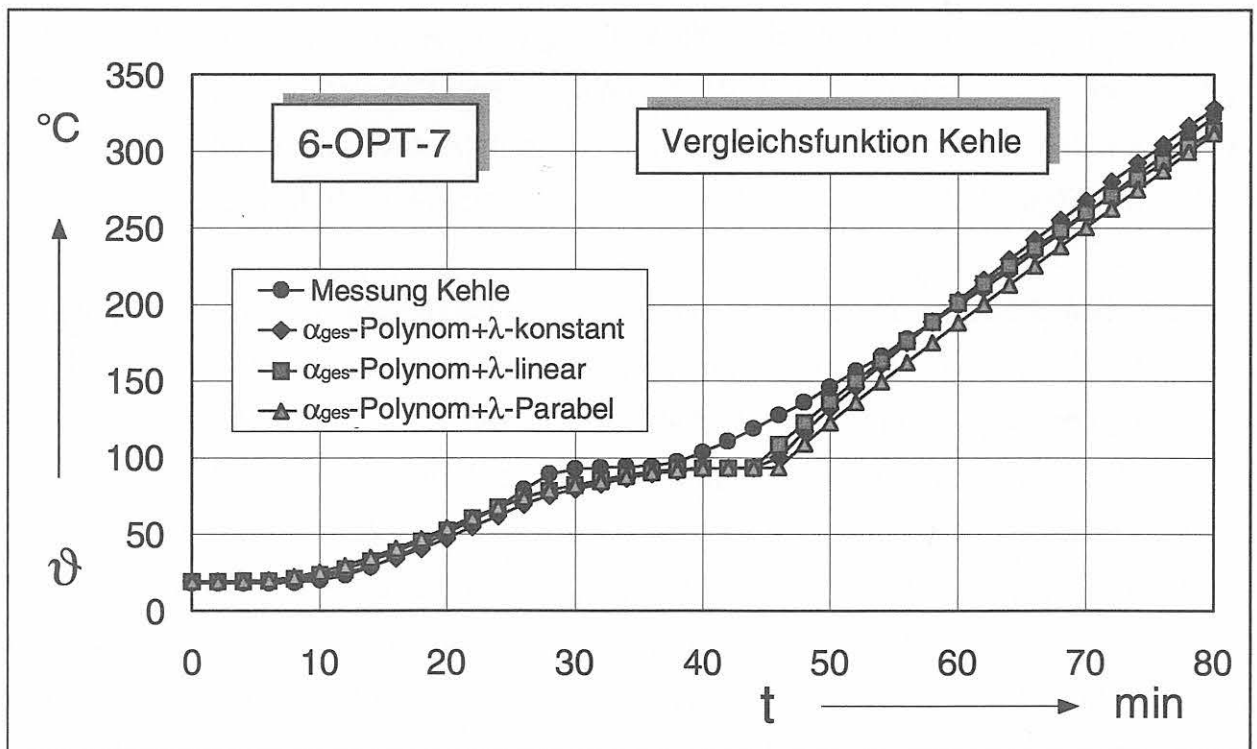


Bild 6.24 Errechnete und gemessene Temperatur-Zeit-Verläufe an der Kehle unter Zugrundelegung eines konstanten, linearen und parabelförmigen Funktionsansatzes für die Wärmeleitfähigkeit sowie *expliziter* Feuchteberücksichtigung

7 Zusammenfassende Diskussion der Möglichkeiten und Grenzen des Rechenprogramms IOPT2D

Ziel dieser Arbeit war es, die Möglichkeiten und Grenzen des von der BAM entwickelten Rechenprogramms IOPT2D zur numerischen Ableitung von thermischen Stoffeigenschaften oder Größen am Beispiel von Brandprüfungen an unbekleideten und bekleideten Stahlstützen aufzuzeigen.

Die Ermittlung der Kennwerte des Wärmeübergangs an den unbekleideten Stahlstützen in *Kapitel 4* erwies sich bei allen zugrundegelegten Modellen als unproblematisch. Dabei konnten die gemessenen Temperatur-Zeit-Kurven sehr gut von den errechneten Oberflächentemperaturen angenähert werden. Die zusammenfassende Darstellung der für die einzelnen unbekleideten Stahlstützen ermittelten Kennwerte des Wärmeübergangs zeigte für diese Kennwerte eine funktionale Abhängigkeit vom Profilmfaktor A/U .

