

Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten

T 2563

T 2563

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

Bergische Universität Wuppertal
MPA Braunschweig
Kersken + Partner

SCHLUSSBERICHT

**Forschungsvorhaben
(F-90/1)**

Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten

Forschungsvorhaben der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung,
mit finanzieller Förderung durch das Deutsche Institut für Bautechnik

Bearbeiter

Prof. Dr. W. Klingsch, M. Tavakkol-Khah
Dr. J. Wesche
Dr. M. Kersken-Bradley

November 1993

Zusammenfassung

Bei diesem Forschungsvorhaben geht es um die Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten im Sinne von Temperaturprofilen und mittleren Querschnittstemperaturen.

Im Teil 1 wurden Formulierungen entwickelt, die für die brandschutztechnische Bemessung nach Eurocode 5 geeignet sein sollten. Die Ergebnisse, wie sie nunmehr auch in Eurocode 5 übernommen wurden, sind hinsichtlich ihrer Ableitungen und Annahmen im Sinne einer Dokumentation zum Code beschrieben. Ferner wird die Auswirkung von Annahmen bei den Bruchdehnungen bei Querschnittsberechnungen mittels Temperaturprofilen gezeigt.

Im Teil 2 wurde ein Simulationsmodell entwickelt, das die Berechnung von Abbrandgeschwindigkeiten und Temperaturprofilen erlaubt. Dabei wird der instationäre Wärme- und Massentransport im Holzquerschnitt unter Berücksichtigung der Feuchtigkeit und der thermischen Eigenschaften von Holz sowie der pyrolytischen Zersetzung der Randzonen bestimmt. Die Ergebnisse des Modells sind in guter Übereinstimmung mit Meßwerten. Das Modell kann für Brandbeanspruchung nach ETK aber auch für natürliche Brände angewendet werden.

Summary

This research project deals with the development of temperatures in timber members exposed to fire in terms of temperature profiles and average sectional temperatures.

The task in part 1 was to elaborate formulations which would be adequate as a basis of design for Eurocode 5. The results, as they are now included in Eurocode 5, are described with regard to their derivations and assumptions, giving the documentation to the Code in this respect. In addition, the effects of model assumptions on the ultimate strain when analysing sections with temperature profiles are investigated.

In part 2 a computer model for simulating charring depths and temperature profiles was developed. The model is based on the instationary heat and mass transfer in crosssections in fire exposure accounting for humidity, the thermal properties of timber and the pyrolysis of material. The results are supported by measurements. The model can be applied for standard fire conditions and for natural fires.

Resumé

L'objet de cet projet est le développement de la température dans les éléments du bois exposés au feu. Les températures sont exprimées par le profil de température et la température moyenne dans la section.

Dans la première partie, nous avons développé la représentation de la température, qui est juste comme une base pour justification en regard de Eurocode 5. Les résultats, qui maintenant sont inclus dans Eurocode 5, sont décrits avec leurs dérivations et suppositions. Cette description, d'abord, forme la documentation pour le code. De plus, nous avons examiné les effets des modèles pour la déformation de la rupture; cette question arrive, quand on calcule la section avec le profil de température.

Dans la deuxième partie nous avons développé un modèle numérique pour calculer la combustion et la température du bois. Le modèle considère le transport de chaleur et des masses dans les sections, l'humidité et les propriétés thermiques du bois et la pyrolyse du matériau. Les résultats sont supportés par les données des essais. Le modèle est applicable au feu standard et au feu naturel.

Danksagung

Unser besonderer Dank für die finanzielle Unterstützung zur Durchführung dieses Forschungsvorhabens gilt der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, München sowie dem Deutschen Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeiner Teil

Ausgangssituation

Im Rahmen der Arbeiten zur Überarbeitung von DIN 4102 Teil 4 und zum brandschutztechnischen Teil von Eurocode 5 wurde festgestellt, daß die vorliegenden Untersuchungen nicht ausreichen, um die Temperaturverteilung in Holzquerschnitten ausreichend zuverlässig angeben zu können. Dabei ging es einerseits um einen einfachen, für die Normungsarbeit geeigneten Ansatz, andererseits um wissenschaftliche Grundlagen.

Aufgabenstellung

Es galt, Verfahren für die Ermittlung der Temperaturverteilung in brandbeanspruchten Querschnitten bzw. geeignete Beschreibungen hierfür zu erarbeiten. Das Vorhaben wurde in zwei Teilen durchgeführt:

- Teil 1: Vereinfachte Ansätze für Bemessungsnormen
(Projektleitung: Kersken)
- Teil 2: Rechenmodell zur thermischen Querschnittsanalyse
(Projektleitung: Klingsch)

Dabei ging es in Teil 1 um einen möglichst einfachen Ansatz, der wissenschaftlich nicht sehr genau sein muß, der aber, zusammen mit den gewählten Bemessungsverfahren, zu logischen Ergebnissen führt, die mit der bisherigen Versuchserfahrung übereinstimmen.

Im Teil 2 sollten wissenschaftliche Grundlagen erarbeitet werden, die in ein Modell für die thermische Analyse einfließen sollten. Solche Modelle zur Bestimmung von Querschnittstemperaturen sind für Stahl und Beton verbreitet, für Holz liegen nur wenige Vorarbeiten vor. Das Rechenmodell ist insbesondere für die Beurteilung des Brandverhaltens von Holz bei natürlichen Bränden von Bedeutung.

Umsetzung

Die Ergebnisse dieser Arbeit (Teil 1) wurden als Berechnungsgrundlagen für die (indirekt enthaltenen) Holztemperaturen in Eurocode 5 übernommen.

Teil 1:

Vereinfachte Ansätze für Bemessungsnormen

Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung.....	6
1.1 Bemessungsverfahren.....	6
1.2 Abbrandraten.....	7
1.3 Wofür man Holztemperaturen benötigt.....	8
2. Bisherige Ansätze zu Holztemperaturen.....	8
3. Entwicklung der neuen Beziehung.....	9
3.1 Tendenzielles Temperaturverhalten.....	9
3.2 Temperatur-Profil.....	9
3.3 Mittlere Querschnittstemperaturen.....	12
3.4 Modifikation für kleine Branddauern.....	14
3.5 Vergleiche.....	15
4. Umsetzung in die Bemessung.....	17
4.1 Festigkeitseigenschaften.....	17
4.2 Festigkeitsabnahme entlang des Temperaturprofils.....	18
4.3 T _m -Verfahren.....	19
4.4 Δd-Verfahren.....	20
5. "Genauere" Querschnittsfestigkeiten.....	21
5.1 Grundannahme beim T _m -Verfahren.....	21
5.2 Bruchdehnung.....	21
5.3 Querschnittsfestigkeiten.....	22
5.4 Folgerungen.....	27
6. Zusammenfassung.....	28
7. Verweise.....	29

1. Einleitung

1.1 Bemessungsverfahren

Bei Brandbeanspruchung von Holzbauteilen kommt es zu folgenden Erscheinungen:

1. Abbrand des Holzes an ungeschützten Oberflächen mit einer Abbrandrate v [mm/min]
2. Temperaturerhöhung im Querschnitt, d.h. Ausbildung eines relativ steilen Temperaturgradienten von der heißen Oberfläche zur kühleren Querschnittsmitte
3. Temperaturabhängige Abminderung von Festigkeits- und Verformungseigenschaften

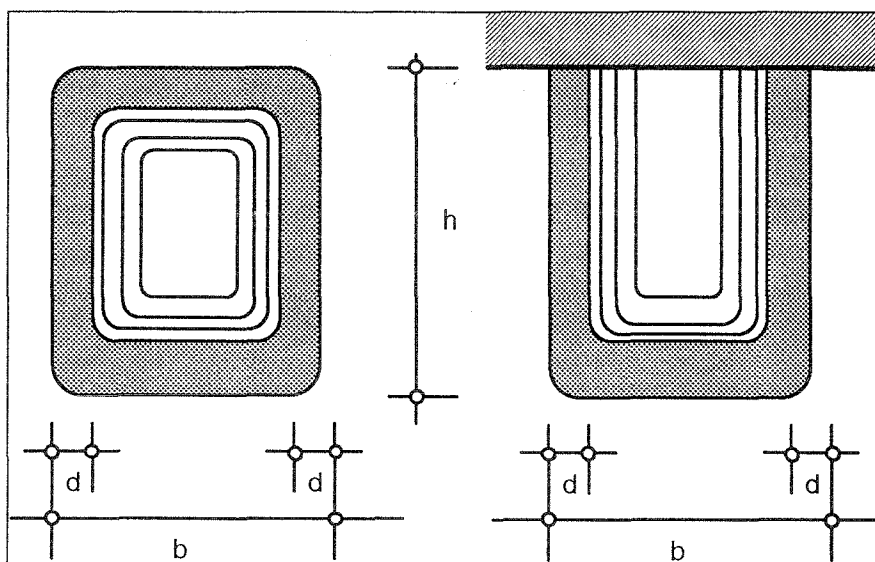


Bild 1.1 Abbrand und Temperaturgradienten beim 3-seitig und 4-seitig beanspruchten Holzquerschnitt

Ausgehend von einer Abbrandrate v [mm/min] und der so bestimmten Abbrandtiefe nach t Minuten

$$d = d(t) = v \cdot t \text{ [mm]}$$

kann eine brandschutztechnische Bemessung von Holzbauteilen anhand von zwei vereinfachenden rechnerischen Verfahren erfolgen (neben möglichen FE-Verfahren) [2]:

Verfahren a)

Der Restquerschnitt wird aufgrund vorgenannter Abbrandtiefe bestimmt, z. B. für 4-seitige Brandbeanspruchung eines Rechteckquerschnitts:

$$b_r = b(t) = b - 2 d$$

$$h_r = h(t) = b - 2 d$$

Für diesen Restquerschnitt werden (indirekt) Temperaturen ermittelt, anhand derer dann die temperaturabhängigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften bestimmt werden. Mit diesen Eigenschaften erfolgt der Tragfähigkeitsnachweis mit den im Brandfall maßgebenden Randbedingungen und Lasten. Dieses Verfahren ist identisch mit den Grundlagen zu [1] und [2]. Es wird im Weiteren als T_m -Verfahren bezeichnet.

Verfahren b)

Es werden keine temperaturabhängigen Festigkeits- und Verformungseigenschaften ermittelt; dafür wird die Abbrandtiefe d um einen Betrag Δd erhöht, so daß der Restquerschnitt, z. B. bei 4 -seitiger Brandbeanspruchung, wie folgt bestimmt wird:

$$b_r = b(t) = b - 2 d - \Delta d$$

$$h_r = h(t) = b - 2 d - \Delta d$$

Für diesen kleineren Restquerschnitt werden die Festigkeits- und Verformungseigenschaften wie bei der normalen Bemessung angesetzt und der Tragfähigkeitsnachweis erfolgt wie vor, mit den im Brandfall maßgebenden Randbedingungen und Lasten. Dieses vereinfachte Verfahren wurde nur in [2] aufgenommen. Es wird als Δd -Verfahren bezeichnet.

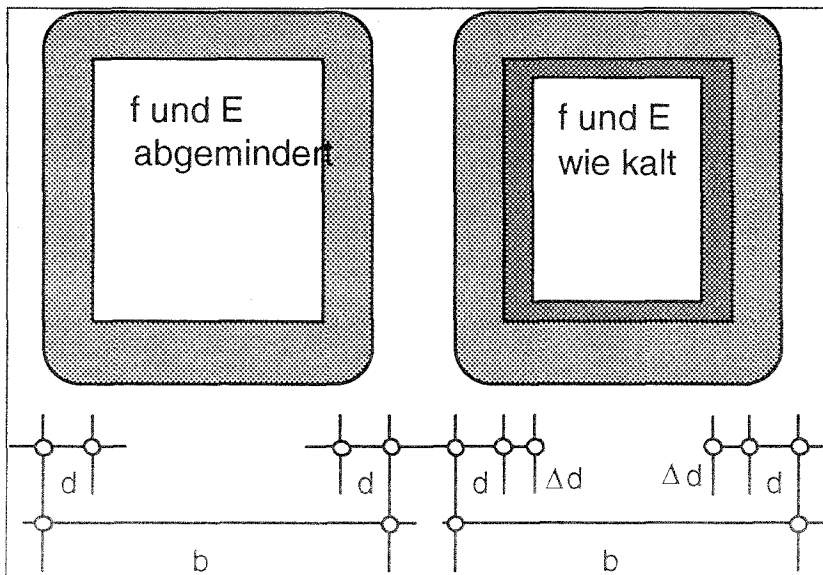


Bild 1.2 Darstellung Verfahren a) und b)

1.2 Abbrandraten

Für Untersuchungen zu Holztemperaturen muß die (rechnerische) Abbrandrate festgelegt sein, da erst unterhalb der Abbrandtiefe d die Temperaturen für Festigkeitsberechnungen von Belang sind.

Abbrandraten hängen ab von der Neigung der Oberfläche zur Flamme, von der Holzfeuchtigkeit, der Dauer der Beflammung, ggf. auch von der Verformung. Es wird in [1] und [2] vereinfachend von einheitlichen Abbrandraten ausgegangen und zwar

$v = 0.8 \text{ mm/min}$ für Vollholz (NH)
 $v = 0.7 \text{ mm/min}$ für Brettschichtholz

wobei in [2] noch weitere Differenzierungen vorgenommen werden. Bei diesen rechnerischen Abbrandraten wird davon ausgegangen, daß sie auf der sicheren Seite liegen, d.h. tatsächliche Abbrandtiefen sind etwas geringer. Ein wesentlicher Beitrag für die Bestätigung bzw. Festlegung der Abbrandraten wurde in dem Vorhaben [3] geliefert.

1.3 Wofür man Holztemperaturen benötigt

Angaben über Holztemperaturen benötigt man mithin

- a) für die bestimmung abgeminderter Festigkeiten im T_m -Verfahren
- b) als Grundlage zur Bestimmung des erhöhten Abbrands im Δd -Verfahren
- c) und auch für die in [2] eröffnete Möglichkeit "genauerer" Nachweise.

2. Bisherige Ansätze zu Holztemperaturen

Schon in [5] wurde eine Abschätzung zur Bestimmung von mittleren Querschnittstemperaturen T_m in Stützen angegeben, die allerdings nur für bestimmte Dimensionen plausible Temperaturen lieferte:

$$T_m = [20 + 1.67 t] (d_{gr}/d)^{1/v} \quad (2.1)$$

mit $d_{gr} = 14 - 2 v t > 0$ [v in cm/min]
 t Branddauer in min.
 v Abbrandrate in mm/min
 d Stützendicke in cm

Alternativ zu dieser Temperaturabschätzung wurde in [4] auch vorgeschlagen, generell von einer mittleren Temperatur von 100°C auszugehen, eine Annahme, die für massige Querschnitte sehr auf der sicheren Seite liegt. Demgegenüber wurden bei Trägern - in Verbindung mit höheren Abbrandraten - Temperaturerhöhungen nicht berücksichtigt.

Für die ersten Entwürfe des EC 5 und als Grundlage für Neuentwurf von DIN 4102 Teil 4 [1] wurde die folgende Beziehung gemäß Gl. (2.2) entwickelt:

$$T_m = \left(1 + \chi \frac{b}{h}\right) \left(20 + \frac{180 \cdot (v \cdot t)^\alpha}{(1-\alpha)(0.5 \cdot b - v \cdot t)} \left[(0.5 \cdot b)^{1-\alpha} - (v \cdot t)^{1-\alpha}\right]\right) \leq 200^\circ\text{C} \quad (2.2)$$

mit $\alpha = 0.4 t^{0.62}$

b	kleinere Querschnittsabmessung [mm]	
h	größere Querschnittsabmessung [mm]	
v	Abbrandrate [mm/min]	
t	Branddauer [min]	
χ	= 0.4	bei 4-seitiger)
	= 0.25	bei 3-seitiger)
	= 0	bei 2-seitiger)

Brandbeanspruchung

Ab $t = 10$ Minuten liefert die Beziehung plausible Werte, die auch hier wieder bestätigt werden konnten. Wegen der Kompliziertheit der Formel, die ein nicht vorhandenes Maß an Genauigkeit suggeriert, bestand keine Chance, diesen Ansatz in [2] beizubehalten. Daher mußte ein einfacherer Ansatz gefunden werden, der dann auch für kleine Branddauern vernünftige Werte liefern sollte.

Da Gl. (2.2) Grundlage ist für die Lösungen in DIN 4102 Teil 4 [1,4], galt es in diesem Vorhaben, nicht nur eine bessere Eingrenzung der Holztemperaturen zu finden. Zusätzlich bestand der Zwangspunkt die Lösungen der DIN 4102 Teil 4 [1], welche die deutsche Prüferfahrung gut wiedergeben, möglichst genau nachzubilden.

3. Entwicklung der neuen Beziehung

3.1 Tendenzielles Temperaturverhalten

Aufgrund einer Sichtung von Meßwerten [3, 5, 6] konnten folgende Tendenzen festgestellt werden

a) der Temperaturgradient am brandbeanspruchten Rand ist näherungsweise unabhängig von der Querschnittsgröße, sofern der Restquerschnitt ausreicht um eine gegenseitige Beeinflussung gegenüberliegender Ränder zu verhindern

b) der Temperaturgradient ist geringfügig abhängig von der Branddauer, d.h. er wird mit zunehmender Branddauer flacher (siehe auch Teil 2).

c) Unter der Voraussetzung von a) gilt, daß näherungsweise in einer nahezu konstanten Tiefe " a^* " unterhalb der Verkohlungsfront die Ausgangstemperaturen nicht überschritten werden, dabei beträgt diese Tiefe $a^* = 30 \dots 40$ mm [4]. Dies gilt zumindest für einen Zeitraum mehr als 15 ... 30 Minuten.

Eine weitere Bestätigung dieser Tendenzen erfolgt durch Messungen im Rahmen des Vorhabens "Vergleichsrechnungen" [7, 8].

3.2 Temperatur-Profil

Ausgangspunkt war zunächst ein qualitatives Temperaturprofil gemäß Bild 3.1, das unter der Verkohlungsfront, d.h. in der Tiefe d^* unter der ursprünglichen Oberfläche, Temperaturen in der Größenordnung von etwa 300°C aufweist und bei ausreichender Dicke des Restquerschnitts im Abstand a^* von der Verkohlungsfront etwa die Ausgangstemperatur erreicht.

In Teil 2 wird auf eine mit der Zeit abnehmende Temperatur unter der Verkohlungsline hingewiesen. Da für die Bemessung nur Temperaturen bis 200°C von Belang sind, wird dieser Effekt im Rahmen des einfachen Modells nicht berücksichtigt.

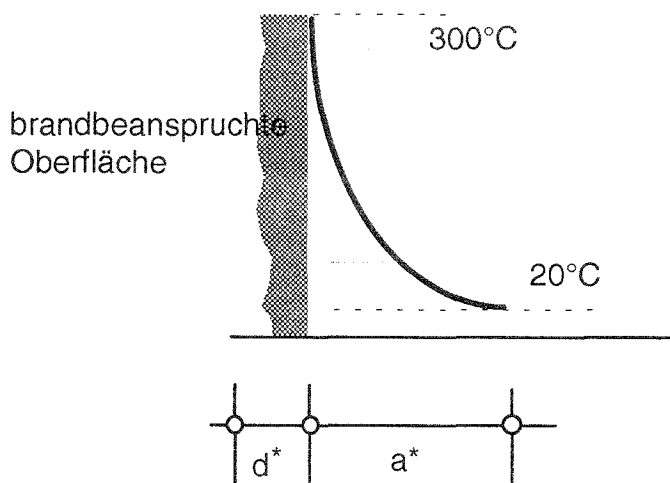


Bild 3.1 Temperaturprofil (qualitativ)

Für die erforderliche Genauigkeit bei der brandschutztechnischen Bemessung soll eine einfache Darstellung genügen mit den Parametern nach Bild 3.2:

- Abstand a von der Abbrandtiefe bei der die Ausgangstemperatur Θ_0 noch vorherrscht ($\Theta_0 = 20^\circ\text{C}$)
- Temperatur $\Theta_0 + \Delta\Theta$ in der rechnerischen Abbrandtiefe d ($x=0$)

Bedingung für die rechnerische Form des Profils ist, daß sich mittlere Querschnittstemperaturen nach Integration über das Profil (über den Querschnitt) mit einem relativ einfachen Ausdruck beschreiben lassen. Hierfür mußten verschiedene Profil-Ansätze überprüft, d.h. wie in Abschnitt 3.3 für das gewählte Profil gezeigt, durchgerechnet werden. Diese "Übungen" mit den verschiedenen Ansätzen werden hier nicht dargestellt; nur das schließlich gewählte Profil wird nachfolgend vorgestellt:

$$\Theta(x) = \Theta_0 + \Delta\Theta \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \quad (3.1)$$

Zum Vergleich, der Gradient der den ersten EC 5 Entwürfen zugrundelag und in [1] aufgenommen wurde:

$$\Theta(x) = \Theta_0 + \Delta\Theta \left(\frac{v \cdot t}{x}\right)^\alpha \quad (3.2)$$

wobei $\alpha = 0.4 t^{0.62}$. Als mehr-parametrische Darstellung kann naturgemäß eine bessere Anpassung des Gradienten erfolgen - mit dem Nachteil entsprechend komplizierter Ausdrücke für mittlere Temperaturen, vgl. Gl. (2.2). Siehe aber auch Abschnitt 3.4.

Mit Gl. (3.1) wird der tatsächlich etwas steilere Gradient unmittelbar unter der Verkohlungsfront nicht ganz korrekt wiedergegeben; dies wird jedoch wie folgt ausgeglichen:

Es ist zu berücksichtigen, daß die rechnerische Abbrandtiefe d gegenüber der "tatsächlichen" Abbrandtiefe d^* etwas vergrößert ist ($d > d^*$), so daß in der rechnerischen Abbrandtiefe Temperaturen kleiner als 300°C anzusetzen sind. Bei Ansatz von 200°C , d.h.

$$\Delta\theta = 180^\circ\text{C} \quad a = 0.025 \text{ m} \quad (t \geq 15 \text{ min})$$

wird

$$\begin{aligned} \theta(x=0) &= 200^\circ\text{C} \\ \theta(x=-0.05) &= 300^\circ\text{C} \end{aligned}$$

Somit wird eine Differenz zwischen rechnerischer Abbrandtiefe d und tatsächlicher Tiefe d^* von etwa 5 mm unterstellt. Diese erscheint etwas groß; sie gleicht jedoch den zuvor erwähnten tatsächlich steileren Gradienten unmittelbar unter der Verkohlungsfront aus.

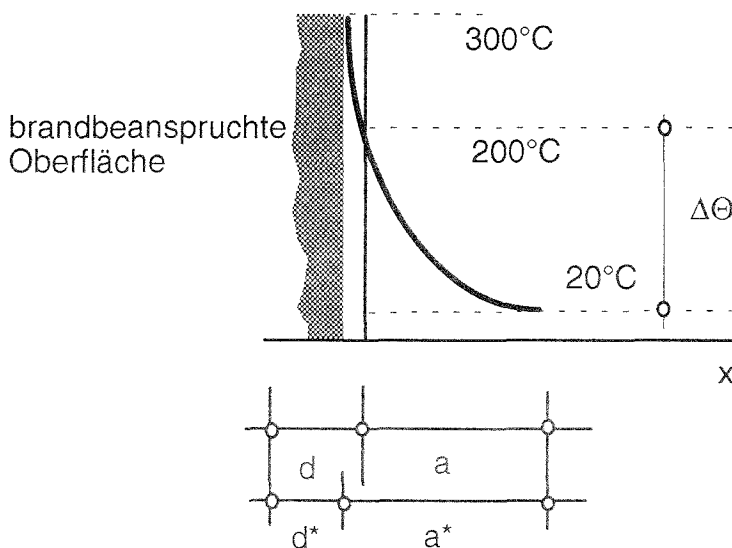


Bild 3.2 Festgelegtes Temperaturprofil

Für Restquerschnitte mit Abmessungen $b_r < 2a$ oder $h_r < 2a$ kommt es im Querschnittsinnern zu einer rechnerischen Überlagerung der Wärmeströme.

Ausgehend von Gl.(3.1) kann der Gradient in kleinen Querschnitten wie folgt modelliert werden:

$$\Theta(x) = \Theta_0 + \Delta\Theta_m \left(1 - 2\frac{x}{a} + 2\frac{x^2}{b_r a}\right)$$

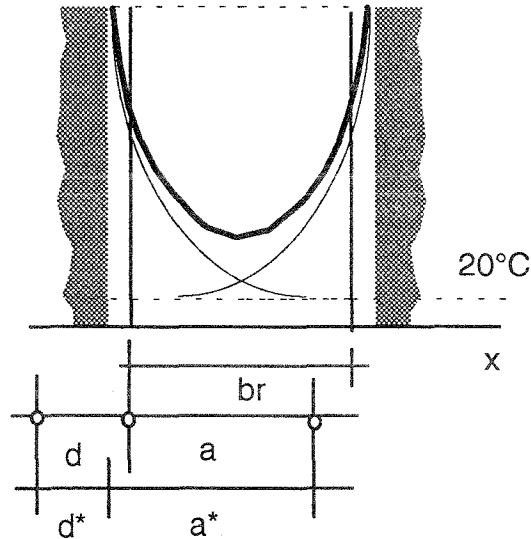


Bild 3.3 Modell für kleine Querschnitte

Für die Bestimmung mittlerer Temperaturen bzw. Festigkeitseigenschaften ist der Ansatz nicht erforderlich (vgl. Abschnitt 4.2), so daß dieses Modell nur für kleine Querschnitte, die nach dem T_m -Verfahren oder mit "genaueren" Verfahren bewertet werden, aktuell wäre.

Die weiteren Überlegungen gelten zunächst unabhängig von der zahlenmäßigen Festlegung der Parameter, da mit den Parametern nicht nur Meßergebnisse gut wiedergegeben werden sollen, sondern auch - in Verbindung mit Verfahren a) auch die Lösungen von [1].

