

**Bemessung von Voll- und
Brettschichtholz für den Brandfall
- Theoretische Grundlagen -**

T 3020

T 3020

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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

Im Originalmanuskript enthaltene Farbvorlagen, wie z.B. Farbfotos, können nur in Grautönen wiedergegeben werden. Liegen dem Fraunhofer IRB Verlag die Originalabbildungen vor, können gegen Berechnung Farbkopien angefertigt werden. Richten Sie Ihre Anfrage bitte an die untenstehende Adresse.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2003, ISBN 3-8167-6524-6

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.fhg.de

www.IRBbuch.de

Technische Universität Berlin

FAKULTÄT VI – Bauingenieurwesen und Angewandte Geowissenschaften
Institut für Bauingenieurwesen – Fachgebiet Baukonstruktionen
Holz- und Mauerwerksbau, Darstellungsmethoden
Univ.-Prof. Dipl.-Ing. C. Scheer

Forschungsbericht

Bemessung von Voll- und Brettschichtholzbauteilen aus maschinell sortiertem Schnittholz für den Brandfall - Theoretische Grundlagen -

gefördert durch
die Deutsche Gesellschaft für Holzforschung e.V.
mit Mitteln des Deutschen Instituts für Bautechnik - Berlin und
der Berliner Stiftung zur Förderung des Holzbaus

DGfH, E-2000/08

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. C. Scheer
Dipl.-Ing. Mandy Peter
cand.-Ing. Tim Göckel

Berlin, 24.02.2003

Zusammenfassung

Die derzeit gültigen Regeln zur Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall beruhen auf der Annahme einer linear elastischen Arbeitslinie. Ein wirklichkeitsnahes Materialgesetz zur Berücksichtigung des plastischen Tragverhaltens bei Druckbeanspruchung liegt den Betrachtungen nicht zugrunde. Es handelt sich aus den genannten Gründen um vereinfachte Methoden, die keine optimale wirtschaftliche Bauwerksausführung, wie sie für andere Baustoffe üblich ist, ermöglichen.

Ziel des Forschungsvorhabens „Bemessung von Voll- und Brett-schichtholzbauteilen im Brandfall“ war die Entwicklung eines allgemeingültigen thermisch-strukturmechanischen Modells zur Simulation der Tragfähigkeiten von Voll- und Brett-schichtholzbauteilen im Brandfall. Dabei standen insbesondere die Variationsmöglichkeiten der Eingangsparameter, wie die Wahl der Festigkeitsklassen des Holzes, der Beanspruchung des Bauteils sowie der Brandbeanspruchungsart und –dauer im Vordergrund.

Die Beschreibung der Temperaturentwicklung innerhalb der Holzquerschnitte im Brandfall erfolgte über eine transiente, instationäre Temperaturfeldberechnung mit der Methode der Finiten Elemente. Sie berücksichtigt die Veränderung der thermischen Materialeigenschaften unter Temperatureinwirkung, den Anfangsfeuchtegehalt und die Verdunstung der Holzfeuchte sowie die Pyrolyse des Holzes. Anhand von Vergleichsbetrachtungen mit Versuchsergebnissen konnte eine hohe Genauigkeit des thermischen Modells validiert werden.

Aufbauend auf den thermischen Querschnittsanalysen wurde ein strukturmechanisches FE-Modell entwickelt. Es basiert auf der Grundlage der Theorie des plastischen Materialgesetzes nach Glos unter Normaltemperaturen. Anhand der Ergebnisse einer umfangreichen Literaturrecherche konnten temperaturabhängige elastomechanische Eigenschaften des Holzes festgelegt und das plastische Materialgesetz auf erhöhte Temperaturen erweitert werden. Zur Ermittlung der Tragfähigkeiten im Brandfall wurden mehrfach iterative Algorithmen entwickelt und in die Programmstruktur des FE-Programms Ansys/ED 5.7 implementiert. Die berechneten Tragfähigkeiten wurden mit Versuchsergebnissen und den derzeit geltenden Bemessungsregeln verglichen.

Anhand der Ergebnisse umfangreicher Parameterstudien konnten allgemeingültige praxisgerechte Bemessungsmethoden für den Nachweis von Voll- und Brett-schichtholzbauteilen im Brandfall für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten entwickelt werden.

Abstract

The current stipulations on the dimensioning of timber cross-sections under fire exposure are based upon linear-elastic material behavior. They do not consider the plastic behavior under compression. Therefore these are simplified methods, which do not provide an economic way of construction, in contrast to other building materials.

The aim of this research "Dimensioning of solid timber and glued laminated timber under fire exposure" was to develop a generally accepted thermally structure-mechanical model for the simulation of the load-carrying capacities of solid timber and glued laminated timber construction members in the case of fire. The focus of attention was particularly on the variation of initial parameters, such as the choice of strength classes, as well as type and duration of exposure.

The description of the temperature development within the timber cross sections under fire was made by a transient, intermittent temperature field computation with the finite element method (FEM). It considers the change of the thermal material properties under temperature influence, the initial moisture content and the evaporation of the wood moisture as well as the pyrolysis of wood. On the basis of comparative observations with test results, a high accuracy of the thermal model could be validated.

Based on the thermal cross-sectional analyses, a structure-mechanical FE model was developed, which is based on the theory of the plastic material behavior under standard temperatures according to Glos. After extensive investigation of the literature, the temperature-dependent, elastic-mechanical characteristics of wood could be specified and the plastic material law was extended to high temperatures. For the determination of the load-carrying capacities in the case of fire, multiple-iterative algorithms were developed and then implemented into the program structure of the FE program Ansys/ED 5.7. The computed load-carrying capacities were compared with test results and presently valid dimensioning stipulations.

The results of extensive parameter studies led to generally accepted and practical calculation methods for solid timber and glued laminated timber construction members. These were implemented for the fire resistance period of 30 minutes.

Inhaltsverzeichnis	I
Abbildungsverzeichnis	VI
Tabellenverzeichnis	XV
Formelzeichen und Abkürzungen	XVIII
1 Einführung	1
1.1 Ausgangssituation und Problembeschreibung	1
1.2 Stand der Forschung	3
1.2.1 Kenntnisstand zum Abbrandverhalten und zur Temperaturbeanspruchung von Holz im Brandfall	4
1.2.2 Kenntnisstand zum Einfluss der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften und das Tragverhalten von Holz im Brandfall	6
1.3 Ziel der Arbeit	8
1.4 Gliederung der Arbeit	8
2 Thermische Querschnittsanalysen	10
2.1 Verbrennungs- und Zersetzungsprozesse	10
2.2 Wärmetechnische Grundlagen	12
2.2.1 Wärmeleitung (Konduktion)	13
2.2.2 Wärmeübergang (Konvektion)	14
2.2.3 Wärmestrahlung (Radiation)	14
2.2.4 Pyrolyse von Holz	16
2.2.5 Latente Wärme und Enthalpie	18
2.3 Thermische Materialeigenschaften von Holz im Brandfall	20
2.3.1 Allgemeines	20
2.3.2 Wärmeleitfähigkeit	21
2.3.3 Spezifische Wärmekapazität	24
2.3.4 Rohdichte	27
2.3.5 Änderung der Enthalpie unter Berücksichtigung des Phasenübergangs	28
2.4 Thermisches Modell	29
2.4.1 Das 3-D Temperatur-Volumenelement SOLID 70	30
2.4.2 Das 3-D Oberflächeneffekt-Element SURF 152	30
2.4.3 Brandbeanspruchung nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1)	31
2.4.4 Modellierung des Querschnitts	32
2.5 Ergebnisse thermischer Querschnittsanalysen	33

2.5.1	Validation des thermischen Modells anhand vorliegender Versuchsergebnisse	33
2.5.2	Abbrandgeschwindigkeit	38
2.5.3	Mittlere Temperatur des Restquerschnitts	41
2.6	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen thermischer Querschnittsanalysen	45
3	Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte des Holzes	47
3.1	Ausgangssituation	47
3.2	Versuchsvorbereitung	48
3.2.1	Geometrie und Beschaffenheit der Probekörper	48
3.2.2	Klimatisierung der Probekörper	49
3.3	Versuchsdurchführungen	52
3.4	Bestimmung der Holzfeuchte der Prüfkörper	54
3.5	Bestimmung der Rohdichte der Prüfkörper	55
3.6	Auswertung und Bewertung der Versuchsergebnisse	56
3.7	Fazit und Ausblick	60
4	Materialgesetz und elastomechanische Eigenschaften des Holzes im Brandfall	62
4.1	Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter Normaltemperaturen	62
4.1.1	Die Arbeitslinie des Holzes für Zug- und Druckbeanspruchung	62
4.1.2	Die Arbeitslinie des Holzes für Biegebeanspruchung	64
4.2	Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter erhöhten Temperaturen	68
4.2.1	Allgemeines	68
4.2.2	Zugfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung	68
4.2.3	Druckfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung	74
4.2.4	Biegezug- und Biegedruckfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung	79
4.2.5	Steifigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung	81
4.2.5.1	Elastizitätsmodul bei Zugbeanspruchung parallel zur Faser	83
4.2.5.2	Elastizitätsmodul bei Druckbeanspruchung parallel zur Faser	87
4.2.5.3	Elastizitätsmodul bei Biegezug- und Biegedruckbeanspruchung parallel zur Faser	89
4.2.6	Kriechen des Holzes	90

4.2.7	Thermische Dehnung des Holzes	92
4.2.8	Einfluss der zeitlichen Reihenfolge von thermischer und mechanischer Beanspruchung	92
4.2.9	Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter erhöhten Temperaturen als Grundlage des FE-Modells	94
5	Numerische Tragfähigkeitsermittlung brandbeanspruchter Holzbauteile	95
5.1	Nichtlineare Strukturanalysen	95
5.1.1	Grundlagen nichtlinearer Strukturanalysen	95
5.1.2	Nichtlineare Lösungsverfahren der Finiten-Elemente-Methode	96
5.2	Voraussetzungen numerischer Tragfähigkeitsermittlungen	98
5.3	Strukturmechanisches Modell	99
5.3.1	Das strukturmechanische 3-D Volumenelement SOLID 185	100
5.3.2	Definition des Materialgesetzes	101
5.4	Innere Schnittlasten und Schwerpunktlage des Querschnitts	101
5.5	Die Traglastiteration	102
5.5.1	Grundgedanken und Vorgehensweise	102
5.5.2	Berücksichtigung von Stabilitätsbetrachtungen	102
5.5.3	Algorithmen zur Traglastermittlung	106
5.5.3.1	Lösungsalgorithmen bei Druckbeanspruchung des Querschnitts	106
5.5.3.2	Lösungsalgorithmen bei Zugbeanspruchung des Querschnitts	108
5.5.3.3	Lösungsalgorithmen bei Biegebeanspruchung des Querschnitts	109
5.5.3.4	Lösungsalgorithmen bei kombinierter Beanspruchung des Querschnitts aus Normalkraft und Biegung	114
6	Ergebnisse strukturmechanischer Querschnittsanalysen	120
6.1	Einfluss von Festigkeitsklasse und Querschnittsverhältnis h/b auf die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall	120
6.1.1	Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Holzbauteile	121
6.1.2	Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Holzbauteile	127
6.1.3	Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile	132
6.1.4	Tragfähigkeiten kombiniert beanspruchter Holzbauteile	138
6.2	Beschreibung der Tragfähigkeiten im Brandfall in Abhängigkeit von Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen	140

6.3	Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall mit Versuchsergebnissen	147
6.4	Vergleich mit bisherigen Bemessungsregeln	152
6.5	Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse strukturmechanischer FE-Analysen im Brandfall	161
7	Bemessungskonzept	163
7.1	Grundlagen des Bemessungskonzepts	163
7.2	Das Bemessungskonzept	164
7.2.1	Bemessungsprinzip druckbeanspruchter Holzbauteile	165
7.2.2	Bemessungsprinzip zugbeanspruchter Holzbauteile	170
7.2.3	Bemessungsprinzip biegebeanspruchter Holzbauteile	173
7.2.4	Bemessungsprinzip kombiniert beanspruchter Holzbauteile	176
7.3	Umsetzung des Bemessungskonzepts	178
7.3.1	Beispiel zur Tragfähigkeitsermittlung zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall	179
7.3.2	Beispiele zur Tragfähigkeitsermittlung biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall	180
7.4	Zusammenfassung und Bewertung des Konzepts zur Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall	183
8	Schlussbetrachtung	184
8.1	Zusammenfassung	184
8.2	Ausblick auf weiterführende Forschung	187
	Literaturverzeichnis	188
	Anhang A Bemessungskonzept	A.1
A.1	Allgemeines	A.1
A.2	Nachweise an Stabquerschnitten	A.1
A.2.1	Zug in Faserrichtung des Holzes	A.1
A.2.2	Druck in Faserrichtung des Holzes	A.3
A.2.3	Biegung	A.4
A.2.4	Biegung und Zug	A.6
A.2.5	Biegung und Druck	A.6
	Anhang B Ergebnisse der FE-Berechnungen	B.1
B.1	Allgemeines	B.1

B.2 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Zugbeanspruchung im Brandfall	B.2
B.3 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Druckbeanspruchung im Brandfall	B.4
B.4 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Biegebeanspruchung im Brandfall	B.6
Anhang C Versuchsdokumentation zur Wärmeleitfähigkeitsbestimmung von Holz in Abhängigkeit der Rohdichte	C.1
C.1 Allgemeines	C.1
C.2 Tabellen	C.2

Abbildungsverzeichnis

Bild 1:	Qualitative Temperaturverläufe T über den Querschnitt und mittlere Temperaturen T_m bei vierseitiger Brandbeanspruchung sowie qualitative Spannungsverläufe σ über die Querschnittshöhe	2
Bild 2:	Phasen der thermischen Zersetzung von Holz nach Huntierova [43]; ergänzt durch Angaben von Lache [57] und Hoffmann [42]	11
Bild 3:	Latente Wärme des Holzes in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt für $\rho = 380 \text{ kg/m}^3$ und der Rohdichte für $u = 12\%$	19
Bild 4:	Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur unter Angabe der Holzfeuchte u in % (k. A. – keine Angabe)	23
Bild 5:	Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur (Ausschnitt aus Bild 4 für den Temperaturbereich 0 bis 800°C)	24
Bild 6:	Spezifische Wärmekapazität für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit der Temperatur unter Angabe der Holzfeuchte u in % (k. A. – keine Angabe)	26
Bild 7:	Spezifische Wärmekapazität für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur (Ausschnitt aus Bild 6 für den Temperaturbereich 0 bis 500°C)	26
Bild 8:	Rohdichte für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit der Temperatur und der Festigkeitsklassen des Holzes mit einer Anfangsfeuchte von 12%	27
Bild 9:	Beziehung zwischen Temperatur und Enthalpie für eine Anfangsfeuchte des Holzes von 12% unter Berücksichtigung des Phasenübergangs bei 100°C	28
Bild 10:	SOLID 70 – 3-D Temperatur-Volumenelement	30
Bild 11:	SURF 152 – 3-D Oberflächeneffekt-Element	31
Bild 12:	Einheits-Temperaturzeitkurve nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1) [11]	31
Bild 13:	FE-Modell zur Ermittlung der Temperaturverteilung in Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung (Die x-Richtung entspricht der Faserrichtung des Holzes.)	33
Bild 14:	Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach König et al. für einen anfänglichen Feuchtegehalt von 12% [53] (Zum Vergleich sind Messungen von Lache [57] in einer Tiefe von 30 mm dargestellt.)	34

Bild 15:	Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach Lache für einen anfänglichen Feuchtegehalt von 20% [57] (Zum Vergleich sind Messungen von König et al. [53] in einer Tiefe von 30 mm dargestellt.)	35
Bild 16:	Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach Fornather [33]	36
Bild 17:	Temperaturverläufe entlang der Symmetrieachse y-y über die Querschnittshöhe h für einen Querschnitt b/h = 200/300 mm, Festigkeitsklasse CD 40, u = 12% und eine Brandbeanspruchungsdauer von $t_{fi} = 30$ min	37
Bild 18:	Temperaturverläufe in verschiedenen Tiefen in Abhängigkeit der Festigkeitsklassen am Querschnitt b/h = 200/300 mm mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von u = 12%	38
Bild 19:	Auf die Abbrandgrenze bezogene Temperaturverläufe der numerischen Berechnungen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min sowie Angaben von Lache [57], Scheer et al. [78] und dem Forschungsvorhaben F-90/1 [46]	41
Bild 20:	Mittlere Temperaturen T_m des Restquerschnitts in Abhängigkeit von der Querschnittsbreite bei einem Querschnittsverhältnis h/b = 1,0 nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	43
Bild 21:	Restquerschnittsflächen in Abhängigkeit von der Querschnittsbreite bei einem Querschnittsverhältnis h/b = 1,0 nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	44
Bild 22:	Vergleich der Verfahren zur Ermittlung der mittleren Temperatur des Restquerschnitts und der Restquerschnittsfläche nach Scheer et al. [78] und der FE-Berechnung (für CD 40) bei einem Querschnittsverhältnis h/b = 1,0 nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	44
Bild 23:	Vergleich der Verfahren zur Ermittlung der mittleren Temperatur des Restquerschnitts und der Restquerschnittsfläche nach Scheer et al. [78] und der FE-Berechnung (für CD 40) bei konstanter Querschnittsbreite b = 140 mm nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	45
Bild 24:	Abmessungen der Fichtenholz-Probekörper unter Angabe der Faserrichtung (Alle Maße sind in mm angegeben.)	48
Bild 25:	Verteilung der Probenmassen nach Abschluss der Klimatisierung	50
Bild 26:	Lage der Bohrungen im Probekörper (Alle Maße sind in mm angegeben.)	51

Bild 27:	Ansichten der Bohrungen 1 bis 3 (von links nach rechts)	52
Bild 28:	Wärmeleitfähigkeitsmesser TK 04 und Vollraumsonde VLQ	53
Bild 29:	Versuchsaufbau zur Messung der Wärmeleitfähigkeiten	53
Bild 30:	Messwerte der Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Trockenrohdichte	57
Bild 31:	Wärmeleitfähigkeitsanstieg parallel zur Faserrichtung	58
Bild 32:	Wärmeleitfähigkeitsanstieg senkrecht zur Faserrichtung	58
Bild 33:	Anstieg der Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Rohdichte	59
Bild 34:	Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei Druck- und Zugbeanspruchung nach [38]	63
Bild 35:	Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Vollholz für Biegedruck- und Biegezugbeanspruchung	67
Bild 36:	Beziehungen zwischen Temperatur und Zugfestigkeit im Brandfall	69
Bild 37:	Beziehungen zwischen Temperatur und Druckfestigkeit im Brandfall	75
Bild 38:	Biegezugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur nach Glos et al. [39] 80	
Bild 39:	Biegezugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur	81
Bild 40:	Beziehung zwischen Temperatur und Biege-Elastizitätsmodul nach [49]	82
Bild 41:	Beziehungen zwischen Temperatur und Zug-Elastizitätsmoduln im Brandfall	84
Bild 42:	Beziehungen zwischen Temperatur und Druck-Elastizitätsmoduln im Brandfall	87
Bild 43:	Beziehungen zwischen Temperatur und Biegezug-Elastizitätsmoduln im Brandfall	90
Bild 44:	Abnahme des Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit von der Reihenfolge der Beanspruchung und der Beanspruchungsdauer bei 150°C nach [83]	93
Bild 45:	Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Vollholz der Festigkeitsklasse CD 40 für Zug- und Druckbeanspruchung in Abhängigkeit der Temperatur	94
Bild 46:	Schemata der Newton-Raphson-Iteration am Beispiel der Last-Verschiebungsbeziehung zur Lösung eines Systems mit einem Freiheitsgrad	97
Bild 47:	Bereich des Modellausschnitts für reine Biegung an einem Einfeldträger unter Gleichstreckenlast	99

Bild 48:	FE-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall	100
Bild 49:	SOLID 185 – 3-D Struktur-Volumenelement	100
Bild 50:	Biegesteifigkeit des Restquerschnitts nach 30-minütiger Brandbeanspruchung in Abhängigkeit der Biegesteifigkeit unter Normaltemperaturen	105
Bild 51:	Traglastiteration bei Druckbeanspruchung von Holzbauteilen im Brandfall	107
Bild 52:	Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung druckbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall	108
Bild 53:	Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall	109
Bild 54:	Prinzip der Regula Falsi	110
Bild 55:	Traglastiteration bei Biegebeanspruchung – Beziehung zwischen Vorgabe der Randdehnung des Biegedruckbereichs und innerem Moment nach Einstellung des Gleichgewichts durch Variation der Randdehnung des Biegezugbereichs	113
Bild 56:	Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall	114
Bild 57:	Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung kombiniert beanspruchter Holzbauteile unter Zug und Biegung im Brandfall	117
Bild 58:	Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung kombiniert beanspruchter Holzbauteile unter Druck und Biegung im Brandfall	118
Bild 59:	Temperaturverteilung über den halben Querschnitt nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (unter Ausnutzung der Symmetrie über die Breite des Querschnitts)	121
Bild 60:	Druckspannungsverteilung über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)	122
Bild 61:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	123
Bild 62:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	123

Bild 63:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140$ mm für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	124
Bild 64:	Temperaturprofile über die Querschnittsbreite in halber Querschnittshöhe für Bauteilabmessungen $b/h = 100/100$ mm nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	125
Bild 65:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm	126
Bild 66:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm	126
Bild 67:	Zugspannungsverteilung über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)	127
Bild 68:	Vergleich der Zug- und Druckspannungsverteilungen über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	128
Bild 69:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	129
Bild 70:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	129
Bild 71:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140$ mm für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	130
Bild 72:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm	131
Bild 73:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm	132

Bild 74:	Biegespannungsverteilung über den Querschnitt nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (unter Ausnutzung der Symmetrie über die Breite des Querschnitts)	133
Bild 75:	Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Ansicht von der Querschnittsseite)	134
Bild 76:	Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Ansicht von oben)	134
Bild 77:	Dreidimensionale Darstellung der Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)	135
Bild 78:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	136
Bild 79:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	136
Bild 80:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140$ mm für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	137
Bild 81:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm unter Biegebeanspruchung	137
Bild 82:	Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm unter Biegebeanspruchung	138
Bild 83:	Momenten-Normalkraft-Beziehung eines Querschnitts $b/h = 120/240$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für Beanspruchungen aus Druck und Biegung	139
Bild 84:	Momenten-Normalkraft-Beziehung eines Querschnitts $b/h = 120/240$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für Beanspruchungen aus Zug und Biegung	140

Bild 85:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	141
Bild 86:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	141
Bild 87:	Vergleich der Bestimmungsgleichungen zur Tragfähigkeitsermittlung druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit den Ergebnissen der FE-Berechnung für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	143
Bild 88:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Brettschichtholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	144
Bild 89:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	145
Bild 90:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	145
Bild 91:	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Brettschichtholzbauteile in Abhängigkeit des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	146
Bild 92:	Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit denen der Bestimmungsgleichungen nach Tabelle 16	147
Bild 93:	Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile als Ergebnisse der FE-Berechnungen im Vergleich zu Versuchsergebnissen nach [64]	150
Bild 94:	Verhältnisse numerisch ermittelter Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile zu Versuchsergebnissen nach [64]	150
Bild 95:	Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ der Festigkeitsklasse CD 24 mit denen der Bemessungsregeln nach	

[19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	153
Bild 96: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ der Festigkeitsklasse CD 40 mit denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	153
Bild 97: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	154
Bild 98: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	155
Bild 99: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Zugbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	156
Bild 100: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Zugbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	156
Bild 101: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 mit denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	157
Bild 102: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	158
Bild 103: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten	158
Bild 104: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit denen der Bemessungsregeln nach [19] für kombinierte Beanspruchungen aus Zug und Biegung für einen Querschnitt 120/240 mm der Festigkeitsklasse CD 40 bei 30-minütiger Brandbeanspruchung	161