Aus den in *Kapitel 5* ausgeführten Berechnungen geht hervor, daß das Rechenprogramm neben den Kenngrößen des Wärmeübergangs gleichzeitig die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung im trockenen Zustand ermitteln kann. Die ermittelten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung gestatten eine gute Approximation der gemessenen Temperatur-Zeit-Verläufe und der vom Hersteller angegebenen Referenzfunktion.

Die in *Kapitel 6* beschriebene Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers stellte sich als schwierig heraus. Bei Berücksichtigung eines 5 mm dicken Luftspalts zwischen Flanschaußenseite und der Innenoberfläche der Bekleidung trat bei der rechnerischen Simulation der für eine feuchte Bekleidung typische Haltepunkt im Temperatur-Zeit-Verlauf zwar in der Bekleidung, aber nicht am Stahl auf. Daher wurde dieser Luftspalt in den untersuchten Modellen vernachlässigt. Erst durch Konzentration des gesamten Feuchtegehalts in der an den Stahl angrenzenden Schicht der Bekleidung gelang es, die Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung unter Berücksichtigung des in ihr enthaltenen Wassers hinsichtlich der Dauer des Haltepunktes anzunähern. Insgesamt lagen die Funktionen der ermittelten Wärmeleitfähigkeit etwas unter den Herstellerangaben, was auf den fehlenden Luftspalt

zurückzuführen ist. Es zeigte sich, daß die ermittelten Funktionen der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung die Herstellerangaben nur im Mittel annähern.

Die wichtigste Voraussetzung dafür, daß man mit dem Rechenprogramm sinnvolle Resultate erhält, ist eine sorgfältig durchgeführte Brandprüfung. Dazu gehört vor allem die Durchführung von Temperaturmessungen an für die abzuleitenden Kennwerte relevanten Meßstellen.

Es war nicht möglich, mehrere Kennwerte, die multiplikativ in die Gleichung zur Ermittlung des strahlungsbedingten Wärmestroms eingehen, gleichzeitig zu bestimmen. In *Kapitel 4* wurde jedoch eine Lösung zur Bestimmung des Konfigurationsfaktors im abgeschatteten Bereich von I-Profilen angegeben.

In *Kapitel 5* konnten die Kenngrößen des Wärmeübergangs zusammen mit der Wärmeleitfähigkeit der Bekleidung unter Zugrundelegung nur einer Meßstelle nicht ermittelt werden. Erst durch eine zusätzliche Meßstelle an der Bekleidungsoberfläche konnten die unbekannt Funktionen bzw. Größen eindeutig bestimmt werden. Für diese Kombination ist also die Temperaturmessung an der Bekleidungsoberfläche zwingend nötig.

In *Kapitel 6* wurden zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit im trockenen Zustand der Feuchtegehalt der Bekleidung und die Stoffeigenschaften des feuchten Materials als bekannt vorausgesetzt. Nur so konnte ein zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit unter Berücksichtigung des in der Bekleidung enthaltenen Wassers sinnvolles Modell angegeben werden. Die Grenzen des Rechenprogramms treten nämlich bei der Berücksichtigung von Verdampfungsvorgängen auf, wo das zugrundegelegte Rechenmodell der lokalen Knotenverdampfung ohne Berücksichtigung der Masse-Transportvorgänge die tatsächlichen physikalischen Vorgänge nur unvollständig simuliert.