3.3 Mittlere Querschnittstemperaturen

Die Abmessungen des Restquerschnitts bei 4-seitiger Beanspruchung sollen sein

$$b_r > 2 a \quad h_r > 2 a$$

Der Krümmungsradius an den Ecken (vgl. Bild 3.4) betrage $r = a$

Hiermit wird die Fläche des Restquerschnitts

$$A_r^* = b_r h_r - 4a^2 + \pi a^2 = b_r h_r - 0.86 a^2 \quad (3.3a)$$

und der Umfang:

$$U_r = 2 (h_r + b_r) - 8 a + 2 a \pi = 2(h_r + b_r) - 1.72 a \quad (3.3b)$$

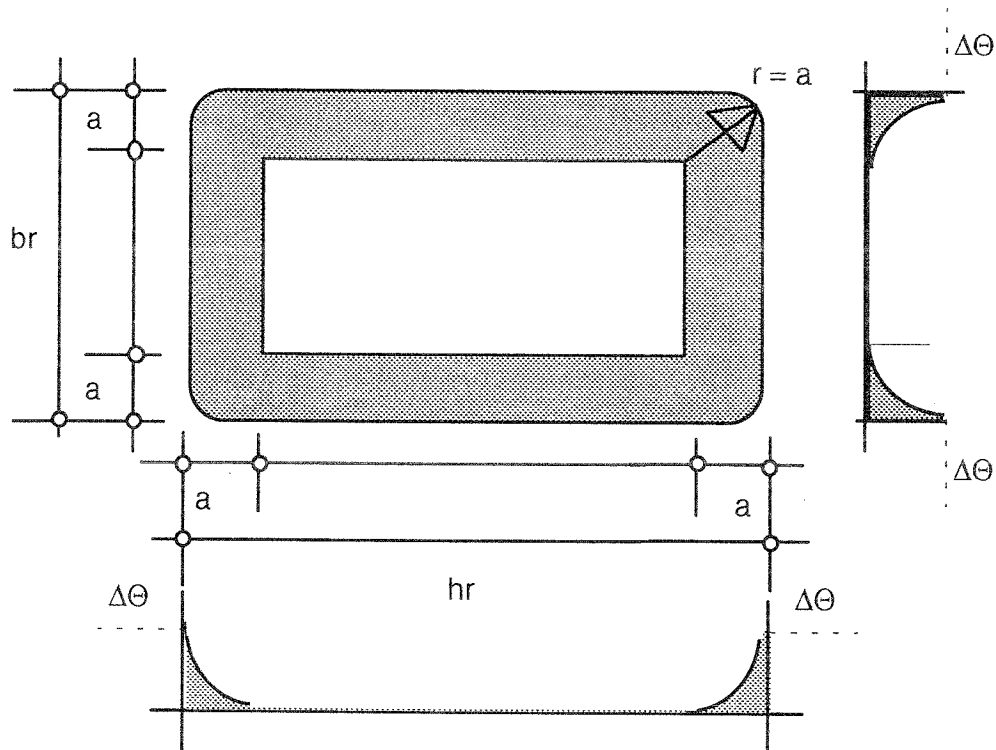


Bild 3.4 Temperaturverlauf über einen 4-seitig beanspruchten Querschnitt

Durch Integration über den Temperaturverlauf nach Bild 3.4 über der Fläche des Restquerschnitts erhält man

$$\begin{aligned}
 \Theta_m &= \Theta_0 + [2 a(h_r - 2a) \Delta\Theta/3 + 2 a(\Delta - 2a) \Delta\Theta/3 + a^2 \pi \Delta\Theta/2] / A_r^* \\
 &= \Theta_0 + a \Delta\Theta [2 h_r/3 + 2 b_r/3 - 8 a/3 + a \pi/2] / A_r^* \\
 &= \Theta_0 + a \Delta\Theta [2(h_r + 2 b_r) - 3.29 a] / 3A_r^* \\
 &= \Theta_0 + a \Delta\Theta [U_r^* - 1.57 a] / 3A_r^* \\
 &< \Theta_0 + \{a \Delta\Theta/3\} U_r^* / A_r^* \tag{3.4}
 \end{aligned}$$

Ersetzt man die "genauen" Querschnittswerte A_r^* und U_r^* durch genäherte Werte

$$A_r = b_r h_r \quad \text{und} \quad U_r = 2(h_r + b_r)$$

erhält man

$$\begin{aligned}
 \Theta_m &= \Theta_0 + \{a \Delta\Theta/3\} [U_r - 3.29 a] / [A_r - 0.86 a^2] \\
 &= \Theta_0 + (0.75 \dots 1.0) \{a \Delta\Theta/3\} U_r / A_r \tag{3.5}
 \end{aligned}$$

für die Grenzen $a/b_r = 0.5 \dots 0.0$. Mit den in Abschnitt 3.2 genannten Parametern

$$\begin{aligned}\Theta_0 &= 20^\circ\text{C} \\ \Delta\Theta &= 180^\circ\text{C} \\ a &= 0.025 \text{ m}\end{aligned}$$

wird

$$\begin{aligned}\Theta_m &= 20 + (0.75 \dots 1.0) \{0.025 \cdot 180/3\} U_r/A_r \\ &= 20 + (1.13 \dots 1.5) U_r/A_r\end{aligned}$$

und somit als mittlere bzw. auf der sicheren Seite liegende Abschätzung

$$\Theta_m = 20 + 1.3 \dots 1.5 U_r/A_r \quad (3.6a)$$

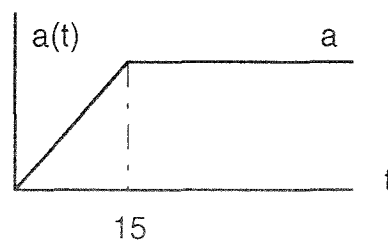
mit U_r/A_r in $[\text{m}^{-1}]$, wie sie EC 5 [2] nunmehr zugrunde liegt. Die Abhängigkeit von U/A ist somit nicht - wie vielfach unterstellt - in Anlehnung an den Profilkoeffizienten des Stahlbaus entstanden, sondern folgt aus der Integration über den Temperaturverlauf im Querschnitt.

Für Querschnitte mit $h \gg b$ wird $U_r/A_r = 2/b_r$
und für Querschnitte mit $h = b$ wird $U_r/A_r = 4/b_r$ bzw. $3/b_r$
für 4-seitige bzw. 3-seitige Brandbeanspruchung

3.4 Modifikation für kleine Branddauern

Beim Temperaturprofil wurde zunächst angenommen, daß es zeitunabhängig ist, d.h. die Ausgangstemperatur wird immer im Abstand a unter der rechnerischen Abbrandtiefe erreicht.

Für Zeitdauern über 15 ... 30 Minuten Brandbeanspruchung ist dies auch näherungsweise zutreffend, nicht aber für kleinere Zeitdauern, die zumindest in Verbindung mit Bekleidungen mit Versagenszeiten $t_f < \text{erf } t_f$ von Bedeutung sein können.



Führt man den Abstand a als Funktion der Branddauer ein: $a(t)$, wird

$$\Theta_m = 20 + a(t) 52 \dots 60 U_r/A_r$$

mit $a(t) \approx d(t) = v \cdot t = 0.8 t$ [mm] wird für $t < 15$ Minuten

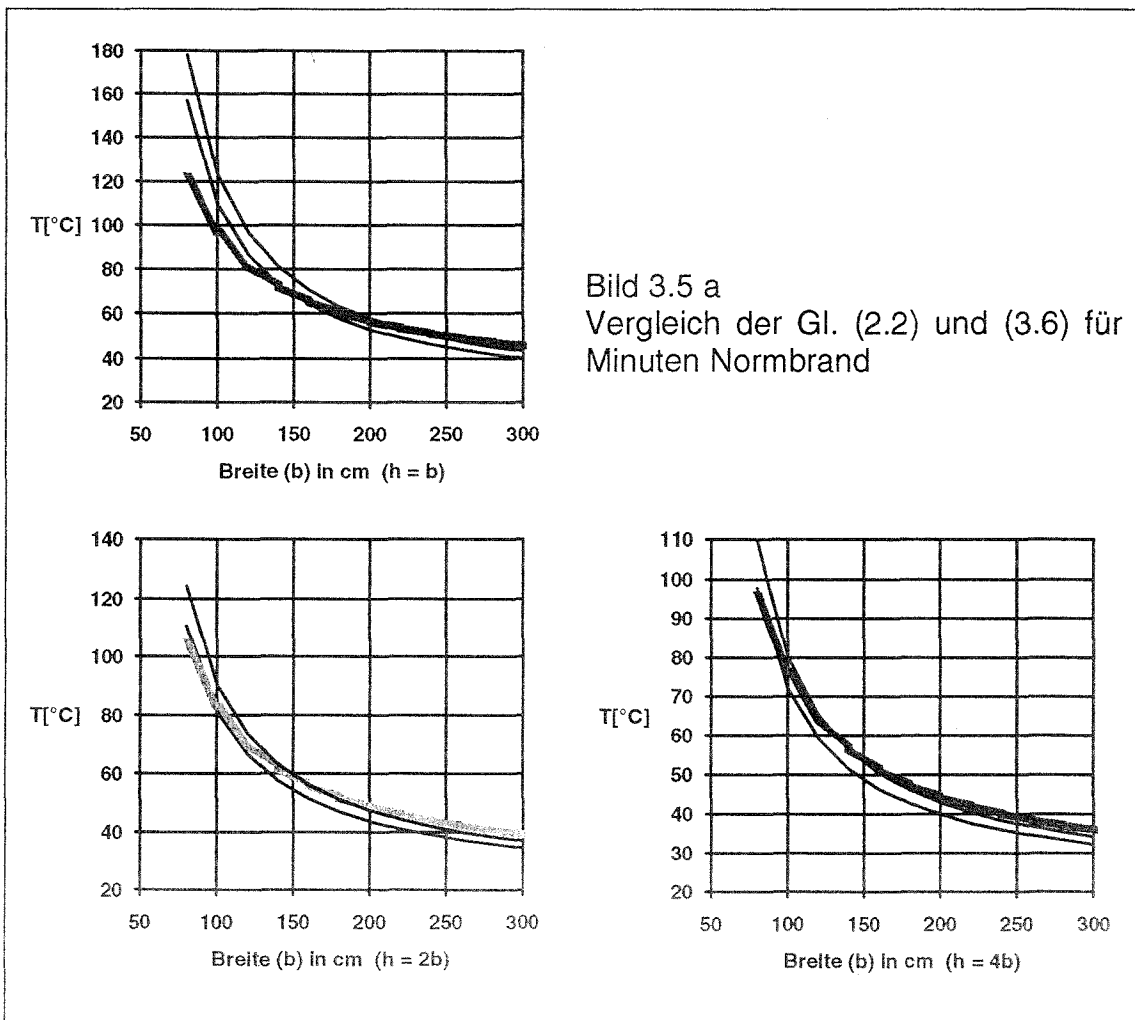
$$\Theta_m = 20 + 0.086 \dots 0.10 t U_r/A_r \quad (3.6b)$$

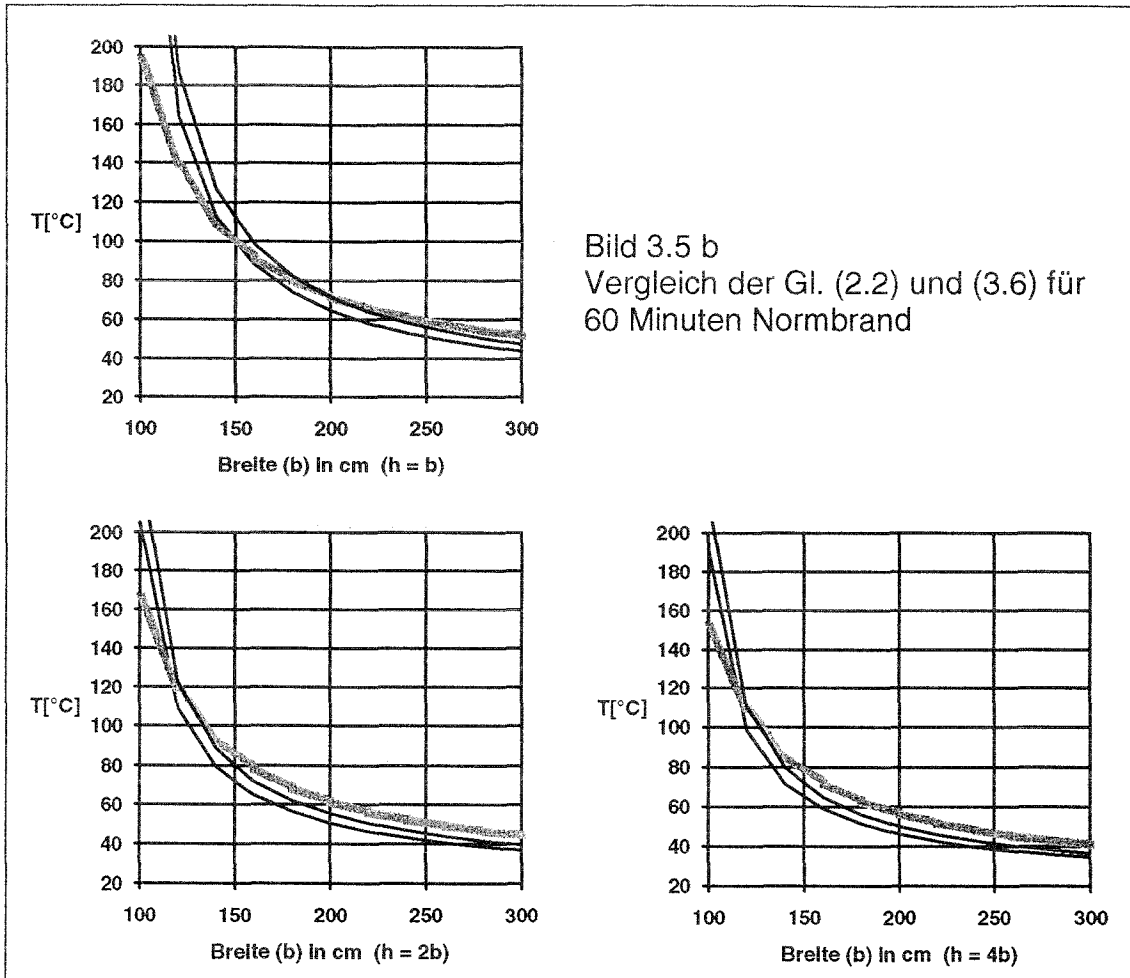
3.5 Vergleiche

Nachfolgend sind in Bild 3.5 mittlere Querschnittstemperaturen nach Gl. (2.2) - dicke graue Linie - mit den Temperaturen nach Gl (3.6), einmal obere und einmal untere Grenze eingetragen - dünne schwarze Linien.

Die Vergleiche erfolgten für einen 4-seitig beanspruchten Querschnitt, mit Abbrandrate 0.7 mm/min für verschiedene Verhältnisse h/b .

Kleine Querschnitte werden etwas ungünstiger, große Querschnitte etwas günstiger bewertet. Beachtet man die geringen Restdicken der kleinen Querschnitte nach 30 und 60 Minuten, erscheinen die neuen Temperaturen angemessener.





In Bild 3.6 ist der Verlauf der mittleren Querschnittstemperatur über die Zeit eingetragen, wobei wieder die dicke graue Linie den Verlauf nach Gl. (2.2) und die dünnen schwarzen Linien den nach Gl. (3.6) darstellen.

Naturgemäß gibt es wegen des diskontinuierlichen Verlaufs von $a(t)$ nach Abschnitt 3.4 einen diskontinuierlichen Verlauf der Temperatur mit der Zeit. Durch Ansatz eines kontinuierlichen Verlaufs für $a(t)$ könnte dieser "Schönheitsfehler" beseitigt werden. Da dieser Umstand bei der Umsetzung in die Bemessung keine Rolle spielt, wurde auf eine Modifizierung von $a(t)$ verzichtet.

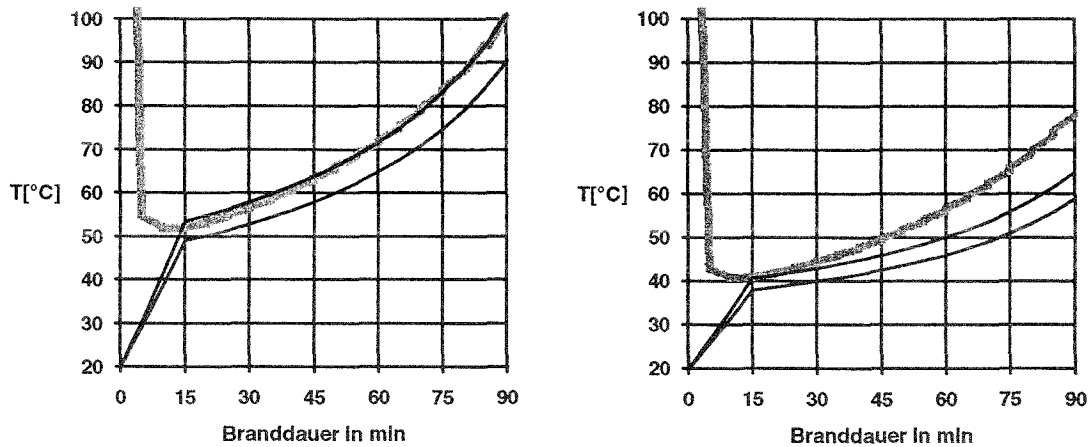


Bild 3.6 a Vergleich der Gl. (2.2) mit (3.6a+b) für $b = 200 \text{ mm}$,
links $h/b = 1.0$ rechts $h/b = 4$

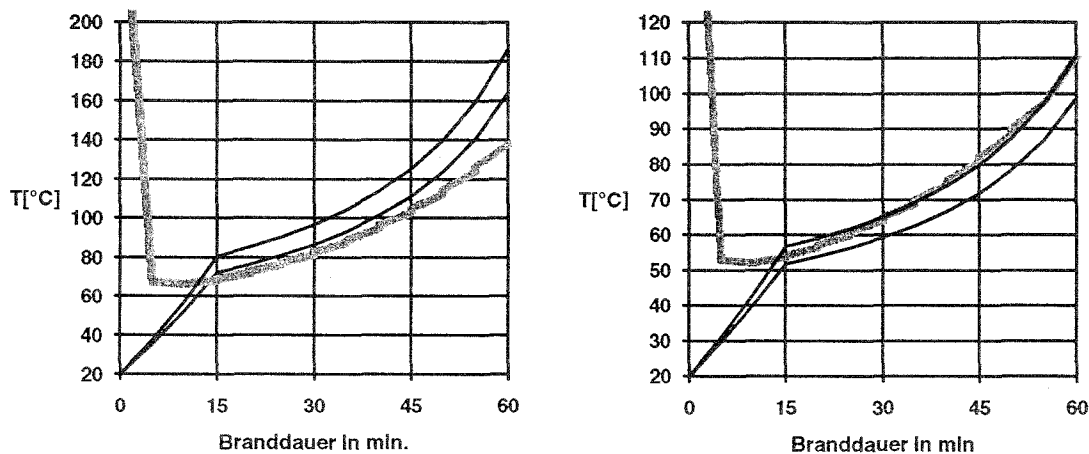


Bild 3.6 a Vergleich der Gl. (2.2) mit (3.6a+b) für $b = 120 \text{ mm}$,
links $h/b = 1.0$ rechts $h/b = 4$

4. Umsetzung in die Bemessung

4.1 Festigkeitseigenschaften

In [9] wurden die Festigkeitseigenschaften von Holz in Abhängigkeit der Temperatur und anderer Parameter untersucht. Die für die Anwendung schon deutlich vereinfachten Ergebnisse sind in Bild 4.1 wiedergegeben. Dabei ist der Einfluß der Feuchtigkeit im Sinne einer baupraktischen Ausgangsfeuchte grob abgedeckt. k_f (bzw. k_E) stellt die auf die Ausgangs-Festigkeit bei 20°C (bzw. das Ausgangs-E-Modul) bezogene Eigenschaft dar.

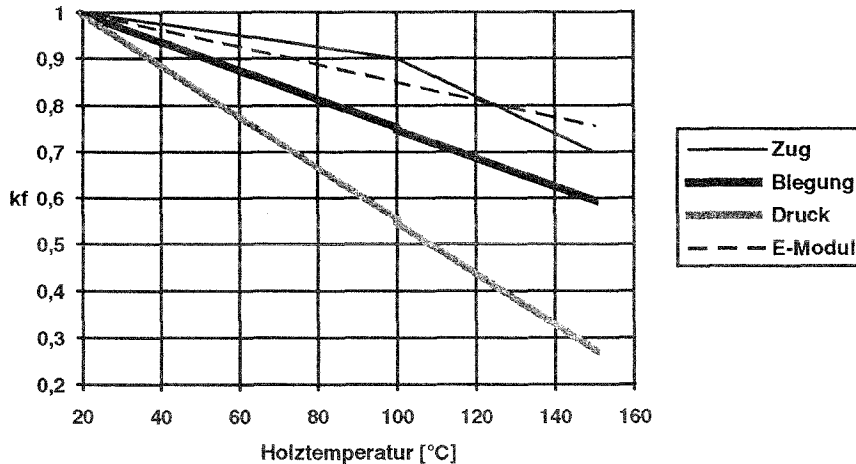


Bild 4.1 Temperaturabhängige Festigkeitseigenschaften

Die lineare Abnahme der Festigkeitseigenschaften mit der Temperatur gemäß Bild 4.1 kann wie folgt geschrieben werden:

$$k_f(\Theta) = 1 - c (\Theta - 20) \quad (4.1)$$

mit

- $c = 1/800$ für Zug ($< 100 \text{ }^\circ\text{C}$)
- $c = 1/320$ für Biegung
- $c = 1/178$ für Druck
- $c = 1/533$ für das E-Modul¹

4.2 Festigkeitsabnahme entlang des Temperaturprofils

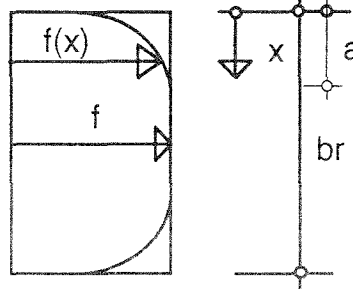
Mit $\Theta(x) = \Theta_0 + \Delta\Theta \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2$

beträgt die Abnahme der Festigkeit entlang des Temperaturprofils

$$k_f(x) = 1 - c \Delta\Theta \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 = 1 - c_0 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \quad (4.2)$$

mit

- $c_0 = 0.23$ für Zug ($< 100^\circ\text{C}$) bzw. 0.40 für den ganzen Bereich
- $c_0 = 0.56$ für Biegung
- $c_0 = 0.99$ für Druck
- $c_0 = 0.34$ für das E-Modul



¹ in [2] identisch mit Zug angesetzt

4.3 T_m -Verfahren

Mit der Beziehung für Θ_m nach Abschn. 3.4 wird

$$k_f = 1 - 1.5 c U_r/A_r = 1 - c^* U_r/A_r \quad (4.3)$$

mit $c^* = 1/330$ für Zug und E-Modul
 $c^* = 1/200$ für Biegung
 $c^* = 1/125$ für Druck

wobei c^* gerundet wurde und die Zugfestigkeit mit dem E-Modul kombiniert wurde. Die resultierenden Beziehungen sind in Bild 4.2 dargestellt, vgl. auch [2]. Dabei könnte für $t < 15$ Minuten anstelle von U_r/A_r

$$(U_r/A_r)^* = 0.7 t (U_r/A_r)$$

gesetzt werden. Dieser Hinweis wurde in [2] vergessen.

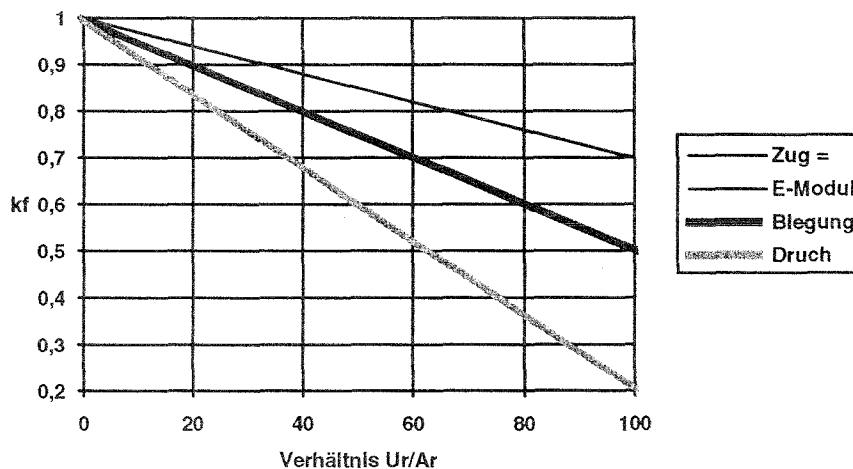


Bild 4.2 Abminderung der Festigkeitseigenschaften in Abhängigkeit des Verhältnisses Umfang/Fläche des Restquerschnittes

Abgeleitet wurden diese Zusammenhänge für

$$h_r > 2 a = 0.05 \text{ m}$$

$$b_r > 2 a = 0.05 \text{ m}$$

Man kann jedoch feststellen, daß man auch für kleinere Restquerschnitte plausible Werte erhält; daher kann auf eine Gültigkeitsgrenze verzichtet werden.

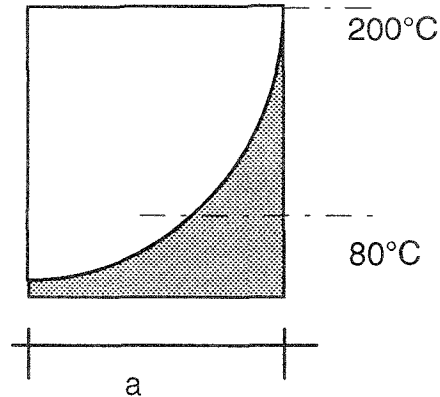
Im Rahmen von [7] wurden - neben den hier durchgeführten unmittelbaren Vergleichen der Querschnittstemperaturen nach Abschnitt 3.6 - Vergleichsrechnungen mit diesen Querschnittstemperaturen durchgeführt. Die Unterschiede zu [1] - aufgrund der Temperaturen - sind geringfügig.

4.4 Δd -Verfahren

Anhand des Temperaturprofils nach Abschnitt 3 kann eine zu Θ_m adequate erhöhte Abbrandtiefe $d + \Delta d$ bestimmt werden.