Bild 105: Reduktionsfaktoren $\eta_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit des Profilmassfaktor u/A für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung	166
Bild 106: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{ref,c,0,fi}$ für druckbeanspruchte Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilmassfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung	167
Bild 107: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{ref,c,0,fi}$ für druckbeanspruchte Brettschichtholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilmassfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung	168
Bild 108: Bemessungsprinzip zum Nachweis druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte im Brandfall für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	170
Bild 109: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{ref,t,0,fi}$ für zugbeanspruchte Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilmassfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung	171
Bild 110: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{ref,t,0,fi}$ für zugbeanspruchte Brettschichtholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilmassfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung	171
Bild 111: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Brettschichtholzbauteile der Festigkeitsklasse BS 24h mit denen der Bemessungsgleichung (102)	176

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Versagenszeiten und erforderliche Erhöhungen der Mindestbreiten nach [5] zum Erreichen von Feuerwiderstandsdauern von 30 bzw. 90 Minuten (F 30 bzw. F 90)	2
Tabelle 2:	Emissionswerte	16
Tabelle 3:	Temperaturen der Grenzschicht zwischen Holz und Holzkohle nach [61], [57], [46], [78] und [19]	39
Tabelle 4:	Abbrandtiefen und Abbrandgeschwindigkeiten aus FE-Berechnungen für Vollholz in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse	40
Tabelle 5:	Mittlere Temperaturen und Restquerschnittsflächen nach Scheer et al. [78] sowie Ergebnisse der FE-Berechnungen für die Festigkeitsklasse CD 40 nach Abschluss einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten	43
Tabelle 6:	Wärmeleitfähigkeiten der Prüfkörper in Abhängigkeit der Faserrichtung	54
Tabelle 7:	Trockenrohdichten der Probekörper	56
Tabelle 8:	Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse des Holzes (k. A. – keine Angabe zur Faserorientierung)	60
Tabelle 9:	Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte für Voll- und Brettschichtholz	66
Tabelle 10:	Werte für $k_{EI,y,fi}$	105
Tabelle 11:	Einfluss des Querschnittsverhältnisses h/b auf die Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte	124
Tabelle 12:	Mittlere Restquerschnittstemperaturen für ausgewählte Querschnitte in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse nach Abschluss einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten als Ergebnisse der FE-Berechnungen	131
Tabelle 13:	Rechenwerte der charakteristischen Zug- und Druckfestigkeiten für Nadelholz131	
Tabelle 14:	Bestimmungsgleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Querschnitte für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	142
Tabelle 15:	$\alpha_{c,fi}$ - Werte	143
Tabelle 16:	Bestimmungsgleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	146

Tabelle 17: Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile als Ergebnisse der FE-Berechnungen im Vergleich zu Versuchsergebnissen nach [64] in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauern	149
Tabelle 18: $k_{\text{ref},c,0}$ – Werte für Druckbeanspruchung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	169
Tabelle 19: $k_{\text{ref},t,0}$ – Werte für Zugbeanspruchung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	172
Tabelle 20: $k_{\text{ref},m,y}$ – Werte für Biegebeanspruchung von Vollholzquerschnitten mit einem Profilprodukt $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$ in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	174
Tabelle 21: $k_{\text{ref},m,y}$ – Werte für Biegebeanspruchung von Vollholzquerschnitten mit einem Profilprodukt $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$ in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten	174
Tabelle 22: Brandschutzbemessung kombiniert beanspruchter Holzbauteile der Festigkeitsklasse CD 40 für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten nach den Bedingungsgleichungen (105) und (106)	178
Tabelle A.1: $k_{\text{ref},t,0}$ – Werte	A.3
Tabelle A.2: $k_{\text{ref},c,0}$ – Werte	A.4
Tabelle A.3: $k_{\text{ref},m,y}$ – Werte	A.6
Tabelle B.1: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Vollholzquerschnitte	B.2
Tabelle B.2: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte	B.3
Tabelle B.3: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte	B.4
Tabelle B.4: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte	B.5
Tabelle B.5: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Vollholzquerschnitte	B.6
Tabelle B.6: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte	B.7
Tabelle C.1: Volumina und Geometrien der klimatisierten Holzprüfkörper	C.2

Tabelle C.2: Probenmassen während der Klimatisierungsphase für die Holzprüfkörper der Nummern 1 bis 30	C.3
Tabelle C.3: Probenmassen während der Klimatisierungsphase für die Holzprüfkörper der Nummern 31 bis 60	C.4
Tabelle C.4: Massen der Prüfkörper während der Darrtrocknung	C.5

Formelzeichen und Abkürzungen

Die verwendeten Formelzeichen bestehen in der Regel aus einem Hauptzeiger und einem oder mehreren Fußzeigern, welche den Hauptzeiger näher definieren. Hier werden nur häufig verwendete Formelzeichen aufgeführt. Weitere in dieser Arbeit verwendete Formelzeichen werden unmittelbar nach der Formel, in der sie verwendet werden, erläutert.

Große lateinische Buchstaben

A	Querschnittsfläche
E	Elastizitätsmodul
I	Flächenträgheitsmoment
M	Moment
N	Normalkraft
\bar{R}	Tragfähigkeit
T	Temperatur
V	Volumen
W	Widerstandsmoment

Kleine lateinische Buchstaben

b	Breite
f	Festigkeit
h	Höhe
l	Länge
m	Masse
q	Wärmestrom
s	Abstützungsabstand
t	Zeitdauer
u	Feuchtegehalt; Umfang

Griechische Buchstaben

ε	Dehnung
η	Reduktionsfaktor
λ	Wärmeleitfähigkeit
ρ	Rohdichte
σ	Normalspannung

Fußzeiger

a	asymptotisch
c	Druck
d	Bemessungswert; trocken
fi	Brandbeanspruchung
grenz	Grenzwert
k	charakteristisch
m	Biegung
max	Maximalwert
mt	Biegezug
t	Zug
u	Bruch; feucht
0	parallel
0,05	5%-Fraktile
0,2	20%-Fraktile
90	senkrecht

1 Einführung

1.1 Ausgangssituation und Problembeschreibung

Der Nachweis der Feuerwiderstandsdauer von Holzkonstruktionen im Brandfall, bei denen die Bauteile selbst einen wesentlichen Anteil einnehmen, zählt zu den außergewöhnlichen Bemessungssituationen. Für diese ist es von besonderer Bedeutung, sicherheitstechnische und wirtschaftliche Aspekte optimal in Einklang zu bringen.

Für die Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall stehen derzeit die nationale Norm DIN 4102-4 [5] sowie die europäischen Regeln der DIN V ENV 1995-1-2 [16] und des Final Draft prEN 1995-1-2 [19][18] zur Verfügung. Der Nachweis von Holzbauteilen nach DIN 4102-4 erfolgt über eine tabellarische Vorgabe von Mindestquerschnittsbreiten zum Erreichen der geforderten Feuerwiderstandsdauer in Abhängigkeit des Ausnutzungsgrades der Bemessung unter Normaltemperaturen. Die Tabellen beruhen auf einem Rechenverfahren, das von Scheer et al. [80] in Anlehnung an die Angaben in [56] Abs. 5.5.5 in der Ausgabe von 1983 entwickelt wurde. Die Richtigkeit dieser Methode wurde durch Ergebnisse aus Versuchen, die von Dorn und Egner [30] sowie am Institut für Baustoffkunde und Stahlbeton der Technischen Universität Braunschweig [65] in den Jahren 1967-1969 durchgeführt wurden, bestätigt. Für die derzeit gültige Fassung der DIN 4102-4 vom März 1994 stellt die DIN 1052-1 in der Fassung vom April 1988 eine mitgeltende Norm dar. Mit dem Erscheinen von DIN 1052-1/A1 in der Fassung vom Oktober 1996 wurden erhebliche Änderungen vorgenommen. Diese betreffen

- die Einführung von maschinell sortiertem Holz und
- Änderungen in den Materialkennwerten für visuell sortiertes Holz.

Diese Entwicklungen können mit den Festlegungen der DIN 4102-4 nicht berücksichtigt werden. Stichpunktartige Vergleichsrechnungen in [81], in denen die Tabellenwerte der DIN 4102-4 neu berechneten Mindestbreiten für die Sortierklassen nach DIN 1052-1/A1 gegenübergestellt wurden, zeigten, dass sich insbesondere bei reiner Biegung und schlanken Querschnitten bei gleichem Ausnutzungsgrad größere Mindestbreiten als nach DIN 4102-4 ergeben [5].

Randbedingungen der Vergleichsbetrachtungen:

Holzart:	BS 18
Seitenverhältnis:	$h/b = 6$
Abstützungsabstand:	$s = 6,0 \text{ m}$
Brandbeanspruchung:	vierseitig
Beanspruchung:	reine Biegung

Tabelle 1: Versagenszeiten und erforderliche Erhöhungen der Mindestbreiten nach [5] zum Erreichen von Feuerwiderstandsdauern von 30 bzw. 90 Minuten (F 30 bzw. F 90)

geforderte Feuerwiderstandsdauer t_{fi} in min	errechnete Versagenszeit in min	erforderliches Δb zum Erreichen von F 30 / F 90 in mm
30	25	17
90	83	17

Die Mindestbreiten der DIN 4102-4 wurden auf der Grundlage mittlerer Querschnittstemperaturen nach Abschluss einer definierten Branddauer festgelegt. In Abhängigkeit der mittleren Temperatur des Restquerschnitts wird eine fiktive Randspannung ermittelt. Diese stellt nur einen Grenzwert dar, der bei einer genauen Ermittlung der Spannungen nicht überschritten werden darf (Bild 1). Ein wirklichkeitsnahes Materialgesetz zur Berücksichtigung des plastischen Tragverhaltens bei Druckbeanspruchung liegt den Betrachtungen nicht zugrunde. Es handelt sich aus den genannten Gründen um eine sehr vereinfachte Methode, die keine optimale wirtschaftliche Bauwerksausführung, wie sie für andere Baustoffe üblich ist, gewährleistet.

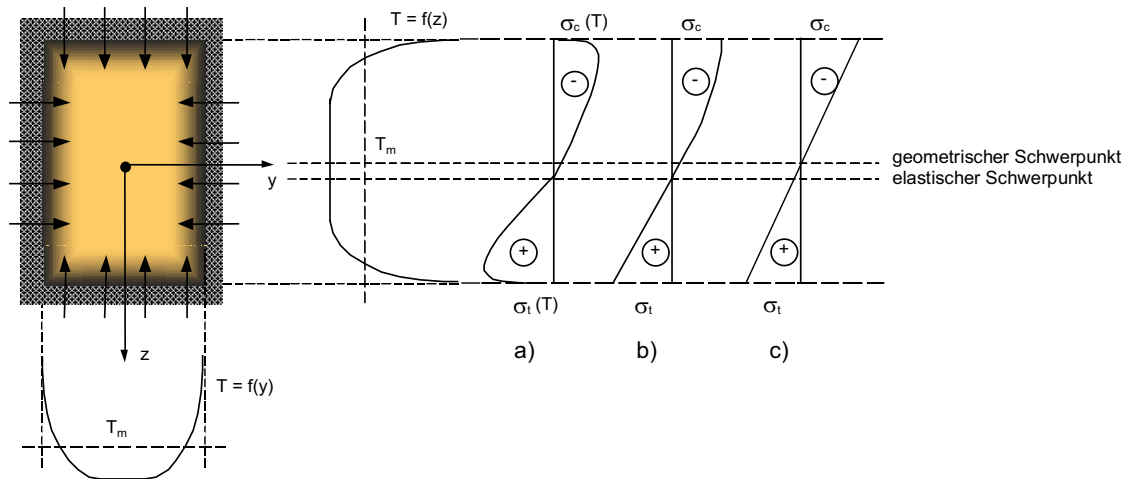


Bild 1: Qualitative Temperaturverläufe T über den Querschnitt und mittlere Temperaturen T_m bei vierseitiger Brandbeanspruchung sowie qualitative Spannungsverläufe σ über die Querschnittshöhe unter Ansatz von:

- $T = f(z)$
- T_m mit Plastifizierung
- T_m ohne Plastifizierung

(fiktiver Spannungsverlauf als Grundlage der Tabellen in DIN 4102-4 sowie des Berechnungsverfahrens nach [56])

Zudem machen Entwicklungen der vergangenen Jahre, zu denen neben der DIN 1052-1/A1 insbesondere die Neufassung der DIN 1052 zählt, die sich derzeit im Bearbeitungsstand des SchlusSENTwurfs E DIN 1052 [3] befindet, eine Überarbeitung der DIN 4102-4 in den fundamentalen Konzepten erforderlich. Grundlage der Bemessungsnorm E DIN 1052 ist das semiprobabilistische Sicherheitsprinzip in Anlehnung an die europäischen Regelwerke. In Zusammenhang mit dieser Norm ist die derzeitige Fassung der DIN 4102-4 nicht anwendbar.

Das Grundkonzept der europäischen Bemessungsverfahren zum Nachweis der Feuerwiderstandsdauer von Holzbauteilen im Brandfall [19] gleicht prinzipiell der rechnerischen Grundlage der Tabellen in DIN 4102-4. Die Berücksichtigung der Querschnittsreduzierung durch Abbrand erfolgt über definierte Abbrandgeschwindigkeiten. Die Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte werden indirekt über mittlere Querschnittstemperaturen festgelegt. Im Unterschied zu den Tabellen der DIN 4102-4 erfolgt der Nachweis der Feuerwiderstandsdauer über Rechenverfahren, die einen Einsatz maschinell sortierten Holzes zulassen. Da diese Verfahren, wie bereits beschrieben, durch Versuche an ausschließlich visuell sortiertem Holz verifiziert wurden, sind die Ergebnisse für maschinensortiertes Holz nicht ausreichend abgesichert.

1.2 Stand der Forschung

Zur Beschreibung des Tragverhaltens von Holzbauteilen im Brandfall ist es erforderlich, sowohl das thermische Verhalten als auch die Veränderung der elastomechanischen Eigenschaften unter erhöhten Temperaturen wirklichkeitsnah zu erfassen.

Untersuchungen des thermischen Verhaltens von Holz wurden bisher in vielfältiger Weise durchgeführt. Dabei standen insbesondere die Festlegung der Abbrandgeschwindigkeiten, die Temperaturentwicklung über den Querschnitt sowie die Restquerschnittsermittlung im Vordergrund.

Über die temperaturabhängigen Veränderungen elastomechanischer Eigenschaften liegen ebenfalls umfangreiche Forschungsergebnisse vor. Diese Untersuchungen wurden unter Berücksichtigung sehr unterschiedlicher Aspekte, wie der Ausgangsfeuchte des Holzes, der Art der Erwärmung, des zeitlichen Einflusses von thermischer und mechanischer Beanspruchung, des Schwind- und Kriechverhaltens u.a. durchgeführt. Dabei zeigte sich, dass die verschiedenen Ausgangssituationen sowie Prüf- und Messmethoden zu erheblichen Differenzen in den Ergebnissen führten.

Nachfolgend werden die wichtigsten Arbeiten zur Untersuchung der temperaturabhängigen Eigenschaften des Holzes im Hinblick auf die Festlegung von thermischen und

elastomechanischen Kennwerten im Brandfall zusammengefasst. Die Zusammenstellung erfolgt unter besonderer Berücksichtigung der Eignung der Ergebnisse zur Umsetzung in ein allgemeingültiges theoretisches Modell zur numerischen Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung.

Des Weiteren werden bisher durchgeführte Forschungsarbeiten zur Entwicklung von mathematisch-physikalischen Modellen zur Bestimmung der Tragfähigkeiten im Brandfall vorgestellt.

1.2.1 Kenntnisstand zum Abbrandverhalten und zur Temperaturbeanspruchung von Holz im Brandfall

Hoffmann [43] führte 1979 Untersuchungen zur Beurteilung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit auf die bei thermischer Belastung entstehenden Veränderungen des Materials und Zustands durch. Er entwickelte ein mathematisch-physikalisches Modell zur Beschreibung eines eindimensionalen Wärme- und Stofftransports in Holzkörpern bei Erwärmung durch Strahlung und freie Konvektion. Die Aussagefähigkeit des Modells konnte, nach Anpassung der Stoffwerte und der reaktionskinetischen Parameter, anhand von experimentellen Ergebnissen bestätigt werden. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass die hygroskopisch gebundene Feuchtigkeit einen unerheblichen Einfluss auf den Temperaturverlauf im Randbereich und das Zersetzungsgeschehen hat. Dagegen erfolgt im Inneren des Holzkörpers mit zunehmendem Abstand von der Oberfläche eine signifikante Verzögerung der Erwärmung mit steigendem Feuchtegehalt.

Lache [59] führte 1992 Versuche zur Erfassung der Einflussgrößen auf die Abbrandgeschwindigkeit von Holz durch. Seine Untersuchungen umfassten sowohl Kleinversuche unter kontrollierten Bedingungen zur Analyse verschiedener Einflussfaktoren auf die Abbrandgeschwindigkeit als auch Großversuche an biegebeanspruchten Brett-schicht-holzträgern mit Feuchtegehalten von 8 und 20%.

Zu den wesentlichen Erkenntnissen seiner Arbeit zählen, dass die Abbrandgeschwindigkeit unter den Bedingungen der Einheits-Temperaturzeitkurve konstant ist. Die Abbrandgeschwindigkeit wird in hohem Maße von der Holzart, jedoch nicht von den Roh-dichteunterschieden innerhalb einer Holzart beeinflusst. Weiterhin wurde nachgewiesen, dass im unverbrannten Restquerschnitt ca. 25 mm hinter der Abbrandgrenze die Temperatur während der Brandbeanspruchung unverändert bleibt. Bei Querschnitts-abmessungen von 60 mm konnten keine Beeinflussungen benachbarter Ränder auf die Temperaturentwicklung im Restquerschnitt konstatiert werden.

Ehrlenspiel et al. analysierten in [32] nationale und internationale Literatur und Forschungsarbeiten zum Abbrandverhalten und zur Temperaturbeanspruchung von Holz und Holzwerkstoffen. Sie konnten in allen zitierten Versuchen den von Lache für die Einheits-Temperaturzeitkurve konstatierten linearen Zusammenhang zwischen dem Abbrand A und der Zeit t_{fi} bestätigen. Zur Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Rohdichte wurden von ihnen sehr widersprüchliche Versuchsergebnisse aufgezeigt. Aus diesen Angaben schlussfolgerten sie, dass zum Einen der Einfluss der Rohdichte zwischen den einzelnen Holzarten deutlich variiert, und zum Anderen innerhalb der Holzart andere, noch nicht genau untersuchte Faktoren, wie z.B. bestimmte Holzinhaltstoffe oder die unterschiedliche Anatomie, die dominierende Rolle bezüglich der Abbrandgeschwindigkeiten spielen.

König / Walleij [55] führten Versuche zur Bestimmung der Temperaturentwicklung und des Abbrandverhaltens von geschützten und ungeschützten Bauteilen aus Fichtenholz durch. Als Brandbeanspruchungen wurden sowohl die Einheits-Temperaturzeitkurve als auch parametrische Brandszenarien zur Abbildung natürlicher Brände aufgebracht. Ziel der Untersuchungen war die Ableitung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit und der spezifischen Wärmekapazität des Holzes als Grundlage numerischer Berechnungen. Beide Eigenschaftswerte wurden unter Vernachlässigung des Masse-transportes und der temperaturbedingten Strukturveränderungen an einem zweidimensionalen FE-Modell kalibriert. Sie sind infolgedessen zur Entwicklung eines allgemeingültigen thermischen FE-Modells nicht ohne weitere Anpassungen anwendbar.

An der Universität für Bodenkultur in Wien wurden als Voraussetzung zur Untersuchung der Tragfähigkeiten von stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall Messungen zur Temperaturentwicklung in Holzbauteilen und Verbindungen durchgeführt [33]. Dabei wurden zwei unterschiedliche Messverfahren angewendet. Die Untersuchungen zeigen, dass die Ergebnisse maßgeblich von der Messmethode beeinflusst werden. In einer ersten Versuchsreihe wurden die Thermoelemente rückseitig eingebracht. Diese Messungen ergeben jedoch im Vergleich zu König und Lache deutlich geringere Temperaturen in den einzelnen Messtiefen über die Dauer der Brandbeanspruchung. Bei der zweiten Messmethode erfolgte das Einbringen der Thermoelemente seitlich. Die Ergebnisse dieser Prüfungen zeigen eine höhere Übereinstimmung zu den Messwerten von König und Lache, führen jedoch im Unterschied zu den Messwerten aus dem Verfahren 1 teilweise zu einer signifikanten Überschreitung der gemessenen Temperaturen.

Die analysierten Arbeiten zeigen, dass die Angaben aus Literatur und Forschung im Hinblick auf die Festlegung temperaturabhängiger thermischer Eigenschaften des Holzes aufgrund unterschiedlicher Untersuchungsmethoden mit verschiedenen Rand- und

Anfangsbedingungen zum Teil erhebliche Differenzen in den Ergebnissen erbringen. Sie machen deutlich, dass umfangreiche Untersuchungen über das thermische Materialverhalten von Holz im Brandfall erforderlich sind, um die Veränderungen vor, während und nach der Brandbeanspruchung exakt in numerischen FE-Modellen abbilden zu können. Bis dahin werden Kalibrierungen der thermischen Eigenschaften an Versuchsergebnissen zur wirklichkeitsnahen Beschreibung der Temperaturentwicklung unvermeidbar sein.

1.2.2 Kenntnisstand zum Einfluss der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften und das Tragverhalten von Holz im Brandfall

Versuche zur Bestimmung temperaturabhängiger elastomechanischer Eigenschaften des Holzes wurden bisher überwiegend an Kleinproben durchgeführt. Aufgrund der Probenanzahl, der Rand- und Anfangsbedingungen sowie der gewählten Messmethoden führen diese Untersuchungen, in Analogie zu den thermischen Analysen, zu erheblich variierenden Ergebnissen.

Eine der umfangreichsten Versuchsserien auf nationaler Ebene zur Ermittlung der Festigkeiten und Steifigkeiten von Bauholz bei hohen Temperaturen wurde von Glos et al. [39] durchgeführt. An 525 Kleinproben wurden die Abnahmen der Biege-, Zug- und Druckfestigkeiten sowie des E-Moduls für Temperaturen von 100 und 150°C im Vergleich zu 20°C untersucht. Hierzu wurden die Querschnitte auf konstante Temperaturen erwärmt. Der unter Brandbedingungen hohe Temperaturgradient von der Abbrandgrenze zum Querschnittsinnern bleibt dabei unberücksichtigt. Dennoch zeigen die Ergebnisse einen signifikanten Einfluss der Temperatur und der Feuchtigkeit auf die elastomechanischen Eigenschaften des Holzes.

Young wertet in [94] Angaben verschiedener Forschungsarbeiten zur Festlegung temperaturabhängiger Festigkeiten und Steifigkeiten von Holz im Brandfall aus. Die Zusammenstellungen zeigen deutlich die bereits beschriebenen erheblichen Differenzen der Ergebnisse.

Untersuchungen zur Ermittlung der Tragfähigkeit und der Feuerwiderstandsdauer unbedeckter Holzbauteile im Brandfall wurden bisher nur in sehr geringem Umfang vorgenommen. Dokumentierte Prüfungen zur Zugtragfähigkeit liegen bislang nicht vor. Versuche zum Tragverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung wurden von Stanke, Klement und Rudolphi [82] sowie von Malhotra und Rogowski [63] in den Jahren 1968 - 1970 durchgeführt. Diese Versuche berücksichtigen insbesondere das Stabilitätsversagen infolge Knickens.

Die Mehrzahl der dokumentierten Untersuchungen erfolgte zur Ermittlung des Tragverhaltens von Holzbalken unter Biegebeanspruchung. Dorn und Egner [30] führten Versuche an belasteten Balken mit einer Biegespannung von $1,30 \text{ kN/cm}^2$ durch. Bei diesen Tests wurde zur Bestimmung der Resttragfähigkeit die Brandbeanspruchung nach jeweils 30 Minuten abgebrochen. Infolgedessen lassen die Ergebnisse keine Aussagen zur Feuerwiderstandsdauer und der maximalen Tragfähigkeit bei Brandbeanspruchung zu.