Das Haupteinsatzgebiet des Rechenprogramms IOPT2D liegt also in der Ermittlung von unbekannt thermischen Stoffeigenschaften oder Größen und in der Berechnung der Temperaturverteilung in Bauteilen. Damit ist an brandbeanspruchten Stahlbauteilen bereits eine Beurteilung und Übertragbarkeit von Prüfergebnissen innerhalb der EG

möglich. Zur Beurteilung der Brandbeanspruchung in verschiedenen Brandprüföfen für Stützen und Träger kann auch der von der BAM in einem EU-Forschungsvorhaben „Harmonisation of Fire Resistance Testing: Thermal Aspects“ entwickelte spezielle Kalibrierkörper dienen (Schriever, Müller, Rudolphi, 1999). Aus den mit dem Kalibrierkörper gemessenen Temperatur-Zeit-Kurven können dann mit Hilfe des vorliegenden Rechenprogramms die Wärmeübergangsverhältnisse im Brandprüföfen ermittelt werden. Dies scheint ebenfalls ein gangbarer Weg zur Verallgemeinerung von Brandprüfergebnissen innerhalb der EG zu sein.

8 Literaturverzeichnis

DIN 4102 Teil 4, März 1994:

Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile

Dusinberre, G.M.:

Heat-Transfer Calculations by Finite Differences
Internat. Textbook Company, Scranton (Pennsylvania), 1961

Eurocode 3

Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten
Teil 1.2.: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall
Ref.No ENV 1993-1-2 : 1995 D

Gear, C.W.:

Numerical Initial Value Problems in Ordinary Differential Equations
Prentice-Hall, Englewood Cliffs (New Jersey), 1971

Gear, C.W.:

The Automatic Integration of Ordinary Differential Equations
Communications of the ACM 14 (1971), Nr. 3, S. 176-179

Grigorieff, R.D.:

Numerik gewöhnlicher Differentialgleichungen
Band 1: Einschrittverfahren
B.G. Teubner, Stuttgart, 1972
Band 2: Mehrschrittverfahren
B.G. Teubner, Stuttgart, 1977

Hamann, J.; Müller, R.; Rudolphi, R.; Schriever, R.; Wickström, U.:

Anwendung von Temperaturfeld-Berechnungsprogrammen auf kritische Referenzbeispiele des Brandschutzes
BAM-Forschungsbericht 229
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin, 1999

Hindmarsh, A.C.:

GEAR: Ordinary Differential Equation System Solver
Report UCID-30001, Rev. 3
Lawrence Livermore Laboratory, Livermore, 1974

Hindmarsh, A.C.:

GEARB: Solution of Ordinary Differential Equations Having Banded
Jacobian
Report UCID-30059, Rev. 1
Lawrence Livermore Laboratory, Livermore, 1975

ISO 834 Part 1, 1995:

Fire Resistance Tests - Elements of Building Construction - General
Requirements to Fire Resistance Testing

Knublauch, E.; Rudolphi, R.; Stanke, J.:

Theoretische Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer von Stahlstützen.
Teil 1: Berechnung der Stahltemperatur von Stahlstützen
Teil 2: Bestimmung der kritischen Stahltemperatur
Der Stahlbau 43 (1974), Heft 6, S.175-182; Heft 8, S.249-254

Liebau, F.; Rudolphi, R.:

Berechnung von Temperatur- und Wärmestromverteilungen mittels
algebraischer Mehrgittermethoden auf der Basis der Methode der finiten
Volumen bei allgemeiner Triangulierung mit Winkeln über 90°
BAM-Forschungsbericht Nr. 227
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin, 1998

Marsal, D.:

Die numerische Lösung partieller Differentialgleichungen in Wissenschaft
und Technik
B.I. - Wissenschaftsverlag, Mannheim, Wien, Zürich, 1976

Müller, R.:

Ein numerisches Verfahren zur simultanen Bestimmung thermischer
Stoffeigenschaften oder Größen aus Versuchen. Anwendung auf das
Heißdraht-Parallelverfahren und auf Versuche an Hausschornsteinen
Dissertation, TU Clausthal, 1989 bzw.
Forschungsbericht 185
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1992

Müller, R.; Rudolphi, R.:

Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen im Kleinprüfstand
(Vergleichsversuche)
Forschungsbericht 84
Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin, 1982

Müller, R.; Rudolphi, R.:

Berechnung des Wärmedurchlaßwiderstandes und der Temperaturverteilung im Querschnitt von Hausschornsteinen nach DIN 18160 Teil 6 mit abgedruckten FORTRAN-Sourcelistings sowie unter MS-DOS lauffähigen Programmen und kompletten Anwendungsbeispielen auf Diskette
Forschungsbericht 159
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 1989