Wieder für vorgenannte Gültigkeitsgrenzen gilt für das Integral über das Profil bis zur Tiefe a:

$$\Theta_r = \Theta_0 + \Delta\Theta/3 = 20 + 60 = 80^\circ\text{C}$$



Bei 80°C sind die Festigkeitseigenschaften auf etwa 66 ... 80 ... 95 % ihrer Ausgangswerte reduziert. Das bedeutet, von der Profiltiefe a dürfen entsprechend nur 66 ... 80 ... 95 % angerechnet werden. Für $a = 0.025$ m (zeitunabhängig) ergibt sich für überschlägig angenommene 70 % somit etwa

$$\Delta d = 0.025 - (0.025 \times 0.70) = 7 \text{ mm}$$

Dieser Ansatz wurde in [1] übernommen. Für $t < 15$ Minuten kann $d\Delta$ durch lineare Interpolation zwischen 7 mm und 0 mm festgelegt werden. Das gleiche Ergebnis erhält man, wenn man über den Verlauf der Festigkeiten nach Abschnitt 4.2 integriert,

Diese Äquivalenz erhöhter Abbrandtiefen mit temperaturabhängigen Verfahren gilt nur für Bauteile mit Festigkeitsversagen und liegt mit zunehmender Tendenz zum Stabilitätsversagen zunehmend auf der sicheren Seite. Für reines Stabilitätsversagen würde genügen

$$\Delta d = 0.025 - (0.025 \cdot 0.9) = 2.5 \text{ mm}$$

D.h. für die Bestimmung von Steifigkeiten würde eine Reduzierung des Querschnitts um 2.5 mm ausreichen. Diese Größenordnungen wurde auch durch Vergleichrechnungen in [7] bestätigt.

Mit zeitabhängigem Abstand $a(t)$ erhielte man eine Erhöhung der Abbrandrate um

$$\Delta v = v - (v \cdot 0.70) = 0.3 v$$

so daß die erhöhte Abbrandrate für Festigkeitsversagen $v^* = 1.3 v$ betragen würde und für Stabilitätsversagen $v^* = 1.10 v$.

5. "Genauere" Querschnittsfestigkeiten

5.1 Grundannahme beim T_m -Verfahren

In [1,2] wird für Nachweise a) (T_m -Verfahren) gem Abschnitt 1.1 und 4.2 folgende Gleichsetzung unterstellt:

Das Festigkeitsverhalten eines Querschnitts mit der konstanten Temperatur Θ_m soll gleich dem Festigkeitsverhalten eines Querschnitts mit Temperaturgradienten bei einer mittleren Querschnittstemperatur Θ_m sein.

Bei Annahme entsprechender Arbeitslinien für Druck und Zug kann vorgenannte Gleichsetzung überprüft werden.

5.2 Bruchdehnung

Betrachtet man zunächst linear-elastische Arbeitslinien gilt folgendes: Für linear-elastische Arbeitslinien ist eine sinnvolle Zuordnung zwischen Festigkeit und E-Modul anzunehmen.

Bei den möglichen Zuordnungen gemäß Bild 5.1 nimmt im Fall 1) das E-Modul langsamer ab als die Festigkeit, im Fall 2) ist die Abnahme gleich und im Fall 3) nimmt die Festigkeit langsamer ab als das E-Modul. Im Bezug auf die Bruchdehnung bedeutet dies: Im Fall 1) nimmt die Bruchdehnung mit zunehmender Temperatur ab, im Fall 2) bleibt sie unverändert und im Fall 3) nimmt sie zu (unwahrscheinlich). Dabei wäre im Fall 1) noch zu unterscheiden ob die Bruchdehnung langsamer oder schneller als die Bruchspannung abnimmt. Wenn hier im folgenden Fall 1) untersucht wird, wird angenommen, daß Bruchdehnung höchstens im gleichen Maße abnimmt wie die Bruchspannung.

Im Fall 1) sind Querschnittsfestigkeiten größer als im Fall 2. Aus Bild 4.1 entnimmt man, daß eigentlich immer Fall 1) vorliegt, einschließlich bei Zug für Temperaturen über 120°C .

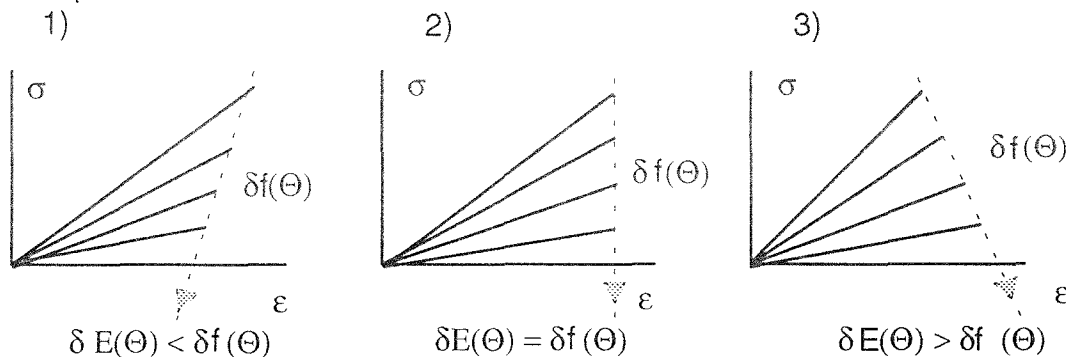


Bild 5.1 Verschiedene Verhältnisse von temperaturabhängigen Abnahmen von E-Modul (E) und Festigkeit (f).

Die bezogene Abnahme der jeweiligen Bruchdehnung kann man aus

$$k_E(\Theta) = \frac{1 - c_f(\Theta - 20)}{1 - c_E(\Theta - 20)} \quad (5.1)$$

bestimmen, mit den Faktoren c nach Abschnitt 4.1. Den Verlauf der Bruchdehnung über die Querschnittshöhe ($x < a$) erhält man aus

$$k_E(x) = \frac{1 - c_{0,f} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2}{1 - c_{0,E} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2} \quad (5.2)$$

mit den Faktoren c_0 nach Abschnitt 4.2. Außer für Zug unter 120 °C ist $k_E(x) < 1.0$ (Fall 1).

Dabei muß allerdings einschränkend vermerkt werden, daß für solche Rückrechnungen die Auswertungen in [9] eigentlich nicht gedacht waren. Daher werden nachfolgend nur Grenzbetrachtungen durchgeführt.

5.3 Querschnittsfestigkeiten

Aus dem Festigkeitsverlauf entlang des Temperaturprofils und somit über die Querschnittshöhe und -breite ($x < a$)

$$k_f(x) = 1 - c \Delta\Theta \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 = 1 - c_0 \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \quad (5.3)$$

mit

$c_0 = 0.40$	für Zug (näherungsweise für linearisierten Verlauf)
$c_0 = 0.56$	für Biegung
$c_0 = 0.99$	für Druck
$c_0 = 0.34$	für das E-Modul

können - bei Annahmen hinsichtlich der Bruchdehnungen - bezogene aufnehmbare Schnittgrößen durch Integration bestimmt werden. Da nur Tendenzen aufgezeigt werden sollen (keine Bemessungsvorschläge) werden nur Querschnitte mit $h_r \gg b_r$ bzw. $h_r \ll b_r$ untersucht, d.h. mit $U_r/A_r \approx 2/b_r$.

Zugkraft

Nimmt man an, daß hinsichtlich der Bruchdehnung Fall 2) nach Bild 5.1 vorliegt, ist die aufnehmbare bezogene Zugkraft eines Querschnitts identisch mit jener, die man mit dem T_m - Verfahren errechnet.

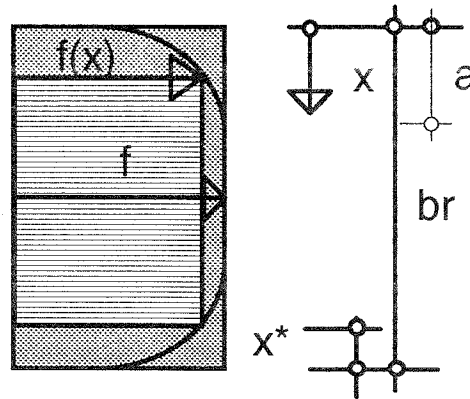
$$k_Z = \frac{\max Z(\Theta)}{\max Z} = \frac{1}{w} \left(w - \frac{c_0}{3} \right) \quad (5.4)$$

wobei $w = b_r/2a$

Liegt jedoch Fall 1) nach Bild 5.1 vor, wird die Zugkraft unter Berücksichtigung des spröden Bruchverhaltens einzelner Faser wie folgt berechnet. Dabei wird angenommen, daß die Bruchdehnung nicht stärker abnimmt als die Bruchspannung.

Die maximale Zugkraft stellt sich ein bei einem Dehnungszustand ein, der zwischen der Bruchdehnung der Randfasern ($x = 0$) und der Ausgangs-Bruchdehnung bei $x = a$ liegt.

Bild 5.2 Spannungsverlauf u. B. Bruchdehnungen nach Fall 1



Für einen Querschnitt mit $b_r = 2a$ ($h_r \gg b_r$) stellt sich die die maximale Zugkraft bei einem Dehnugszustand ein, der der Bruchdehnung an der Stelle

$$\begin{aligned} \max Z \text{ für } \quad x^*/a &= 1 - \sqrt{\frac{1}{3c_0}} && \text{für } c_0 < 0.33 \\ x^*/a &= 0 && \text{für } c_0 > 0.33 \end{aligned} \quad (5.5)$$

entspricht und beträgt

$$\begin{aligned} k_Z &= \frac{2}{3} \sqrt{\frac{1}{3c_0}} && \text{für } c_0 < 0.33 \\ k_Z &= 1 - c_0 && \text{für } c_0 > 0.33 \end{aligned} \quad (5.6)$$

Für breitere Querschnitte wird

$$k_Z = \frac{1}{w} \left(1 - c_0 \left(\sqrt{\frac{1}{3c_0} + \left(\frac{w-1}{3}\right)^2} - \frac{w-1}{3} \right)^2 \right) \cdot \left(\sqrt{\frac{1}{3c_0} + \left(\frac{w-1}{3}\right)^2} + \frac{2(w-1)}{3} \right) \quad (5.7)$$

mit $w = b_r/2a$. In Bild 5.3 sind die bezogenen aufnehmbaren Kräfte k_Z einmal für $c_0 = 0.33$ und einmal für $c_0 = 0.7$ für die unterschiedlichen Situationen hinsichtlich der Bruchdehnung eingetragen. Für Zug liegt c_0 im Bereich $c_0 = 0.3$ bis 0.4 . Im praktisch relevanten Bereich $w < 2$ betragen die Unterschiede hierfür über 30 %. Für Querschnitte mit $h_r = b_r$ gelten grob die quadrierten Werte und die Zugkräfte unterscheiden sich um mehr als 80 %.

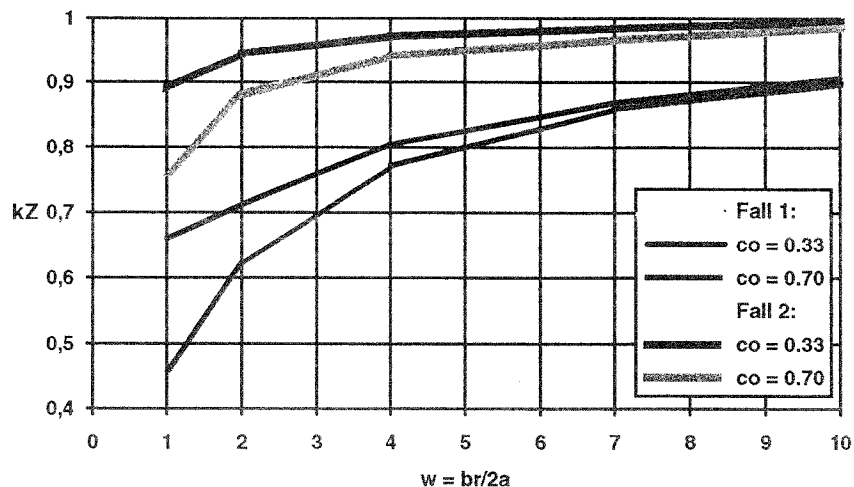


Bild 5.3 Bezogene aufnehmbare Zugkraft für verschiedene Annahmen hinsichtlich der Bruchdehnung; die Linien für Fall 2 entsprechen den Werten, die man beim T_m -Verfahren erhält

Diese Tendenzen gelten unabhängig von der speziellen Wahl des Temperaturprofils. Das T_m -Verfahren beruht auf der Annahme Fall 2. Trifft die Annahme zu, werden mit dem T_m -Verfahren Zugkräfte "exakt" berechnet. Trifft die Annahme nicht zu, kann der Fehler in vorgenannter Größenordnung liegen.

Druckkraft

Würde man - wie bei Zug - mit elastisch-sprödem Materialverhalten rechnen, wären die Unterschiede (wegen $c_0 \approx 1.0$) noch größer als bei Zug. Da jedoch auch bei Temperaturerhöhung von einem duktilen Materialverhalten ausgegangen werden kann, spielen Änderungen der "Bruchdehnung" (d.h. Dehnung bei der die maximale Festigkeit erreicht wird), nur eine untergeordnete Rolle. Man kann davon ausgehen, daß aufnehmbare Druckkräfte mit dem T_m -Verfahren "exakt" berechnet werden.

Biegemoment

Es wird nur die ungünstigere Zugbiegung betrachtet.

Hinsichtlich der Bruchdehnung wird zuerst Fall 2 untersucht. Das ist gleichbedeutend mit einem Spannungsverlauf gem. Bild 5.4

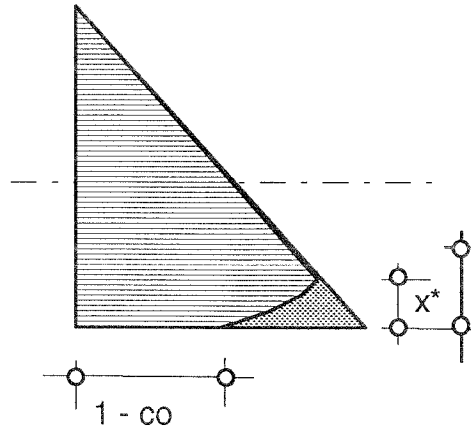


Bild 5.4 Spannungsverlauf für Bruchdehnungen nach Fall 2

Das bezogene aufnehmbare Biegemomentes k_M ergibt sich (für $b_r \gg h_r$) zu

$$k_M = \frac{\max M(\Theta)}{\max M} = 1 - \frac{3c_0}{2w^2} \frac{x^*}{a} \left(w - \frac{x^*}{3a} \right) \quad (5.8a)$$

mit

$$\frac{x^*}{a} = 1 + \frac{1}{4c_0 w} - \sqrt{\left(1 + \frac{1}{4c_0 w} \right)^2 - 1} \quad (5.8b)$$

Die Abminderung k_M ist in nachfolgendem Bild 5.5 der entsprechenden Abminderung gemäß T_M -Verfahren gegenübergestellt. Mit dem T_M -Verfahren werden die Biegemomente etwas überschätzt, wobei der für Biegung eigentlich relevante c_0 -Wert mit $c_0 = 0.66$ zwischen beiden untersuchten Parametern liegt.

Für $h_r \approx b_r$ werden sich die Unterschiede nur geringfügig vergrößern.

Da mit der reinen Zugbiegung die ungünstigste Situation erfaßt ist kann man schließen: Sofern die Bruchdehnungen sich gemäß Fall 2 verhalten, liefert das T_M -Verfahren eine geringfügige Überschätzung aufnehmbarer Schnittgrößen, die praktisch ohne Bedeutung ist.

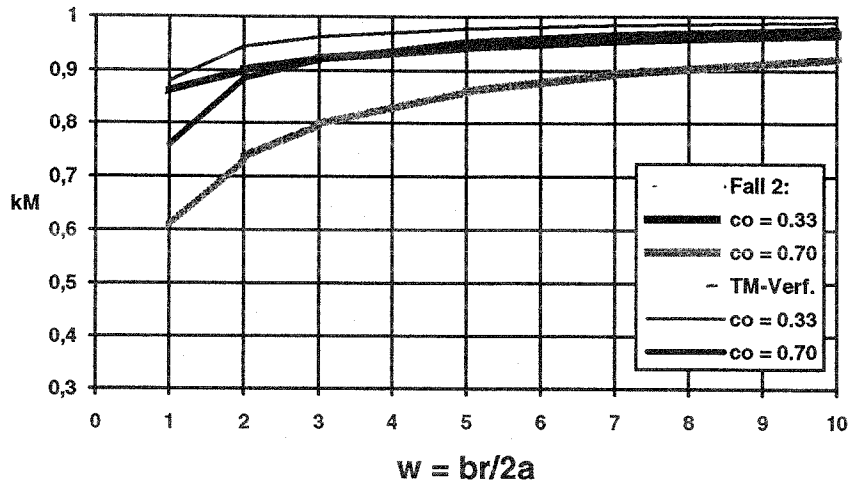


Bild 5.5 Bezogenes aufnehmbares Biegemoment bei Dehnungsannahme Fall 2

Liegt hingegen Fall 1) vor, wird das Biegemoment unter Berücksichtigung des spröden Bruchverhaltens einzelner Faser wie folgt berechnet. Dabei wird wieder angenommen, daß die Bruchdehnung nicht stärker abnimmt als die Bruchspannung.

Das maximale Moment stellt sich ein bei einem Dehnungszustand ein, der zwischen der Bruchdehnung der Randfasern ($x = 0$) und der Ausgangs-Bruchdehnung bei $x = a$ liegt.

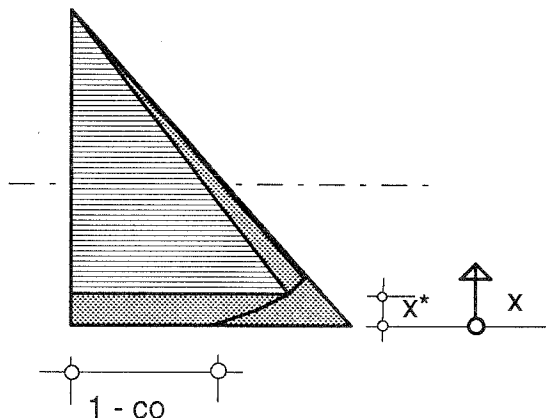


Bild 5.6 Spannungszustand unter Berücksichtigung nach Fall 1

Die Abminderung des Biegemomentes k_M ergibt sich (für $b_r \gg h_r$) zu

$$k_M = \frac{2w - \frac{x^*}{a}}{2w^2} \left(w - 2\frac{x^*}{a} \right) \cdot \left(1 - c_o \left(1 - \frac{x^*}{a} \right)^2 \right) \quad (5.9)$$

Für numerisch bestimmte Werte x^*/a sind in Bild 5.7 die Abminderung k_M den entsprechenden Abminderungen nach dem T_m -Verfahren gegenübergestellt. Da die Biegemomente für Fall 1 entsprechend kleiner sind als jene im Fall 2 ist eine entsprechend große Differenz gegenüber dem T_m -Verfahren zu erwarten.

Zu Berücksichtigen ist aber, daß die hier betrachtete Zugbiegung den ungünstigsten Fall darstellt, bei Biegung ohne Normalkraft oder Druckbiegung werden die Unterschiede kleiner sein oder verschwinden.

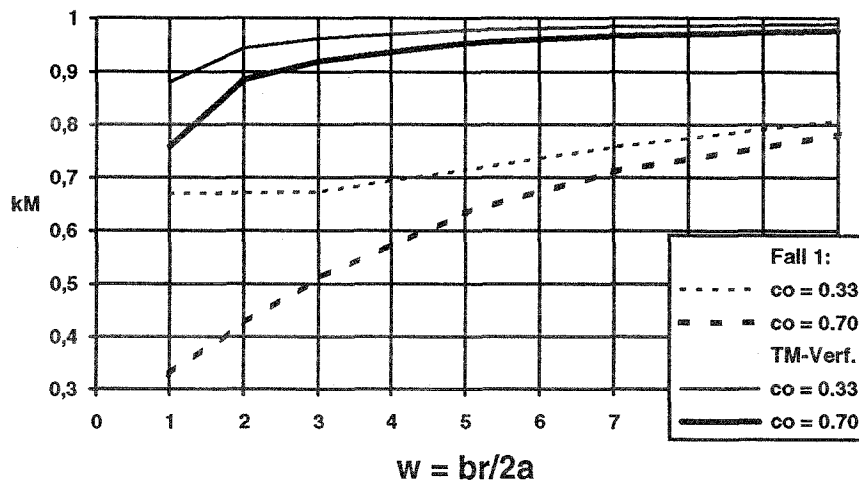


Bild 5.7 Bezogenes aufnehmbares Biegemoment bei verschiedenen Annahmen hinsichtlich Bruchdehnung und gemäß T_M -Verfahren

5.4 Folgerungen

Bei duktilem Materialverhalten (Druck) ist das T_M -Verfahren "exakt".

Bei sprödem Materialverhalten (Zug) hängt die rechnerische Übereinstimmung des T_M -Verfahrens mit einer genaueren Berechnung von den Annahmen hinsichtlich der Bruchdehnung ab.

Nimmt die Bruchdehnung nicht nennenswert mit zunehmender Temperatur ab, stimmt bei reinem Zug das T_M -Verfahren ebenfalls "exakt" mit der genaueren Berechnung überein. Bei Biegung werden aufnehmbare Schnittgrößen etwas überschätzt, was im baupraktischem Rahmen vertretbar ist.

Nimmt die Bruchspannung mit zunehmender Temperatur ab, so erhält man bei Annahme, daß sie genauso stark abnehmen wie die Bruchspannung, deutlich kleinere Schnittgrößen als mit dem T_M -Verfahren. Auch die Querschnittsabminderung nach dem Δd -Verfahren reicht nicht aus um diesen Unterschied wettzumachen (vgl. nachfolgendes Bild 5.9).

Diese Tendenzen gelten unabhängig von der Formulierung des Temperaturprofils.

Da die Bemessungsergebnisse nach dem T_M -Verfahren mit der Versuchserfahrung übereinstimmen, wird aus diesen Betrachtungen heraus kein Handlungsbedarf abgeleitet. Es wird aber nachdrücklich festgestellt, daß "genauere" Berechnungen wie sie in [2] vorgesehen sind, nicht zugelassen sein dürfen, bevor bessere Kenntnisse über die Temperaturabhängigkeit der (Bruch-

dehnungen vorliegen, oder zumindest entsprechende Annahmen "vereinbart" werden.

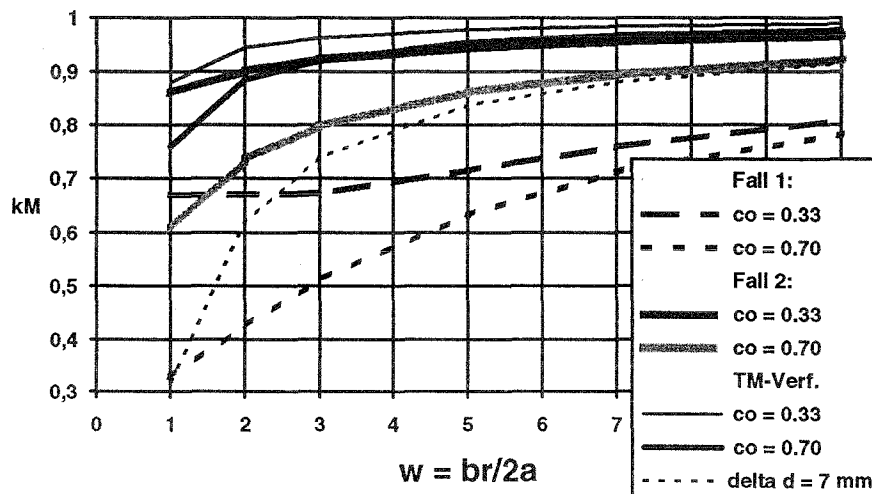
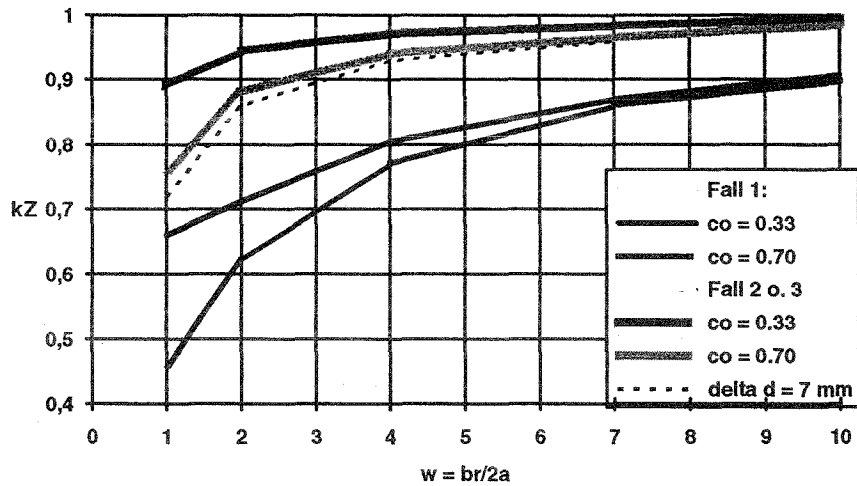


Bild 5.9 Wie Bild 5.3 und 5.5 mit 5.7 aber mit Auswirkung des Ansatzes von $\Delta d = 7 \text{ mm}$

6. Zusammenfassung

In diesem Teil 1 wurden Temperaturprofile und mittlere Querschnittstemperaturen mit der Zielsetzung

- einer einfachen Darstellung
- möglichst gute Wiedergabe der Grundlagen für die Bemessungslösungen in [1]

entwickelt und diskutiert.

Desweiteren wird gezeigt, daß die Berechnung von Querschnittsfestigkeiten mit Temperaturprofilen stark abhängig ist von den Annahmen zur Bruchdehnung.

Für "genauere" Nachweise nach [2] sind Festlegungen zur Temperaturabhängigkeit der Bruchdehnung, bzw. der anzusetzenden Arbeitslinien erforderlich.