Um den Einfluss der Belastung auf die Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall genauer erfassen zu können, wurden weitere Versuche am Institut für Baustoffkunde und Stahlbeton der Technischen Universität Braunschweig in den Jahren 1967-1969 durchgeführt. Es wurden Balken unterschiedlicher Querschnitte bei drei- und vierseitiger Brandbeanspruchung geprüft. Als wesentliches Ergebnis der Untersuchungen wurde festgestellt, dass die Abbrandgeschwindigkeit im Biegezugbereich deutlich höhere Werte im Vergleich zum Biegedruckbereich annimmt. Sie führen den ermittelten Einfluss auf die Rissbildung des Holzes im Biegezugbereich zurück.

Tavakkol-Khah entwickelt in [85] Grundlagen für eine Simulation brandbeanspruchter Holzbauteile. Auf der Grundlage der Methode der finiten Differenzen wurden Computer-Programme zur Analyse des Brandverhaltens entwickelt. Des Weiteren gibt er an, dass mit Hilfe der Programme die Feuerwiderstandsdauern von Stützen und Biegebalken ermittelt werden können. Die Berechnungen erfolgen auf der Grundlage eines Materialgesetzes in Anlehnung an den Stahlbetonbau. Eine Erweiterung der von Glos [38] unter Normaltemperaturen entwickelten Arbeitslinie auf den Brandfall bleibt unberücksichtigt.

Es werden nur stichpunktartige Ergebnisse angegeben. Spannungsverläufe über den Restquerschnitt als Ergebnisse der FE-Berechnungen werden nicht aufgezeigt. Berechnungsserien und Parameterstudien werden nicht durchgeführt. Daher ist es anhand der Arbeit nicht möglich, allgemeingültige Beziehungen zur Beschreibung der Tragfähigkeit brandbeanspruchter Holzbauteile abzuleiten.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass ein allgemeingültiges theoretisches Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall derzeit nicht existiert. Aufgrund der Vielzahl der Eingangsparameter, insbesondere der unterschiedlichen Festigkeitsklassen des Holzes und deren temperaturabhängige Materialeigenschaften, ist ein leistungsfähiges Modell zur Simulation der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung zur Erweiterung der derzeit gültigen Bemessungsverfahren und zur Vermeidung umfangreicher Versuchsserien dringend erforderlich.

1.3 Ziel der Arbeit

Zur Analyse des Tragverhaltens brandbeanspruchter Holzquerschnitte stehen prinzipiell zwei Verfahren zur Auswahl. Zum Einen können die Untersuchungen experimentell durch gezielte Brandprüfungen unter Last durchgeführt werden. Zum Anderen besteht über leistungsfähige FE-Programme die Möglichkeit, die Traglast im Brandfall auf rechnerischem Wege zu ermitteln. Voraussetzung für die Anwendung dieses Verfahrens ist das Vorhandensein umfangreicher wirklichkeitsnaher Aussagen über das wärmephysikalische und elastomechanische Verhalten von Holz unter Brandbeanspruchung. Die rechnerische Methode bietet den Vorteil einer vielfältigen Variation der Eingangsparameter der Analysen. Dennoch werden Brandversuche zur Verifizierung der Materialkennwerte unter erhöhten Temperaturen in gewissem Umfang immer erforderlich sein.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines allgemeingültigen thermisch-strukturmechanischen Modells zur Simulation der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall. Dabei sollen insbesondere die Variationsmöglichkeiten der Eingangsparameter, wie der Holzart, der Festigkeitsklassen, der Einwirkungen auf das Bauteil sowie die Brandbeanspruchungsart und -dauer im Vordergrund stehen. Durch die Erarbeitung eines wirklichkeitsnahen Materialgesetzes unter erhöhten Temperaturen wird eine wirtschaftliche Tragfähigkeitsermittlung unter Ausnutzung des plastischen Tragvermögens des Baustoffs Holz angestrebt. Anhand der Ergebnisse sollen abschließend allgemeingültige praxiserichtete Bemessungsmethoden entwickelt werden.

1.4 Gliederung der Arbeit

Zu Beginn dieser Arbeit werden die thermischen Grundlagen zur Simulation der Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzbauteilen zusammengestellt. Aufbauend auf diesen Kenntnissen wird ein FE-Modell zur Durchführung thermischer Querschnittsanalysen entwickelt. Es bildet die Voraussetzung für das gekoppelte thermisch-strukturmechanische FE-Modell. Zur Validation des thermischen Modells und seiner Eingangsparameter wurden Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeiten von Holz in Abhängigkeit der Rohdichte durchgeführt. Auf diese Untersuchungen wird in Abschnitt 3 ausführlich eingegangen.

Einen wesentlichen Einfluss auf die Ergebnisse numerischer Tragfähigkeitsermittlungen von Holzbauteilen im Brandfall haben das nichtlineare Materialgesetz sowie die elastomechanischen Eigenschaften und deren Änderungen unter Temperaturbeanspruchung. Infolgedessen werden in Kapitel 4 umfangreiche Literaturrecherchen zur

Festlegung strukturmechanischer Kenngrößen und zur Erarbeitung eines temperaturabhängigen Materialgesetzes durchgeführt. Unter Ansatz der entwickelten Grundlagen werden in Kapitel 5 ein gekoppeltes thermisch-strukturmechanisches FE-Modell und Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung brandbeanspruchter Holzbauteile entwickelt. Anschließend erfolgen an Voll- und Brettschichtholzquerschnitten umfangreiche Parameterstudien zum Einfluss der Festigkeitsklassen, Bauteilgeometrien, Beanspruchungsarten und Brandbeanspruchungsdauern. Eine detaillierte Auswertung der Ergebnisse der Tragfähigkeitsermittlungen wird in Kapitel 6 vorgenommen.

Anhand der Ergebnisse werden in Kapitel 7 allgemeingültige, praxisgerechte Bemessungskonzepte von zug-, druck-, biege- und kombiniert beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall entwickelt.

Eine Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse sowie einen Ausblick auf weiterführende Forschung beinhaltet das abschließende Kapitel 8 dieser Arbeit.

2 Thermische Querschnittsanalysen

Die Basis für eine numerische Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall bildet die genaue Kenntnis über die Größe des tragfähigen Restquerschnitts und die Temperaturentwicklung innerhalb dieses Querschnitts.

In diesem Kapitel werden zunächst thermodynamische Grundlagen zusammengestellt. Anhand einer umfangreichen Literaturrecherche wurden wärmephysikalische Materialeigenschaften des Holzes unter erhöhten Temperaturen festgelegt. Aufbauend auf diesen Voraussetzungen wird anschließend ein thermisches FE-Modell zur Ermittlung der Temperaturverteilung und der Größe des Restquerschnitts nach Abschluss einer definierten Brandbeanspruchungsdauer entwickelt. Durch Vergleichsbetrachtungen mit Versuchsergebnissen erfolgt eine Validation des thermischen FE-Modells.

Nach Abschluss der vorgenannten Arbeiten werden umfangreiche Parameterstudien zur Temperaturentwicklung in Holzbauteilen in Abhängigkeit der Geometrien, der Festigkeitsklassen und der Brandbeanspruchungsdauern durchgeführt.

2.1 Verbrennungs- und Zersetzungsprozesse

Die Beurteilung des Festigkeits- und Steifigkeitsverhaltens von Bauholz unter Brandbeanspruchung erfordert detaillierte Kenntnisse über Verbrennungs- und Zersetzungsmechanismen. Anhand der im Brandfall ablaufenden Prozesse und der damit verbundenen strukturellen Veränderungen des Holzes lassen sich Rückschlüsse auf thermische und elastomechanische Eigenschaften ziehen. Der Ablauf des Verbrennungs- und Zersetzungsmechanismus war bisher Gegenstand umfangreicher Untersuchungen. Aufgrund der komplexen Zusammenhänge lassen sich dabei einzelne Phasen nicht immer eindeutig einer bestimmten Temperatur zuordnen, sondern vielmehr einem gewissen Temperaturbereich. Grundsätzliche Beziehungen sind in Bild 2 zusammengestellt.



Bild 2: Phasen der thermischen Zersetzung von Holz nach Huntierova [44]; ergänzt durch Angaben von Lache [58] und Hoffmann [43]

2.2 Wärmetechnische Grundlagen

Beim Ablauf eines Brandes handelt es sich um einen transienten Vorgang. Bei derartigen Problemen ändern sich die Temperaturverteilungen im Bauteil und damit die innere Energie mit der Zeit. Die temporale Änderung der inneren Energie eines Systems wird in der Thermodynamik als Wärmestrom ausgedrückt.

$$\dot{Q} = \frac{dU}{dt} \quad (1)$$

\dot{Q}	Wärmestrom
U	innere Energie
t	Zeit

Für einen thermodynamischen Prozess, der vom Anfangszustand 1 zum Endzustand 2 abläuft, ist die Zufuhr einer bestimmten Wärmemenge erforderlich. Bei allen physikalischen oder technischen Prozessen kann keine Energie verloren gehen, sondern nur ihre Erscheinungsform ändern. Dieser Zusammenhang, der die Grundlage aller Temperaturfeldberechnungen bildet, wird durch den 1. Hauptsatz der Thermodynamik ausgedrückt.

$$dU = \delta Q + \delta W \quad (2)$$

Q	übertragene Wärme
W	mechanische Arbeit

Dieser 1. Hauptsatz der Thermodynamik kann für ein geschlossenes System auch dargestellt werden als:

$$E_{th} + W = \Delta U + \Delta E_{kin} + \Delta E_{pot} \quad (3)$$

E_{th}	thermische Arbeit
W	mechanische Arbeit
ΔU	Änderung der inneren Energie
ΔE_{kin}	Änderung der kinetischen Energie
ΔE_{pot}	Änderung der potentiellen Energie

Beim Brandvorgang wird davon ausgegangen, dass die Bauteile keine örtlichen und mechanischen Verschiebungen erfahren, d.h. es werden geschlossene arbeitsdichte Systeme betrachtet. Durch Eliminierung der mechanischen Größen lässt sich Gleichung (3) auf die thermischen Bestandteile reduzieren.

$$E_{th} = \Delta U \quad (4)$$

Eine Zu- oder Abfuhr von thermischer Leistung bzw. ein zu- oder abgeführter Wärmestrom bewirkt eine zeitliche Änderung der inneren Energie:

$$Q = \int_1^2 \dot{Q} dt = \frac{\Delta U}{\Delta t} \quad (5)$$

Für die im Brandfall zu untersuchenden Festkörper kann die innere Energie durch folgende Beziehung ausgedrückt werden:

$$Q = \frac{m(T) \cdot c_p(T) \cdot \Delta T}{\Delta t} = \frac{\rho(T) \cdot V \cdot c_p(T) \cdot \Delta T}{\Delta t} \quad (6)$$

- $m(T)$ Masse des Festkörpers
- $c_p(T)$ spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
- ΔT Änderung der Temperatur
- Δt Änderung der Zeit
- $\rho(T)$ Wichte des Festkörpers
- V Volumen des Festkörpers

2.2.1 Wärmeleitung (Konduktion)

Ein räumlicher Temperaturgradient $\delta T/\delta n$ bewirkt, dass in einer bestimmten Zeit Δt eine Wärmemenge ΔQ durch eine Grenzfläche A transportiert wird. Der Zusammenhang zwischen der Ursache des Wärmetransports und der Wärmestromdichte \dot{q} wird durch das Fouriersche Wärmeleitungsgesetz für den instationären Fall beschrieben:

$$\dot{q} = -\lambda \cdot \frac{\delta T}{\delta n} \quad (7)$$

- \dot{q} Wärmestromdichte in W/m^2

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{A} = \frac{\Delta Q}{A \cdot \Delta t} \quad (8)$$

- λ Wärmeleitfähigkeit in $W/(mK)$
- T Temperatur
- n Raumrichtungen (x, y, z)

- $\frac{\delta T}{\delta n}$ räumlicher Temperaturgradient

$$\frac{\delta T}{\delta n} = \frac{\delta T}{\delta x} \cdot i + \frac{\delta T}{\delta y} \cdot j + \frac{\delta T}{\delta z} \cdot k = \text{grad } T \quad (9)$$

- i, j, k Komponenten des Einheitsvektors

Unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften lässt sich das Fouriersche Wärmeleitungsgesetz für instationäre, zeitabhängige Prozesse folgendermaßen darstellen:

$$\lambda_x(T) \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta x^2} + \lambda_y(T) \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta y^2} + \lambda_z(T) \cdot \frac{\delta^2 T}{\delta z^2} = c_p(T) \cdot \rho(T) \frac{\delta T}{\delta t} - \dot{f} \quad (10)$$

\dot{f} spezifische Ergiebigkeit einer Wärmequelle in W/m^3

2.2.2 Wärmeübergang (Konvektion)

Beim konvektiven Wärmeübergang findet eine Wärmeübertragung zwischen zwei thermodynamischen Systemen statt. Bei den zu untersuchenden Prozessen handelt es sich dabei um die Wärmeübertragung von einem Fluid (Luft) an einen Festkörper (Holz).

Die zu- oder abgeführte Wärmemenge ist im wesentlichen von der Temperatur des umströmten Körpers, der Temperatur der Umströmung sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten α abhängig. Der Wärmeübergangskoeffizient α beschreibt die Wärmemenge, die zwischen der Oberfläche eines festen Stoffes und der ihn berührenden Luft ausgetauscht wird. Er ist von der Dichte des umgebenden Mediums und der Strömungsgeschwindigkeit abhängig. Die Grenzschicht ist dadurch gekennzeichnet, dass aufgrund der Adhäsionskräfte zwischen Fluid- und Körperatomen die Strömungsgeschwindigkeit der Fluidmoleküle null ist. Die Randschicht ist somit laminar.

Es ergibt sich gemäß der Beziehung nach Newton ein konvektiver Wärmestrom von:

$$Q_{\text{konv}} = \alpha \cdot A \cdot (T_F - T_M) \quad (11)$$

Q_{konv}	konvektiver Wärmestrom
α	Wärmeübergangskoeffizient
A	Bauteiloberfläche
T_F	Temperatur im Fluid außerhalb der Grenzschicht
T_M	Material- bzw. Oberflächentemperatur

2.2.3 Wärmestrahlung (Radiation)

Zwei Medien unterschiedlicher Temperatur tauschen gegenseitig Energie durch Strahlung aus. Die Abgabe der Wärmestrahlung ist von der Temperatur sowie der Größe und Struktur der Oberfläche abhängig. Der sogenannte „schwarze Körper“ erreicht die maximal mögliche Ausstrahlung. Die physikalischen und geometrischen Einflüsse der

Wärmestrahlung werden für diese Körper durch das Gesetz von Stefan-Boltzmann wie folgt zusammengefasst:

$$M_S = \sigma \cdot T^4 \quad (12)$$

M_S spezifische Ausstrahlung des schwarzen Körpers

σ Stefan-Boltzmann-Konstante

$$\sigma = 56,7 \text{ nW} / (\text{m}^2 \text{K}^4)$$

T^4 4. Potenz der Kelvin-Temperatur des Körpers

Die meisten realen Objekte sind in die Gruppe der „grauen Körper“ einzustufen. Auch die Flammenstrahlung, die durch glühende Kohlenstoffteilchen, die beim Verbrennungsablauf entstehen, verursacht wird, kann nach [26] näherungsweise als grauer Körper behandelt werden. Graue Körper emittieren einen jeweils gleichen Anteil ε ($\varepsilon = \text{konst.} < 1$) der spektralen spezifischen Ausstrahlung des schwarzen Körpers.

$$M = \varepsilon \cdot M_S = \varepsilon \cdot \sigma \cdot T^4 \quad (13)$$

ε resultierender Emissionsgrad

Für den durch Wärmestrahlung zwischen zwei grauen Körpern transportierten Wärmestrom gilt:

$$Q_{\text{Strahlung}} = C_{FM} \cdot A_F \cdot (T_F^4 - T_M^4) \quad (14)$$

C_{FM} Strahlungsaustauschkoeffizient

Der Strahlungsaustauschkoeffizient ergibt sich aus der Bilanz der ausgetauschten Strahlungsleistungen Φ_{el} zwischen zwei grauen Körpern.

$$C_{FM} = \varepsilon_F \cdot \varepsilon_M \cdot \sigma \cdot \varphi_{FM} \quad (15)$$

ε_F auf die Flammen bezogener Emissionswert

ε_M auf das Material bezogener Emissionswert

φ_{FM} dimensionslose Einstrahlzahl zwischen Flächen F und M

A_F Fläche des Strahlers

T_F absolute Temperatur der Strahleroberfläche

T_M absolute Temperatur der Empfängeroberfläche

Der resultierende Emissionsgrad ergibt sich aus dem Produkt der Emissionswerte der Flammen und des Materials. Er gibt das Verhältnis der von einem realen Körper emittierten Strahldichte zur Strahldichte eines schwarzen Körpers gleicher Temperatur an.

Er ist von der Temperatur, der Oberflächenbeschaffenheit des bestrahlten Körpers, der Einstrahlungsrichtung und der Wellenlänge abhängig.

$$\varepsilon = \varepsilon_F \cdot \varepsilon_M \quad (16)$$

Werte für den Emissionsgrad werden in der Literatur wie folgt angegeben:

Tabelle 2: Emissionswerte

Quelle	Emissionswert der Flammen ε_F	Emissionswert des Materials ε_M
NAD zu DIN V ENV 1991-2-2 [12]	0,8	0,9
Kollmann [51]	-	0,8 bis 0,9
VDI-Wärmeatlas [90]	0,6 bis 1,0	Eiche gehobelt: 0,90 für T = 273 bis 366 K Buche: 0,91 für T = 343 K

Die dimensionslose Einstrahlzahl φ_{FM} beschreibt die geometrischen Bedingungen zwischen Strahler und Empfänger. Sie wird wesentlich durch die Orientierung beider Flächen zueinander beeinflusst. Da bei der Flammenstrahlung in der unmittelbaren Umgebung des Holzes ausreichend Flammen mit entsprechender Orientierung vorhanden sind, kann bei den zu führenden Untersuchungen nach [12] und [47] die Einstrahlzahl φ_{FM} mit 1,0 angesetzt werden.

Auf der Grundlage der geschilderten Zusammenhänge lässt sich der durch Wärmestrahlung ausgetauschte Wärmestrom wie folgt angeben:

$$Q_{\text{Strahlung}} = A_F \cdot \varphi_{FM} \cdot \varepsilon \cdot \sigma \cdot (T_F^4 - T_M^4) \quad (17)$$

2.2.4 Pyrolyse von Holz

Um den Prozess der Pyrolyse, der sogenannten „Selbstkohlung“ des Holzes zu erfassen und zu bewerten, wurden in der Vergangenheit eine Vielzahl experimenteller und physikalisch-mathematischer Untersuchungen durchgeführt. Zur Ermittlung reaktionskinetischer Parameter und Reaktionsenthalpien wurden unter verschiedenen Versuchsbedingungen Messungen der Temperatur, der Masseabnahme, der Verkohlungs-

tiefe und der auftretenden Wärmetönung durchgeführt. Auf der Grundlage dieser Untersuchungen wird der Vorgang der Erwärmung des Holzes in mehrere Abschnitte unterteilt. Bis zu einer Temperatur von 100°C vollzieht sich der Vorgang der Trocknung. Zwischen 98 und 103°C verdampft das kolloidal gebundene Wasser. Erst nach dem vollständigen Abschluss dieses Prozesses ist ein weiterer Anstieg der Temperatur des Holzes möglich. Aufgrund dieser Erwärmung des getrockneten Holzes beginnt eine Zersetzung, die bis 200°C sehr langsam abläuft. Oberhalb dieses Temperaturbereiches verstärkt sich die Zersetzung deutlich und erreicht bei einer Temperatur von 275°C eine hohe Intensität. Während dieses Vorganges wird gleichzeitig Wärme freigesetzt, das heißt, der Prozess geht in eine exotherme Reaktion über. Dieser Abschnitt wird als Beginn der sogenannten „Selbstkohlung“ bezeichnet.

Dieser Prozessablauf wird fast ausnahmslos von den durchgeführten Versuchen bestätigt. Dabei wurde die Änderung der Stoffwerte bei fortschreitender Zersetzung nicht berücksichtigt. Im Gegensatz dazu haben Kung und Kalelkar [57], [58] aus der Anpassung eines differenzierteren Modells eine endotherme Zersetzungsenthalpie berechnet.

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass umfangreiche Untersuchungen zur genauen Bestimmung des Prozessablaufs der Zersetzung von Holz erforderlich sind. Die bisher veröffentlichten reaktionskinetischen Daten wurden überwiegend aus Untersuchungen zur Masseabnahme ermittelt. Der Masseverlust wird im wesentlichen durch die Reaktionsgeschwindigkeit der Zersetzung und damit unmittelbar durch die Temperatur beeinflusst.

Die Reaktionsgeschwindigkeit des Zersetzungs Vorganges lässt sich mit Hilfe der Gleichung von Arrhenius ermitteln:

$$k = k_0 \cdot e^{-\frac{\Delta E}{R_m \cdot T}} \quad (18)$$

k_0 Geschwindigkeitskonstante

nach [47]: $k_0 = 4 \cdot 10^8 \text{ 1/s}$

ΔE Aktivierungsenergie

nach [47]: $\Delta E = 95 - 124 \cdot 10^3 \text{ J/mol}$

R_m universelle Gaskonstante

$R_m = 8,315 \text{ J/(mol K)}$

T absolute Temperatur

Über die Veränderung der Masse bzw. der Rohdichte lässt sich der Grad der thermischen Zersetzung angeben. Da der Vorgang an einem offenen System stattfindet, darf nach [43] eine Reaktion 1. Ordnung angenommen werden:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -k \cdot (\rho - \rho_c) \quad (19)$$

ρ	Rohdichte des Holzes (t, x, y, z)
ρ_c	Rohdichte der Holzkohle
t	Zeit

Mit Hilfe der Veränderung der Rohdichte und der Zersetzungsenthalpie lässt sich die spezifische Ergiebigkeit, auch als Senke- bzw. Quellterm bezeichnet, ermitteln:

$$\dot{f} = \frac{\partial \rho}{\partial t} \cdot q_z \quad (20)$$

q_z	Zersetzungsenthalpie
	nach [47]: $q_z = -370\,000 \text{ J/kg}$

Eine zweite Methode zur Berücksichtigung des Masseverlustes wird in [19] Anhang B angegeben. In Abhängigkeit von der Temperatur wird das Verhältnis zwischen der Dichte des Holzes zur Trockendichte definiert. Die dargestellte Beziehung ist bis zu einer Temperatur von 120°C von der Ausgangsfeuchte des Holzes abhängig. Oberhalb dieses Temperaturbereiches ist der Quotient der Rohdichte zur Trockenrohddichte für alle Hölzer gleich.

2.2.5 Latente Wärme und Enthalpie

Die mechanischen und thermischen Eigenschaften des Werkstoffes Holz werden durch die im Brandfall eintretenden Feuchteänderungen maßgeblich beeinflusst.