Pan, Z.-F.; Schriever, R.; Bock, H.M.; Korzen, M.:

Comparison of the Temperature Distribution in Isolated Steel Columns Tested in Two Furnaces
Fire Technology, Vol. 33 (1997), No. 4, S. 316-335

Raznjevic, K.:

Handbook of Thermodynamic Tables and Charts.
Washington, London: Hemisphere Publishing Corporation bzw.
New York: McGraw-Hill Book Company, 1976

Rudolphi, R.:

Zur rechnerischen Übertragbarkeit der Ergebnisse von Brandprüfungen am Beispiel von Stahl- und Holzstützen
Dissertation, Technische Universität Berlin, 1979 bzw.
Forschungsbericht 72
Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin, 1980

Rudolphi, R.:

Anspruchsvolle dreidimensionale Temperaturberechnungen bei instationären Randbedingungen
wksb 43 (1998), H. 41, S.40-46

Rudolphi, R.:

Fortschritte bei bauphysikalischen Temperatur- und Wärmebrückenberechnungen. In: Ingenieur-Hochbau; Berichte aus Forschung und Praxis; Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr. Erich Cziesielski (am 26. April 1998)
Düsseldorf: Werner-Verlag (1998) S. 81-91

Rudolphi, R.; Knublauch, E.:

Ein Verfahren zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer von Stahlbauteilen. In: Beiträge zur Theorie des baulichen Brandschutzes. Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften, Reihe 5, Nr.10, S. 41-90
Düsseldorf: VDI-Verlag, 1970

Rudolphi, R.; Kownatzki, B.:

Rechenprogramm INSTATCP für 3D-Temperaturberechnungen bei instationären Randbedingungen unter Delphi und Windows
http://www.bam.de/a_viii/calcfire/project.html
April 1999

Rudolphi, R.; Müller, R.:

ALGOL-Computerprogramm zur Berechnung zweidimensionaler instationärer Temperaturverteilungen mit Anwendungen aus dem Brand- und Wärmeschutz

Forschungsbericht 74

Bundesanstalt für Materialprüfung, Berlin, 1980

Schriever, R.; Müller, R.; Rudolphi, R.:

A Calibration Element for Fire Resistance Furnaces, Testing Specimen Totally Engulfed in Fire. 8. International Fire Science and Engineering Conference. Conference Proceedings Interflam '99, Vol. 2, S.1057- 1068

Edinburgh, Scotland, 29. Juni bis 1. Juli 1999

Schwarzott, W.:

Ein Elementverfahren zum Berechnen von Temperaturfeldern

Forsch. Ing. Wesen 38 (1972), Nr. 6, S.165-171

Siegel, R.; Howell, J.R.; Lohrengel, J.:

Wärmeübertragung durch Strahlung

Teil 1 : Grundlagen und Materialeigenschaften

Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1988

Siegel, R.; Howell, J.R.; Lohrengel, J.:

Wärmeübertragung durch Strahlung

Teil 2 : Strahlungsaustausch zwischen Oberflächen und in Umhüllungen

Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1991

Späth, H.:

Algorithmen für multivariable Ausgleichsmodelle

R. Oldenbourg Verlag, München, Wien, 1974

Stoer, J.:

Einführung in die Numerische Mathematik I

Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1972

Stoer, J.; Bulirsch, R.:

Einführung in die Numerische Mathematik II

Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1978

VDI – Wärmeatlas:

Berechnungsblätter für den Wärmeübergang, 4. Auflage

VDI-Verlag, Düsseldorf, 1984

Wagner, A.:

Nichtstationäre Methode zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit, Temperaturleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität nichtmetallischer Baustoffe

Dissertation, TU Berlin, 1977

Witteveen, J.:

Brandveiligheid Staalconstructies

Centrum Bouwen in Staal, Rotterdam, 1966. Insbesondere S.51-89

Eine erweiterte Beschreibung der Grundlagen und Anwendungen enthält

Twilt, L.; Witteveen, J.:

Brandveiligheid Staalconstructies

Staalcentrum Nederland

Staalbouwkundig Genootschap, 1980