7. Verweise

1. DIN 4102 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen, Teil 4 Ausgabe 1993
2. ENV 1995 - Eurocode 5 Holztragwerke, Teil 1-2, Brandschutztechnische Bemessung von Holztragwerken, 1993
3. Lache, M. Abbrandverhalten von Holz, Einfluß der Holzart, Holzfeuchte und Rohdichte. Holzbautechnik 4/5, 1991

Lache, M.: Abbrandgeschwindigkeit von Massivholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffen; Forschungsbericht, Institut für Holzforschung der Universität München, 1992
4. Scheer, C., Knauf, T., Meyer-Ottens, C. Rechnerische Brandschutzbemessung unbedeckter Holzbauteile, Bautechnik 69 (1992), Heft 4
5. Meyer-Ottens, C. Holz-Brandschutz-Handbuch, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, 1981
6. Noren, J. Failure of structural timber when exposed to fire, Int. Conf. on Timber Engineering, Seattle, 1998

König, J., Noren, J. Fire tests on timber frame members under pure bending. 1991 International timber engineering conference, London

Fredlund B., A model for heat and mass transfer in timber structures during fire, Lund University, Rep. No. LUTVDG(TVBB-1003), 1988

Mikkola, E. Charring of wood, Tutkimuksia Forskningsrapporter 689, Technical research center of Finland, Espoo 1990
7. Vergleichsrechnungen für Eurocode 5 Teil 10 im Rahmen der Harmonisierung europäischer Baubestimmungen, Forschungsbericht Nr. F 90/3, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung, 1993
8. Wäsche, J., Dokumentation der Brandversuche in Vorhaben F 90/3, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung (in Vorbereitung)
9. Glos, P., Henrici, D. Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen, Forschungsbericht 87505, Institut für Holzforschung der Universität München, 1990

Teil 2:

Rechenmodell zur thermischen Querschnittsanalyse

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. AUSGANGSSITUATION	1
1.1 Allgemeines	1
1.2 Stand der bisherigen Forschung	1
2. FORSCHUNGSZIEL	3
3. WÄRMETECHNISCHE GRUNDLAGEN	4
3.1 Der Verbrennungsmechanismus von Holz	4
3.2 Der Einfluß von Holzeigenschaften auf das thermische Verhalten von Holz	5
3.3 Normbrand	6
3.4 Instationäre Wärmeleitgleichung	6
3.5 Wärmeübergang	7
3.6 Reaktionskinetik des Massenverlustes	9
3.7 Wärmephysikalische Kenngrößen	10
3.7.1 Feuchtegehalt	10
3.7.2 Wärmeleitfähigkeit	12
3.7.3 Spez. Wärmekapazität	13
3.7.4 Rohdichte	15
4. ALGORITHMUS ZUR BERECHNUNG DER TEMPERATURVERTEILUNG IN BRANDBEANSPRUCHTEN HOLZQUERSCHNITTEN	16
5. DISKUSSION DER ERGEBNISSE DER THERMISCHEN QUERSCHNITTSANALYSE	21
5.1 Vergleich der rechnerischen Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen	21
5.2 Maßgebende Einflußgrößen auf die Abbrandgeschwindigkeit von Holz	24
5.3 Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzbauteilen	28
6. ZUSAMMENFASSUNG	33
7. ANLAGEN, AUSZÜGE AUS DEM RECHENPROGRAMM ZUR THERMISCHEN QUERSCHNITTSANALYSE	34
8. LITERATURVERZEICHNIS	37

BEZEICHNUNGEN

Symbol	Bedeutung	Einheit
a. Lateinische Buchstaben		
A	Fläche	m ²
b	Breite	m
BSH	Brettschichtholz	-
c _p	Spez. Wärmekapazität	J/kg K
E	Elastizitätsmodul	MN/m ²
ETK	Einheits-Temperatur-Zeitkurve nach DIN 4102	-
h	Höhe	m
K	Reaktionsgeschwindigkeit	1/ s
K ₀	Geschwindigkeitskonstante	1/ s
Q	Wärmemenge	J
\dot{q}	Wärmestromdichte	W/m ²
q _z	Reaktionsenthalpie	J/kg
r	Verdampfungswärme Wasser	J/kg
R	Allgemeine Gaskonstante	J/mol K
T	Absolute Temperatur	K
t _f	Feuerwiderstandsdauer	min
t	Zeit	s
u	Massenbezogener Feuchtegehalt	%
V	Volumen	m ³
x,y,z	Koordinaten	-
b. Griechische Buchstaben		
α_{ges}	Wärmeübergangskoeffizient	W/m ² K
α_K	Konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	W/m ² K
α_S	Radiativer Wärmeübergangskoeffizient	W/m ² K
β	Abbrandrate	mm/min
ΔE	Aktivierungsenergie	J/mol
Δt	Zeitschritt	s
ϵ	Emissionszahl	-
ϵ_F	Emissionszahl für die Flamme	-
ϵ_W	Emissionszahl für Bauteil	-
Φ	Senke bzw. Quellterm	W/ m ³
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/mK
ρ_C	Rohdichte von Holzkohle	kg/m ³
ρ	Rohdichte	kg/m ³
σ_{dB}	Druckfestigkeit	MN/m ²
σ_{zB}	Zugfestigkeit	MN/m ²
σ_s	Strahlungskonstante des schwarzen Körpers	W/m ² K ⁴
v	Temperatur	°C
$v_{,,}$	Umgebungstemperatur	°C
v_o	Oberflächentemperatur	°C
v_0	Anfangstemperatur	°C

1. AUSGANGSSITUATION

1.1 Allgemeines

Die Grundlage einer differenzierten brandschutztechnischen Beurteilung von Holzbauteilen ist die Kenntnis der Temperaturverteilung innerhalb des brandbeanspruchten Holzquerschnitts.

Die Untersuchung des Brandverhaltens von Bauteilen kann entweder experimentell durch Brandversuche erfolgen [5,11,12,21,33], oder sie kann rechnerisch erfaßt werden, wenn genügend Daten über thermisches und mechanisches Verhalten des jeweiligen Werkstoffes unter Brandeinwirkung vorhanden sind [7,24].

Die Entwicklung leistungsfähiger und preisgünstiger PC's hat die allgemeine Tendenz verstärkt, zur brandschutztechnischen Bemessung tragender Bauteile rechnerische Methoden einzusetzen. Gefördert wird diese Entwicklung durch die Möglichkeiten des Eurocodes.

Die Vorteile solcher Methoden bestehen nicht nur in Kosten- und Zeitersparnis, sondern auch in der Möglichkeit, mit geringem Aufwand die Ausgangsparameter variieren zu können, um eine optimale Lösung zu erzielen.

Bei den Werkstoffen Stahl und Beton wurden bereits in den 60er Jahren die ersten wirklichkeitsnahen numerischen Analysen zur Erfassung des thermischen Verhaltens von Bauteilen unter Brandbeanspruchung erarbeitet [6].

Die Erweiterung dieser Arbeiten erfolgte in den 70er Jahren und umfaßte die numerische Analyse des Trag- und Verformungsverhaltens von Bauteilen unter Brandlast [17,18].

Für den Bereich Holzbauteile ergeben sich bei der numerischen Simulation des Brandgeschehens einige Besonderheiten, die bisher die rechnerische Erfassung gegenüber anderen Baustoffen deutlich erschwerte: Infolge des Abbrandes ist eine zeitliche Veränderung der Querschnittsabmessungen zu berücksichtigen, die sich den thermisch bedingten Veränderungen der mechanischen Werkstoffeigenschaften überlagert. Hinzu kommt, daß die zur numerischen Simulation erforderlichen Stoffdaten in weiten Grenzen streuen. Die Gründe dafür sind einerseits fehlende Normung bei der Versuchsausführung und damit verbundene uneinheitliche Randbedingungen, bei der Ermittlung der Stoffwerte und andererseits die biologisch bedingte Einflüsse aus dem Naturwerkstoff Holz heraus.

1.2 Stand der bisherigen Forschung

Im Bereich Holzbau fehlt bislang ein umfassendes numerisches Modell, um instationäre Temperaturverteilungen in brandbeanspruchten Holzquerschnitten zu berechnen. Ein solches Modell zur Berechnung der Temperaturentwicklung ist jedoch als Beurteilungsbasis für brandschutztechnische Nachweise von besonderer Bedeutung.

Im Rahmen der Arbeiten für Eurocode 5 Teil 10 und Neufassung von DIN 4102 Teil 4 wurden verschiedene vereinfachte Ansätze entwickelt worden [7,30], um Temperaturen in Holzquerschnitten bei einem Brand nach Einheits-Temperatur-Zeitkurve (ETK) nach DIN 4102 Teil 2 abzuschätzen.

Zur numerischen Simulation des thermischen Verhaltens von Holz liegen einige Forschungsarbeiten vor. Deliiski schlägt in [3] ein mathematisches Modell zur Berechnung der instationären Temperaturverteilung in Holz vor. Das zeitlich veränderliche Temperaturfeld wird mit der partiellen Wärmeleitgleichung von Fourier beschrieben, wobei Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität temperaturabhängig sind. Feuchteänderungen und Zersetzung des Holzes bleiben unberücksichtigt, so daß die Anwendung auf Temperaturen unterhalb 100 °C beschränkt bleibt.

Hoffmann [14] entwickelte ein mathematisch-physikalisches Modell, in dem Massenverlust und Feuchteänderung mitberücksichtigt werden. Die Einschränkungen sind dabei eindimensionale Diskretisierung und Durchführung der Berechnung mit konstanten Temperaturen im Brandraum.

Andere Autoren haben sich mit Einzelaspekten des Brandvorganges wie thermische Zersetzung [29,34] oder reaktionskinetischen Daten [27] befaßt.

Bei experimentellen Untersuchungen zum Brandverhalten von Holzstützen und Holzbalken unter Normbedingungen [4] wurden im Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB) an der TU Braunschweig [12] auch Temperaturmessungen im Querschnittsinneren durchgeführt. Ein Beispiel für die Temperaturentwicklung in einem Querschnitt von 140/140 mm² wird in [12] gezeigt.

Zur Klärung des möglichen Einflusses der Temperaturverteilung auf die Abbrandgeschwindigkeit wurden bei den Untersuchungen im Institut für Holzforschung der TU München an definierten Stellen im Querschnitt Thermoelemente angebracht und die Meßwerte alle 3 Sekunden erfaßt und gespeichert [21]. Eine typische Temperaturentwicklung an Stellen mit unterschiedlichen Entfernungen von der Brandseite wird in [22] gezeigt.

2. FORSCHUNGSZIEL

Ziel dieser Arbeit ist es, ein genaues Verfahren zur numerischen thermischen Querschnittsanalyse für brandbeanspruchte Holzbauteile zu entwickeln. Die physikalisch wirklichkeitsnahe Modellierung steht hierbei im Vordergrund. Mit dem zu erstellenden Rechenprogramm wird es dann möglich sein, die wichtigsten Einflußgrößen auf das Bauteil-Brandverhalten bei definierter Brandbeanspruchung differenzierter als bisher zu untersuchen und Schlußfolgerungen für eine Dimensionierung nach brandschutztechnischen Gesichtspunkten zu ziehen. Dies führt zu einer deutlichen Verbesserung der Beurteilungsbasis des Brandverhaltens von Holzbauteilen.

Die Forschungsarbeit beschäftigt sich zunächst nur mit einer Brandbeanspruchung entsprechend DIN 4102 Teil 2, der sogenannte Einheits-Temperatur-Zeitkurve (ETK). Das physikalische Modell ist jedoch auch Grundlage für eine spätere Erweiterung auf sogenannte natürliche Brände.

Die Zielsetzung soll in folgenden Teilschritten realisiert werden:

- Analyse der verfügbaren temperaturabhängigen thermischen Ausgangsdaten und eventuelle Ergänzung dieser Daten durch sinnvolle Annahmen;
- Numerische Approximation der Stoffwerte;
- Aufbereitung der theoretischen Grundlagen der Verbrennungsmechanismen von Holz mit dem Ziel der Entwicklung eines physikalisch-mathematischen Modells als Approximation.
- Erarbeitung eines Rechenprogramms zur Analyse des thermisch-instationären Erwärmungsverhaltens brandbeanspruchter Holzbauteile;
- Vergleich der rechnerischen Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen;
- Erarbeitung eines vereinfachten Berechnungsverfahrens für die praktische Anwendung, welches auf der genauen thermischen Querschnittsanalyse basiert und unter Berücksichtigung der wichtigsten Einflußgrößen plausible Ergebnisse für eine realistische Beurteilung des Brandverhaltens von Holzbauteilen liefert.

3. WÄRMETECHNISCHE GRUNDLAGEN

3.1 Der Verbrennungsmechanismus von Holz

Grundsätzliche Zusammenhänge der Holzverbrennung wurden bereits unter verschiedenen Gesichtspunkten untersucht [13,19,25,26,27,29,34]. Viele Fragen sind trotzdem immer noch nicht restlos geklärt.

Holz ist ein organischer Werkstoff, der hauptsächlich aus etwa 45% Cellulose, 20% Kohlenhydraten (Hemicellulose) und 30 bis 35% Lignin besteht. Der komplizierte strukturelle und chemische Aufbau des Holzes erschwert die Aufklärung der Abbauvorgänge, die unter Einwirkung erhöhter Temperaturen stattfinden.

Die bisherigen Untersuchungen zeigen, daß das Brandgeschehen von Holz sich im wesentlichen mit folgenden Teilmechanismen beschreiben läßt:

- Aufheizung und Austrocknung der Randzonen,
- pyrolytische Zersetzung des Holzes in verschiedene gasförmige Komponenten und einen festen Rückstand,
- anteilige Verbrennung der flüchtigen Zersetzungsprodukte,
- Verbrennung des festen kohlenstoffhaltigen Rückstandes.

Bevor es zu einer Zündung kommt, werden die äußeren Randzonen auf die Pyrolysetemperatur von ca. 250 °C erwärmt. Der Wärmeübergang erfolgt durch Strahlung und freie Konvektion. Nach Kollmann [19] tritt im Holzinneren hoher Druck auf. Das durch die Pyrolyse freigesetzte Wasser entweicht als Dampf, wobei hohe Erwärmungsgeschwindigkeiten einen erhöhten Druck und damit eine Sprengung der Zellwände bewirken.

Die Tatsache, daß das Holz in seinen verschiedenen Raumachsen unterschiedliche Wärmedehnzahlen besitzt, hat zur Folge, daß bei der Aufheizung Spannungen in der Holzstruktur auftreten, die zu makro- und mikroskopischen Rißbildungen führen [19,26]. Die Rißbildungen bewirken eine Vergrößerung der zugänglichen Oberfläche des Holzes. Dies begünstigt die Abbauvorgänge und die Zündfähigkeit, da sich der Temperatenausgleich schneller einstellen kann.

Wird die Pyrolysetemperatur von ca. 250 °C erreicht, so tritt ein irreversibler Abbauvorgang durch Pyrolyse ein [34]. Nach [16] wird unter Pyrolyse die Spaltung der organischen Verbindungen durch Wärmeenergie verstanden. Es ist zu beachten, daß bei längerer Einwirkungsdauer schon im Temperaturbereich um 100 °C meßbare Veränderungen des Gewichtes, des chemischen Aufbaus und der mechanischen Eigenschaften von Holz beobachtet werden.

Die Geschwindigkeit der thermischen Zersetzung ist in erster Linie von Temperatur und Einwirkungsdauer abhängig, aber auch andere Faktoren wie umgebendes Medium, Abmessungen und Anwesenheit von katalytisch wirkenden Substanzen haben einen Einfluß auf den Zersetzungsverlauf.

Von den drei Hauptkomponenten des Holzes sind die Hemicellulosen am wenigsten temperaturbeständig, schon bei 200 °C ist ein größerer Teil davon abgebaut. Die Cellulose zeigt eine verhältnismäßig größere thermische Stabilität, daher liegt ihre Zersetzungstemperatur mit etwa 300 °C wesentlich höher. Lignin wird thermisch am stabilsten bewertet und seine Abbautemperatur mit 380 °C bis 400 °C angegeben.

Die flüchtigen Bestandteile der thermischen Zersetzung, bestehend u.a. aus Kohlenwasserstoffverbindungen, Kohlenmonoxid, Wasserdampf, Teer und Benzol, treten aus dem Inneren des Holzes aus und mischen sich mit freiem und gebundenem Sauerstoff. Es folgt die Zündung und das Verbrennen der Gase an der Oberfläche. Parallel zur beflaminten Oberfläche bilden sich von außen nach innen folgende Bereiche aus:

- Holzkohle mit Temperaturen oberhalb 300 °C,
- Holz im Zustand der thermischen Zersetzung (Grenzschicht zwischen Holz und Holzkohle),
- Holz im ausgetrockneten Zustand,
- Holz von der Siedetemperatur des Wassers (um 100 °C) bis zur Ausgangstemperatur des Holzes.

Nach [13] ist der Anteil der freigesetzten flüchtigen Bestandteile für das Brandverhalten des Holzes von entscheidender Bedeutung. Die großen Schwankungen der angegebenen Literaturwerte von 65 bis 87 Gew.-% werden mit unterschiedlich gewählten Untersuchungsmethoden und vor allem mit wärmetechnischen Randbedingungen begründet. Der Anteil des festen Rückstandes - Holzkohle - beträgt nach Hoffmann [14] 20 Gew.-%.

Eine wichtige Kenngröße zur Beschreibung des Brandvorganges von Holz ist die Reaktionswärme der pyrolytischen Zersetzung. Die Aufklärung dieser Frage wird dadurch erschwert, daß sich mehrere Reaktionen überlagern oder sehr schnell aufeinander folgen. Pyrolysetemperatur, Druck, umgebendes Medium, Holzart und Versuchsmethode haben einen entscheidenden Einfluß auf die Reaktionswärme und den Verlauf der thermischen Zersetzung [14,28]. Die Reaktionswärme der unterschiedlichen Phasen der pyrolytischen Zersetzung decken einen weiten Bereich ab, beginnend bei einer endothermen Reaktion mit einer Reaktionswärme von - 370 J/g bis zu einer exothermen Reaktion mit einer Reaktionswärme von 1700 J/g [28].

In dieser Arbeit wird davon ausgegangen, daß für die thermische Zersetzung im Sinne einer Aufspaltung der Holzkomponente in Zersetzungsgase, Energie benötigt wird (endotherme Reaktion), wobei darauf folgende Reaktionen Energie freisetzen und damit von exothermer Natur sind.

3.2 Der Einfluß von Holzeigenschaften auf das thermische Verhalten von Holz

Das thermische Verhalten von Hölzern wird stark von Holzart, Rohdichte, Feuchtegehalt, Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität beeinflusst, wobei die einzelnen Einflußgrößen aufeinander einwirken und keine dieser Parameter für sich alleine betrachtet werden darf.

Anatomischen Eigenschaften (Struktur, Laub- oder Nadelholz, Früh- oder Spätholz, durch Bakterien, Pilze und Insekten zerstörte Bereiche) spielen eine entscheidende Rolle. Bei den Nadelhölzern z.B. können die Zersetzungsgase, die durch Holzpyrolyse entstehen, nur schwer aus den geschlossenen Tracheiden entweichen, was auf das Abbrennen hemmend wirkt [19]. Die Brennbarkeit der Buche wird dagegen durch ihre zerstreutporige anatomische Struktur begünstigt. Das Entweichen von Zersetzungsgasen wird durch zahlreiche röhrenförmige Gefäße gefördert. Bei ringporigen Laubhölzern (z.B. Eiche) wird im Gegensatz dazu die thermische Zersetzung durch die Porenstruktur erschwert.

Die Abbrandgeschwindigkeit nimmt mit zunehmender Rohdichte ab. Dies ist auf das Porenvolumen zurückzuführen. Schwere Hölzer haben in der Regel eine höhere Feuerwiderstandsfähigkeit.

Auf die Kenngrößen wie Feuchtegehalt, Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität wird gesondert eingegangen.

3.3 Normbrand

Für die übliche normative brandschutztechnische Bemessung und Beurteilung von Bauteilen wird die Einheits-Temperatur-Zeitkurve (ETK) nach DIN 4102, Teil 2 [4] als Temperatur im Brandraum zugrunde gelegt (Bild 3.1).

Die ETK ermöglicht einerseits den Vergleich zwischen an verschiedenen Versuchsanstalten durchgeführten experimentellen Untersuchungen und andererseits den Vergleich zwischen experimentell und rechnerisch ermittelten Ergebnissen.

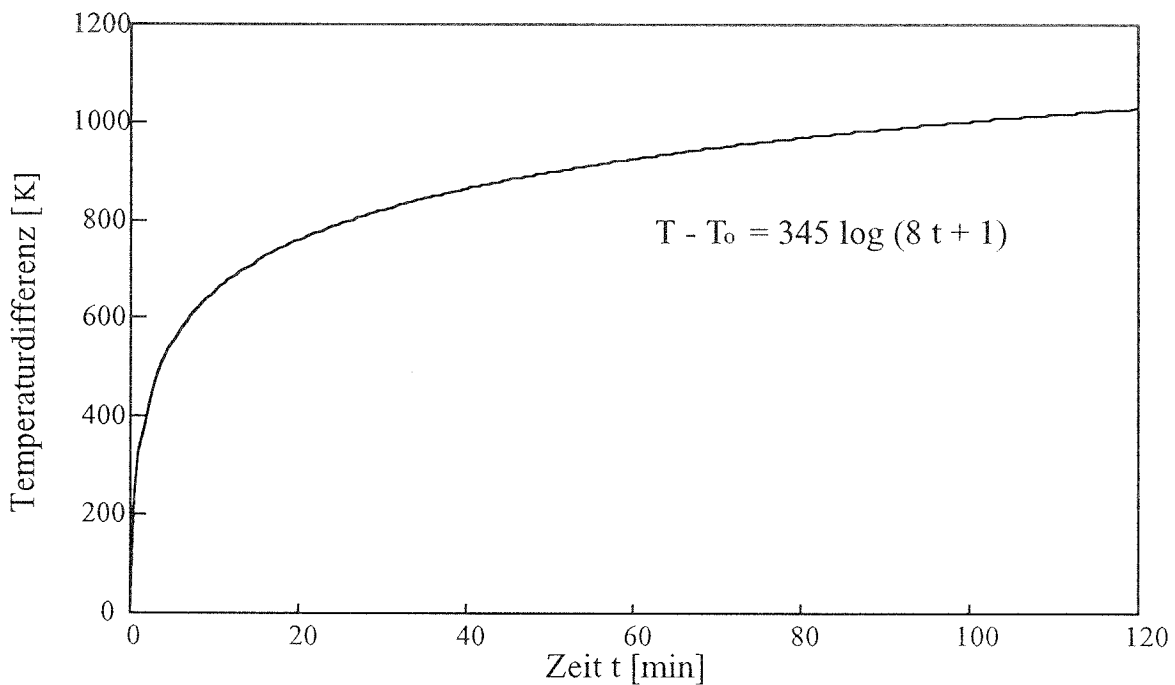


Bild 3.1 Einheits-Temperatur-Zeitkurve nach DIN 4102

3.4 Instationäre Wärmeleitgleichung

Ausgangspunkt für die instationäre Temperaturfeldberechnung ist die Lösung der partiellen elliptischen Wärmeleitgleichung von Fourier:

$$\rho c_p \frac{\partial v}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda_z \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \Phi \quad (3.1)$$

Nimmt man im Brandraum über Bauteillängsachse gleiche thermische Verhältnisse an, reduziert sich die Berechnung auf den zweidimensionalen Fall:

$$\rho c_p \frac{\partial v}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \Phi \quad (3.2)$$

oder:

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{1}{\rho c_p} \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_x \frac{\partial v}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_y \frac{\partial v}{\partial y} \right) + \Phi \right) \quad (3.3)$$

mit	$v(t, x, y)$	unbekannte Temperatur
	ρ	Rohdichte
	c_p	spez. Wärmekapazität
	Φ	Senke bzw. Quellterm
	λ	anisotrope Wärmeleitfähigkeit

Die Gleichung (3.3) stellt ein Rand- und Anfangswertproblem dar. Das Temperaturfeld zu Beginn der instationären Berechnung ist als Anfangswert bekannt. Die Randbedingungen werden unter 3.5 behandelt. Senke bzw. Quellterm lassen sich nach folgender Gleichung berechnen:

$$\Phi = \frac{\partial \rho}{\partial t} \cdot q_z \quad (3.4)$$

mit	ρ	Rohdichte in Abhängigkeit von Zeit (und Ort)
	q_z	Zersetzungsenthalpie
	t	Zeit

3.5 Wärmeübergang

Mit Wärmeübergang ist Wärmetransport vom Heißgas zum Bauteil gemeint. Dieser Vorgang läßt sich im Allgemeinen nach dem Newtonschen Gesetz beschreiben :

$$\dot{q} = \alpha_{\text{ges}} (v_u - v_o) \quad (3.5)$$

mit	\dot{q}	Wärmestromdichte
	v_u	Heißgastemperatur
	v_o	Oberflächentemperatur
	α_{ges}	Wärmeübergangskoeffizient

Der Wärmeübergangskoeffizient setzt sich zusammen aus einem Anteil für freie Konvektion α_k und einem Anteil für Strahlung α_s :

$$\alpha_{\text{ges}} = \alpha_k + \alpha_s \quad (3.6)$$

mit $\alpha_k = 25 \text{ [W/m}^2 \text{ K]}$

Für den Wärmeübergangskoeffizient α_s gilt nach dem Stefan Boltzmannschen Gesetz folgende Beziehung [10] :

$$\alpha_s = \frac{\sigma_s \varepsilon (T_u^4 - T_o^4)}{v_u - v_o} \quad (3.7)$$

mit	σ_s	Stefan Boltzmann Konstante = $5,67 \cdot 10^{-8} \text{ [W/m}^2 \text{ K}^4]$
	T_u	absolute Heißgastemperatur
	T_o	absolute Oberflächentemperatur
	ε	resultierende Emissionszahl

Nach [10] ist die Temperaturstrahlung zwischen leuchtenden Flammen und einer Wandfläche (in diesem Fall Holzbauteil) von verschiedenen Faktoren wie z.B. der Art des Brennstoffes, der Form des Brenners, der Luftmenge und -führung und der Form des Brennraums u.a. abhängig. Bei bekannter Emissionszahl der Flamme und der Wandfläche läßt sich die resultierende Emissionszahl wie folgt beschreiben:

$$\varepsilon = \varepsilon_F \cdot \varepsilon_W \quad (3.8)$$

mit ε_F Emissionszahl der Flamme
 ε_W Emissionszahl der Wandfläche

Die Emissionszahl des Holzes und der Holzkohle wird in Anlehnung an [14] mit 0,8 angesetzt, wobei ein Feuchtegehalt von 12% angenommen wird. Für das Emissionsverhältnis der Flamme im Brandraum findet man in der Literatur unterschiedliche Angaben. In dieser Arbeit wird mit $\varepsilon_F = 0,6$ gerechnet.