Bei Erreichen der Verdampfungstemperatur von 100°C bleibt die Temperatur des Elementes bis zum vollständigen Übergang des dem Element zugeordneten Wassers in den gasförmigen Aggregatzustand konstant. Die für die Umwandlung des hygroskopisch gebundenen Wassers in Wasserdampf erforderliche Wärmemenge wird als latente Wärme bezeichnet. Sie lässt sich nach [19] wie folgt ermitteln:

$$Q_{\text{lat}} = V \cdot \rho \cdot r \cdot \frac{u}{100} \quad (21)$$

V	Elementvolumen
ρ	Rohdichte des Holzes

- r Verdampfungswärme von Wasser
 nach [47]: $r = 2257 \cdot 10^3 \text{ J/kg}$
 u Feuchtegehalt in %

Damit ergibt sich die latente Wärme pro Volumeneinheit zu:

$$H_{\text{lat}} = \frac{Q_{\text{lat}}}{V} = \rho \cdot r \cdot \frac{u}{100} \quad (22)$$

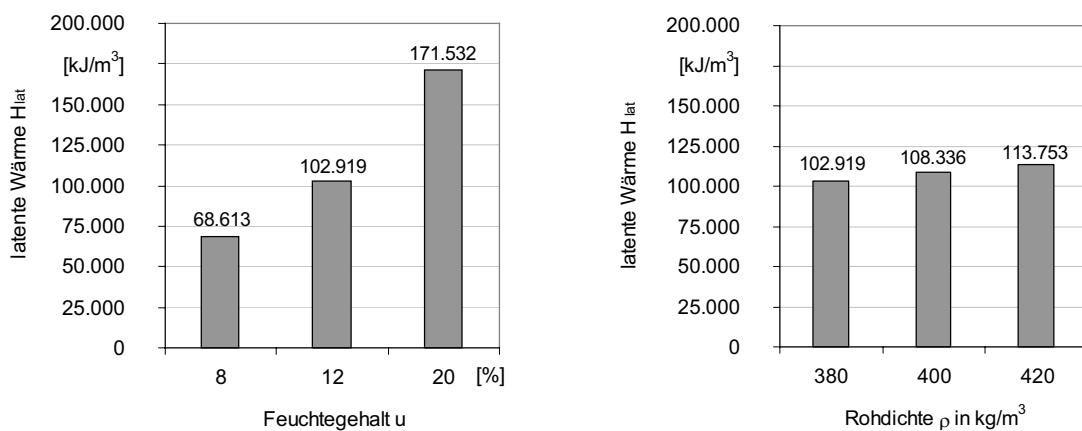


Bild 3: Latente Wärme des Holzes in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt für $\rho = 380 \text{ kg/m}^3$ und der Rohdichte für $u = 12\%$

Bei einer numerischen Berechnung kann die Berücksichtigung des Phasenübergangs entweder mit einer nichtlinearen Funktion der Wärmekapazität oder einer nichtlinearen Funktion der Enthalpie erfolgen.

Bei der Verwendung einer nichtlinearen Funktion der Wärmekapazität wird die latente Wärme dadurch berücksichtigt, dass die Funktion der Wärmekapazität über die Temperatur im Bereich des Phasenübergangs im Vergleich zu benachbarten Bereichen einen deutlich höheren Wert annimmt. Die latente Wärme entspricht dem Integral des „Rechteckimpulses“, der über die spezifische Wärmekapazität c_p des umgebenden Bereiches hinausragt.

$$H_{\text{lat}} = \int_{T_U}^{T_O} c \, dT \quad (23)$$

- T_O obere Grenztemperatur des Phasenwechselbereiches
 T_U untere Grenztemperatur des Phasenwechselbereiches

Für eine numerische Lösung ist die Verwendung einer nichtlinearen Funktion der Wärmekapazität unvorteilhaft, da entweder das erhöhte Niveau nicht genau berücksichtigt oder im ungünstigsten Fall sogar übersprungen wird.

Beim Enthalpiemodell wird die latente Wärme durch einen Sprung in der Enthalpiefunktion berücksichtigt. Auf diese Weise wird auch bei größeren Zeitschritten die latente Wärme einbezogen. Gegenüber dem Wärmekapazitätsmodell ist daher im Allgemeinen ein erheblich verminderter Rechenaufwand erforderlich.

Unter Ansatz der Materialdaten, die die latente Wärme berücksichtigen, ergibt sich für ein Temperaturintervall von T_1 bis T_2 , das den Phasenwechselbereich zwischen T_U und T_O einschließt (mit $T_1 < T_U < T_O < T_2$):

$$H_{(T_2)} = H_{(T_1)} + \int_{T_U}^{T_O} \rho \cdot c_{p(T)} dT + H_{\text{lat}} \quad (24)$$

2.3 Thermische Materialeigenschaften von Holz im Brandfall

2.3.1 Allgemeines

Die Materialeigenschaften des Holzes unter erhöhten Temperaturen werden im Wesentlichen von der Holzart, dem Ausgangsfeuchtegehalt und der Rohdichte beeinflusst. Eine entscheidende Bedeutung für die Größe des Abbrands und die Temperaturentwicklung innerhalb des Restquerschnitts kommt dabei der Anisotropie des Holzes und den damit verbundenen unterschiedlichen thermischen Eigenschaften parallel und senkrecht zur Faserrichtung zu.

Ein Kernpunkt bei der Entwicklung eines thermischen FE-Modells ist die Berücksichtigung der Umwandlung des Holzes in Holzkohle. Der Abbrand wird bei konstantem Querschnitt durch eine Änderung der Materialeigenschaften am Übergang von Holz zu Holzkohle berücksichtigt.

Zur Festlegung der thermischen Materialeigenschaften des Holzes wurden im Rahmen dieser Arbeit umfangreiche Literaturrecherchen und Beurteilungen vorliegender Versuchsergebnisse vorgenommen. Anhand dieser Untersuchungen wurden wärmephysikalische Eigenschaftswerte und –kennlinien festgelegt. Diese werden in den folgenden Abschnitten ausführlich dokumentiert und erläutert.

Anhand erster Ergebnisse wird anschließend das thermische Modell durch Vergleiche der Temperaturentwicklungen und Temperaturverteilungen im Restquerschnitt validiert

und die Eignung als Grundlage für ein gekoppeltes thermisch-strukturmechanisches FE-Modell nachgewiesen.

2.3.2 Wärmeleitfähigkeit

Bei der Analyse der Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten kommt der Wärmeleitfähigkeit eine besondere Bedeutung zu. Daher ist die Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit unter bestimmten Einflussfaktoren in der Vergangenheit häufig Gegenstand von Forschungsvorhaben und thermischen Untersuchungen gewesen. Trotz breiter Streuungen der Messwerte und Versuchsergebnisse wurden dabei eindeutige Abhängigkeiten von der Rohdichte, der Richtung des Wärmeflusses zur Faserrichtung, der Temperatur, des Feuchtegehalts und der Struktur des Holzes festgestellt ([19], [43], [47], [51], [58] und [67]).

Allgemein gilt, dass mit zunehmender Rohdichte die Wärmeleitfähigkeit ansteigt. Kollmann beschreibt in [51] einen linearen Zusammenhang zwischen der Wärmeleitfähigkeit und der Rohdichte des Holzes, den er mit folgender empirisch ermittelter Gleichung für einen Feuchtegehalt von 12% und eine Temperatur von 27°C angibt:

$$\lambda_{90} = 0,168 \cdot \rho + 0,022 \quad (25)$$

Parallel zur Faserrichtung des Holzes stößt der Austausch molekularer Energie in Richtung der langen Kettenmoleküle auf kleinere Widerstände. Infolgedessen ist die Wärmeleitfähigkeit in Faserrichtung deutlich höher als senkrecht zur Faserrichtung. Die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserorientierung wird allgemein vereinfacht mit dem doppelten Wert der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faser angesetzt [52], [41]. Diese Beziehung wird den thermischen Querschnittsanalysen zugrunde gelegt.

$$\lambda_0 = 2 \cdot \lambda_{90} \quad (26)$$

Holz ist ein Werkstoff, der aufgrund seiner Struktur kolloidal gebundenes Wasser enthält. Aufgrund dieser Eigenschaft spielt bei der Beurteilung des Wärmeleitvermögens das vorhandene Wasser eine wesentliche Rolle. Die Zunahme der Wärmeleitfähigkeit mit steigendem Feuchtegehalt wurde von allen bisher durchgeführten Untersuchungen eindeutig konstatiert.

Zur Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit liegen bisher sehr unterschiedliche Versuchsergebnisse vor. Dies liegt zum Einen an den unterschiedlichen Versuchsdurchführungen und den angewandten Messverfahren und zum Anderen an der starken Variation der wichtigsten Ausgangsparameter wie der Holzart, dem Feuchtegehalt und der Rohdichte. Daher sind die ermittelten Abhängigkeiten nur bedingt miteinander

vergleichbar. Kollmann stellt in [51] fest, dass der Einfluss der Temperatur auf die Wärmeleitfähigkeit umso größer ist, je größer das Porenvolumen und die mittlere Porengröße sind und gibt für einen Temperaturbereich von $-50^{\circ}\text{C} < T < 100^{\circ}\text{C}$ folgende empirisch ermittelte Bestimmungsgleichung an:

$$\lambda_{i+1} = \lambda_i \cdot \left[1 - (1,1 - 0,98 \cdot \rho_0) \cdot \left(\frac{T_i - T_{i+1}}{100} \right) \right] \quad (27)$$

λ_i	Wärmeleitfähigkeit bei T_i in $\text{W}/(\text{m K})$
ρ_0	Trockendichte des Holzes in kg/dm^3
T	Temperatur in $^{\circ}\text{C}$
i	Temperaturschritte

Im Forschungsvorhaben F90/1 [47] wurde für die Rechenwerte der Wärmeleitfähigkeiten eine Beziehung für Nadelholz mit einer Rohdichte von ca. $440 \text{ kg}/\text{m}^3$ und einem Anfangsfeuchtegehalt von etwa 12% angegeben. Eine Abhängigkeit von der Rohdichte und der Änderung der Holzfeuchte wird nicht berücksichtigt.

Hoffmann beschreibt in [43] im Bereich von 20 bis 100°C einen zunehmenden Anstieg der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserrichtung mit steigender Temperatur. Im Bereich von 100 bis 200°C setzt er unter Berufung auf Untersuchungen von Brown [23] einen konstanten Rechenwert der Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{90} = 1,256 \cdot 10^{-4} \text{ kJ}/(\text{m s K})$ an. Auch für Holzkohle im Temperaturbereich zwischen 345 und 650°C haben die Untersuchungen von Brown einen konstanten Rechenwert der Wärmeleitfähigkeit ergeben. Dieser liegt bei $\lambda_{90,\text{char}} = 2,206 \cdot 10^{-4} \text{ kJ}/(\text{m s K})$. Im Bereich von 200 bis 345°C wird von Hoffmann eine lineare Abhängigkeit zwischen dem Wärmeleitvermögen des Holzes und der Temperatur unterstellt.

Der Final Draft prEN 1995-1-2 [19] gibt im Temperaturbereich bis 500°C eine Beziehung an, die sich gut mit den Angaben anderer Veröffentlichungen deckt.

Für den Abbrand werden als Grundlage numerischer Analysen Rechenwerte der Wärmeleitfähigkeiten vorgeschlagen, die deutlich über gemessenen Werten für Holzkohle liegen. Diese Annahmen berücksichtigen zum Einen eine erhöhte Wärmeübertragung infolge von Schwindrissen, die sich oberhalb 500°C einstellen und zum Anderen den Abbau der Holzkohle bei ca. 1000°C . Dies ist bei der thermischen Analyse mittels FE-Berechnungen von besonderer Bedeutung, da die meisten Programme bisher nicht in der Lage sind, diese Effekte zu berücksichtigen. Beim Anstieg der Wärmeleitfähigkeit zwischen 800 und 1200°C handelt es sich um Richtwerte, die nach eigenen Angaben in [19] durch einen Vergleich der numerischen Ergebnisse mit Versuchsdaten zu kalibrieren sind.

Anhand der vorliegenden Daten wurde eine Beziehung der Wärmeleitfähigkeit entwickelt, die den Ausgangsfeuchtegehalt, die Temperaturentwicklung und die damit verbundenen Änderungen des Feuchtegehalts und der Rohdichte berücksichtigt.

Dem thermischen Modell wird bei 20°C eine Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserichtung des Holzes in Abhängigkeit der Rohdichte entsprechend Gleichung (25) zugrunde gelegt. Im Temperaturbereich bis 100°C erfolgt eine Differenzierung der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit von der Rohdichte und dem Anfangsfeuchtegehalt nach Kollmann [51]. Diese Annahme wird durch die Angabe im VDI-Wärmeatlas [90] gestützt, nach dem sich für Wasser bei einer Erwärmung auf 100°C ein Anstieg der Leitfähigkeit um ca. 13% ergibt.

Zwischen 110 und 800°C wird dem thermischen Modell die Beziehung nach [19] zugrunde gelegt. Oberhalb dieses Bereichs hat sich anhand erster Vergleichsrechnungen gezeigt, dass ein erhöhter linearer Anstieg auf 2,0 W/(m K) bis 1200°C gute Übereinstimmungen zwischen den Ergebnissen der thermischen Querschnittsanalysen und gemessenen Daten aus Versuchen liefert.

Die Angaben verschiedener Veröffentlichungen sind in nachfolgendem Diagramm dargestellt und durch die Angabe, der für das thermische Modell entwickelten Beziehung der Wärmeleitfähigkeit ergänzt.

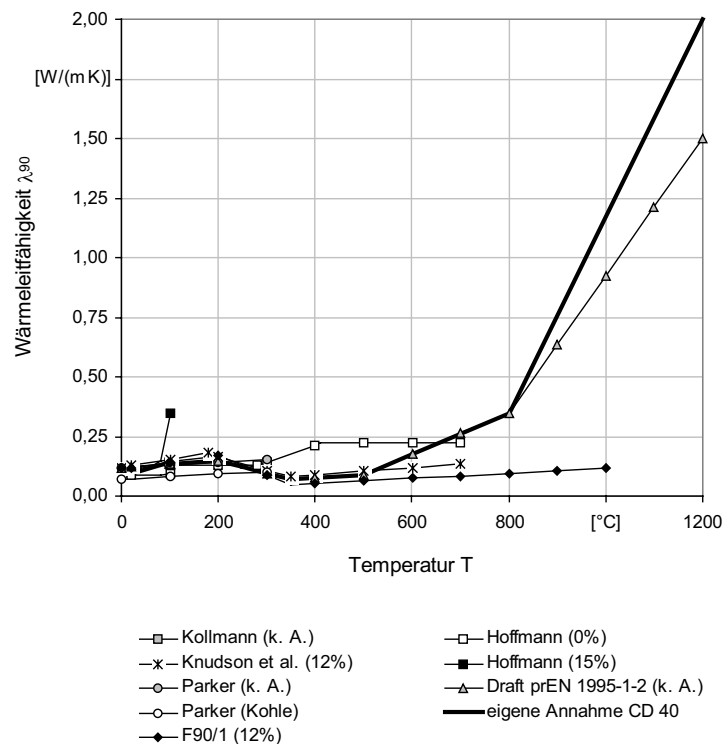


Bild 4: Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur unter Angabe der Holzfeuchte u in % (k. A. – keine Angabe)

Zur Verdeutlichung der Differenzierung der einzelnen Angaben im Temperaturintervall zwischen 20 und 800°C wird dieser Bereich nachfolgend vergrößert dargestellt.

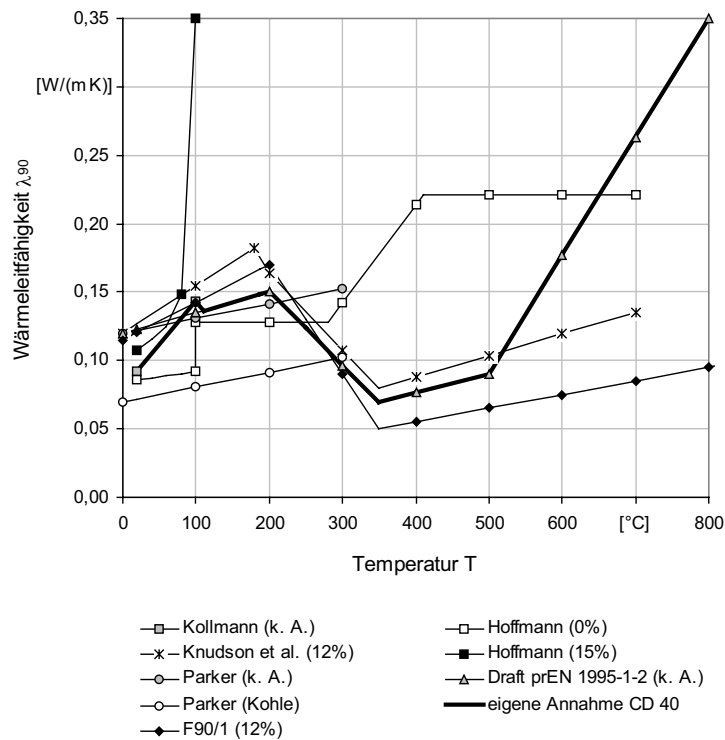


Bild 5: Wärmeleitfähigkeit für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur (Ausschnitt aus Bild 4 für den Temperaturbereich 0 bis 800°C)

2.3.3 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität ist bei der Beurteilung instationärer thermischer Vorgänge ein weiterer entscheidender Parameter, da sie das Wärmespeichervermögen eines Stoffes beschreibt. Die Größe ist bei Holz von der Temperatur, der Feuchtigkeit und der Veränderung der Bestandteile des Holzes mit steigender Temperatur abhängig. Der Einfluss der Holzart und der Rohdichte wird jedoch in der Literatur als gering eingestuft.

Für die Abhängigkeit der wahren spezifischen Wärme c von der Temperatur gibt Dunlap in [31] folgende Beziehung an:

$$c = 4,1868 \cdot (0,266 + 0,00116 \cdot T) \quad \text{in kJ/(kgK)} \quad (28)$$

Die Veränderung der spezifischen Wärme c_p mit der Feuchtigkeit des Holzes wurde von Kollmann durch Anwendung einer einfachen Mischungsregel in [51] wie folgt beschrieben:

$$c_p = \frac{u + c_H}{u + c_W} \quad (29)$$

c_H spezifische Wärmekapazität von trockenem Holz

c_W spezifische Wärmekapazität von Wasser

$c_W = 4,1867 \text{ kJ/(kgK)}$

u Holzfeuchte

Bringt man für die spezifische Wärmekapazität von trockenem Holz die Beziehung nach Gleichung (28) in Ansatz und nimmt an, dass im Temperaturbereich zwischen 20 und 100°C die Holzfeuchtigkeit konstant ist und von 100 bis 110°C linear bis auf 0% abnimmt, erhält man die in Bild 6 und Bild 7 nach Kollmann und Dunlap dargestellte Beziehung für die spezifische Wärmekapazität von Holz unter Berücksichtigung der Feuchtigkeit und Temperatur.

Die Veränderung der spezifischen Wärmekapazität mit der Temperatur wird im Final Draft prEN 1995-1-2 [19] durch den in Bild 6 dargestellten Verlauf angegeben. Der Phasenwechsel wird durch die latente Wärme berücksichtigt. Diese entspricht dem Integral des „Rechteckimpulses“, der über die Kapazität des umgebenden Bereiches hinausragt. Wie bereits im Abschnitt 2.2.5 beschrieben, ist die Verwendung einer nicht-linearen Funktion der Wärmekapazität für eine numerische Lösung unvorteilhaft, da entweder die Schrittweite sehr eng begrenzt werden müsste oder anderenfalls das erhöhte Niveau nicht genau berücksichtigt oder im ungünstigsten Fall sogar übersprungen wird.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten thermischen Analysen wird im Temperaturbereich unterhalb des Schnittpunkts beider Graphen bei 187°C für die spezifische Wärmekapazität die Beziehung nach Gleichung (28) und (29) angesetzt. Oberhalb von 187°C wird den Berechnungen der Verlauf nach [19] zugrunde gelegt. Daraus ergibt sich für die spezifische Wärmekapazität die in Bild 6 dargestellte temperatur- und feuchteabhängige Kennlinie. Da, wie eingangs beschrieben, der Einfluss der Rohdichte von untergeordneter Bedeutung für die Veränderung der spezifischen Wärmekapazität ist, wird dieser Parameter vernachlässigt.

Zur Verdeutlichung der Differenzierung der einzelnen Angaben im Temperaturintervall zwischen 20 und 500°C wird auch für die spezifische Wärmekapazität dieser Bereich in Bild 7 vergrößert dargestellt.

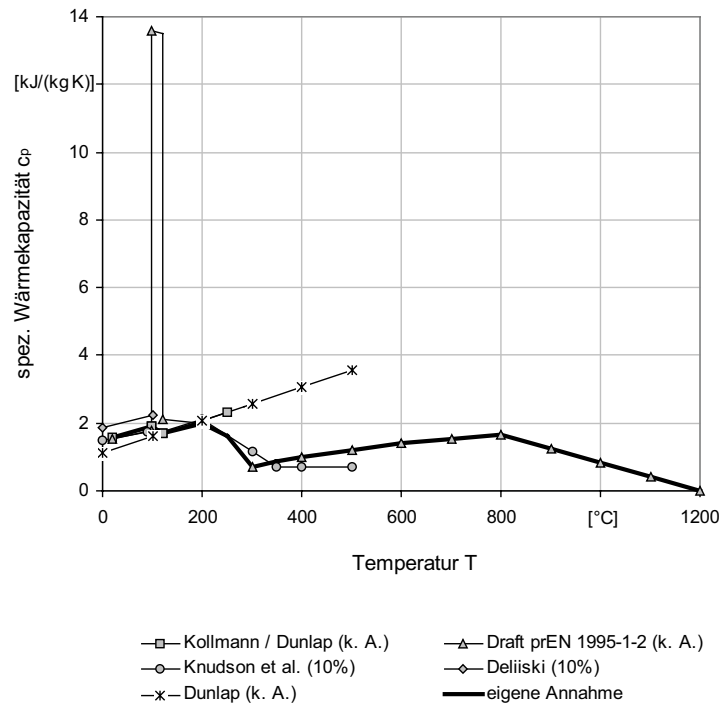


Bild 6: Spezifische Wärmekapazität für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit der Temperatur unter Angabe der Holzfeuchte u in % (k. A. – keine Angabe)

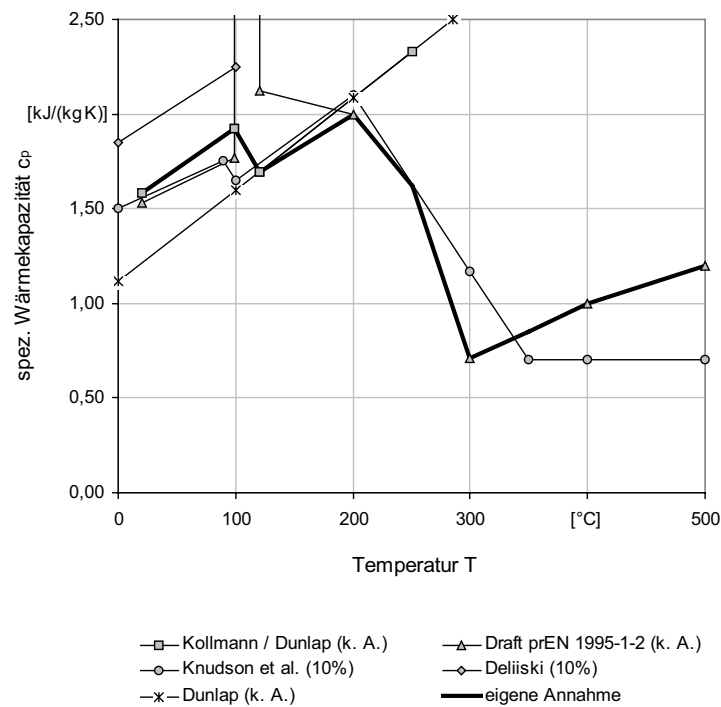


Bild 7: Spezifische Wärmekapazität für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit von der Temperatur (Ausschnitt aus Bild 6 für den Temperaturbereich 0 bis 500°C)

2.3.4 Rohdichte

Die Rohdichte des Holzes ist im Wesentlichen von der Zusammensetzung abhängig. Dabei wird zwischen festen Bestandteilen, wie Lignin, Kohlenhydrate und Zellulose, eingeschlossenem Gas, zumeist Luft, Wasserdampf und Zersetzungsprodukten und dem Feuchtegehalt differenziert. Durch die Variation der Komponenten unter Erwärmung ergibt sich eine unmittelbare Abhängigkeit der Rohdichte von der Temperatur und der Dauer der Brandeinwirkung. Dieser Zusammenhang wird in [19] angegeben.