Damit ergibt sich:

$$\varepsilon = 0,6 \cdot 0,8 = 0,48$$

3.6 Reaktionskinetik des Massenverlustes

Für die Beschreibung der Temperaturabhängigkeit des Zersetzungsvorganges wird die Gleichung von Arrhenius verwendet [14,27,29]:

$$K = K_0 e^{-\frac{\Delta E}{\varrho T}} \quad (3.9)$$

mit	K	Reaktionsgeschwindigkeit
	K_0	Geschwindigkeitskonstante = $4 \cdot 10^8$ [1/s]
	ΔE	Aktivierungsenergie
	ϱ	allgemeine Gaskonstante = 8,314 [J/mol K]
	T	absolute Temperatur

Der Grad der thermischen Zersetzung wird im allgemeinen durch Veränderung der Masse bzw. der Rohdichte angegeben. Nach [29] darf eine Reaktion 1. Ordnung nur dann angenommen werden, wenn sie in einem offenen System stattfindet, d.h. alle an der Reaktion beteiligten Komponenten sowie die Reaktionsprodukte müssen ungehindert in den Reaktionsraum gelangen und ihn wieder verlassen können. Hoffmann gibt in [14] eine Zusammenstellung der reaktionskinetischen Daten aus der Literatur an und stellt dabei fest, daß überwiegend eine Reaktion 1. Ordnung zugrundegelegt wurde.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -K(\rho - \rho_c) \quad (3.10)$$

mit	ρ	Rohdichte in Abhängigkeit von Zeit (und Ort)
	ρ_c	Rohdichte von Holzkohle = 95 kg/m ³
	t	Zeit

Die Kenngrößen K und ΔE sind keine konstanten Größen, sondern von Temperatur und Einwirkungsdauer abhängig. Topf [34] gibt für Aktivierungsenergie Werte zwischen 95-123 J/mol an.

3.7 Wärmephysikalische Kenngrößen

3.7.1 Feuchtegehalt

Der Werkstoff Holz zeichnet sich u.a. durch seine ausgeprägte Hygroskopizität aus. Die daraus resultierenden Feuchteänderungen beeinflussen seine mechanischen und thermischen Eigenschaften erheblich.

Die Untersuchungen zeigen, daß bei einem Feuchtegehalt von $u = 20\%$ eine Abnahme der Abbrandgeschwindigkeit um 5% (EI, MER) bis 10% (BU, FI) gegenüber $u = 8\%$ vorliegt [21]. Nach [20] kann ein hoher Feuchtegehalt die Entflammbarkeit von Holz fühlbar herabsetzen. Holz mit einem im Bauwerken üblichen Feuchtegehalt von 10 - 20% erhält hierdurch jedoch keine baupraktisch wertbare Schutzwirkung. Die Randzonen der Bauteile bleiben bei einer Erwärmung durch Brandbeanspruchung von der hygroskopisch gebundenen Holzfeuchte fast unbeeinflusst [14]. Die Trocknung des Randbereichs erfolgt wegen der kurzen Transportwege schneller als im Inneren des Körpers, so daß die Holzfeuchte erst mit zunehmender Entfernung von der Randzone an Bedeutung gewinnt. Dies gilt auch für den Temperaturverlauf. Mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche wird eine deutliche Verzögerung des Erwärmungsvorgangs beobachtet, die vom Feuchtegehalt abhängt.

Lache [21] verglich Feuchteprofile vor und nach Brandbeanspruchung und stellte eine starke Austrocknung der ersten 20 mm des unverkohlten Restquerschnittes fest. Im übrigen Probenquerschnitt konnten keine Feuchteänderungen beobachtet werden und es blieb die Ausgangsfeuchte erhalten (Bild 3.2). Dies führt zu der Schlußfolgerung, daß in Bereichen mit Temperaturen über $100\text{ }^{\circ}\text{C}$ die Holzfeuchte in Form von Wasserdampf zusammen mit Zersetzungsprodukten zur Oberfläche diffundiert und kein Feuchtetransport zu den kälteren Bereichen stattfindet.

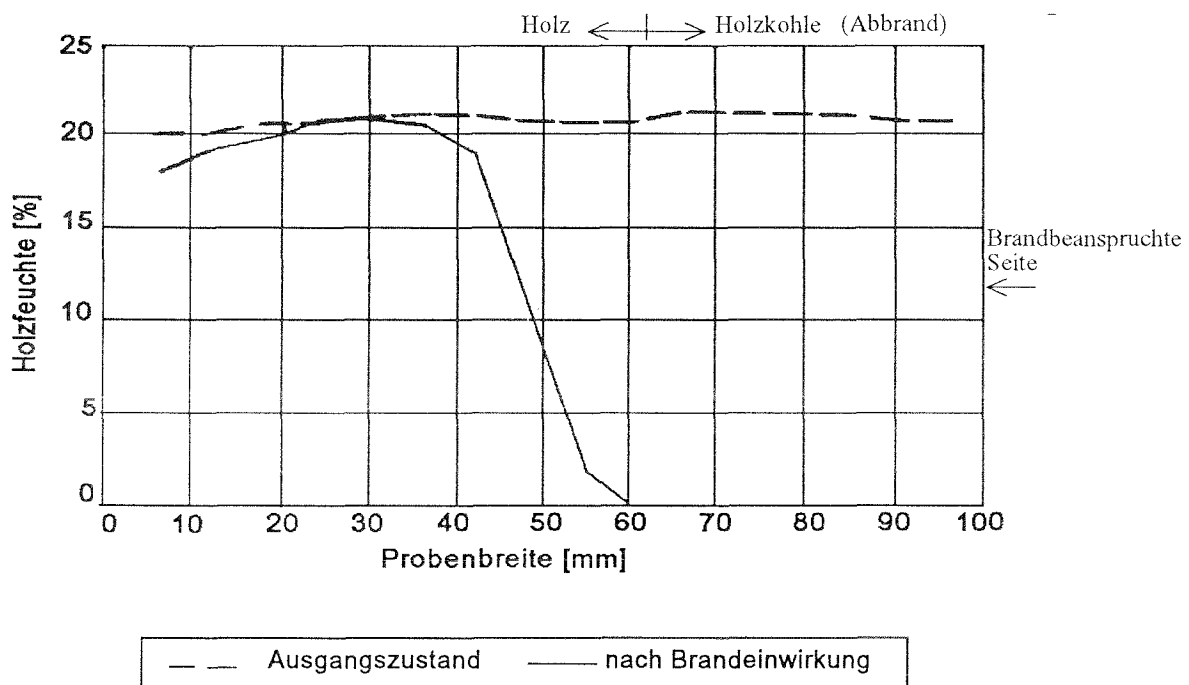


Bild 3.2 Feuchteverteilung über den Probenquerschnitt bei Fichte ($u = 20\%$) vor und nach einer Brandbeanspruchung (ETK) von 60 Minuten nach [21]

In [14] und [8] wird dagegen berichtet, daß die Erwärmung infolge einer Brandbeanspruchung eine Feuchtebewegung sowohl in Richtung Randzonen als auch in Richtung kältere Bereiche (unverkohltes Holz) in Gang setzt.

Fredlund [8] stellt den Maximalwert für Feuchtegehalt in unmittelbare Nähe zu der äußeren Front der Grenzschicht zwischen Holz und Holzkohle (char front) fest (s. Bild 3.3). Für Kiefer mit einer Ausgangsfeuchte von 11 % beträgt das Maximum im Feuchteprofil etwa 15-16 % und ist damit niedriger als bei Fichte [23].

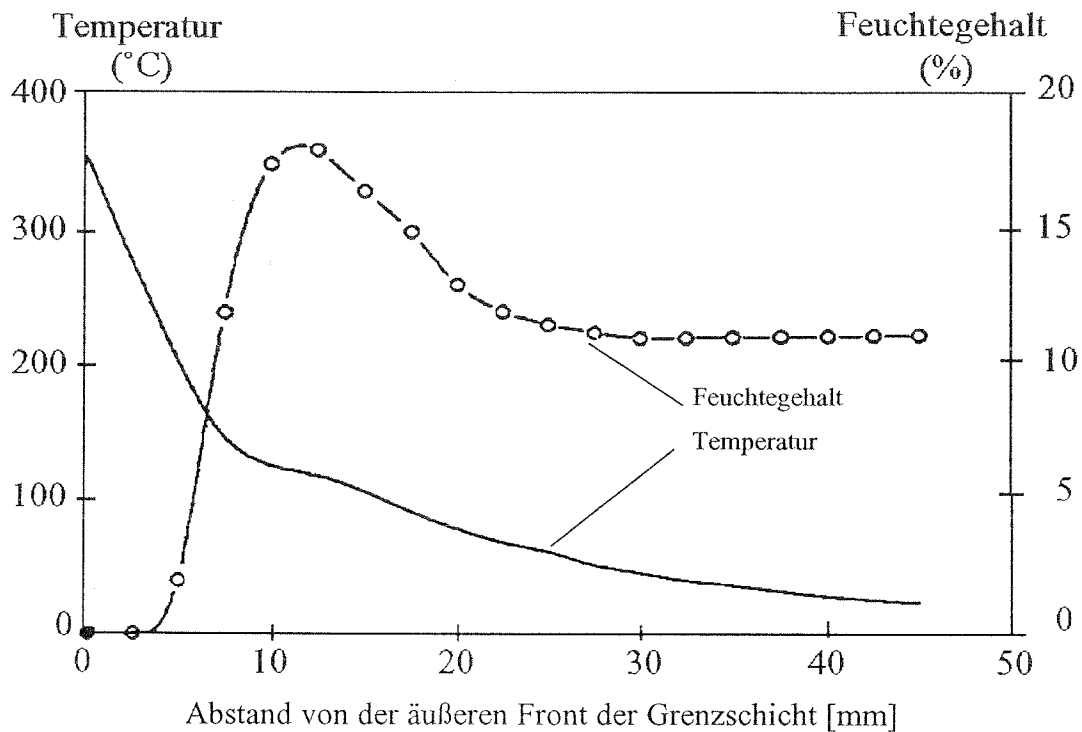


Bild 3.3 Temperaturgradiente und Feuchteprofil nach einer Brandbeanspruchung für Fichte nach [8]

Nach Lache [21] sind die unterschiedlichen Ergebnisse der Feuchteverteilung nach einer Brandbeanspruchung zum einen auf das Meßverfahren und zum anderen auf den Zeitpunkt der Messung (während oder nach Brandeinwirkung) zurückzuführen.

Zur Berücksichtigung der Feuchteänderungen im Querschnitt wurde ein Verfahren nach [31] herangezogen. Bei Erreichen der Verdampfungstemperatur (100 °C) wird die Elementtemperatur solange konstant gehalten, bis der dem Element zugeordnete Wassergehalt den Aggregatzustand geändert hat. Die Wärmemenge (latente Wärme), die zur Umwandlung benötigt wird, wird nach folgender Beziehung berechnet :

$$Q_{\text{lat}} = V \rho r \frac{u}{100} \quad (3.11)$$

mit

Q_{lat}	latente Wärme
V	Elementenvolumen
ρ	Rohdichte (von Holz)
r	Verdampfungswärme von Wasser
u	Feuchtegehalt in %

3.7.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Kenntnis der Wärmeleitfähigkeit ist bei wärmetechnischen Untersuchungen von besonderer Bedeutung. Die Wärmeleitfähigkeit des Holzes ist bisher Gegenstand vieler Forschungen gewesen. Trotz großer Streuung der Zahlenwerke sind deutliche Abhängigkeiten von Rohdichte, Feuchtegehalt, Lage der Wärmestromrichtung zur Faserrichtung, Temperatur und Holzstruktur zu erkennen.

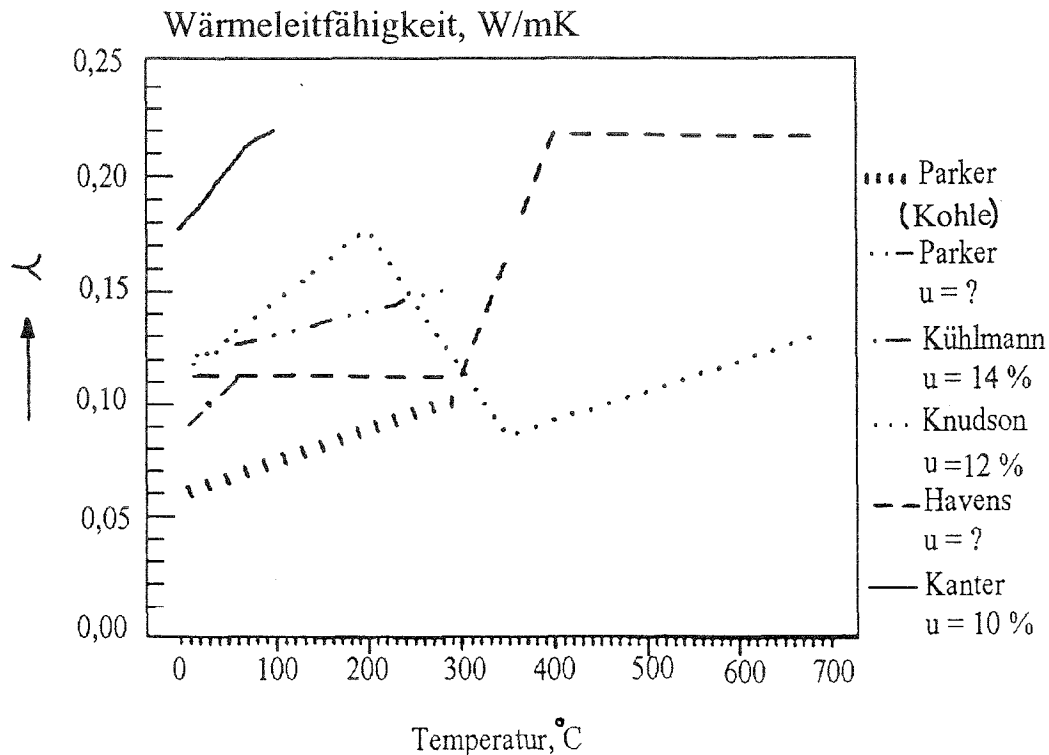


Bild 3.4 Die Angaben der verschiedenen Autoren über den Einfluß der Temperatur auf Wärmeleitfähigkeit von Holz [1]

Kollman stellt einen linearen Zusammenhang zwischen Wärmeleitfähigkeit und Rohdichte fest und gibt in [19] eine Gleichung zur Beschreibung dieser Abhängigkeit an. Die Zunahme der Wärmeleitfähigkeit mit zunehmendem Feuchtegehalt ist ebenfalls eindeutig nachgewiesen [19]. Die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faser beträgt fast das Doppelte des Wertes quer zur Faser. Der Wärmetransport in Faserrichtung stößt auf kleinere Widerstände als senkrecht dazu [19].

Die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit des Holzes wird von verschiedenen Autoren sehr unterschiedlich bewertet (Bild 3.4). Diese Angaben können miteinander nicht verglichen werden, da teilweise die wichtigsten Ausgangsparameter wie Holzart, Holzfeuchte und Rohdichte fehlen. In [19] wird für die Änderung der Wärmeleitfähigkeit infolge Temperatur folgende Bestimmungsgleichung angegeben, die im Temperaturbereich $-50\text{ °C} < \vartheta < 100\text{ °C}$ gilt.

$$\lambda_2 = \lambda_1 \cdot \left[1 - (1,1 - 0,98 \cdot \rho_0) \cdot \left(\frac{v_1 - v_2}{100} \right) \right] \quad (3.12)$$

mit ρ_0 Darrdichte des Holzes
 λ_1 Wärmeleitfähigkeit bei v_1

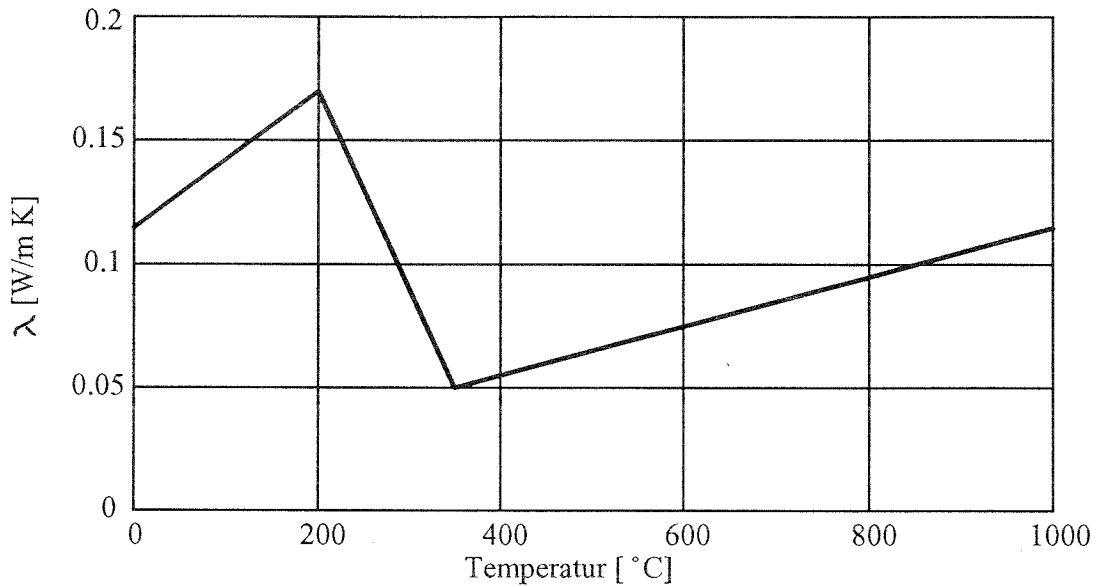


Bild 3.5 Rechenwerte der Wärmeleitfähigkeit von Holz in Abhängigkeit von Temperatur

Für die Berechnung der instationären Temperaturverteilung in Bauteilen aus Holz wurde das im Bild 3.5 dargestellte Diagramm verwendet. Dieser Verlauf wurde für Nadelholz mit einer Rohdichte von ca. 440 kg/m^3 und einem Feuchtegehalt von etwa 12% angenommen.

3.7.3 Spez. Wärmekapazität

Die spez. Wärmekapazität von Holz ist eine veränderliche Größe, die von Temperatur und Feuchtegehalt abhängt. Soweit aus der Literatur bekannt ist, haben Rohdichte und Holzart keinen Einfluß [19]. Wie aus Bild 3.6 ersichtlich, unterscheiden sich die Angaben der verschiedenen Forscher über den Einfluß der Temperatur auf spez. Wärmekapazität im weitesten Sinne. Für diese Arbeit wurde der Verlauf nach Bild 3.7 gewählt, wobei die gleichen Voraussetzungen wie bei der Wärmeleitfähigkeit (s. 3.7.2) angenommen wurde.

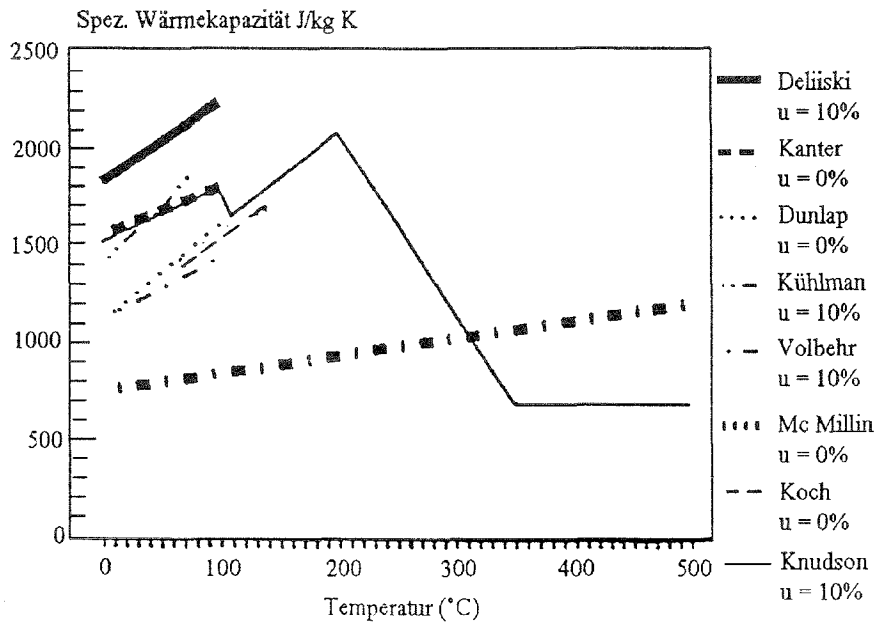


Bild 3.6 Angaben verschiedener Forscher über Temperaturabhängigkeit der spez. Wärmekapazität von Holz [1]

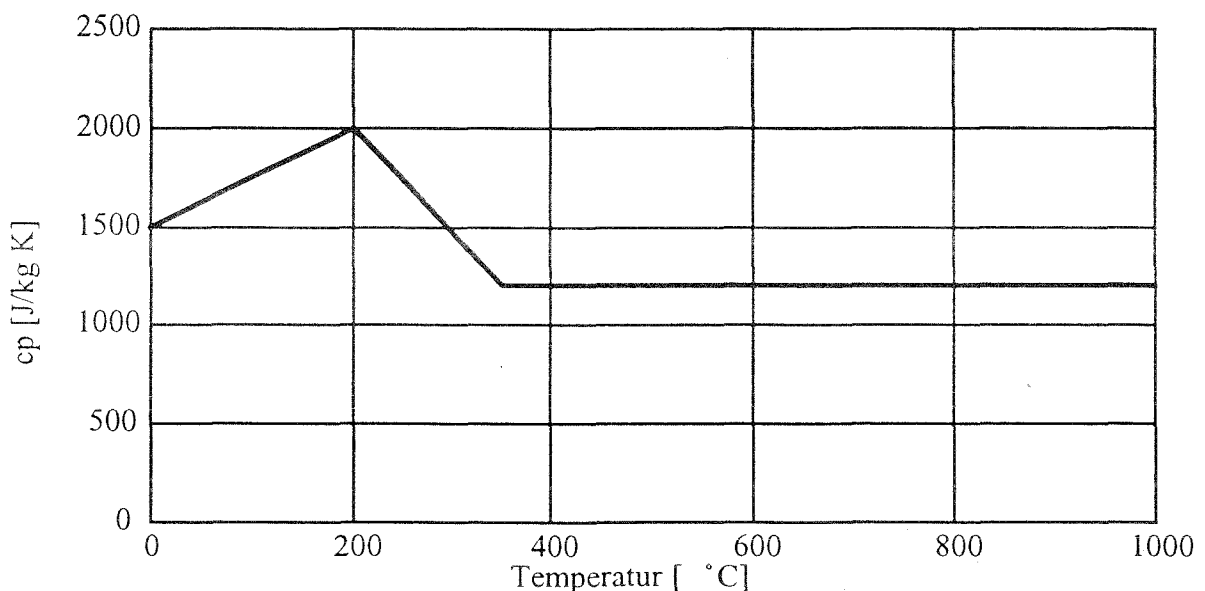


Bild 3.7 Rechenwerte der temperaturabhängigen spez. Wärmekapazität von Holz

3.7.4 Rohdichte

Eine wichtige physikalische Kenngröße zur Differenzierung des Brandverhaltens verschiedener Holzarten ist die Rohdichte (ρ). Die Rohdichte wird definiert als Verhältnis der Masse zum Stoffvolumen, wobei das Volumen die Hohlräume (Poren) einschließt. Die Bestimmung der Rohdichte von Holz erfolgt nach DIN 52182. Die große Schwankungsbreite der Rohdichte der Hölzer (von 0,1 bis 1,3 g/cm³) ist auf unterschiedlichen Anteil von Zellwandsubstanz und Porenraum im Holzkörper zurückzuführen[16]. Auch der Feuchtegehalt hat einen maßgebenden Einfluß auf die Größe der Rohdichte.

Die mechanischen und thermischen Eigenschaften der Hölzer sind stark von der Rohdichte abhängig. Mit steigender Rohdichte nehmen die Werte der elasto-mechanischen Kenngrößen zu. Die höhere Rohdichte bedeutet in der Regel auch eine höhere Widerstandsfähigkeit gegen thermische Beanspruchung.

Nach [20] dürfen 60% der Rechenwerte für Abbrandgeschwindigkeit von Nadelholz für Hölzer mit einer Rohdichte ≥ 600 kg/m³ in Ansatz gebracht werden. Es wird nicht berücksichtigt, daß das thermische Verhalten von Hölzern nicht nur von der Rohdichte sondern gleichzeitig von vielen anderen Faktoren abhängt (s. 3.2). Die Untersuchungen zum Studium des Abbrandverhaltens von Holz im Institut für Holzforschung der Universität München [21] zeigen z.B., daß Buche mit einer Rohdichte von etwa 600 kg/m³ eine höhere Abbrandgeschwindigkeit als Fichtenholz mit einer Rohdichte von 300 - 500 kg/m³ aufweist.

Bei der numerischen Simulation des Brandgeschehens von Holz ist die Rohdichte keine Konstante, sondern abhängig von Höhe und Dauer der Temperatureinwirkung. Die Fragen der thermischen Zersetzung wurden unter 3.1 und 3.6 behandelt.

4. ALGORITHMUS ZUR BERECHNUNG DER TEMPERATURVERTEILUNG IN BRANDBEANSPRUCHTEN HOLZQUERSCHNITTEN

Aufbauend auf einem physikalisch-mathematischen Modell und unter Berücksichtigung der in Kapitel 3 erläuterten Grundlagen wurde ein Algorithmus erarbeitet, mit dem die Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzbauteilen berechnet werden kann.

Das Programm berücksichtigt die nichtlinearen Wärmeübergangs- und Strahlungsbedingungen sowie Temperatur- und Zeitabhängigkeit der Stoffwerte. Es löst die Fouriersche Wärmeleitgleichung für den zweidimensionalen Fall unter Benutzung der Methode der finiten Differenzen [2,32]. Die dafür erforderliche Querschnittsdiskretisierung erfolgt durch Unterteilung des Querschnitts mit einem rechtwinkligen Gitternetz in gleich große Rechteckselemente (s. Bild 4.1). Die Differenzengleichung, die die partielle Differentialgleichung der Wärmeleitung von Fourier (Gl. 3.3) ersetzt, lautet:

$$\begin{aligned} \frac{\vartheta_{i,j,k+1} - \vartheta_{i,j,k}}{\Delta t} = & a_1 \cdot \frac{(\vartheta_{i-1,j,k+1} - \vartheta_{i,j,k+1})}{\Delta x^2} + a_2 \cdot \frac{(\vartheta_{i+1,j,k+1} - \vartheta_{i,j,k+1})}{\Delta x^2} \\ & + a_3 \cdot \frac{(\vartheta_{i,j-1,k+1} - \vartheta_{i,j,k+1})}{\Delta y^2} + a_4 \cdot \frac{(\vartheta_{i,j+1,k+1} - \vartheta_{i,j,k+1})}{\Delta y^2} + \frac{\Phi}{\rho_{i,j,k} \cdot c p_{i,j,k}} \end{aligned} \quad (4.1)$$

mit

k	Indizierung des Zeitschrittes
$\vartheta_{i,j,k}$	Temperatur im Element i,j zum Zeitpunkt (t)
$\vartheta_{i,j,k+1}$	Temperatur im Element i,j zum Zeitpunkt (t+Δt)

und

$$a_1 = \frac{(0,5 \cdot \lambda_{i-1,j,k} + 0,5 \cdot \lambda_{i,j,k})}{(0,5 \cdot \rho_{i-1,j,k} + 0,5 \cdot \rho_{i,j,k}) \cdot (0,5 \cdot c p_{i-1,j,k} + 0,5 \cdot c p_{i,j,k})} \quad (4.2)$$

Zur Berücksichtigung der stark unterschiedlichen thermodynamischen Eigenschaften der benachbarten Elemente werden die arithmetischen Mittel der Stoffwerte eingesetzt (s. Gl. 4.2). Die Werte für a_2 – a_4 werden analog zu a_1 ermittelt.

Die exakte Lösung der partiellen Differentialgleichung (Gl. 3.10), die die thermische Zersetzung von Holz beschreibt, ergibt:

$$\rho_{i,j,k+1} = (\rho_{i,j,k} - \rho_c) \cdot e^{-\Delta t \cdot K_{i,j,k}} + \rho_c \quad (4.3)$$

mit	$\rho_{i,i,k}$	Rohdichte im Element i,j zum Zeitpunkt (t)
	$\rho_{i,i,k+1}$	Rohdichte im Element i,j zum Zeitpunkt (t+ Δt)
	ρ_c	Rohdichte von Holzkohle
	K	Reaktionsgeschwindigkeit

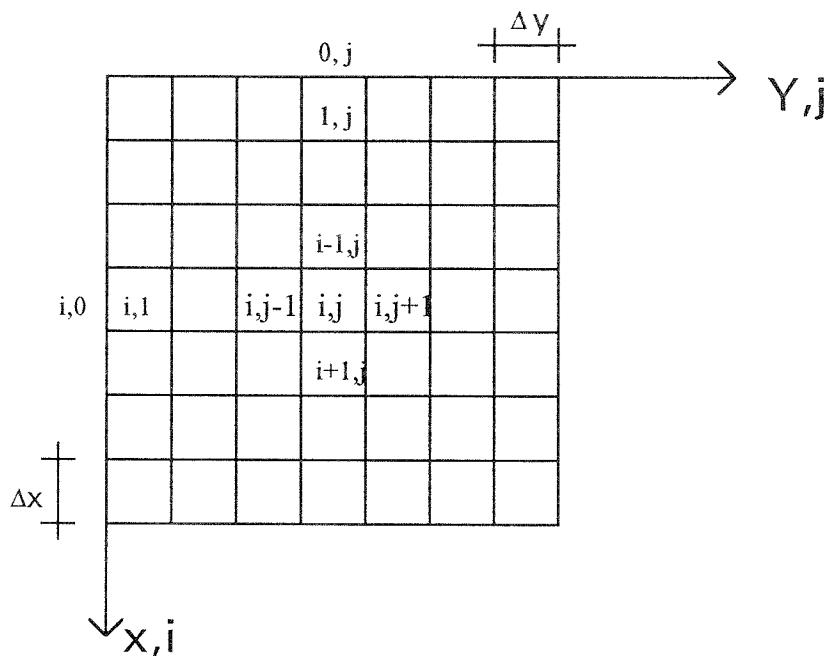


Bild 4.1 Diskretisierung des Querschnittes für die thermische Querschnittsanalyse

Die Reaktionsgeschwindigkeit der thermischen Zersetzung (Gl. 3.9) wird in diskretisierter Form umgeschrieben:

$$K_{i,j,k} = K_o \cdot e^{-\frac{\Delta E}{\mathfrak{R} \cdot (T_{i,j,k})}} \quad (4.4)$$

mit	K_o	Geschwindigkeitskonstante
	ΔE	Aktivierungsenergie
	\mathfrak{R}	allgemeine Gaskonstante

Zur Berücksichtigung der Wärmeübergangsbedingung wird die Wärmestromdichte an der Oberfläche, bestehend aus einem konvektiven und einem radiativen Anteil, mit dem Temperaturgradient gleich gesetzt [10]. Die Bedingungsgleichung für den Rand (O = Oberfläche) parallel zur Y-Achse lautet:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_o \quad (4.5)$$

oder:

$$\alpha_k \cdot (\vartheta_u - \vartheta_o) + \varepsilon \cdot \sigma_s \cdot (T_u^4 - T_o^4) = -\lambda \cdot \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_o \quad (4.6)$$

mit \dot{q} Wärmestromdichte
 v_u Bauteil - Umgebungstemperatur entsprechend der ETK
 v_o Oberflächentemperatur

und

$$-\lambda \left(\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right)_0 = -\lambda_{k+1,1,j} \left(\frac{\vartheta_{k+1,1,j} - \vartheta_{k+1,0,j}}{\Delta x} \right) \quad (4.7)$$

Um im Gleichungssystem 4.1 Terme mit dem Exponent 4 (s. Gl. 4.6) zu vermeiden, wird in Gl. 4.7 $\vartheta_{k+1,1,j}$ durch $\vartheta_{k,1,j}$ und $\lambda_{k+1,1,j}$ durch $\lambda_{k,1,j}$ ersetzt. Mit einem kleinen Zeitschritt von $\Delta t=3$ s - wie er in der Berechnung vorgenommen wurde - ist der Fehler vernachlässigbar klein. Die Bedingungsgleichung für den Rand parallel zur Y-Achse (Gl.4.5) wird damit wie folgt formuliert:

$$\alpha_k \cdot (\vartheta_u - \vartheta_{k+1,o,j}) + \varepsilon \cdot \sigma_s \cdot (T_u^4 - T_{k+1,o,j}^4) + \lambda_{k,1,j} \left(\frac{\vartheta_{k,1,j} - \vartheta_{k+1,0,j}}{\Delta x} \right) = 0 \quad (4.8)$$

und für den Rand parallel zur X-Achse:

$$\alpha_k \cdot (\vartheta_u - \vartheta_{k+1,i,o}) + \varepsilon \cdot \sigma_s \cdot (T_u^4 - T_{k+1,i,o}^4) + \lambda_{k,i,1} \left(\frac{\vartheta_{k,i,1} - \vartheta_{k+1,i,0}}{\Delta x} \right) = 0 \quad (4.9)$$

Bei der Berechnung sind dann die Oberflächentemperaturen ($v_{k+1,0,j}$ bzw. $v_{k+1,i,0}$) die einzigen unbekanntenen Größen. Für jeden Zeitschritt werden erst die Oberflächentemperaturen aus der Gleichungen (4.8) und (4.9) ermittelt und in das Gleichungssystem (4.1) eingesetzt. Die Gleichungen (4.8) und (4.9) sind nicht nach $v_{k+1,0,j}$ bzw. $v_{k+1,i,0}$ auflösbar und werden für jeden Zeitschritt mit Hilfe des Newtonschen Näherungsverfahrens iterativ gelöst.

Nach der Berechnung der temperaturabhängigen Stoffwerte (s. Gleichungen 4.2 - 4.4) und der Ermittlung der Oberflächentemperaturen und deren Einsatz in das Gleichungssystem (4.1) erhält man bei der Verwendung der Matrixschreibweise folgenden Ausdruck:

$$[k] \cdot [v] = [R] \quad (4.10)$$

mit	[k]	Koeffizientenmatrix
	[v]	unbekannte Temperaturen im Querschnitt
	[R]	Anteile aus bekannten Anfangstemperaturen und Wärmeströmen

Die Lösung des positiv definiten symmetrischen Bandgleichungssystems (4.10) erfolgt iterativ [2], wobei nur die von Null verschiedenen Elemente der schwach besetzten Koeffizientenmatrix gespeichert werden. Bild 4.2 zeigt beispielhaft die Besetzung der Koeffizientenmatrix bei einer Diskretisierung mit 16 Elementen (4×4). Die von Null verschiedenen Elemente werden mit X bezeichnet.

Die Temperaturverteilung zum Zeitpunkt (t) dient als Startwert für die Berechnung zum Zeitpunkt (t+Δt), damit ist eine schnelle Konvergenz gewährleistet. Durch Ausnutzung der zweifachen Symmetrie bei 4seitiger bzw. der einfachen Symmetrie bei 3seitiger Brandbeanspruchung reduziert sich die Anzahl der unbekanntes Temperaturen auf ein Viertel bzw. auf die Hälfte.

X	X	0	0	X	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
X	X	X	0	0	X	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	X	X	X	0	0	X	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	X	X	0	0	0	X	0	0	0	0	0	0	0	0
X	0	0	0	X	X	0	0	X	0	0	0	0	0	0	0
0	X	0	0	X	X	X	0	0	X	0	0	0	0	0	0
0	0	X	0	0	X	X	X	0	0	X	0	0	0	0	0
0	0	0	X	0	0	X	X	0	0	0	X	0	0	0	0
0	0	0	0	X	0	0	0	X	X	0	0	X	0	0	0
0	0	0	0	0	X	0	0	X	X	X	0	0	X	0	0
0	0	0	0	0	0	X	0	0	X	X	X	0	0	X	0
0	0	0	0	0	0	0	X	0	0	X	X	0	0	0	X
0	0	0	0	0	0	0	0	X	0	0	0	X	X	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	X	0	0	X	X	X	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	X	0	0	X	X	X
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	X	0	0	X	X

Bild 4.2 Die Besetzung der Koeffizientenmatrix des symmetrischen Gleichungssystems

Das Rechenprogramm zur thermischen Querschnittsanalyse ist in der Lage, eine 3 bzw. 4-seitige Brandbeanspruchung nach ETK zu behandeln. Zur Simulation ein- bzw. zweiseitiger Brandbeanspruchung können dreiseitig brandbeanspruchte breite bzw. hohe Holzquerschnitte mit guter Näherung zugrunde gelegt werden. Restquerschnittsfläche, Rohdichte- und Temperturverteilung, mittlere Querschnittstemperatur und Restquerschnittsform lassen sich in Abhängigkeit der Dauer der Brandbeanspruchung ermitteln (s. Anlage 1). Das Rechenprogramm **TiH** (Temperaturentwicklung in Holzquerschnitten) wurde in FORTRAN 77 geschrieben.

Durch den modularen Aufbau des Rechenprogramms ist der Einsatz für verschiedene Holzarten mit unterschiedlichen Stoffwerten gewährleistet, ohne daß das Hauptprogramm geändert wird. Eine Erweiterung des Rechenmodells auf natürliche Brände ist möglich.

Eine Zusammenstellung der in dem Rechenprogramm verwendeten Daten zeigt die Tabelle 4.1.

Bezeichnung	Bedeutung	Größe und Einheit	
K_0	Geschwindigkeitskonstante	$4 \cdot 10^8$	[1/ s]
q_z	Reaktionsenthalpie	-370000	[J/kg]
r	Verdampfungswärme des Wassers	$2257 \cdot 10^3$	[J/kg]
ϱ	Allgemeine Gaskonstante	8,314	[J/mol K]
α_k	konvektiver Wärmeübergangskoeffizient	25	[W/m ² K]
ΔE	Aktivierungsenergie	$95 \cdot 10^3$	[J/mol]
Δt	Zeitschritt	3	s
Δx bzw. Δy	Ortschritt	2,5	mm
ε	Resultierende Emissionszahl	0,5	-
ρ_c	Rohdichte von Holzkohle	95	[kg/m ³]
ρ	Rohdichte von Holz	440	[kg/m ³]
σ_s	Strahlungskonstante des schwarzen Körpers	$5,67 \cdot 10^{-8}$	[W/m ² K ⁴]

Tabelle 4.1 Verwendete Stoffeigenschaften und reaktionskinetische Daten

5. DISKUSSION DER ERGEBNISSE DER THERMISCHEN QUERSCHNITTS-ANALYSE :

5.1 Vergleich der rechnerischen Ergebnisse mit experimentellen Untersuchungen

Experimentellen Untersuchungen zum Abbrandverhalten von Holzquerschnitten bei einer Brandbeanspruchung unter Normbedingungen [4] wurden u.a. im Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB) an der TU Braunschweig [12], in der Bundesanstalt für Materialprüfung (BAM) in Berlin [33] und im Institut für Holzforschung der TU München durchgeführt [21,22].

Die Versuche zeigen, daß bei einer Temperaturbeanspruchung gemäß der Einheits-Temperatur-Zeitkurve nach DIN 4102 Teil 2 [4] ein linearer Abbrand angenommen werden kann [12,21,22,33]. Diese Annahme wird auch durch Berechnungen mit dem im Kapitel 4 beschriebenen Rechenprogramm bestätigt, solange gegenüberliegende Querschnittsränder einen Mindestabstand aufweisen und dadurch eine gegenseitige thermische Beeinflussung ausgeschlossen ist.

Bild 5.1 zeigt den zeitlichen Abbrandverlauf unterschiedlicher Querschnittsgrößen aus Nadelholz mit einem Feuchtegehalt von 12 % bei einer 4seitigen Beflammung. Wie aus dem Bild ersichtlich wird, kann z.B. bei einem Querschnitt von 80/80 mm² nur in den ersten 30 Minuten von einem linearen Verlauf ausgegangen werden. Zur Ermittlung der Abbrandtiefe wurde die Restquerschnittsfläche in ein flächengleiches Quadrat umgerechnet, so daß der Einfluß des Eckenabbrandes mitberücksichtigt worden ist. Die rechnerisch ermittelte Zeitdauer bis zur Entzündung beträgt etwa 3 Minuten und stimmt mit Angaben in der Literatur überein.

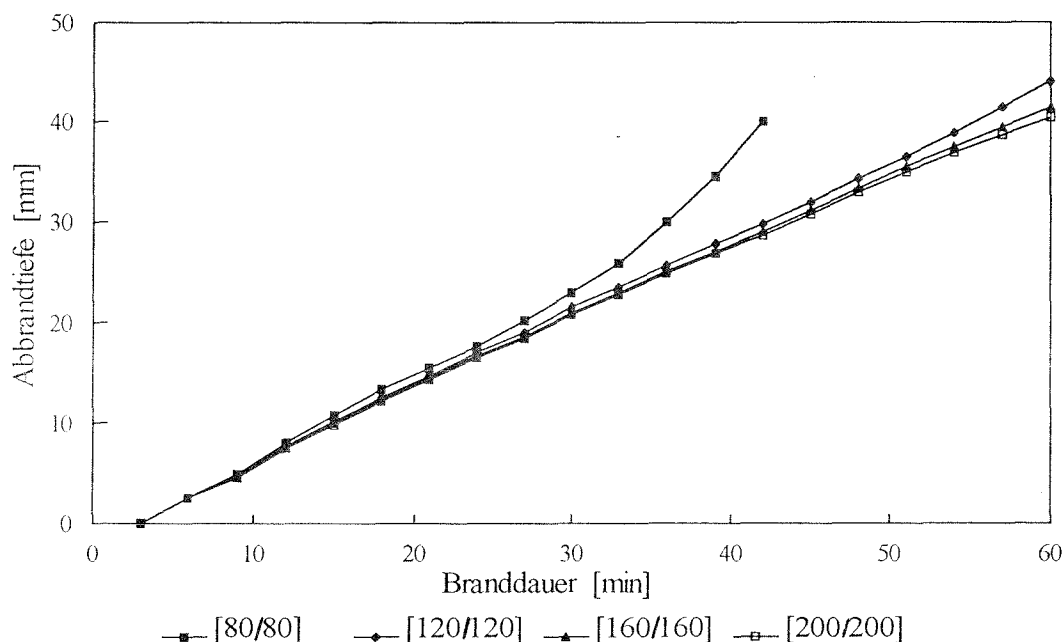


Bild 5.1 Einfluß der Querschnittsabmessungen auf das Abbrandverhalten

Lache hat den Einfluß der Holzart, der Holzfeuchte, der Jahrringorientierung und der Rohdichte auf das Abbrandgeschwindigkeit von Holz untersucht [21,22]. Die Holzarten Fichte, Eiche, Kiefer, Buche und Meranti in den drei baupraktisch relevanten Holzfeuchten 8, 12 und 20 % wurden untersucht. Die Untersuchungen wurden in erster Linie an kleinen Holzproben (L/B/D: 200/100/50 mm) am Kleinprüfstand durchgeführt [21]. Ergänzende Untersuchungen zur Klärung der eventuellen Beeinflussung durch mechanische Belastung befaßten sich mit Biegebalken aus Brettschichtholz [22].

Die Ergebnisse dieser experimentellen Untersuchungen zeigen, daß die Holzart zwar die Abbrandgeschwindigkeit beeinflusst, dieser Einfluß ist aber nicht so groß wie bisher angenommen.

Eine gesicherte Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Rohdichte wurde nicht festgestellt. Diese Tatsache ist darauf zurückzuführen, daß zum einen eine Zunahme der Rohdichte die Zunahme der Wärmeleitfähigkeit zur Folge hat und zum anderen auch die anderen Einflußgrößen, wie z.B. die anatomischen Eigenschaften, einen entscheidenden Einfluß auf das Abbrandverhalten der Hölzer haben.

Eine deutliche Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit der untersuchten Holzarten von Holzfeuchte wurde bewiesen[21]. Die Ergebnisse für Fichte, Eiche, Buche und Meranti werden in Bild 5.2 dargestellt. Die Berechnungen mittels Rechenprogramm liefern ähnliche Ergebnisse. Bild 5.3 zeigt den Einfluß der Holzfeuchte auf die Abbrandgeschwindigkeit der Fichte bei einer 4seitigen Brandbeanspruchung.

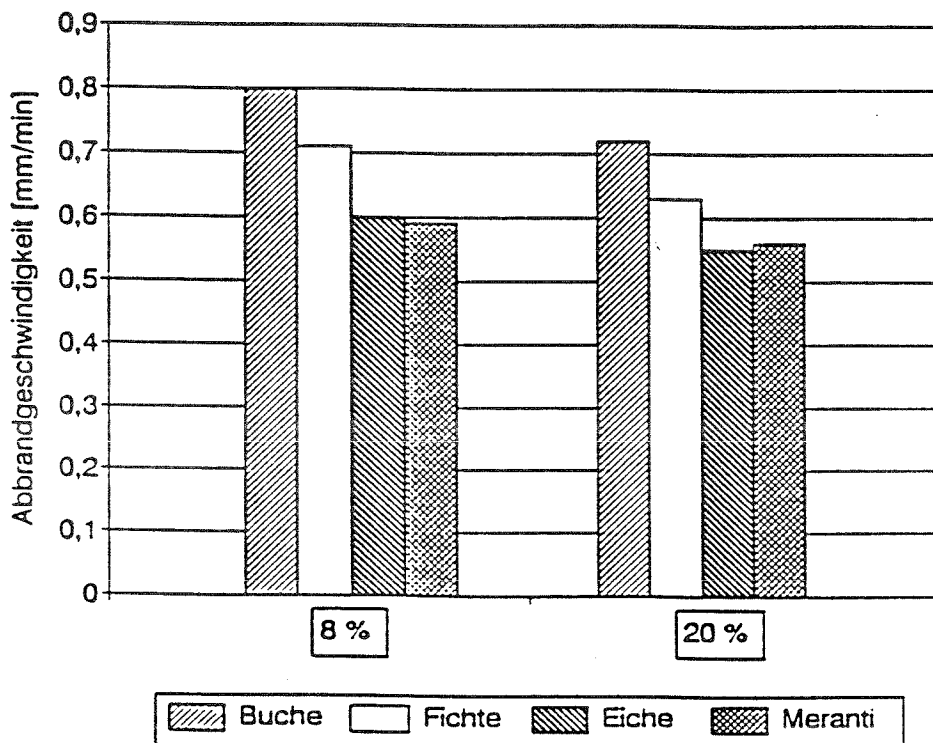


Bild 5.2 Gemessene Abbrandgeschwindigkeit verschiedener Holzarten bei 8 und 20 % Feuchtegehalt nach [21]

Die elasto-mechanischen Kenngrößen des Holzes werden stark von der Temperaturbeanspruchung beeinflusst [9]. Zur Beurteilung der Feuerwiderstandsklasse der Holzbauteile ist neben der Abbrandgeschwindigkeit (\rightarrow Restquerschnitt) die Kenntnis über die Temperaturverteilung im Restquerschnitt (\rightarrow abgeminderte mechanische Eigenschaften) bei einer Brandbeanspruchung von besonderer Bedeutung. In [22] werden Temperaturprofile im Restquerschnitt für verschiedene Holzarten angegeben. Ein Vergleich zwischen dem gemessenen und dem mittels Rechenprogramm ermittelten Temperaturverlauf für Fichte zeigt Bild 5.4.

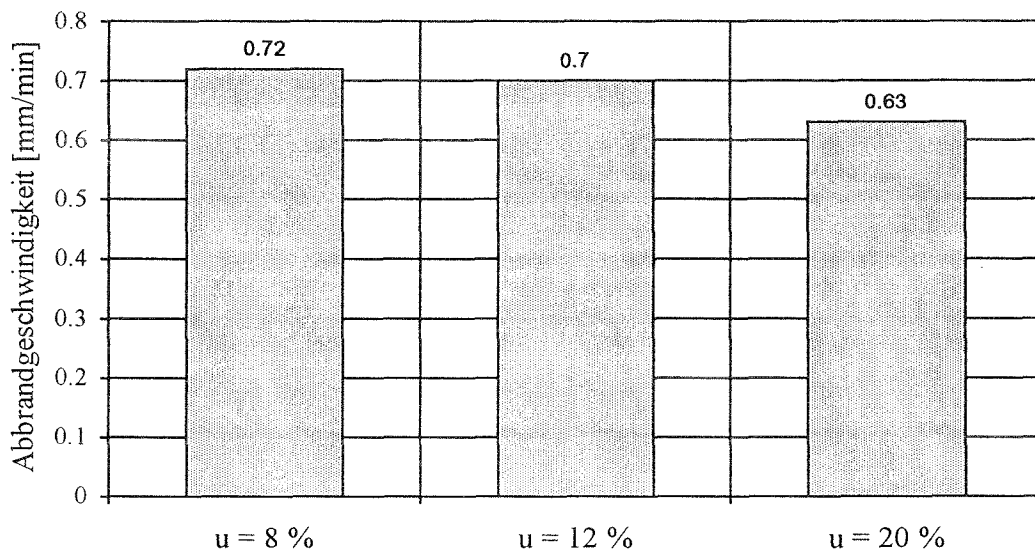


Bild 5.3 Gerechnete Abbrandgeschwindigkeit der Fichte in Abhängigkeit von dem Feuchtegehalt bei einem Querschnitt von 160.160 mm^2

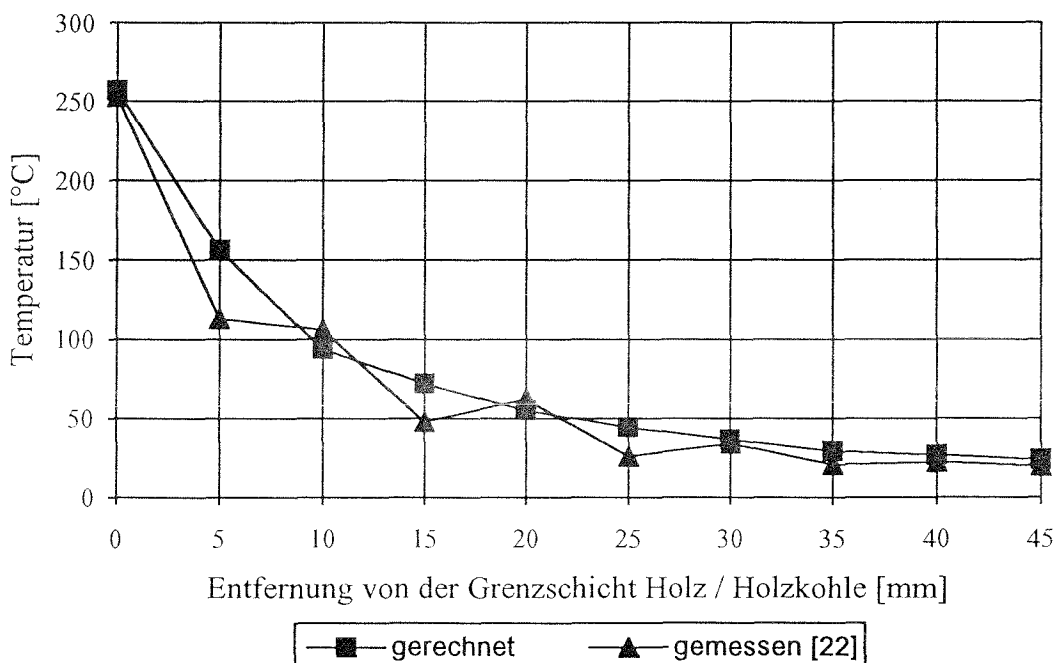


Bild 5.4 Temperaturprofil im Restquerschnitt bei einer einseitigen Brandbeanspruchung nach ETK für Fichte

5.2 Maßgebende Einflußgrößen auf die Abbrandgeschwindigkeit von Holz

Die wichtigste Kenngröße zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer der Holzbauteile ist die Abbrandgeschwindigkeit. Nach experimentellen Untersuchungen [12,21,33] beträgt die mittlere Abbrandgeschwindigkeit von Nadelholz etwa 0,7 mm/min.