Für den Brandfall ist der Ausgangswert der Rohdichte unter Normaltemperaturen für die Temperaturentwicklung ungünstig anzusetzen. Höhere Festigkeitsklassen des Holzes weisen entsprechend Gleichung (25) aufgrund ihrer größeren Rohdichte höhere Wärmeleitfähigkeiten unter Raumtemperaturen auf. Mit steigender Temperatur ist der Anstieg der Wärmeleitfähigkeit umso geringer, je höher die Rohdichte des Holzes ist. Zusätzlich zeichnet sich Holz höherer Rohdichte durch längere Haltezeiten der Temperatur beim Phasenwechsel des dem Element zugeordneten Wassers in den gasförmigen Aggregatzustand aus (vgl. Abs. 2.2.5).

Vergleichsrechnungen mit unterschiedlichen Rohdichten zeigen, dass die beiden zuletzt geschilderten Zusammenhänge die Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Querschnitten maßgeblich beeinflussen (vgl. Bild 18 und Bild 64). Infolgedessen wird für alle Querschnitte als Rechenwert der Rohdichte bei 20°C ungünstig wirkend der 5%-Fraktilwert nach [3] zugrunde gelegt.

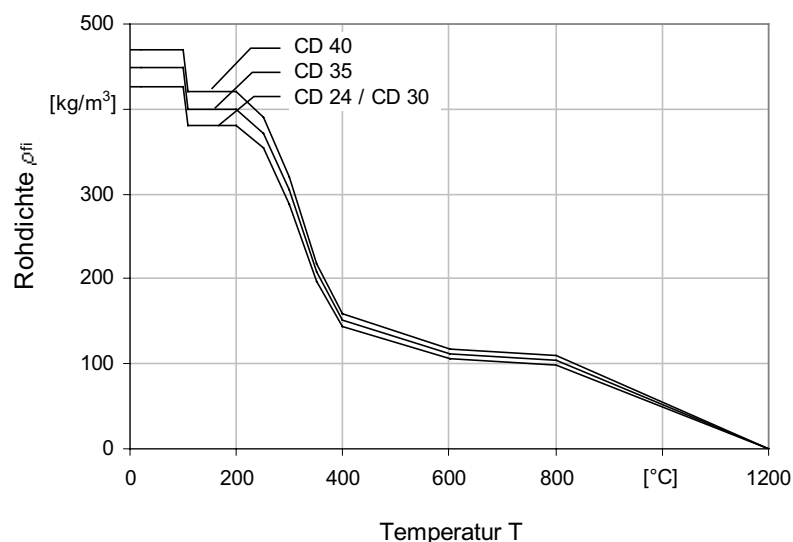


Bild 8: Rohdichte für Holz und Holzkohle in Abhängigkeit der Temperatur und der Festigkeitsklassen des Holzes mit einer Anfangsfeuchte von 12%

2.3.5 Änderung der Enthalpie unter Berücksichtigung des Phasenübergangs

Die Änderung der Enthalpie je Volumeneinheit wird über ein vorgegebenes Temperaturintervall innerhalb des Integral-Ausdrucks in Gleichung (30) berücksichtigt. Da sowohl die spezifische Wärmekapazität als auch die Rohdichte des Holzes temperaturabhängigen Änderungen unterliegen (vgl. Abschnitt 2.3.3 und 2.3.4), erfolgt die Lösung des Integrals über eine partielle Integration.

$$\begin{aligned} \Delta H &= \int_{T_U}^{T_O} \rho(T) \cdot c_p(T) dT \\ &= \int_{T_U}^{T_O} \rho(T) dT \cdot c_p(T) - \int_{T_U}^{T_O} \left(\int_{T_U}^{T_O} \rho(T) dT \right) \cdot c_p'(T) dT \end{aligned} \quad (30)$$

Die Änderungen beider Materialeigenschaften erfolgen bereichsweise linear.

$$c_p(T) = m_{c_p} \cdot T + n_{c_p} \quad (31)$$

$$\rho(T) = m_\rho \cdot T + n_\rho \quad (32)$$

Damit ergibt sich die Änderung der Enthalpie über einen Temperaturbereich zu:

$$\Delta H = \left[\left(\frac{m_{c_p}}{2} \cdot T^2 + n_{c_p} \cdot T \right) \cdot m_\rho \cdot T + n_\rho \right]_{T_U}^{T_O} - m_\rho \cdot \left[\frac{m_{c_p}}{6} \cdot T^3 + n_{c_p} \cdot T^2 \right]_{T_U}^{T_O} \quad (33)$$

Durch Ansatz der wärmephysikalischen Materialkennwerte ergibt sich die nachfolgend dargestellte Änderung der Enthalpie unter Berücksichtigung des Phasenübergangs.

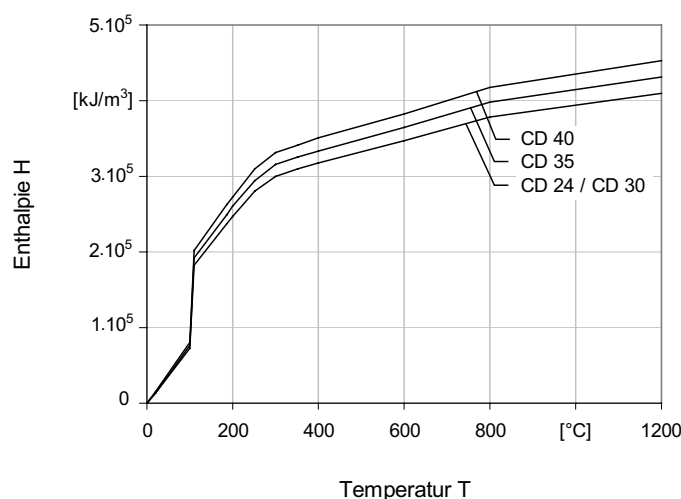


Bild 9: Beziehung zwischen Temperatur und Enthalpie für eine Anfangsfeuchte des Holzes von 12% unter Berücksichtigung des Phasenübergangs bei 100°C

2.4 Thermisches Modell

Die Temperaturentwicklung in Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung wird durch numerische Berechnungen mit der Methode der Finiten Elemente auf der Grundlage der in Abschnitt 2.2 beschriebenen physikalischen Gesetzmäßigkeiten ermittelt. Zur Durchführung der Berechnungen wird das Programmsystem Ansys/ED 5.7 verwendet. Es formuliert das Lösungsgleichungssystem der transienten Wärmestromberechnung mit Hilfe des Prinzips vom Minimum der potentiellen Energie.

Die numerischen Analysen umfassen folgende Arbeits- und Rechenschritte:

1. Schritt: Festlegung der Systemgeometrie
2. Schritt: Wahl der Elementtypen und Netzgenerierung
3. Schritt: Festlegung der Randbedingungen und Zuweisung der temperaturabhängigen Materialkennwerte
4. Schritt: Definition der Brandbeanspruchung
5. Schritt: Ermittlung der Elementleitfähigkeitsmatrizen, Aufbau der Systemleitfähigkeitsmatrix aus den Elementmatrizen, Aufbau des Wärmestromvektors
6. Schritt: Lösung des Gleichungssystems für die unbekanntenen Knotentemperaturen

Die nichtlineare transiente Temperaturfeldberechnung zur Ermittlung der Querschnittstemperaturen erfordert, wie in Abschnitt 2.2 beschrieben, die Berücksichtigung von Effekten der Wärmeleitung, Konvektion und Wärmestrahlung. Die thermischen Elemente des Programmsystems Ansys/ED 5.7 sind zum überwiegenden Teil Elemente zur Abbildung der Wärmeleitung. Für die thermischen Analysen wird ein 3-D-Volumenelement verwendet. Die Konvektion wird als Oberflächenlast auf das wärmeleitende Volumenelement angegeben. Die Modellierung der Strahlung zwischen den Holzoberflächen und dem Brandraum erfolgt durch die Verwendung eines Elements zur Abbildung von Oberflächeneffekten, mit denen diejenigen Oberflächen überzogen werden, die Strahlung abgeben oder aufnehmen.

2.4.1 Das 3-D Temperatur-Volumenelement SOLID 70

Zur Abbildung 3-dimensionaler Wärmeleitungseigenschaften wird das thermische Volumenelement SOLID 70 verwendet. Es handelt sich um ein 8-Knoten Volumenelement mit jeweils einem Freiheitsgrad, der Temperatur, an jedem Knoten. Dieser Elementtyp ist sowohl für die Durchführung stationärer als auch transienter Temperaturfeldberechnungen geeignet.

Die spezifische Wärme und die Enthalpie werden an jedem Integrationspunkt bestimmt, um Änderungen beider Parameter präzise zu erfassen. Eine freie Oberfläche des Elementes wird als adiabat angenommen, das heißt es werden keine Wärmestrahlungseffekte berücksichtigt. Diese Eigenschaft ist zur Abbildung von Bauteilausschnitten aus Symmetriegründen vorteilhaft.

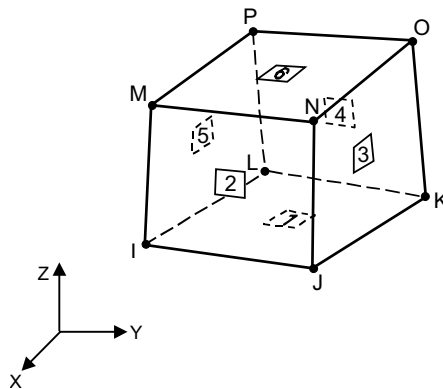


Bild 10: SOLID 70 – 3-D Temperatur-Volumenelement

2.4.2 Das 3-D Oberflächeneffekt-Element SURF 152

Das Element SURF 152 ermöglicht die Berücksichtigung einer Reihe von Last- und Oberflächeneffekten. Es wird in der nichtlinearen transienten Temperaturfeldberechnung zur Abbildung der Strahlung zwischen den Holzoberflächen und der Umgebung eingesetzt. Neben dieser Eigenschaft kann dem Elementtyp eine Wärmeleitung zugewiesen werden. Die Wärmestromberechnung stellt demnach eine Überlagerung aus konvektiven und konduktiven Anteilen dar. Der konduktive Term wird aus einer Integration der Wärmestromdichten über die Flächen ermittelt.

Das Element kann 4 bis 9 Knoten umfassen. Aufgrund der Vorgabe des 8-Knoten Volumenelements SOLID 70 wird das Oberflächenelement SURF 152 mit 4 Knoten aufgespannt. Zusätzlich wird ein Umgebungsknoten mit der Temperatur des Strahlers angegeben.

Der Austausch von Strahlungswärme wird über den Emissionsgrad der Oberfläche und des Umgebungsknotens realisiert. Ebenso werden der Formfaktor und die Stefan-Boltzmann-Konstante berücksichtigt.

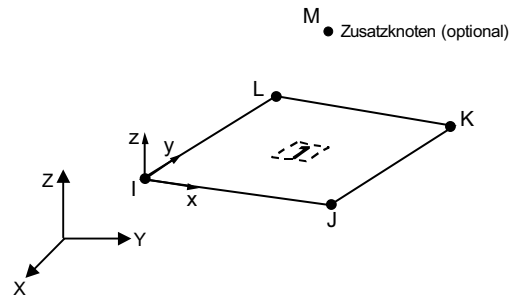


Bild 11: SURF 152 – 3-D Oberflächeneffekt-Element

2.4.3 Brandbeanspruchung nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1)

Dem thermischen Modell wird eine Temperaturentwicklung im Brandraum entsprechend der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1) [11] zugrunde gelegt.

$$T - T_0 = 345 \cdot \log(8t + 1)$$

T Brandraumtemperatur in K

T_0 Temperatur des Probekörpers in K

t Zeit in Minuten

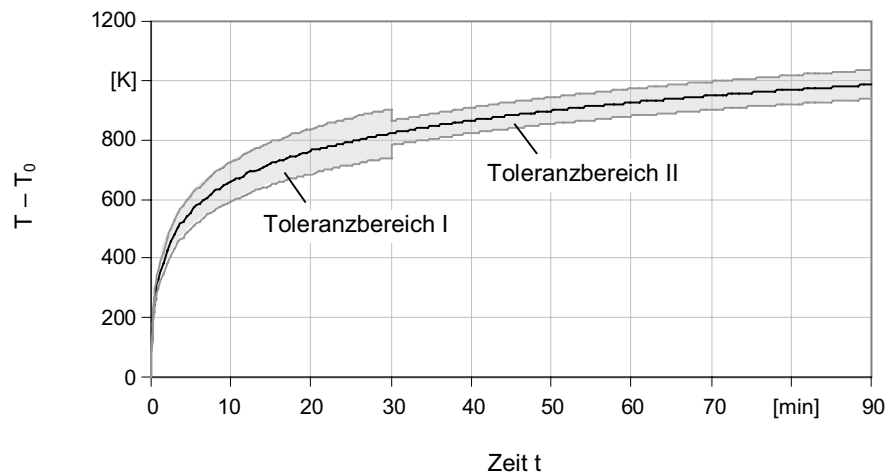


Bild 12: Einheits-Temperaturzeitkurve nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1) [11]

2.4.4 Modellierung des Querschnitts

Die Erstellung des Modells erfolgt im Hinblick auf die Minimierung des Rechenaufwands unter größtmöglicher Ausnutzung von Symmetrieeigenschaften.

Bei dieser Vorgehensweise entstehen grundsätzlich zwei Arten von Systemgrenzen, die unterschieden werden in:

- adiabate Systemränder, bei denen aufgrund der Symmetrieeigenschaften kein Wärmeaustausch erfolgt und
- brandbeanspruchte Ränder, bei denen die Übertragung von Wärmeenergie durch Strahlung und Konvektion berücksichtigt wird.

Über die Länge eines Holzbalkens sind die Temperaturen unter der Voraussetzung einer allseitig vollflächig vorhandenen Brandbeanspruchung in jedem Schnitt identisch. Daher ist es ausreichend, einen Querschnitt mit der Dicke eines Elements herauszuschneiden. Eine weitere Reduzierung des Modells ergibt sich unter Berücksichtigung der Symmetrieeigenschaften über die Breite des Querschnitts. Hier wird das Berechnungsmodell für die halbe Querschnittsbreite definiert.

Symmetrieeigenschaften im Hinblick auf die Höhe des Querschnitts sind ausschließlich auf die Temperaturfeldberechnung sowie in der strukturmechanischen Analyse auf reine Druck- und Zugbeanspruchungen begrenzt. Bei einer Biegebeanspruchung des Querschnitts sind sie aufgrund der unterschiedlichen elastomechanischen Eigenschaften im Biegedruck- und Biegezugbereich nicht vorhanden. Infolgedessen wird über die Höhe des Querschnitts keine Symmetrie angesetzt.

Die Elementierung des FE-Modells wurde entsprechend der zu erwartenden Temperaturverteilung über den Querschnitt des Holzbauteils entwickelt. Im Bereich hoher Temperaturgradienten entlang der brandbeanspruchten Oberflächen erfordert die Berechnung zur Erzeugung hoher Übereinstimmungen der Ergebnisse mit Versuchsdaten eine sehr feine Elementierung. Im Querschnittsinneren treten, verglichen mit den Randbereichen, nur sehr geringe Temperaturgradienten auf. Daher ist die feine Elementierung der Randzonen in diesen Bereichen nicht erforderlich. Es wird eine progressive Vergrößerung der Elementgrößen von den brandbeanspruchten Außenkanten zum Mittelpunkt des Querschnitts modelliert. Mit diesem Vorgehen konnte eine signifikante Minimierung des numerischen Aufwands mit gleichbleibender, hoher Lösungsqualität erzielt werden.

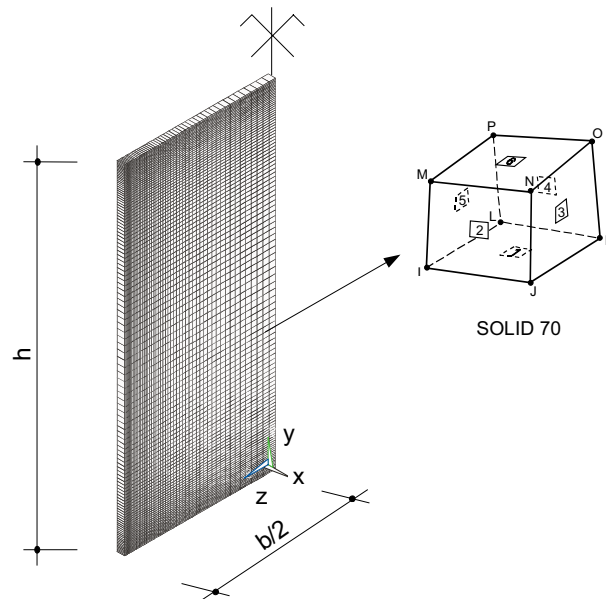


Bild 13: FE-Modell zur Ermittlung der Temperaturverteilung in Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung (Die x-Richtung entspricht der Faserrichtung des Holzes.)

2.5 Ergebnisse thermischer Querschnittsanalysen

2.5.1 Validation des thermischen Modells anhand vorliegender Versuchsergebnisse

Anhand erster Temperaturfeldberechnungen wurden die Diskretisierung des Modells und die vorgegebenen thermischen Materialeigenschaften überprüft. Die Validation der Annahmen erfolgte durch Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Temperaturverläufe über die Holzquerschnitte mit Messergebnissen von König et al. [54], Lache [58] und Fornather [33]. Ähnliche Vergleiche sind in [71] enthalten. Dabei beziehen sich alle Daten auf eindimensionale Brandbeanspruchungen. Einflüsse aus der zweiten Dimension sowie der gegenüberliegenden brandbeanspruchten Querschnittsseite sind nicht enthalten. Die Vergleiche zeigen, dass sich durch Ansatz der in Abschnitt 2.3 angegebenen Materialkennwerte unter erhöhten Temperaturen gute Übereinstimmungen zwischen den in der FE-Analyse ermittelten Querschnittstemperaturen und vorhandenen Versuchsergebnissen zur Temperaturermittlung erzielen lassen. Die Ergebnisse der Vergleichsbetrachtungen werden nachfolgend beispielhaft für einen Vollholzquer-

schnitt der Festigkeitsklasse CD 40 mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von 12% dargestellt und bewertet.

Die Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Temperaturverläufe mit Versuchsergebnissen von König et al. [54] zeigt für Brandbeanspruchungsdauern bis 60 Minuten eine hohe Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Daten. Für die im Rahmen dieser Arbeit angestrebten Tragfähigkeitsermittlungen von Holzbauteilen im Brandfall für eine Branddauer von 30 Minuten werden durch den Vergleich das gewählte Modell und die vorgegebenen thermischen Materialeigenschaften validiert.

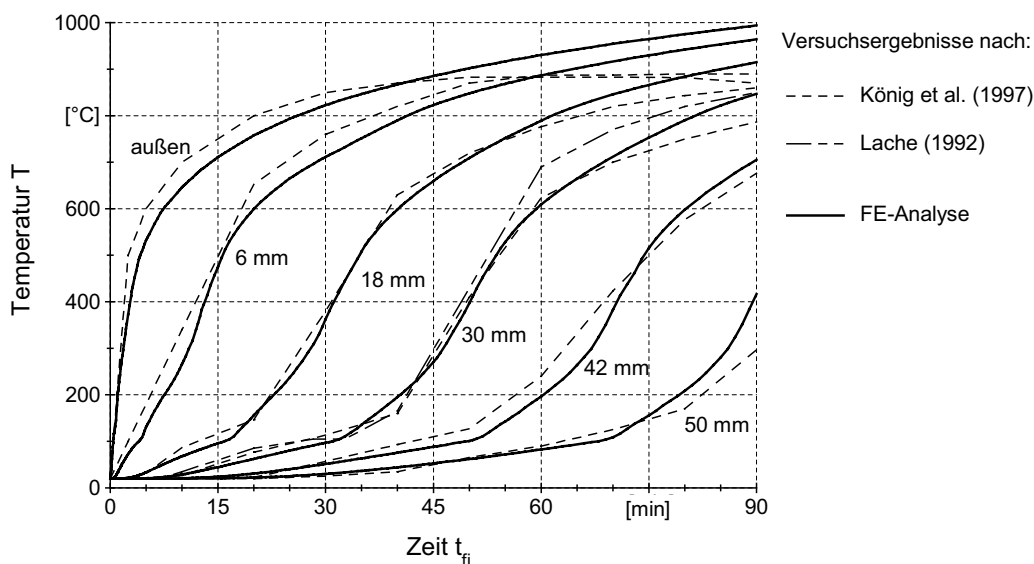


Bild 14: Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach König et al. für einen anfänglichen Feuchtegehalt von 12% [54] (Zum Vergleich sind Messungen von Lache [58] in einer Tiefe von 30 mm dargestellt.)

Lache gibt in [58] Ergebnisse und Auswertungen von Versuchen zur Temperaturermittlung an Fichtenholz mit einer Ausgangsfeuchte von 20% an. Daten von Vollholz mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von 12% sind in der veröffentlichten Arbeit nicht enthalten. Er begründet die Einschränkung auf den geringen Einfluss des Ausgangsfeuchtegehalts auf die Temperaturentwicklung bei Brandbeanspruchung.

Holz mit einer höheren Ausgangsfeuchte zeigt zwar einerseits im Temperaturbereich unterhalb 100°C aufgrund der höheren Wärmeleitfähigkeit einen signifikanten Temperaturanstieg. Andererseits ist die erforderliche Energie zur Verdampfung des Wassers, ausgedrückt durch die latente Wärme, bei einem höheren Feuchtegehalt größer. Dies führt dazu, dass die Haltezeit der Temperatur bei 100°C wesentlich deutlicher ausge-

prägt ist, so dass nach Abschluss dieser Phase keine nennenswerten Unterschiede in den Temperaturverläufen in Abhängigkeit von der Ausgangsfeuchte konstatiert werden.

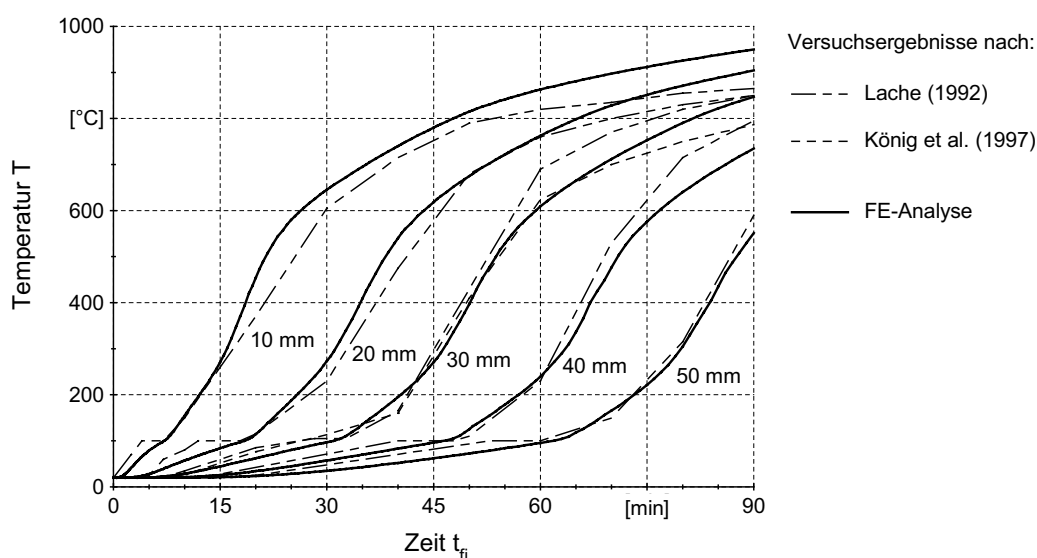


Bild 15: Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach Lache für einen anfänglichen Feuchtegehalt von 20% [58] (Zum Vergleich sind Messungen von König et al. [54] in einer Tiefe von 30 mm dargestellt.)

Das beschriebene Verhalten bestätigt die Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Temperaturverläufe mit einem Ausgangsfeuchtegehalt von 12% zu den von Lache gemessenen Daten für 20%. Oberhalb 100°C weisen die Temperaturen sehr gute Übereinstimmungen auf.

An der Universität für Bodenkultur in Wien wurden als Voraussetzung zur Untersuchung der Tragfähigkeiten von stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall Messungen zur Temperaturentwicklung in Holzbauteilen und Verbindungen durchgeführt [33]. Dabei wurden zwei unterschiedliche Messverfahren angewendet. In einer ersten Methode wurden die Thermoelemente von hinten eingebracht. Diese Messungen ergeben jedoch im Vergleich zu König und Lache sowie den Ergebnissen der FE-Analyse deutlich geringere Temperaturen in den einzelnen Messtiefen über die Dauer der Brandbeanspruchung. Bei der zweiten Messmethode erfolgte das Einbringen der Thermoelemente seitlich. Die Ergebnisse dieser Prüfungen zeigen eine höhere Übereinstimmung zu den Messwerten von König und Lache, führen jedoch im Unterschied zum Verfah-

ren 1 teilweise zu einer signifikanten Überschreitung der von ihnen gemessenen Temperaturen.

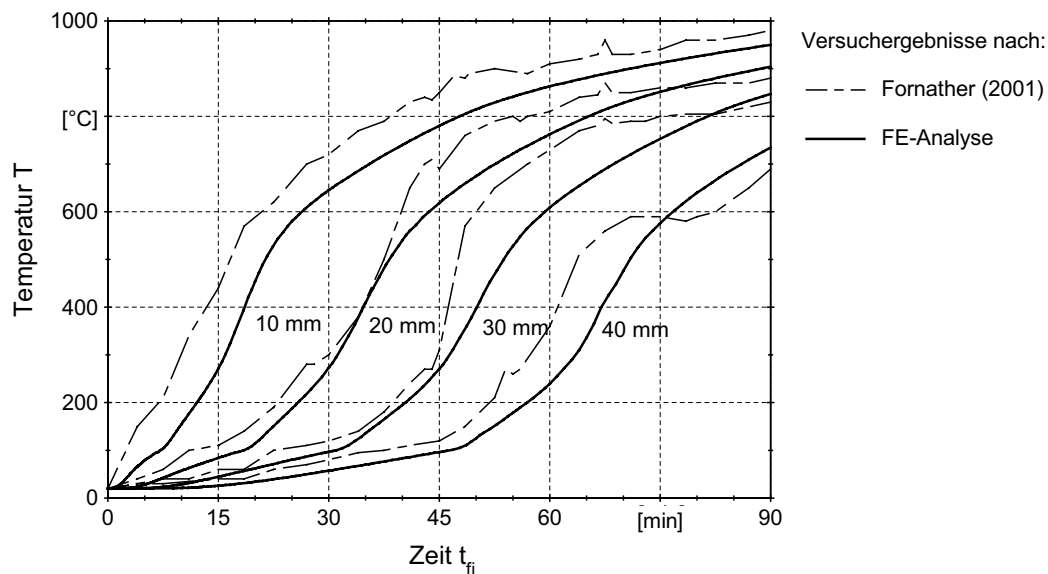


Bild 16: Vergleich thermischer Querschnittsanalysen mit Versuchswerten nach Fornather [33]

Es zeigt sich weiterhin, dass sich für die thermische Querschnittsanalyse mittels FE-Berechnungen ähnliche Temperaturverläufe in der Symmetrieachse y-y über die Höhe des verbleibenden Restquerschnitts im Vergleich zum Ansatz der empirisch ermittelten Formel von Scheer et al. [80] ergeben. Die angegebene Gleichung gilt für zweiseitige Brandbeanspruchung unter der Voraussetzung, dass die Verläufe der Temperaturen in jeder Querschnittsebene eines Holzbauteils ungefähr gleich groß sind. Anzumerken ist, dass die Beziehung nur für den unverbrannten Restquerschnitt gilt. Sie liefert daher im Bereich des Abbrandes keine realistischen Temperaturverläufe.

$$T(x) = 20^\circ + 180^\circ \cdot \left[\frac{v \cdot t_{fi}}{x} \right]^\alpha \quad (34)$$

v Abbrandgeschwindigkeit in mm/min

t_{fi} Branddauer in min

a Exponent aus Regressionsanalyse

$$\alpha = 0,398 \cdot t_{fi}^{0,62}$$

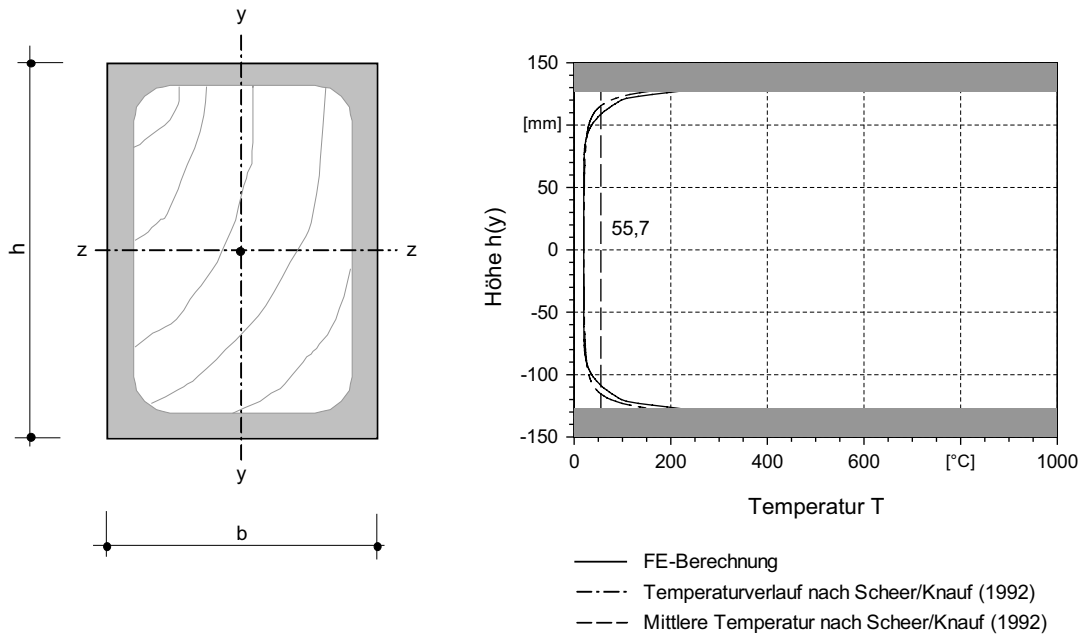


Bild 17: Temperaturverläufe entlang der Symmetrieachse y - y über die Querschnittshöhe h für einen Querschnitt $b/h = 200/300$ mm, Festigkeitsklasse CD 40, $u = 12\%$ und eine Brandbeanspruchungsdauer von $t_{fi} = 30$ min (Die Symmetrieachse z - z verläuft durch den geometrischen Schwerpunkt.)

Aufgrund der unterschiedlichen Rohdichten weisen die Festigkeitsklassen keine einheitlichen thermischen Materialeigenschaften auf. Dies betrifft im Einzelnen die Wärmeleitfähigkeit, die latente Wärme und die Enthalpie.

Der Einfluss der Festigkeitsklassen des Holzes ist beispielhaft für einen Vollholzquerschnitt $b/h = 200/300$ mm mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von $u = 12\%$ in Bild 18 dargestellt. Der Vergleich zeigt, wie sich die Variation der Festigkeitsklassen und der damit verbundenen kalibrierten wärmephysikalischen Materialkennwerte auf die Temperaturentwicklung innerhalb des Querschnitts auswirkt.

Als signifikant ist herauszustellen, dass sich in geringen Tiefen kaum Temperaturdifferenzen für unterschiedliche Materialgüten ergeben. Mit zunehmender Tiefe und Beanspruchungsdauer weist qualitativ hochwertig sortiertes Holz geringere Temperaturen auf. Dies ist auf die in Abschnitt 2.3.4 beschriebenen Zusammenhänge zwischen der Temperaturentwicklung im Holz und der rohddichteabhängigen Wärmeleitfähigkeit (Bild 4) sowie der Enthalpie und hier insbesondere der latenten Wärme (Bild 9) des Holzes zurückzuführen.

Insgesamt lässt sich schlussfolgern, dass die Rohdichte auf die Temperaturentwicklung innerhalb der Holzquerschnitte einen vergleichsweise geringen Einfluss hat.

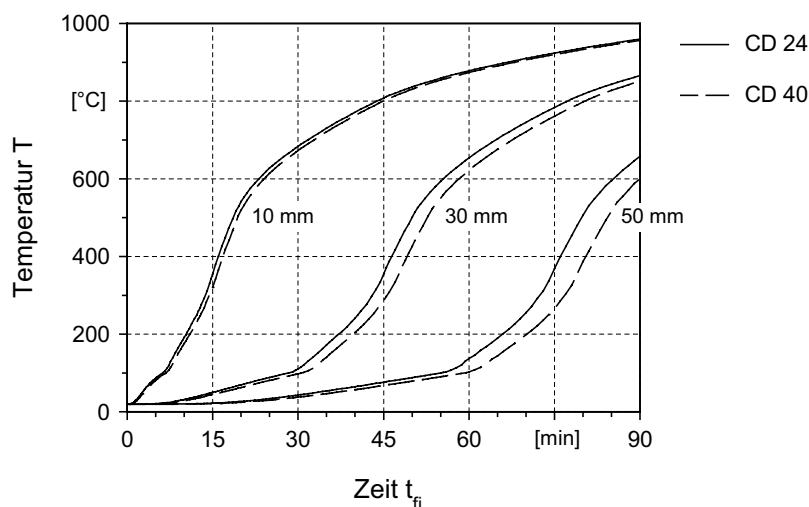


Bild 18: Temperaturverläufe in verschiedenen Tiefen in Abhängigkeit der Festigkeitsklassen am Querschnitt $b/h = 200/300$ mm mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von $u = 12\%$

Die durchgeführten Analysen und Vergleiche zeigen eine gute Übereinstimmung zwischen den numerisch ermittelten Querschnittstemperaturen und den in Versuchen gemessenen und in der Literatur dokumentierten Daten. Infolge dessen sind die in Abschnitt 2.3 angegebenen thermischen Materialeigenschaften des Holzes zur Ermittlung der Temperaturverläufe über den Querschnitt von Holzbauteilen im Brandfall geeignet.

2.5.2 Abbrandgeschwindigkeit

Die Abbrandgeschwindigkeit des Holzes wird in der Literatur zum Teil sehr unterschiedlich bewertet. Dabei spielen Eigenschaften, wie die Holzart, die Rohdichte und der Ausgangsfeuchtegehalt sowie die Dauer der Brandbeanspruchung eine wesentliche Rolle. Die Definition der Temperatur der Abbrandgrenze variiert zwischen 200 und 300°C. Lache gibt in [58] für Fichtenholz eine mittlere Temperatur der Abbrandgrenze von 250°C an. Die Grenze zwischen Holz und Holzkohle wird von ihm als die noch unverkohlte, jedoch bereits braun verfärbte Schicht des Holzes definiert. Die von Lache [58] angegebene Temperatur der Grenzschicht wird vom Forschungsbericht F-90/1 [47] ebenfalls empfohlen.

Bei dem von Scheer et al. [80] definierten Abbrandbereich handelt es sich um eine rechnerische Festlegung zur Brandschutzbemessung von Holzbauteilen. Durch Auswertung von Versuchsergebnissen wurde die in Gleichung (34) angegebene empiri-

sche Formel zur Ermittlung der Temperaturverläufe über den Querschnitt entwickelt. Für die rechnerische Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall wurde der tragfähige Restquerschnitt als der Bereich festgelegt, in dem die Temperatur 200°C nicht überschreitet. Aufgrund dieser Definition handelt es sich bei der Grenztemperatur von 200°C nicht um die exakte Temperatur zwischen Holz und Holzkohleschicht. Der Wert liegt, auf der sicheren Seite, leicht unterhalb der von den meisten Forschungsarbeiten angegebenen Temperatur der Abbrandgrenze (Tabelle 3).

Im Final Draft prEN 1995-1-2 [19] wird der tragfähige Restquerschnitt als der Bereich des Querschnitts definiert, dessen Temperatur 300°C nicht überschreitet. Eine genaue Festlegung der Temperatur der äußeren Front der Grenzschicht wird nicht vorgenommen. Daher handelt es sich bei der Grenztemperatur von 300°C, ebenso wie bei der Angabe von Scheer et al. [80], um eine fiktive Abbrandgrenze zur rechnerischen Brandschutzbemessung von Holzbauteilen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird zur numerischen Ermittlung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen im Brandfall, in Anlehnung an [19], die rechnerische Temperatur der äußeren Front der Grenzschicht für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min mit 300°C festgelegt.

Tabelle 3: Temperaturen der Grenzschicht zwischen Holz und Holzkohle nach [62], [58], [47], [80] und [19]

Temperatur der Grenzschicht zwischen Holz und Holzkohle [°C]				
Majamaa (experimentell)	Lache (Fichte) (experimentell)	F-90/1 (rechnerisch)	Scheer et al. (rechnerisch)	Draft prEN 1995-1-2 (rechnerisch)
ca. 350	250	250	200	300

Unter Ansatz der Grenztemperatur von 300°C ergeben sich für die errechneten Temperaturverläufe über die Querschnitte bei eindimensionaler Brandbeanspruchung Abbrandgeschwindigkeiten, die für Vollholz in Abhängigkeit der Festigkeitsklassen zwischen 0,71 und 0,67 mm/min liegen. Es zeigt sich, dass mit zunehmender Rohdichte des Holzes die Abbrandgeschwindigkeit abnimmt. Der Einfluss der Rohdichte ist jedoch gering, so dass dieser Zusammenhang für die Ermittlung des tragfähigen Restquerschnitts und damit für die numerische Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall von untergeordneter Bedeutung bleibt. Die innerhalb der thermischen FE-Analyse ermittelten Abbrandtiefen und Abbrandgeschwindigkeiten für unterschiedliche Festigkeitsklassen sind in Tabelle 4 zusammengestellt.

Die bisher veröffentlichten Versuchsergebnisse zum Einfluss der Rohdichte auf die Abbrandgeschwindigkeit sind sehr widersprüchlich.

Schaffer [74] dokumentiert 1967 als Ergebnis von Versuchen an Proben im Rohdichtebereich zwischen 570 und 880 kg/m³ einen signifikanten Zusammenhang beider Parameter. Im Gegensatz zu den Erkenntnissen von Schaffer stellte Lache [58] mit Ausnahme von Proben aus Eichenholz keine nennenswerte Abhängigkeit der Abbrandgeschwindigkeit von der Rohdichte fest. Aufgrund der unterschiedlichen Angaben schlussfolgert Ehrlenspiel [32], dass noch andere Faktoren innerhalb der Holzarten, wie bestimmte Inhaltsstoffe und die unterschiedliche Anatomie, wesentliche Faktoren bezüglich der Abbrandrate darstellen.

Tabelle 4: Abbrandtiefen und Abbrandgeschwindigkeiten aus FE-Berechnungen für Vollholz in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse

Festigkeitsklasse	Abbrandtiefe (T = 300°C) $d_{\text{char},0}$ [mm]	Abbrandgeschwindigkeit β_0 [mm/min]
CD 24	21,3	0,71
CD 30	21,3	0,71
CD 35	20,7	0,69
CD 40	20,3	0,67

Die Temperaturverläufe über den Querschnitt werden in der Literatur häufig in Korrelation zur Abbrandgrenze angegeben. Ein Vergleich der auf die Grenzschicht bezogenen Temperaturverläufe zu den Angaben von Lache, Scheer et al. und dem Forschungsvorhaben F-90/1 ist in Bild 19 dargestellt.

Die Gegenüberstellung der Daten bestätigt zum Einen die geringe Abhängigkeit des Temperaturverlaufs von der Rohdichte des Holzes und zum Anderen eine gute Übereinstimmung der errechneten Werte zu Versuchsdaten.

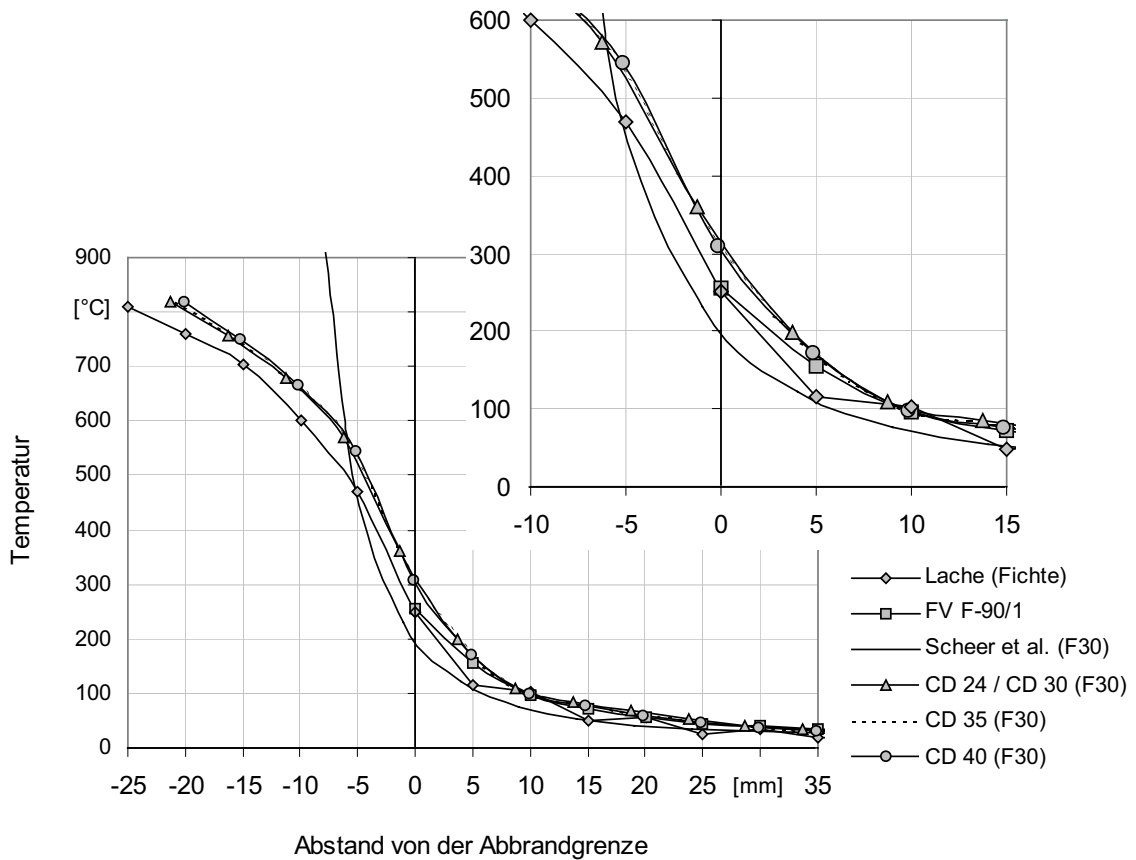


Bild 19: Auf die Abbrandgrenze bezogene Temperaturverläufe der numerischen Berechnungen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min sowie Angaben von Lache [58], Scheer et al. [80] und dem Forschungsvorhaben F-90/1 [47]

2.5.3 Mittlere Temperatur des Restquerschnitts

Scheer et al. geben in [80] für die Ermittlung des Temperaturverlaufs über den Querschnitt nach Abschluss der Brandbeanspruchung, unter der Annahme, dass die Verläufe der Isothermen in vergleichbaren Querschnitten über die Höhe gleich groß sind, einen Faktor κ zur Berücksichtigung der Brandbeanspruchungsart an. Durch Ansatz dieses Faktors wird die Beziehung zur Ermittlung des Temperaturverlaufs über den Holzquerschnitt bei zweiseitiger Brandbeanspruchung auf drei- und vierseitige Brandbeanspruchungen erweitert. Die Integration der so errechneten Temperaturverläufe über den Querschnitt liefert die mittlere Temperatur des Restquerschnitts.

Die entwickelte Beziehung wird von ihnen mit nachfolgender Gleichung angegeben:

$$T_m = \left(1 + \kappa \cdot \frac{b}{h}\right) \cdot \left[20^\circ + \frac{180^\circ \cdot (v \cdot t_{fi})^\alpha}{(1 - \alpha) \cdot \left(\frac{b}{2} - v \cdot t_{fi}\right)} \cdot \left\{ \left(\frac{b}{2}\right)^{1-\alpha} - (v \cdot t_{fi})^{1-\alpha} \right\} \right] \quad (35)$$

- b Breite des Ausgangsquerschnitts in mm
- h Höhe des Ausgangsquerschnitts in mm
- v Abbrandgeschwindigkeit in mm/min
v = 0,7 mm/min
- t_{fi} Dauer der Brandbeanspruchung in min
- κ Faktor zur Berücksichtigung der Brandbeanspruchung
 - κ = 0 zweiseitige Brandbeanspruchung
 - κ = 0,25 dreiseitige Brandbeanspruchung
 - κ = 0,40 vierseitige Brandbeanspruchung
- α Exponent aus Regressionsanalyse
α = 0,398 · t_f^{0,62}

Wie in den vorhergehenden Abschnitten erläutert wurde, gilt die angegebene Beziehung für einen Restquerschnitt, der als der Bereich definiert ist, dessen Temperaturen 200°C nicht überschreiten. Da in der vorliegenden Arbeit der tragfähige Querschnitt mit einer Temperatur kleiner 300°C festgelegt ist, lassen sich die numerisch ermittelten mittleren Temperaturen mit denen von Scheer et al. [80] nicht direkt vergleichen.

Um eine Aussage zur Genauigkeit der angegebenen Beziehung von Scheer et al., insbesondere für drei- und vierseitige Brandbeanspruchungen treffen zu können, wurden innerhalb der FE-Berechnungen zusätzlich die mittleren Temperaturen des verbleibenden Restquerschnitts mit einer Temperatur kleiner 200°C ausgewertet.

Der Vergleich zeigt, dass beide Verfahren für die mittleren Temperaturen vergleichsweise übereinstimmende Ergebnisse liefern. Für die korrelierenden Restquerschnittsflächen ergeben sich bei vierseitiger Brandbeanspruchung für kleinere Querschnitte jedoch signifikante Abweichungen in den errechneten Werten. Für einen Ausgangsquerschnitt der Festigkeitsklasse CD 40 von 100/100 mm liegt die nach Scheer et al. errechnete Fläche des tragfähigen Restquerschnitts beispielsweise 37% über der numerisch ermittelten. Diese Gegenüberstellung zeigt, dass bei kleinen Querschnittsabmessungen bei vierseitiger Brandbeanspruchung die gegenseitige Beeinflussung der brandbeanspruchten Oberflächen und insbesondere der Eckabbrand für die Größe der mittleren Temperatur wesentlich größere Auswirkungen haben, als in der Beziehung von Scheer et al. über den Faktor κ impliziert wird.

Die Abweichungen der Ergebnisse beider Verfahren klingen jedoch mit steigenden Bauteilabmessungen deutlich ab und betragen für quadratische Querschnitte 140/140 mm der Festigkeitsklasse CD 40 nur noch 8%.