Die Abbrandgeschwindigkeit des Holzes hängt im wesentlichen von Brandraumtemperatur, Brandraumatmosfera, Beflammungsart, Querschnittsgeometrie, Holzart, Holzfeuchte und Rohdichte ab.

Nach DIN 4102 Teil 2 [4] wird die Einheits-Temperatur-Zeitkurve als Brandraumtemperatur zugrundegelegt. Die Abweichungen der mittleren Temperatur im Brandraum dürfen nach den ersten 5 Minuten der Brandbeanspruchung ± 100 K nicht überschreiten. Danach bis 30 Minuten sind die Abweichungen von der ETK bis maximal $\pm 10\%$ und oberhalb einer Prüfdauer von 30 Minuten sind $\pm 5\%$ zulässig (s. Bild 5.5).

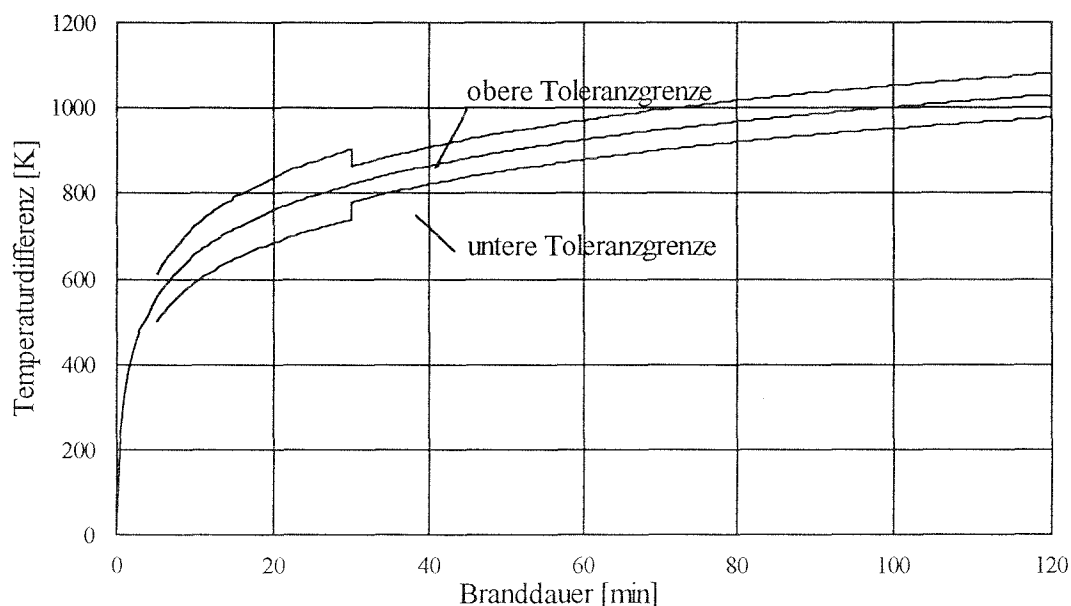


Bild 5.5 Einheits-Temperatur-Zeitkurve nach DIN 4102 [4] mit zugehörigen Toleranzgrenzen

Um den Einfluß der Brandraumtemperatur auf die Abbrandgeschwindigkeit zu verdeutlichen, wurden Berechnungen unter Annahme der Einheits-Temperatur-Zeitkurve mit den zulässigen Toleranzgrenzen durchgeführt. Die Ergebnisse sind dem Bild 5.6 zu entnehmen.

Die Brandraumatmosfera beeinflusst die Abbrandgeschwindigkeit nur indirekt. Der pyrolytische Abbau wird zwar beim Vorhandensein von Sauerstoff begünstigt, die Reaktion verläuft aber auch unter Sauerstoffabschluß. Im Brandfall sind durch Strömungsverhältnisse keine Voraussetzungen gegeben, daß Sauerstoff in ausreichender Menge die Holzoberfläche erreicht und damit Reaktionskinetik nennenswert beeinflusst. Durch das ständige Entweichen

von gas- und dampfförmigen Abbauprodukten wird die Luft daran gehindert, in Ausreichender Quantität an die Oberfläche zu gelangen.

Die freigesetzten flüchtigen Bestandteile der thermischen Zersetzung vermischen sich außerhalb des Probekörpers mit freiem und gebundenem Sauerstoff und brennen. Das Mischverhältnis ist dabei entscheidend für die Erwärmungsraten und damit für die Abbrandgeschwindigkeit. Da bei einem ETK-Brand der Temperaturverlauf und damit in gewissen Grenzen die Brandraumtemperatur vorgegeben ist, erlangt dieser Effekt nur bei sogenannten natürlichen Bränden eine größere Bedeutung.

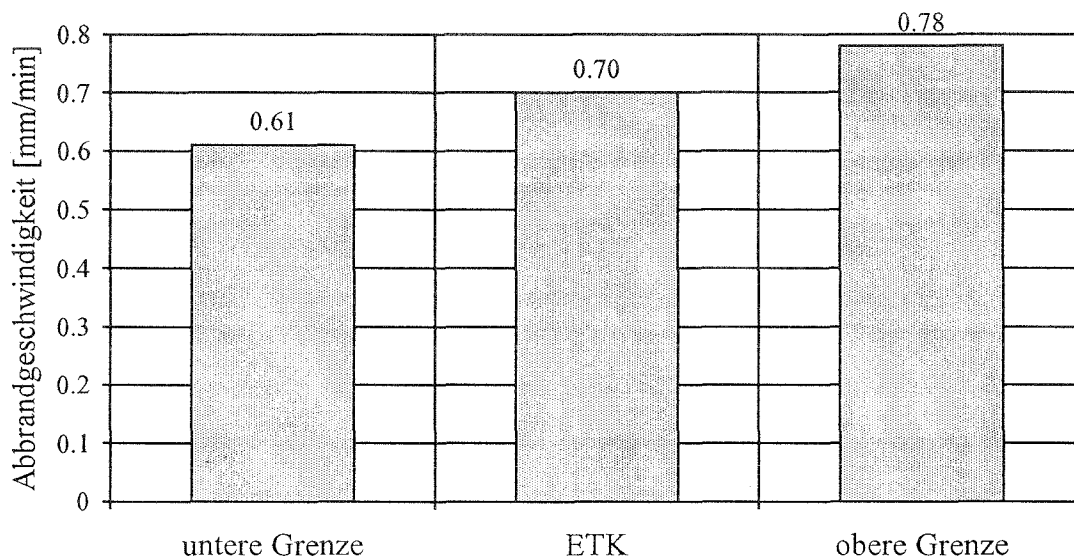


Bild 5.6 Abbrandgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Brandraumtemperatur bei einer 4seitigen Brandbeanspruchung und einem Querschnitt von 160/160 mm²

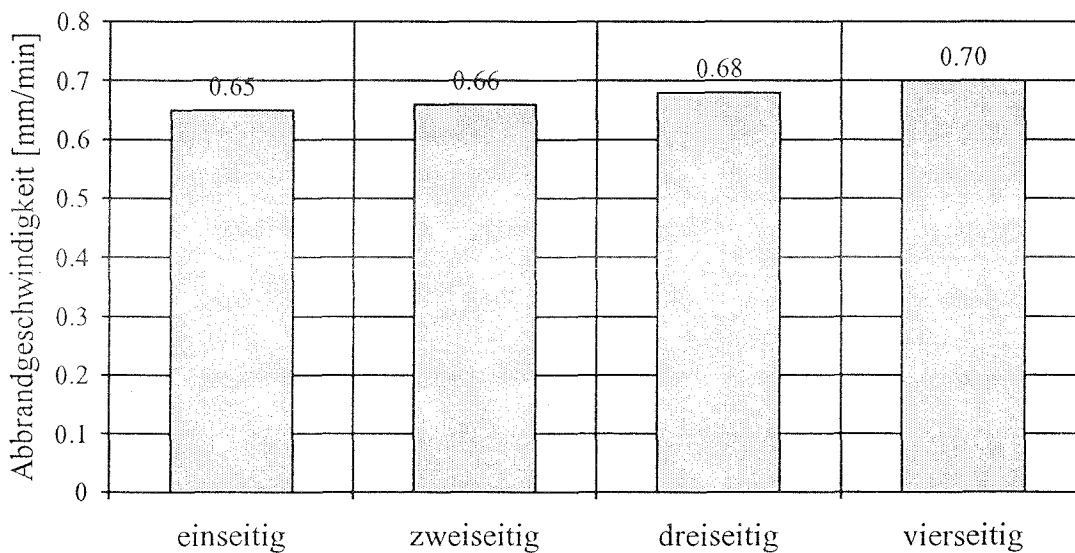


Bild 5.7 Abbrandgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Beflammungsart

Auch die Beflammungsart - d.h. die Anzahl der beanspruchten Querschnittsränder - wirkt auf die Abbrandgeschwindigkeit ein. Bild 5.7 stellt den Vergleich zwischen unterschiedlichen Beflammungsarten dar. Zur Simulation ein- bzw. zweiseitiger Brandbeanspruchung wurden dreiseitig brandbeanspruchte breite bzw. hohe Holzquerschnitte zugrunde gelegt. Die höhere Abbrandgeschwindigkeit bei einer mehr als einseitiger Brandbeanspruchung entsteht zum einen durch eine vom Abstand zwischen gegenüberliegenden Seitenrändern abhängige gegenseitige Beeinflussung, zum anderen kommt bei einer mehr als zweiseitiger Brandbeanspruchungen der Einfluß des verstärkten Eckabbrandes dazu.

Die Ergebnisse nach Bild 5.7 gelten für die linearen Abbrandverhältnisse (vergl. Kap. 5.1, Bild 5.1). Zur Beurteilung des Einflusses der Querschnittsgeometrie auf den Abbrand wurden Abbrandgeschwindigkeit, Restquerschnittsfläche und Temperaturentwicklung in Holzquerschnitten mit identischen Querschnittsflächen, jedoch unterschiedlichen Profilkfaktoren U/A verglichen.

Die Ergebnisse für 30 Minuten Brandbeanspruchung zeigen, daß die mittlere Querschnittstemperatur und Restquerschnittsfläche stark vom Profilkfaktor beeinflusst werden (Abbildungen 5.8 - 5.9). Die Abbrandgeschwindigkeit ist dagegen - mindestens bei einer 4-seitigen Brandbeanspruchung - fast unabhängig vom Profilkfaktor. Dies ist auf die Überlagerung zweier unterschiedlicher Einflüsse zurückzuführen.

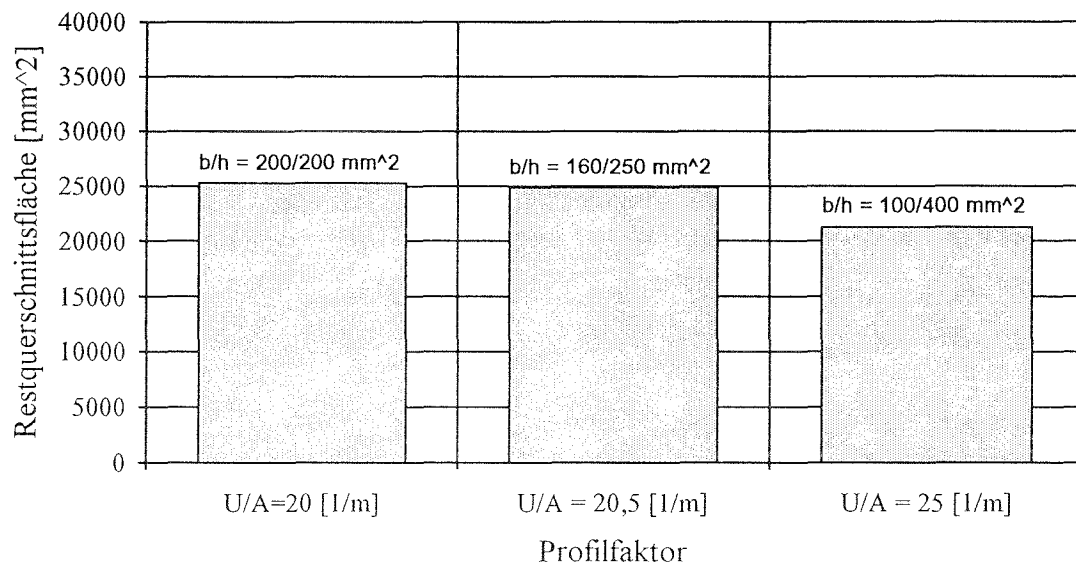


Bild 5.8 Einfluß der Probengeometrie auf die Restquerschnittsfläche nach 30 Minuten Brandbeanspruchung

Ein Anstieg des Profilkfaktors (\rightarrow die Breite wird kleiner, die Höhe wird größer) ist mit einer verstärkten gegenseitigen thermischen Beeinflussung zweier Ränder und mit gleichzeitiger Abnahme dieser Beeinflussung für die beiden anderen Ränder verbunden. Wird eine kritische Anfangsbreite - 80 mm für F-30 und 100 mm für F-60 - unterschritten, wird die Abbrandgeschwindigkeit nunmehr von der Breite beeinflusst (s. Bilder 5.10 - 5.11). Um diesen Einfluß zu berücksichtigen, werden nach Eurocode 5 Teil 10 [7] die Rechenwerte der Abbrandgeschwindigkeit bei den Querschnitten mit einer Breite $b < 100$ mm mit einem Beiwert $k_0 > 1$ multipliziert.

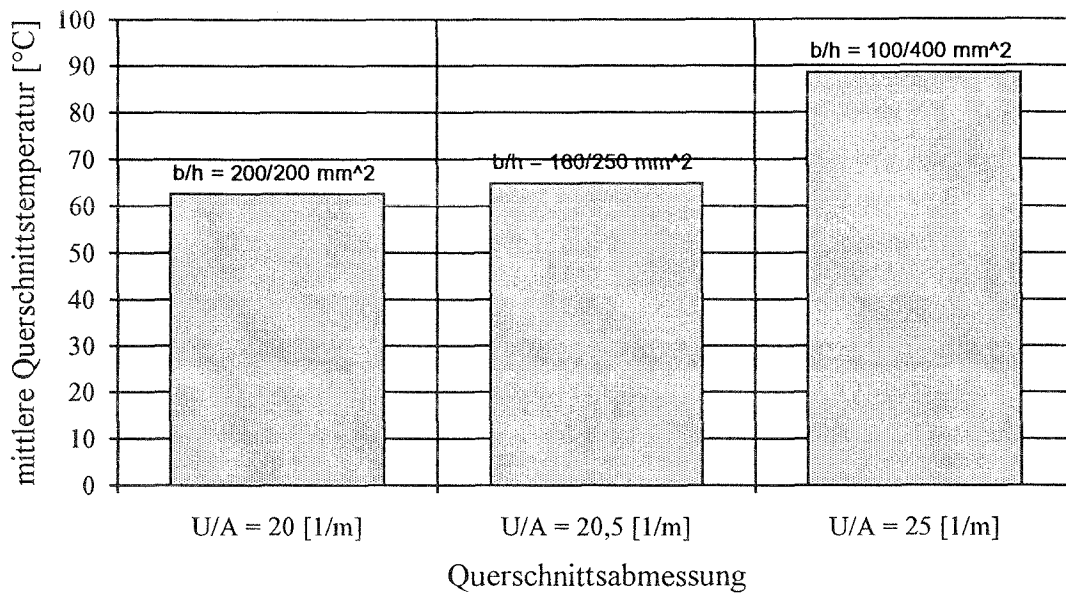


Bild 5.9 Einfluß der Probengeometrie auf die Temperaturentwicklung (30 Minuten)

Eine Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Querschnittsfläche wird ebenfalls festgestellt, wobei diese Abhängigkeit mit zunehmender Querschnittsgröße abnimmt (s. Bilder 5.10-5.11). Die Unterschiede sind jedoch bei baupraktisch relevanten Holzabmessungen ohne Bedeutung für den Brandschutznachweis.

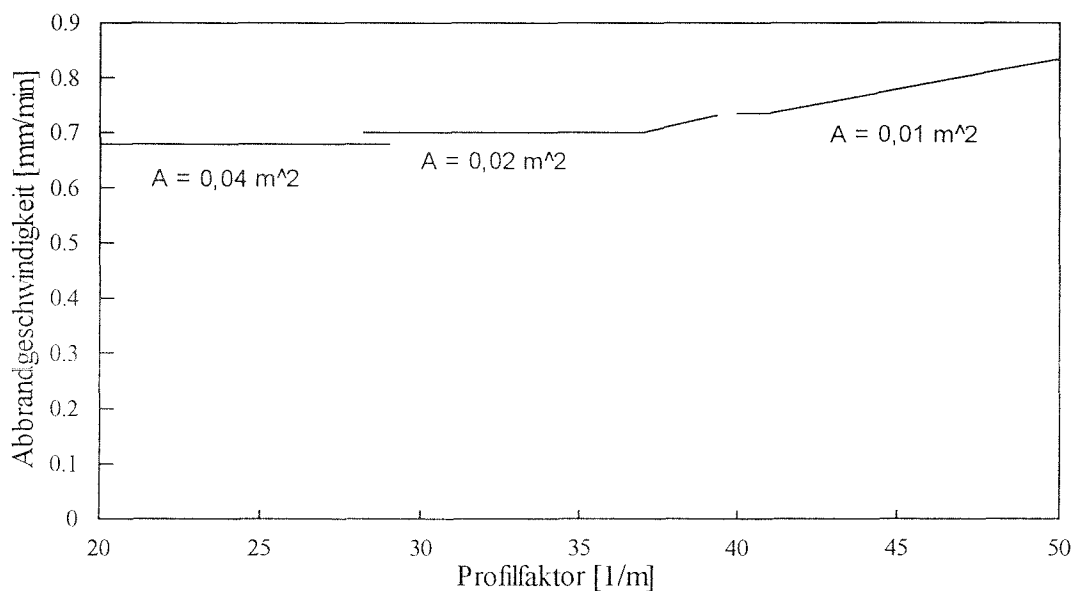


Bild 5.10 Einfluß des Profilmfaktors auf die Abbrandgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Querschnittsgrößen nach 30 Minuten Brandbeanspruchung

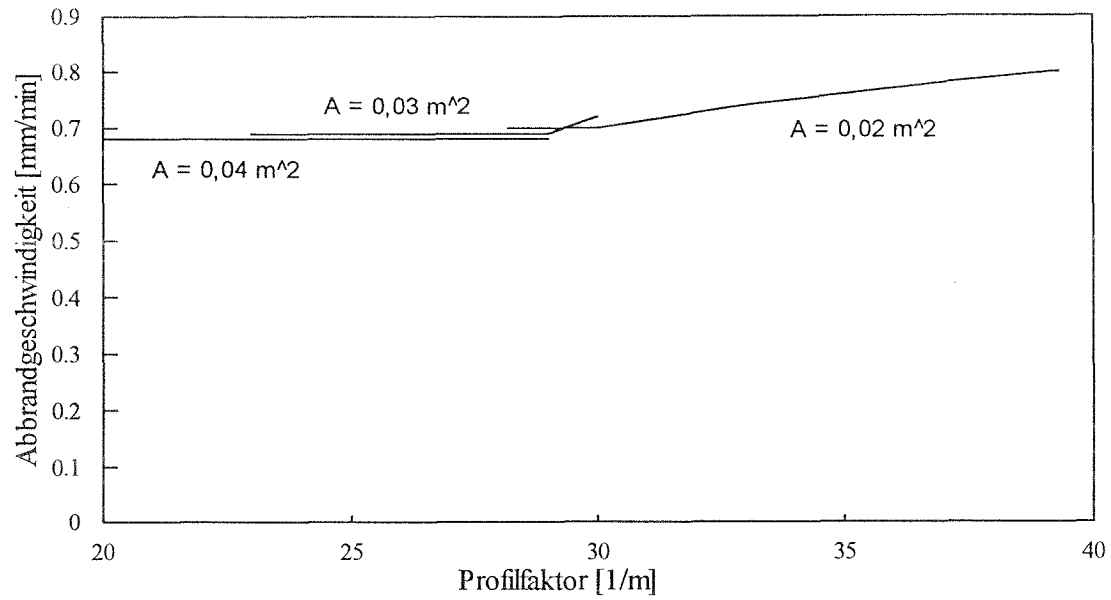


Bild 5.11 Einfluß des Profilmfaktors auf die Abbrandgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Querschnittsgrößen nach 60 Minuten Brandbeanspruchung

Die Einflußparameter Holzart, Holzfeuchte und Rohdichte wurden unter 5.1 behandelt.

5.3 Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzbauteilen

Im Gegensatz zur kalten Bemessung, die auf Querschnittsabmessungen und zulässige Spannungen - Bruchspannungen dividiert durch Sicherheitsbeiwert - basiert, werden zur Berechnung der Feuerwiderstandsdauer der Holzbauteile (heiße Bemessung) der unverkohlte Restquerschnitt und die rechnerischen Bruchspannungen im Brandfall - Sicherheitsbeiwert = 1,0 - herangezogen.

Da die elasto-mechanischen Eigenschaften des Holzes temperaturabhängige Größen sind, wird zur Beurteilung der Festigkeiten und zur Berechnung der Bauteiltragfähigkeit die Temperaturverteilung im Querschnitt während der Brandbeanspruchung benötigt. Die Ergebnisse umfangreicher Untersuchungen zeigen, daß die Zugfestigkeit am wenigsten, die Druckfestigkeit dagegen am stärksten von der Temperatur beeinflusst wird [9].

Der Einfluß der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften wurde von Glos und Henrici an Prüfkörpern üblicher Abmessung und Qualität untersucht [9]. Der Abfall der Zug-, Biege- und Druckfestigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur wird in Bild 5.12 dargestellt.

Zur Festigkeitsabminderung bei einer rechnerischen Brandschutzbemessung unbedeckter Holzbauteile werden vereinfachend "mittlere Querschnittstemperaturen" zugrundegelegt [7,30]. Einen Vergleich zwischen dem mit dem Rechenprogramm und dem mit der in [30] angegebenen empirischen Formel (s. Gl. 5.1) errechneten Verlauf für die mittlere Restquerschnittstemperatur zeigt Bild 5.13. Die Berechnung wurde für einen Querschnitt aus BSH von 200/200 mm² durchgeführt, wobei eine 4seitige Beflammung angenommen wurde.

$$T_m = \left(1 + \kappa \cdot \frac{b}{h}\right) \cdot \left[20^\circ + \frac{180^\circ \cdot (v \cdot t_f)^\alpha}{(1 - \alpha) \cdot \left(\frac{b}{2} - v \cdot t_f\right)} \cdot \left\{ \left(\frac{b}{2}\right)^{1-\alpha} - (v \cdot t_f)^{1-\alpha} \right\} \right] \quad (5.1)$$

- Mit
- T_m mittlere Querschnittstemperatur
 - κ Faktor zur Berücksichtigung der Beanspruchungsart
 - = 0 für eine 2seitige Brandbeanspruchung
 - = 0,25 für eine 3seitige Brandbeanspruchung
 - = 0,4 für eine 4seitige Brandbeanspruchung
 - b Querschnittsbreite in mm
 - h Querschnittshöhe in mm
 - v Abbrandgeschwindigkeit in mm/min
 - = 0,7 mm/min für Brettschichtholz
 - = 0,8 mm/min für Vollholz
 - α Exponent (aus Regressionsanalyse)
 - t_f Branddauer in min

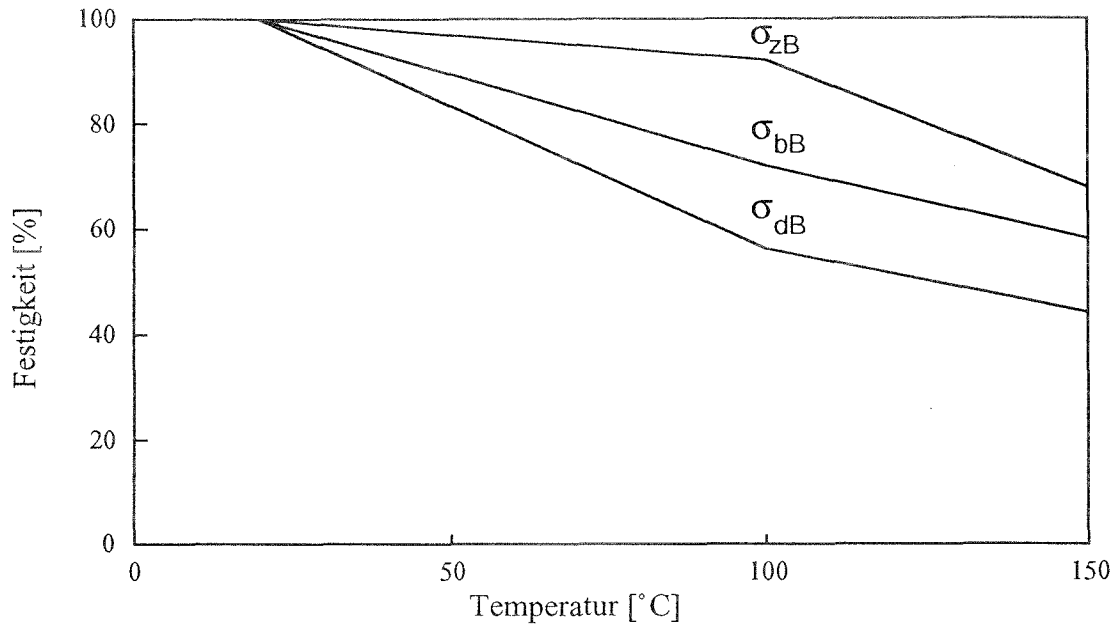


Bild 5.12 Relative Biege-, Zug- und Druckfestigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur nach [9]

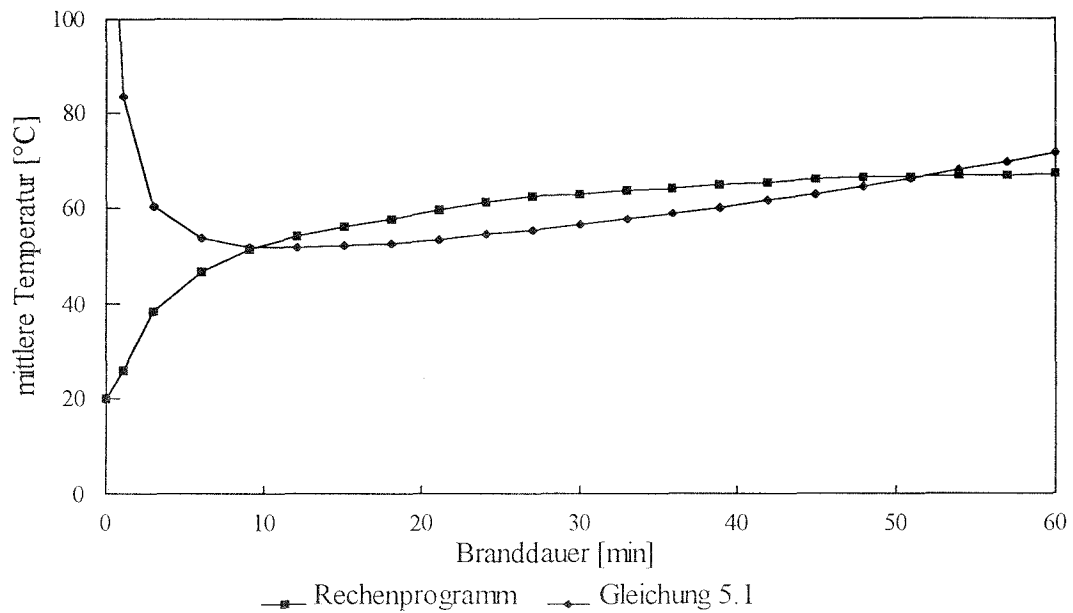


Bild 5.13 Rechenwerte der mittleren Querschnittstemperatur
Vergleich verschiedener Rechenmodelle
Querschnitt BSH 200/200 mm², 4seitigen Beflammung

Die Berechnung der "mittleren Temperatur des Restquerschnitts" erfolgt mit Gleichung 5.2 als Approximation der genauen Temperaturfeld-Analyse. Diese für die praktische Anwendung entwickelte Funktion berücksichtigt die Seitenverhältnisse, die Beanspruchungsart, Abbrandgeschwindigkeit und die Branddauer.

$$\theta_w = 20 + \frac{2300}{(b - \beta \cdot t)} \cdot \left(1 + \frac{b}{h}\right) \cdot \text{Log} \left(\left(\frac{b}{b - \beta \cdot t} \right) \cdot t + 1 \right) \quad (5.2)$$

mit

b	kleinere Querschnittsabmessung (mm)
h	größere Querschnittsabmessung (mm)
β	Abbrandrate (mm/min)
t	Zeit in min
Θ_w	mittlere Restquerschnittstemperatur

Bei 3seitiger Brandbeanspruchung ist das Ergebnis mit 0,85 zu multiplizieren.