Tabelle 5: Mittlere Temperaturen und Restquerschnittsflächen nach Scheer et al. [80] sowie Ergebnisse der FE-Berechnungen für die Festigkeitsklasse CD 40 nach Abschluss einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten

b [mm]	h [mm]	h / b	T_m (Scheer) [°C]	T_m (FE) [°C]	A_r (Scheer) [mm ²]	A_r (FE) [mm ²]	$\frac{T_m \text{ (Scheer)}}{T_m \text{ (FE)}}$	$\frac{A_r \text{ (Scheer)}}{A_r \text{ (FE)}}$
100	100	1,0	110,9	112,4	2704	1975	0,99	1,37
140	140	1,0	80,7	80,2	8464	7814	1,01	1,08
180	180	1,0	66,2	64,6	17424	16835	1,03	1,03
300	300	1,0	48,7	45,5	63504	63173	1,07	1,01
140	160	1,1	77,8	75,9	10304	9674	1,02	1,07
140	200	1,4	73,8	70,9	13984	13377	1,04	1,05
140	240	1,7	71,1	68,5	17664	17107	1,04	1,03
140	300	2,1	68,4	66,4	23184	22763	1,03	1,02

Für Querschnitte geringer Breite und Höhe sind aufgrund der nach Scheer et al. wesentlich größeren Restquerschnittsfläche Auswirkungen auf die Tragfähigkeiten im Vergleich zu denen der FE-Berechnungen zu erwarten.

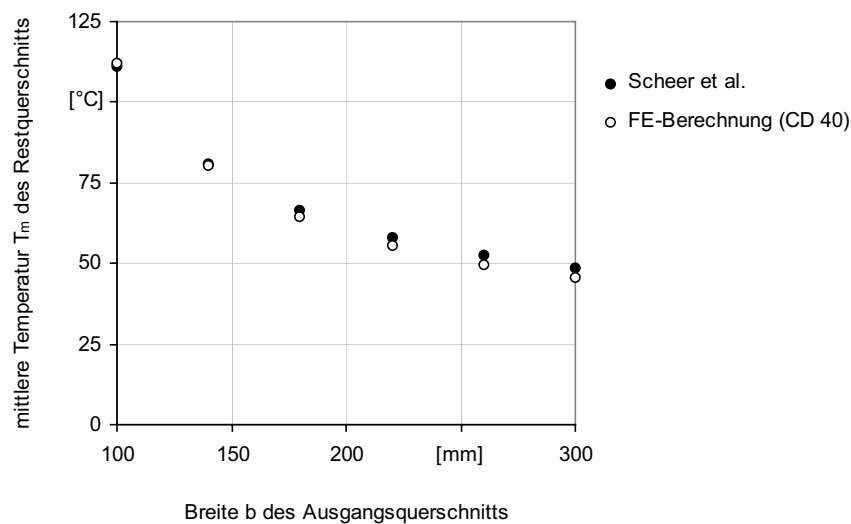


Bild 20: Mittlere Temperaturen T_m des Restquerschnitts in Abhängigkeit von der Querschnittsbreite bei einem Querschnittsverhältnis $h/b = 1,0$ nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

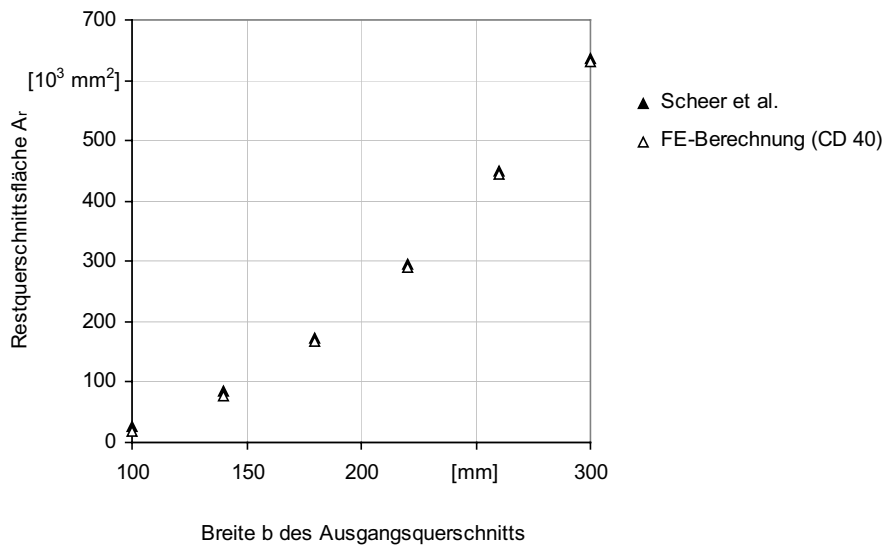


Bild 21: Restquerschnittsflächen in Abhängigkeit von der Querschnittsbreite bei einem Querschnittsverhältnis $h/b = 1,0$ nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

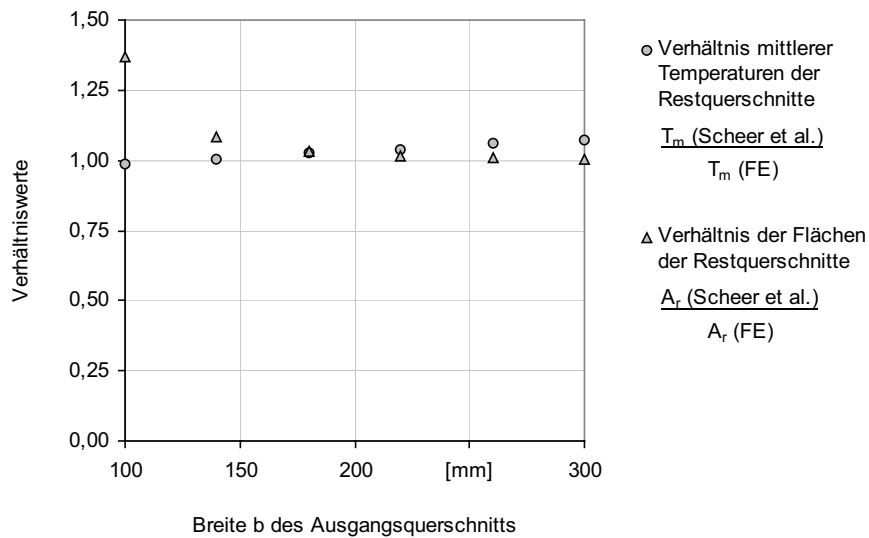


Bild 22: Vergleich der Verfahren zur Ermittlung der mittleren Temperatur des Restquerschnitts und der Restquerschnittsfläche nach Scheer et al. [80] und der FE-Berechnung (für CD 40) bei einem Querschnittsverhältnis $h/b = 1,0$ nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Zur Validation der Erkenntnis, dass für Querschnittsbreiten, bei denen keine gegenseitige thermische Beeinflussung gegenüberliegender Querschnittsseiten stattfindet, beide Verfahren zu Werten mit hoher Übereinstimmung führen, wurde eine zweite Vergleichsserie mit einer konstanten Querschnittsbreite von 140 mm und unterschiedlichen Höhen betrachtet. Für die untersuchten Bauteilabmessungen führen beide Methoden zu vergleichbaren Ergebnissen. Die maximale Abweichung beträgt bei den mittleren Temperaturen 4% und bei den Restquerschnittsflächen 8% (Tabelle 5 und Bild 23).

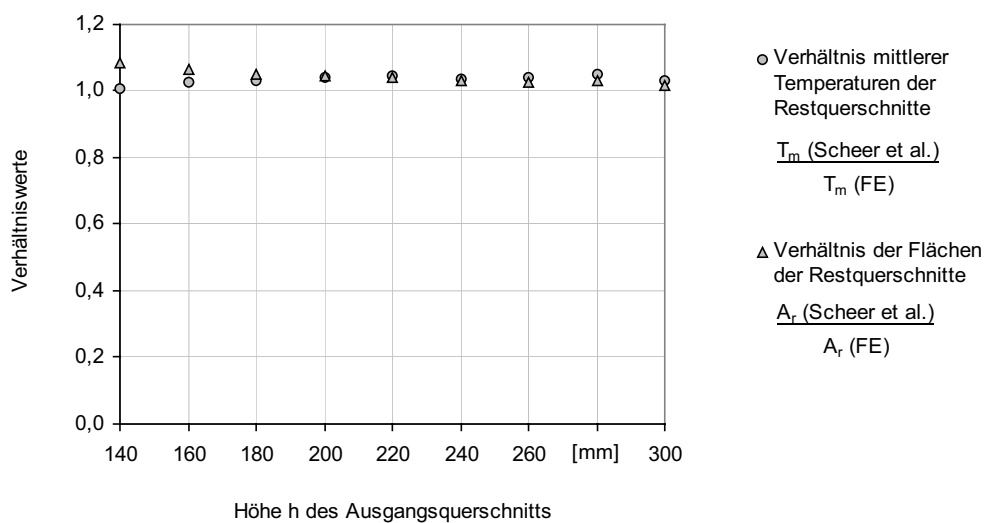


Bild 23: Vergleich der Verfahren zur Ermittlung der mittleren Temperatur des Restquerschnitts und der Restquerschnittsfläche nach Scheer et al. [80] und der FE-Berechnung (für CD 40) bei konstanter Querschnittsbreite $b = 140$ mm nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

2.6 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen thermischer Querschnittsanalysen

Mit der Methode der Finiten Elemente wurde ein Modell entwickelt, mit dem es möglich ist, die Temperaturentwicklung in Holzbauteilen im Brandfall zu simulieren. In Abhängigkeit der Festigkeitsklassen des Holzes, des Ausgangsfeuchtegehalts und der thermischen Materialeigenschaften können unter Berücksichtigung der Pyrolyse des Holzes die Temperaturverteilungen für beliebige Querschnitte und Brandbeanspruchungsdauern berechnet werden.

Dem thermischen Modell wird eine Temperaturentwicklung im Brandraum entsprechend der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach DIN EN 1363-1 (ISO 834-1) [11] zugrunde gelegt.

Im Rahmen der Vergleichsbetrachtungen konnte eine gute Übereinstimmung der numerisch errechneten Temperaturverteilungen nach Abschluss der Brandbeanspruchungsdauern von 30, 60 und 90 Minuten mit Versuchsergebnissen nachgewiesen werden. Geringfügige Abweichungen in den ermittelten Daten sind auf die unterschiedlichen Versuchsaufbauten und –durchführungen sowie in den variierenden Messmethoden begründet. Eine weitere Ursache liegt in der Inhomogenität des Holzes, die zu signifikanten Streuungen der Testergebnisse führen kann. Zudem sind bei der Anwendung der Methode der Finiten Elemente durch die Modellierung und Diskretisierung des Modells geringe Restungenauigkeiten stets enthalten. Diese sind in der Regel jedoch vernachlässigbar klein.

Beim Vergleich der numerisch errechneten mittleren Temperaturen des Restquerschnitts und der Restquerschnittsflächen mit derzeit geltenden analytischen Verfahren konnten für die mittleren Temperaturen gute Übereinstimmungen gezeigt werden. Bei den Restquerschnittsflächen ergaben sich für geringe Querschnittsabmessungen und der daraus resultierenden gegenseitigen Beeinflussung benachbarter und gegenüberliegender Querschnittsseiten deutliche Abweichungen der Ergebnisse. Die FE-Berechnung führte im Vergleich zu den Bemessungsverfahren nach [19] und [80] zu wesentlich geringeren Restquerschnittsflächen nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Infolgedessen sind für Querschnitte geringer Breite und Höhe Auswirkungen auf die Tragfähigkeiten der FE-Berechnungen zu erwarten. Da bisher keine gesicherten Versuchsdaten zur Beschreibung der gegenseitigen Beeinflussung gegenüberliegender Querschnittsseiten sowie des Eckabbrandes vorliegen, sind zur Bewertung der unterschiedlichen Ergebnisse der analytischen Verfahren und der FE-Berechnung weiterführende umfangreiche Untersuchungen erforderlich. Prinzipiell konnte anhand der Vergleichsbetrachtungen eine gute Eignung des entwickelten Modells zur Ermittlung der Temperaturverteilung in Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung validiert werden.

Auf der Grundlage des thermischen Modells wird in den nachfolgenden Abschnitten ein strukturmechanisches FE-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen im Brandfall entwickelt.

3 Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte des Holzes

3.1 Ausgangssituation

Wie im Kapitel 2 beschrieben kommt dem Einfluss der Wärmeleitfähigkeit auf die Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten eine besondere Bedeutung zu. Durch die Größe dieser thermischen Materialeigenschaft wird im Wesentlichen der Temperatureintrag in das Bauteil gesteuert. Infolgedessen war die Untersuchung dieses Parameters in der Vergangenheit häufig Gegenstand umfangreicher Forschungsarbeiten gewesen. Bei diesen Arbeiten wurde jedoch vorwiegend der Einfluss der Temperatur auf die Veränderung der Wärmeleitfähigkeit betrachtet.

Allgemein gilt jedoch, dass mit zunehmender Rohdichte der Ausgangswert der Wärmeleitfähigkeit bei 20°C ansteigt. Kollmann beschreibt in [51] einen linearen Zusammenhang zwischen der Wärmeleitfähigkeit und der Rohdichte des Holzes, den er mit folgender empirisch ermittelter Gleichung für einen Feuchtegehalt von 12% und eine Temperatur von 27°C angibt:

$$\lambda_{90} = 0,000168 \cdot \rho + 0,022 \quad (36)$$

λ_{90} Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserrichtung in W/(m K)

ρ Rohdichte in kg/m³

Des Weiteren wird von ihm festgestellt, dass der Einfluss der Temperatur auf die Wärmeleitfähigkeit um so größer ist, je größer das Porenvolumen und die mittlere Porengröße sind. Er gibt für einen Temperaturbereich von $-50^\circ\text{C} < T < 100^\circ\text{C}$ folgende empirisch ermittelte Bestimmungsgleichung an:

$$\lambda_{i+1} = \lambda_i \cdot \left[1 - (1,1 - 0,98 \cdot \rho_0) \cdot \left(\frac{T_i - T_{i+1}}{100} \right) \right] \quad (37)$$

λ_i Wärmeleitfähigkeit bei T_i in W/(m K)

ρ_0 Trockendichte des Holzes in kg/dm³

T Temperatur in °C

i Temperaturschritte

Begründet durch die Anisotropie des Holzes wird die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserorientierung allgemein vereinfacht mit dem doppelten Wert der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faser angesetzt.

Die Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserrichtung des Holzes wurde dem thermischen Modell bei 20°C in Abhängigkeit der Rohdichte entsprechend Gleichung (36) zugrunde gelegt. Bis zur einer Temperatur von 100°C wurde die Beziehung nach Gleichung (37) angesetzt. Die Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserrichtung wurde ebenfalls vereinfacht mit dem zweifachen Wert senkrecht zur Faserrichtung definiert.

Zur Validation der Festlegungen zur Wärmeleitfähigkeit sowie zur Untersuchung der tatsächlichen Zusammenhänge zum Einfluss der Rohdichte wurden im Rahmen dieser Arbeit an der Technischen Universität Berlin Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Holzes in Abhängigkeit von der Rohdichte an Fichtenholzproben durchgeführt. Das Messprinzip und die Vorgehensweise zur Versuchsdurchführung werden in den folgenden Abschnitten vorgestellt. Anschließend werden die wesentlichen Ergebnisse zusammengefasst und erläutert.

3.2 Versuchsvorbereitung

3.2.1 Geometrie und Beschaffenheit der Probekörper

Zur Durchführung der Versuche wurden 60 Kleinproben aus Fichtenholz verwendet. Sie wurden aus Lamellen zur Herstellung von Brettschichtholz zugeschnitten und waren von verschiedener Sortierqualität. Die Abmessungen betragen 148 x 42 x 80 mm. Die Oberfläche war scharfkantig gehobelt und die Kanten waren nicht gefast.

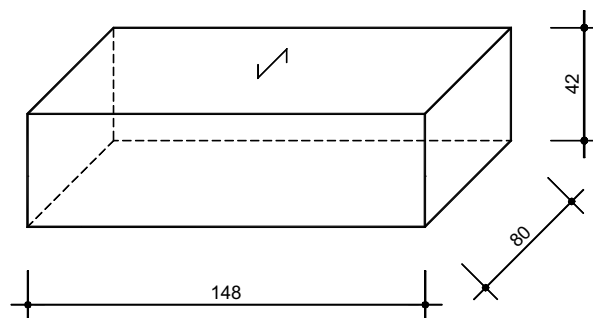


Bild 24: Abmessungen der Fichtenholz-Probekörper unter Angabe der Faserrichtung (Alle Maße sind in mm angegeben.)

3.2.2 Klimatisierung der Probekörper

Nach Anlieferung der Probekörper wurde eine näherungsweise Bestimmung der Holzfeuchtigkeit mit einem Widerstandsmessgerät des Typs Hygromette M 4050 der Firma Gann durchgeführt. Sie betrug bei allen Proben ca. 11,3%.

Um festgelegte einheitliche Ausgangsbedingungen für die Wärmeleitfähigkeitsmessungen zu schaffen, wurden die Probekörper bei Normklima 20/65 nach [5], das heißt bei einer Raumtemperatur von 20°C und einer relativen Luftfeuchtigkeit von 65%, in einer Klimakammer (Siemens Simatic OP7) eingelagert. Nach Kollmann [52] stellt sich unter diesen Bedingungen eine Holzfeuchtigkeit von ungefähr 12% ein. Dieses Klima entspricht der Nutzungsklasse 1 der DIN 1052 [3]. Holzkonstruktionen werden wegen des hygrokopischen Verhaltens von Holz in Nutzungsklassen eingeteilt, um eine Zuordnung von Festigkeitswerten unter festgelegten Umweltbedingungen vornehmen zu können. Der größte Teil der Holzkonstruktionen wird der Nutzungsklasse 1 zugeordnet. Somit stellt die Klimatisierung der Probekörper auf Normklima eine gute Abbildung der realen Klimabedingungen für Holzkonstruktionen dar.

Um den Grad der Klimatisierung zu bestimmen, müssen die Massen der Probekörper kontinuierlich überwacht werden. Die Massekonstanz im klimatisierten Zustand gilt nach DIN 52182 [2] dann als erreicht, wenn sich die Probenmassen innerhalb von 24 Stunden um weniger als 0,1% ändern. Bei Probekörper 49 betrug diese Änderung 0,1 g. Dies entspricht 0,04%. Bei Probekörper 36 waren die beiden letzten aufeinanderfolgenden Wägungen konstant. Alle anderen Probekörper änderten in wenigstens den letzten drei Messungen ihre Masse nicht mehr.

Die Massen der Probekörper wurden mit einer Digitalwaage Satorius MC1 Laboratory LC820 bestimmt. Dies geschah in neun Einzelwägungen innerhalb eines Zeitraums von neunzehn Tagen. Die Einzelmassen der klimatisierten Proben lassen sich aus den Messprotokollen im Anhang C entnehmen. Sie verteilen sich entsprechend der Darstellung in Bild 25.

Gut erkennbar ist die Aufteilung der Einzelmassen in drei Massegruppen. Die Probekörper 1 bis 20 weisen eine mittlere Masse von etwa 212 g auf; bei den Probekörpern 21 bis 40 liegt die mittlere Masse bei etwa 246 g und bei den Probekörpern 41 bis 60 bei etwa 240 g.

Aus diesen drei Massegruppen wurden je zehn Probekörper ausgewählt, deren Einzelmassen möglichst nahe an der jeweiligen mittleren Masse lagen. Der Grund für diese Auswahl liegt zum Einen im Ausschluss von fehlerhaften Probekörpern, solche mit Ästen, Harzgallen oder Rissen, und zum Anderen darin, Probekörper mit annähernd gleichen Dichteigenschaften zu erhalten.

Die anfängliche Nummerierung der Prüfkörper wurde beibehalten. Die Nummern der ausgewählten Proben können den Tabellen des Anhangs C entnommen werden.

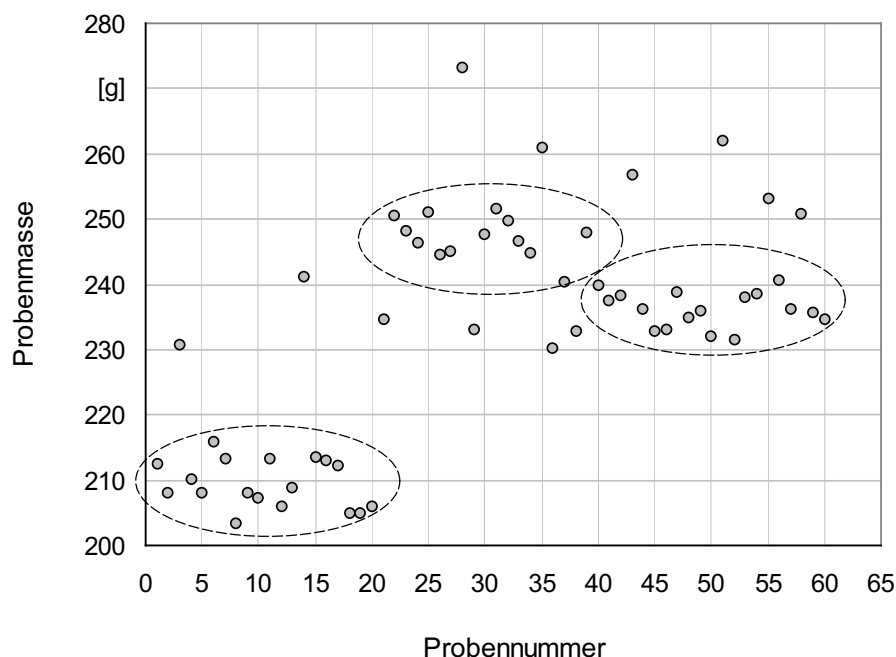


Bild 25: Verteilung der Probenmassen nach Abschluss der Klimatisierung

Die Probekörper wiesen gerade Oberflächen und senkrecht aufeinanderstehende Kanten auf, so dass die Außenmaße mittels einer Präzisionsschieblehre auf 0,1 mm genau bestimmt werden konnten. DIN 52182 [8] fordert für diese Messungen eine Genauigkeit von 0,5%. Für die kleinste gemessene Länge $h_0 = 41,5$ mm wäre unter Einhaltung dieser Bedingung eine Abweichung von 0,2 mm zulässig. Somit ist die geforderte Messgenauigkeit für alle Prüfkörper eingehalten worden.

Anschließend wurden die Einzelvolumen der feuchten Probekörper $V_{u,brutto}$ in Kubikmillimeter berechnet. Diese Einheit wurde gewählt, um später beim Abzug der mitunter sehr geringen Bohrvolumen eine hinreichende Genauigkeit zu erzielen.

Die Bohrungen für die Messsonde zur Wärmeleitfähigkeitsmessung hatten für die Probekörper 2, 4, 5, 9, 10, 23 und 24 einen Durchmesser von zwei Millimetern. Für alle anderen Probekörper betrug der Lochdurchmesser 2,1 mm. Diese Bohrlochaufweitung wurde notwendig, nachdem sich bei den ersten Wärmeleitfähigkeitsmessungen herausstellte, dass der Reibungswiderstand beim Einführen der Messsonde in das Bohrloch so groß war, dass er zu Beschädigungen an der Messsonde führte. An den bereits getesteten Probekörpern wurden erneute Messungen mit dem vergrößerten Bohrdurchmesser von 2,1 mm durchgeführt. Die Versuchsergebnisse zeigten keine Änderungen der gemessenen Wärmeleitfähigkeiten.