In Bild 5.14 werden die zeitlichen Verläufe der mittleren Restquerschnittstemperaturen bei einer Brandbeanspruchung gemäß Einheits-Temperatur-Zeitkurve verglichen, berechnet nach der Formel in [30], mittels Rechenprogramm und nach der Gl. 5.2.

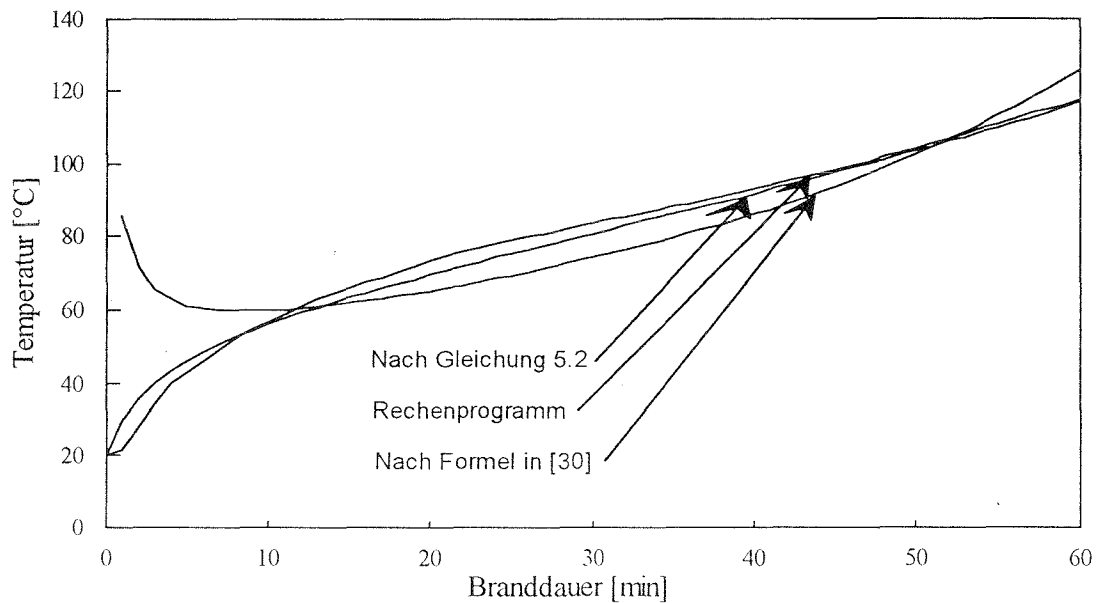


Bild 5.14 Mittlere Querschnittstemperatur nach 3 unterschiedlichen Verfahren für ein Querschnitt von 120/180 mm²

Eine Definition der Abbrandtiefe durch die 200 °C - Isotherme wird in Eurocode 5 Teil 10 empfohlen [7]. In nordeuropäischer Literatur sind für die Temperatur der äußeren Front der Grenzschicht (char front) Werte um 350 °C angegeben [23].

Die genaue Analyse der Temperaturentwicklung unter Brandbeanspruchung zeigt jedoch, daß die Temperatur der Grenzschicht Holz - Holzkohle keine Konstante ist. Mit zunehmender Beanspruchungsdauer ist eine Abnahme der Umwandlungstemperatur und damit eine Abnahme der Grenzschichttemperatur zu verzeichnen. Über dieses Phänomen wurde schon in [33] berichtet.

Den Temperaturverlauf der Grenzschicht zeigt Bild 5.15. Da für die praktische Anwendung eine Branddauer kleiner als 30 min nicht relevant ist, wird eine Anbindung an 250 °C - Isotherme empfohlen.

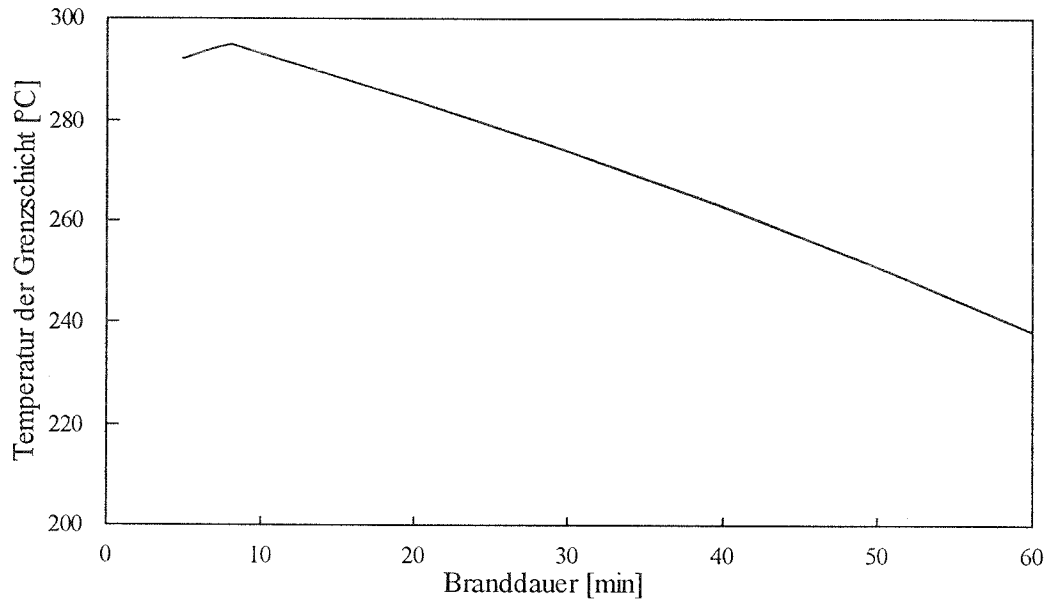


Bild 5.15 Abhängigkeit der Grenzschichttemperatur von der Branddauer

Die Abhängigkeit der Temperaturgradienten von der Beanspruchungsdauer ist in Bild 5.16 dargestellt. Wie aus dem Bild ersichtlich, wird die Temperaturgradienten mit zunehmender Branddauer flacher.

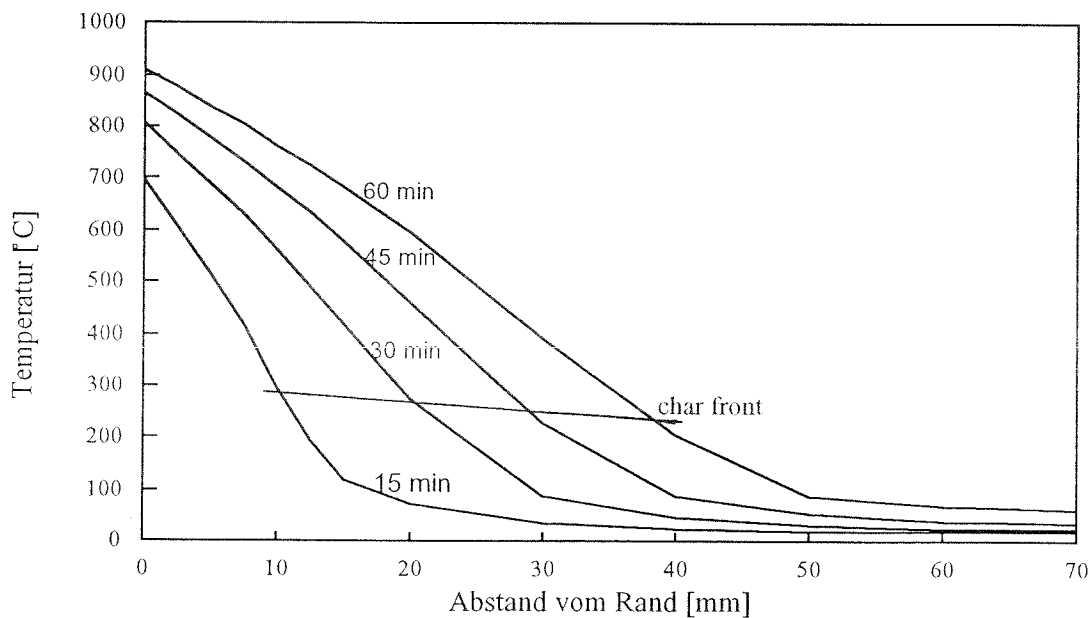


Bild 5.16 Einfluß der Beanspruchungsdauer auf die Ausbildung einer Temperaturgradienten

Die zeitliche Temperaturverteilung im Holzquerschnitt wird in Bild 5.17 gezeigt. Das Bild veranschaulicht, daß bei einer Temperatur von ca. 100 °C ein Haltepunkt des Temperaturanstiegs zu beobachten ist. Eine deutliche Abhängigkeit der Haltezeit von der Entfernung vom Rand ist ebenfalls zu erkennen.

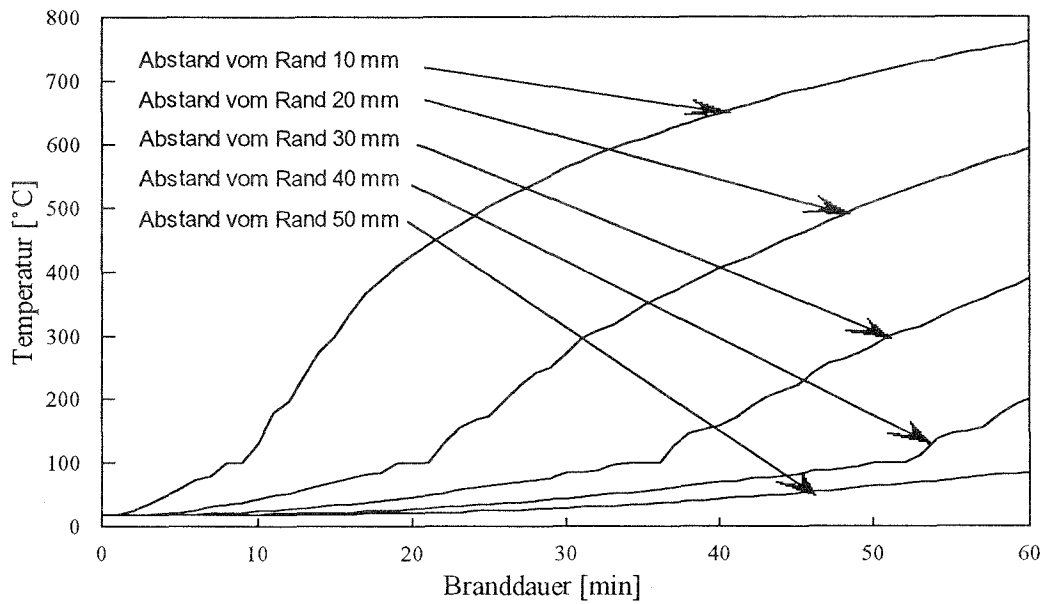


Bild 5.17 Temperaturentwicklung nach einer Brandbeanspruchung von 60 Minuten

6. ZUSAMMENFASSUNG

Die vorliegende Arbeit stellt ein physikalisch nichtlineares Rechenmodell zur Analyse der thermisch-instationären Erwärmungsvorgänge brandbeanspruchter Holzbauteile vor, unter Berücksichtigung der Geometrieänderungen infolge pyrolytischer Zersetzung. Im Rahmen dieser Untersuchung wurde eine Brandbeanspruchung nach Einheits-Temperatur-Zeitkurve entsprechend DIN 4102 T 2 [4] behandelt, das Modell stellt jedoch die Grundlage für eine Erweiterung auf natürliche Brände dar und erlaubt damit die konsequente Anwendung der brandschutztechnischen Beurteilungsmöglichkeiten nach EC 5 Teil X.

Zur Berechnung der Temperaturverteilung wird die nichtlineare instationäre Wärmeleitgleichung für den zweidimensionalen Fall herangezogen. Das physikalische Modell berücksichtigt nichtlineare Wärmeübergangs- und Strahlungsbedingungen sowie Temperatur- und Zeitabhängigkeit der Stoffwerte. Der auftretende temperaturabhängige Umwandlungsprozess Holzpyrolyse wurde über die Gleichung von Arrhenius erfaßt.

Das erarbeitete Rechenprogramm zur thermischen Querschnittsanalyse ist in der Lage, eine 3- bzw. 4seitige Brandbeanspruchung nach ETK zu behandeln. Zur Simulation ein- bzw. zweiseitiger Brandbeanspruchung können dreiseitig brandbeanspruchte breite bzw. hohe Holzquerschnitte mit guter Näherung zugrunde gelegt werden.

Ein Vergleich zwischen dem gemessenen und dem mittels Rechenprogramm ermittelten Temperaturverlauf im Restquerschnitt zeigt gute Übereinstimmung. Auch die experimentell gewonnene Erkenntnis eines linearen Abbrandes bei einer Brandbeanspruchung nach ETK wird bestätigt, solange gegenüberliegende Querschnittsränder einen Mindestabstand aufweisen und dadurch eine gegenseitige thermische Beeinflussung ausgeschlossen ist.

Die ausschlaggebenden Einflußfaktoren auf die Abbrandgeschwindigkeit des Holzes wurden unter Einsatz des Rechenprogramms untersucht. Neben Holzart und Feuchtegehalt haben sich die Parameter Brandraumtemperatur, Beflammungsart und Querschnittsgeometrie als maßgebend erwiesen.

Eine Zunahme der Holzfeuchte von 8% auf 20% bewirkt eine Abnahme der Abbrandgeschwindigkeit bei Fichte um etwa 12%. Versuchsbedingte Abweichungen von der ETK haben einen entscheidenden Einfluß auf die Abbrandgeschwindigkeit. Eine Temperaturbeanspruchung gemäß der oberen Toleranzgrenze der ETK hat eine Zunahme der Abbrandgeschwindigkeit bis zu 11% gegenüber der strengen Einhaltung der ETK; bei einer Abweichung bis zur unteren Toleranzgrenze ist eine Abnahme der Abbrandgeschwindigkeit bis etwa 13% zu verzeichnen.

Der Einfluß der Beflammungsart auf die Abbrandgeschwindigkeit ist stark von Querschnittsgröße und -geometrie abhängig. Bei kleineren bzw. schlankeren Querschnitten wirken Eckabbrand bzw. gegenseitige Beeinflussung der gegenüberliegenden Ränder stärker auf die Abbrandgeschwindigkeit ein.

Wenn eine kritische Mindestbreite - 80 mm für F-30 und 100 mm für F-60 - nicht unterschritten wird, hat der Profilmfaktor keinen entscheidenden Einfluß auf die Abbrandgeschwindigkeit des Holzes. Eine Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Querschnittsfläche wird eindeutig festgestellt, wobei dieser Einfluß mit zunehmender Querschnittsgröße stark abnimmt.

Für eine baupraktische Anwendung des Rechenmodells wurde eine Näherungsgleichung entwickelt, die die Seitenverhältnisse, die Beanspruchungsart und die Branddauer explizit berücksichtigt.

7. ANLAGEN, AUSZÜGE AUS DEM RECHENPROGRAMM ZUR THERMISCHEN QUERSCHNITTSANALYSE

Anlage a

Fortran-Programm
zur Berechnung der Temperaturverteilung
in brandbeanspruchten Holzquerschnitten

Rechteckquerschnitt, Nadelholz, Brandbeanspruchung nach ETK,
4-seitig beflammt.

Abmessung in X-Richtung 24.0 cm , Dx= 0.25 cm

Abmessung in Y-Richtung 24.0 cm , Dy= 0.25 cm

Branddauer [min]	mittlere Temperatur im Restquerschnitt [°C]	Restquerschnitt [cm**2]
5.0	45.77	573.71
10.0	49.41	527.64
15.0	52.14	482.64
20.0	56.64	456.86
25.0	60.90	417.09
30.0	65.68	394.70
35.0	67.73	370.45
40.0	69.82	337.98
45.0	71.88	317.83
50.0	74.10	297.87
55.0	75.88	277.68
60.0	77.56	257.29

Anlage b

Fortran-Programm zur Berechnung der Temperaturverteilung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten

Rechteckquerschnitt, Nadelholz, Brandbeanspruchung nach ETK,
4-seitig beflammt.

Abmessung in X-Richtung 24.0 cm , Dx= 0.25 cm

Abmessung in Y-Richtung 24.0 cm , Dy= 0.25 cm

Branddauer [min]	T [°C] in X 48Y 4	T [°C] in X 48Y 8	T [°C] in X 48Y12	T [°C] in X 48Y16	T [°C] in X 48Y20
5.0	82.58	27.13	20.39	20.01	20.00
10.0	171.47	58.26	27.72	21.02	20.09
15.0	346.81	94.94	43.45	25.59	21.02
20.0	486.72	151.26	65.19	34.39	23.75
25.0	578.34	238.15	90.21	47.05	28.78
30.0	631.18	338.63	116.31	62.46	36.17
35.0	668.97	437.72	168.02	79.57	45.60
40.0	700.98	491.01	219.78	97.27	56.62
45.0	729.21	537.59	285.33	116.32	68.76
50.0	754.20	576.39	371.88	151.55	81.63
55.0	776.47	609.40	417.53	189.12	94.81
60.0	796.64	638.29	457.04	227.09	108.17

Anlage c

Fortran-Programm
zur Berechnung der Temperaturverteilung
in brandbeanspruchten Holzquerschnitten

Rechteckquerschnitt, Nadelholz, Brandbeanspruchung nach ETK,
4-seitig beflammt.

Abmessung in X-Richtung 14.0 cm , Dx= 0.25 cm
Abmessung in Y-Richtung 14.0 cm , Dy= 0.25 cm

Abbrandsituation nach 30. Minuten Branddauer:
(C = Holzkohle ; H = Holz ; G = Grenzschicht)

```

C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C C
C C C C C C C C C C C C C C C C C G G G G G G G G G G
C C C C C C C C C C C C C C G G G H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C H H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C H H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C H H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C H H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H
C C C C C C C C C C C G H H H H H H H H H H H H H H H

```

Mittlere Temperatur im Restquerschnitt: 86.29 °C
Restquerschnitt: 95.30 cm**2

8. LITERATURVERZEICHNIS :

- [1] *Anderberg, Y., Andersson, L.:* Brandmotstånd - Beräkningsmetod, Allmän Diskussion och Literaturstudium, Lund 1987.
- [2] *Becker/Dreyer/Haacke/Nabert :* Numerische Mathematik für Ingenieure B.G. Teubner Stuttgart 1985.
- [3] *Deliiski, N. :* Berechnung der instationären Temperaturverteilung im Holz bei der Erwärmung durch Wärmeleitung, Holz als Roh- und Werkstoff 35, 1977. S. 141-145.
- [4] DIN 4102 : Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen.
- [5] *Dorn, H. , Egner, K. :* Brandversuche an brettschichtverleimten Holzträgern unter Biegebeanspruchung, Holz als Roh- und Werkstoff 25, 1967, S. 308-320.
- [6] *Ehm, H. :* Ein Beitrag zur rechnerischen Bemessung von brandbeanspruchten balkenartigen Stahlbetonbauteilen, TU Braunschweig 1967.
- [7] Eurocode 5 Teil 10 : Brandschutztechnische Bemessung (von Holztragwerken).
- [8] *Fredlund, B. :* A model for heat and mass transfer in timber structures during fire. Lund University, Report LUTVDG/ (TVBB - 1003), 1988.
- [9] *Glos, P. , Henrici, D. :* Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen, Institut für Holzforschung der Universität München 1990.
- [10] *Gröber/Erk/Grigull :* Grundlagen der Wärmeübertragung, Springer-Verlag 3.Auflage, 1988.
- [11] *Haksever, A. , Meyer-Ottens, C. :* Brandverhalten von brettschichtverleimten Holzstützen, Kordina-Festschrift, Forschungsbeiträge für die Praxis, Verlag W. Ernst & Sohn, 1979.
- [12] *Haksever, A. :* Brandverhalten von brettschichtverleimten Holzstützen und Holzbalken, Bauingenieur 57, 1982, S. 19-26.
- [13] *Hellwig, M. :* Zum Abbrand von Holzbrennstoffen unter besonderer Berücksichtigung der zeitlichen Abläufe, Dissertation 1988, Institut für Landtechnik der TU München.
- [14] *Hoffmann, F. :* Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit, Dissertation TU Braunschweig 1979.

- [15] Holz - Lexikon, 3. Auflage 1988, DRW-Verlag Stuttgart, Bd. 1.
- [16] Holz - Lexikon, 3. Auflage 1988, DRW-Verlag Stuttgart, Bd. 2.
- [17] *Klingsch, W.* : Grundlagen für die rechnerische Ermittlung des Tragverhaltens von Bauteilen im Brandfall, Bauphysik H.1/1979, Ernst & Sohn.
- [18] *Klingsch, W.* : Traglastanalyse brandbeanspruchter tragender Bauteile, Kordina - Festschrift, Forschungsbeiträge für die Praxis, Verlag W.Ernst & Sohn, 1979.
- [19] *Kollmann, F.* : Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, zweite Auflage /Bd. 1, Spriger-Verlag 1951.
- [20] *Kordina, K.* , *Meyer-Ottens, C.* : Holz-Brandschutz-Handbuch, Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V. 1983.
- [21] *Lache, M.* : Abbrandverhalten von Holz, Einfluß der Holzart, Holzfeuchte und Rohdichte, Holzbautechnik 4-5/1991.
- [22] *Lache, M.* : Investigations on the charring rate of wood, Proceedings of symposium "wood burning" in CSFR, June 1992.
- [23] *Majama, J.* : Calculation models of wooden beams exposed to fire.
- [24] *Meyer-Ottens, C.* : Feuerwiderstandsdauer unbekleideter Holzbalken mit Rechteckquerschnitten, Bauen mit Holz 5, 1976, S. 220-228.
- [25] *Mikkola, E.*: Charring of wood, Technical Research Centre of Finland, 1991.
- [26] *Patzak, W.* : Zur Theorie des Brandgeschehens von Holz, VDI-Forschungsheft 552, Düsseldorf 1972.
- [27] *Roberts, A.F.* : A Review of Kinetics Data for the Pyrolysis of Wood and Related Substances, Combustion and Flame 14 (1970) S. 261-272.
- [28] *Roberts, A.F.* : The Heat of Reaction during the Pyrolysis of Wood, Combustion and Flame 17 (1971) S. 79-86.
- [29] *Rusche, H.* : Reaktionskinetik des Massenverlustes bei Wärmebehandlung von Holz, Holz als Roh- und Werkstoff 31 (1973) S. 307-312.
- [30] *Scheer, C.* , *Knauf, Th.* , *Meyer - Ottens , C.* : Rechnerische Brandschutzbemessung unbekleideter Holzbauteile, Grundlage für DIN 4102 T4 (Entwurf), Informationsdienst Holz 1992.

- [31] *Schwarzott, W.* : Ein Elementenverfahren zum Berechnen von Temperaturfeldern, Forschung im Ingenieurwesen Bd. 38/1972 Nr. 6, S. 305-315.
- [32] *Smith, G.D.* : Numerische Lösung von partiellen Differentialgleichungen, Braunschweig 1970.
- [33] *Stanke, J. , Klement, E. , Rudolphi, R.* : Das Brandverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung.
- [34] *Topf, P.* : Untersuchungen über die thermische Zersetzung von Holz in oxidierender Atmosphäre bei Temperaturen bis 180 °C, Dissertation, TU München 1970.