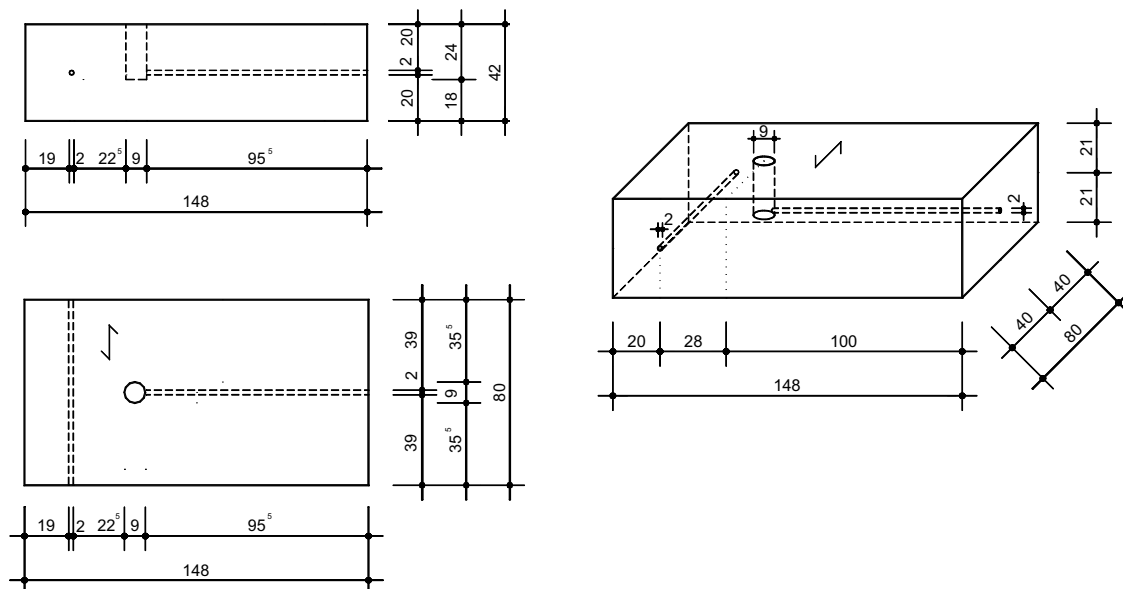


Bild 26: Lage der Bohrungen im Probekörper (Alle Maße sind in mm angegeben.)

Es wurden insgesamt drei Bohrungen angebracht. Die Bohrung 1 verläuft parallel zur Faserrichtung. Sie stellt das Volumen V_1 dar. Das Volumen V_2 wird durch die Bohrung 2 gebildet, die quer zur Faserrichtung verläuft und in das Volumen V_3 der Bohrung 3 mündet. Die Bohrung 3 wurde angelegt, um beim Einführen der Messsonde in Bohrung 2 quer zur Faserrichtung das Entweichen der Luft über diese Bohrung zu ermöglichen. Für die Wärmeleitfähigkeitsmessungen besitzt sie keine Relevanz.

Unter dem Volumen V_4 wurden alle Fehlbohrungen zusammengefasst. Wegen starken Verziehens des Bohrers beim Einbohren musste die Bohrung 3 unter Umständen erneut, um einige Millimeter versetzt, angebracht werden.

Durch Abzug der einzelnen Bohrvolumen V_1 , V_2 , V_3 und V_4 vom Gesamtvolumen $V_{u,brutto}$ entstand das Endvolumen $V_{u,netto}$. Die einzelnen Bohrvolumen und Gesamtvolumen der jeweiligen Probekörper können Anhang C entnommen werden.

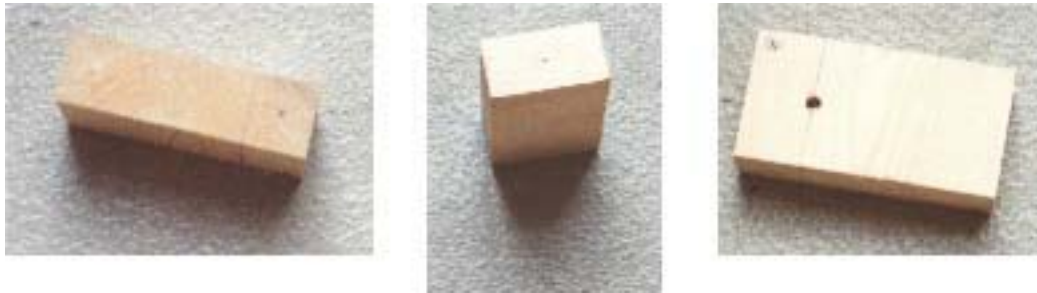


Bild 27: Ansichten der Bohrungen 1 bis 3 (von links nach rechts)

Nach der Ermittlung des Volumens und dem Anbringen der Bohrungen, wurde erneut die Masse m_u bestimmt und die Probekörper bis zur Messung der Wärmeleitfähigkeit in der Klimakammer gelagert.

3.3 Versuchsdurchführungen

Die Wärmeleitfähigkeitsmessungen wurden bei der Firma TeKa in Berlin durchgeführt. Dafür wurden die einzelnen Probekörper luftdicht in Folie verpackt und in kleinen Gruppen von je fünf Prüfkörpern in das Messlabor transportiert. Diese Maßnahme war notwendig, da die Probekörper für die Messungen zur Gewährleistung fehlerfreier Ergebnisse die Temperatur der Raumluft annehmen mussten. Die Raumlufttemperatur des Messlabors lag bei $20 \pm 1^\circ\text{C}$.

Durch den Transport in Folie und die nur geringfügig vom Normklima abweichende Temperatur des Messlabors, war gewährleistet, dass der eingestellte Klimatisierungsgrad der Probekörper, das heißt die Holzfeuchte von ungefähr 12%, bis zur Prüfung beibehalten wurde.

Als Messapparatur kam ein Wärmeleitfähigkeitsmesser TK04 mit einer angeschlossenen Nadelsonde VLQ zum Einsatz. Der Messmechanismus dieses Gerätes basiert auf der Theorie der transienten Wärmeströmung für zylindrische Körper.

Die Sonde wird für die Messung in das Bohrloch eingeführt. Nach einer kurzen Zeit des Temperatúrausgleiches zwischen Sonde und Probekörper wird die Sonde mit einem konstanten Wärmestrom q über die Dauer eines vorab definierten Zeitintervalls Δt von 20 s erwärmt. Gleichzeitig wird für dieses Zeitintervall die Temperatur der Sonde gemessen und eine Temperaturkurve $T(t)$ erstellt. Die Wärmeleitfähigkeit λ_i wird im genannten Zeitintervall unter Verwendung der Temperaturkurve $T(t)$ und des Wärmestroms q errechnet.

Der Wärmestrom wird nun mehrfach in aufeinanderfolgenden Intervallen aufgebracht. Die Abstände zwischen den Intervallen werden vom Messgerät gesteuert. Sie gewährleisten einen Temperaturrückgang der Sonde und des Probekörpers auf die Ausgangstemperatur.



Bild 28: Wärmeleitfähigkeitsmesser TK 04 und Vollraumsonde VLQ



Bild 29: Versuchsaufbau zur Messung der Wärmeleitfähigkeiten

Für jedes Zeitintervall wurde eine Wärmeleitfähigkeit λ_i in Abhängigkeit der Faserorientierung errechnet. Der Mittelwert der Einzelmessungen gibt die resultierende Wärmeleitfähigkeit, in Relation zur Faserrichtung, λ_0 und λ_{90} an.

Tabelle 6: Wärmeleitfähigkeiten der Prüfkörper in Abhängigkeit der Faserrichtung

Probe	λ_{90} [W/(m K)]	λ_0 [W/(m K)]
2	0,075	0,155
4	0,074	0,157
5	0,084	0,144
9	0,072	0,166
10	0,078	0,159
12	0,074	0,174
13	0,073	0,177
18	0,080	0,159
19	0,085	0,163
20	0,081	0,167
23	0,099	0,175
24	0,102	0,171
26	0,094	0,201
27	0,114	0,203
30	0,103	0,189
32	0,093	0,193
33	0,092	0,187
34	0,094	0,190
37	0,101	0,181
39	0,086	0,185
41	0,087	0,197
42	0,096	0,182
44	0,087	0,189
47	0,088	0,189
48	0,088	0,201
49	0,081	0,190
53	0,085	0,194
54	0,083	0,192
57	0,082	0,194
59	0,087	0,189

3.4 Bestimmung der Holzfeuchte der Prüfkörper

Zur Bestimmung der tatsächlichen Holzfeuchtigkeit ist es erforderlich, die Probekörper auf ihre Darmasse m_d zu bringen. Dazu wurden alle Probekörper nach Ablauf der Wärmeleitfähigkeitsmessungen in einen Wärmeschrank nach DIN 50011 [4] bei einer konstanten Temperatur von 103°C eingelagert. Die Dauer der Einlagerung bis zur Gewichtskonstanz betrug 22 Tage. Innerhalb dieser Zeit wurden mittels einer Digitalwaa-

ge Satorius MC1 Laboratory LC820 acht Kontrollmessungen der Masse durchgeführt. Nach DIN 52183 [3] gilt die Gewichtskonstanz bei der Darrtrocknung als erreicht, wenn sich die Probenmassen innerhalb von 6 Stunden um weniger als 0,1% ändern.

Bei den Probekörpern 4, 26, 39, 44 und 47 wurde ab der 7. Messung die Gewichtskonstanz festgestellt. Alle übrigen Prüfkörper änderten zwischen der 7. und der 8. Messung ihre Masse um 0,1 g. Dies entspricht einer Änderung von 0,05%. Somit wurde die geforderte Genauigkeit für alle Proben eingehalten. Die Einzelmassen sind in Anhang C dokumentiert.

Die Holzfeuchtigkeit u lässt sich aus der Feuchtmasse m_u und der Darrmasse m_d mit folgender Beziehung ermitteln:

$$u = \frac{m_u - m_d}{m_d} \cdot 100 \quad \text{in \%} \quad (38)$$

Die berechneten Holzfeuchten können Tabelle 7 entnommen werden. Alle Prüfkörper erreichen einen Wert von ca. 12%. Die größte Abweichung ergibt sich für die Probe 32 mit einer Holzfeuchte von 12,7%. Die Überschreitung beträgt 5,8%. Anhand der Ergebnisse konnte somit die erwartete Holzfeuchtigkeit von 12% mit ausreichender Genauigkeit validiert werden.

3.5 Bestimmung der Rohdichte der Prüfkörper

Allgemein ist für einen Feuchtegehalt u die Rohdichte als Quotient aus der Masse m_u und dem Volumen V_u wie folgt definiert:

$$\rho_u = \frac{m_u}{V_u} \quad \text{in g/mm}^3 \quad (39)$$

Nach DIN 52183 [9] darf zur Ermittlung der Rohdichte für Holzfeuchten zwischen 0 und 25 % eine von Kollmann [52] entwickelte Beziehung angesetzt werden:

$$\rho_u = \rho_d \cdot \frac{100 + u}{100 + 0,85 \cdot \rho_d \cdot u} \quad \text{in g/mm}^3 \quad (40)$$

Nach Umstellung von (39) mit (40) erhält man folgende Beziehung zur Bestimmung der Trockenrohndichte ρ_d :

$$\rho_d = \frac{100 \cdot \frac{m_u}{V_u}}{100 + u - 0,85 \cdot \frac{m_u}{V_u} \cdot u} \quad \text{in kg/m}^3 \quad (41)$$

Tabelle 7: Trockenrohdichten der Probekörper

Probe	Feuchtvolumen V_u [mm ³]	Feuchtgewicht m_u [g]	Trockengewicht m_d [g]	Feuchtegehalt u [%]	Rohdichte ρ_d [kg/m ³]
2	489321	207,3	185,6	11,7	379
4	489319	209,4	187,1	11,9	382
5	489350	207,1	185,2	11,8	378
9	485821	207,2	185,1	11,9	381
10	482473	205,3	183,2	12,0	380
12	488256	205,1	182,6	12,3	374
13	488740	207,9	185,3	12,2	379
18	489243	204,0	182,0	12,1	372
19	489370	204,0	181,8	12,2	372
20	489430	205,1	183,6	11,7	375
23	489298	247,3	220,5	12,1	451
24	488504	245,5	218,6	12,3	448
26	485015	241,8	215,5	12,2	444
27	489306	244,3	217,5	12,3	445
30	489306	246,9	219,5	12,5	449
32	487180	246,6	218,9	12,7	449
33	490758	245,7	219,2	12,1	447
34	490756	243,8	216,5	12,6	441
37	490500	239,2	213,9	11,8	436
39	487698	246,8	220,4	12,0	452
41	485819	236,6	211,5	11,9	435
42	489316	237,3	213,8	11,0	437
44	485662	235,2	209,9	12,0	432
47	487528	237,9	212,0	12,2	435
48	489152	233,9	209,4	11,7	428
49	487027	234,8	209,5	12,1	430
53	484839	235,1	210,5	11,7	434
54	486063	235,3	210,6	11,7	433
57	491605	235,1	210,3	11,8	428
59	491609	234,7	210,3	11,6	428

3.6 Auswertung und Bewertung der Versuchsergebnisse

Die einzelnen Messwerte der Wärmeleitfähigkeiten sind in Abhängigkeit der Trockenrohdichten der Prüfkörper in Bild 30 aufgetragen. Die von eins bis drei nummerierten Mittelwerte sind mit „MW“ bezeichnet.

Alle folgenden Auswertungen erfolgen auf der Grundlage der Trockenrohdichten. Daher wird auf eine gesonderte Indizierung von ρ verzichtet.

Setzt man die gemessenen Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit zu den errechneten Trockenrohdsichten, lässt sich sehr gut eine Ansammlung der Datenpunkte in drei verschiedene Rohdichteklassen erkennen. Die mittleren Trockenrohdsichten dieser drei Klassen liegen bei:

$$\rho_1 = 377 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_2 = 446 \text{ kg/m}^3$$

$$\rho_3 = 432 \text{ kg/m}^3$$

Die zugehörigen mittleren Wärmeleitfähigkeiten liegen bei:

$$\lambda_{90,1} = 0,078 \text{ W/(mK)}$$

$$\lambda_{0,1} = 0,162 \text{ W/(mK)}$$

$$\lambda_{90,2} = 0,098 \text{ W/(mK)}$$

$$\lambda_{0,2} = 0,188 \text{ W/(mK)}$$

$$\lambda_{90,3} = 0,086 \text{ W/(mK)}$$

$$\lambda_{0,3} = 0,192 \text{ W/(mK)}$$

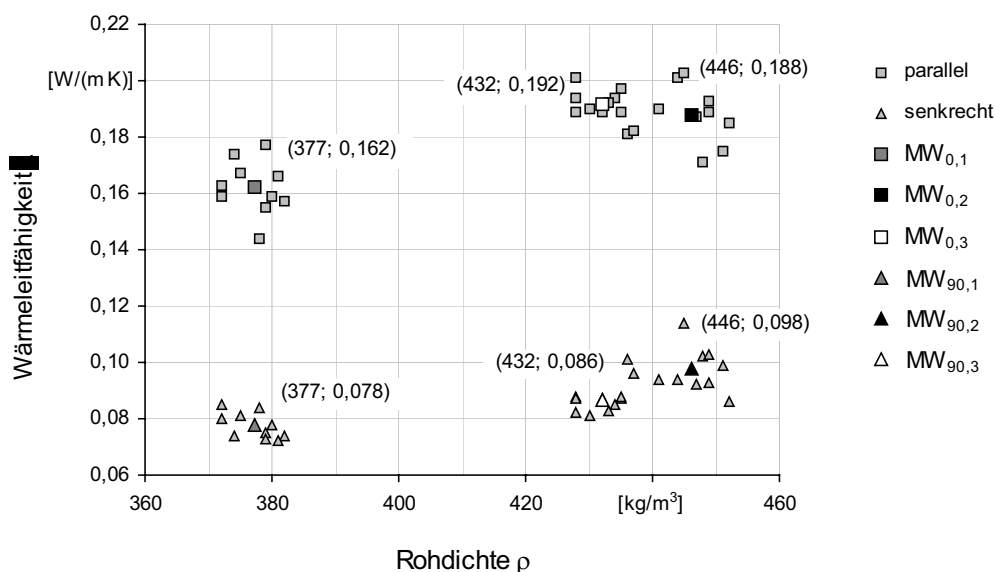


Bild 30: Messwerte der Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Trockenrohdsichte

Ausgehend von der kleinsten Rohdichteklasse wurde ein Anstieg der Wärmeleitfähigkeiten mit zunehmender Rohdichte konstatiert. Bei den Messungen parallel zur Faserrichtung liegt der Anstieg der Wärmeleitfähigkeit mit zunehmender Rohdichte bei 16% beziehungsweise 18,5% (Bild 31). Die Messwerte quer zur Faserrichtung ergaben einen Anstieg der Wärmeleitfähigkeit um 25,6% und 10,3% (Bild 32).

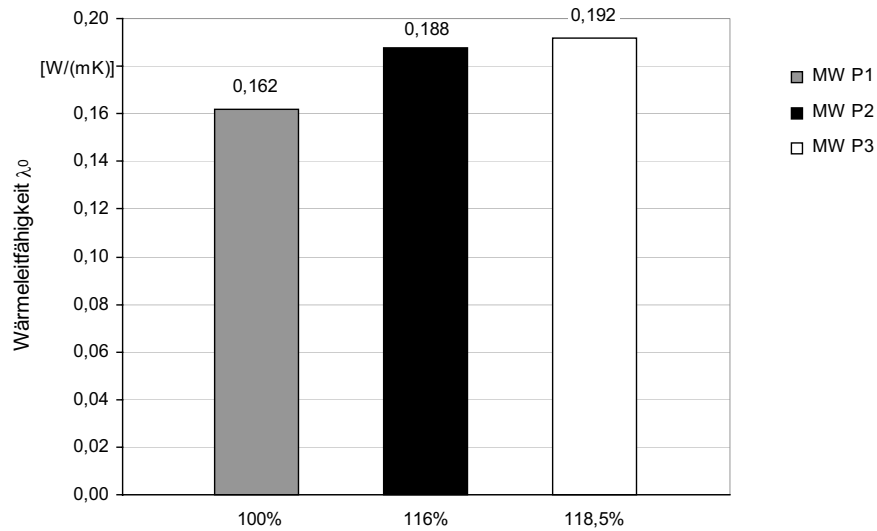


Bild 31: Wärmeleitfähigkeitsanstieg parallel zur Faserrichtung

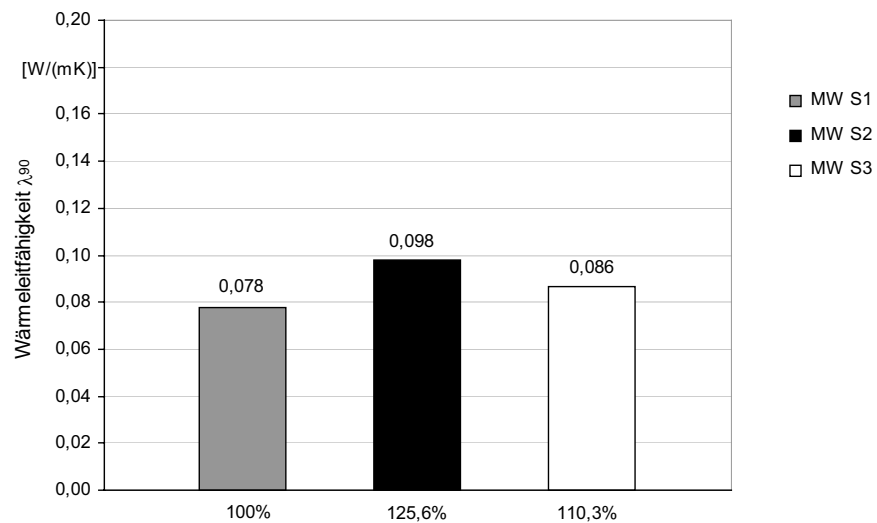


Bild 32: Wärmeleitfähigkeitsanstieg senkrecht zur Faserrichtung

Die Beziehungen des Anstiegs der Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faserrichtung bei zunehmender Rohdichte lassen sich durch folgende Gleichungen beschreiben:

$$\lambda_0 = 0,0004 \cdot \rho + 0,0123 \quad \text{in W/(m K)} \quad (42)$$

$$\lambda_{90} = 0,0002 \cdot \rho + 0,0016 \quad \text{in W/(m K)} \quad (43)$$

Die Gleichungen (42) und (43) sind in Bild 33 dargestellt. Zusätzlich sind die von Kollmann angegebene Beziehung der Gleichung (36) sowie die Festlegung der europäischen Regelungen nach [19] eingetragen.

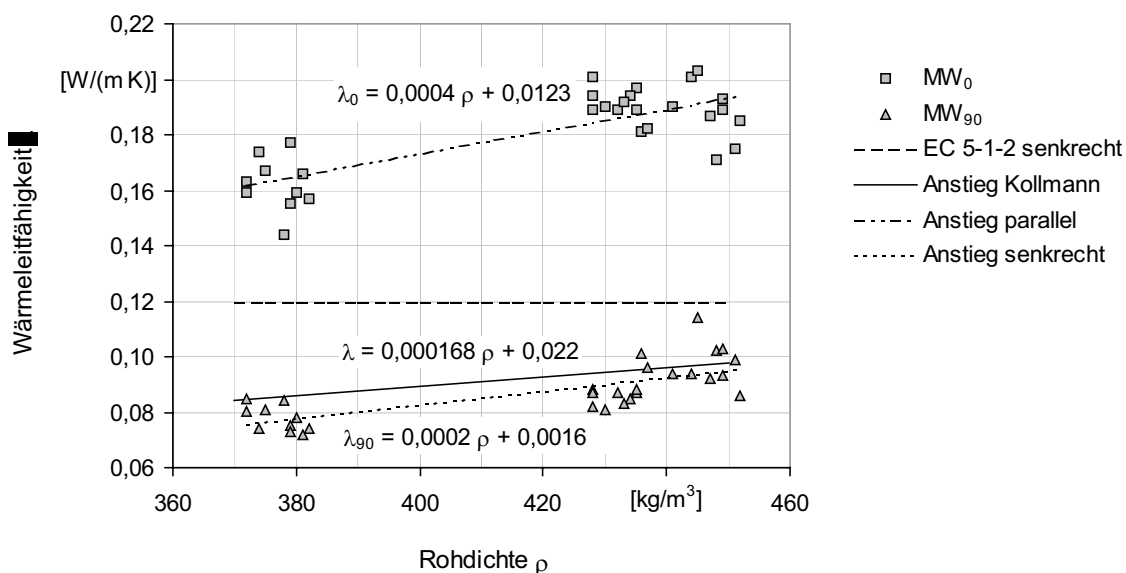


Bild 33: Anstieg der Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Rohdichte

Die Gegenüberstellung zeigt, dass die von Kollmann angegebene Beziehung im Bereich hoher Rohdichten des Holzes zu geringfügig höheren Werten im Vergleich zu den gemessenen Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserrichtung führt. Die Abweichung für eine Rohdichte von 450 kg/m³ beträgt beispielsweise 6,6%. Die Differenzen zwischen beiden Beziehungen nehmen mit abnehmender Rohdichte des Holzes zu. Für Holz der Festigkeitsklasse CD 24 mit einer Rohdichte von 350 kg/m³ beträgt der Unterschied 12,8%.

Die von der Faserrichtung unabhängig definierte Festlegung nach [19] führt für alle Rohdichten zu signifikanten Überschreitungen der gemessenen Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserrichtung des Holzes. Die Abweichung für Holz der Festigkeitsklasse CD 24 beträgt 67,7%.

Für Vollholz unterschiedlicher Festigkeitsklassen sind die Wärmeleitfähigkeiten der aus den Versuchen ermittelten Beziehung senkrecht zur Faserrichtung des Holzes sowie die Angaben nach [19] und [52] in Tabelle 8 zusammengestellt.

Tabelle 8: Wärmeleitfähigkeiten in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse des Holzes (k. A. – keine Angabe zur Faserorientierung)

	Faserrichtung	Wärmeleitfähigkeit λ [W/(mK)]			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
Versuche	senkrecht	0,072	0,078	0,082	0,086
Kollmann	k. A.	0,081	0,086	0,089	0,093
EC 5-1-2	k. A.	0,120	0,120	0,120	0,120

Das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten parallel zu den Werten senkrecht zur Faserrichtung liegt im Mittel bei 2,08. Die maximale Abweichung von diesem Wert ergibt sich für den Prüfkörper Nr. 24 mit einem Verhältnis von 1,68. Dieser entspricht einer Abweichung von 19,2%. Die mittlere Abweichung aller Probekörper vom Verhältnis λ_0/λ_{90} von 2,08 liegt bei 8,3%.

Dieses Ergebnis bestätigt sowohl die von Kollmann [52] vorgeschlagene Erhöhung auf den 2,0-fachen Wert als auch die des Holzbau-Taschenbuchs [41], mit einem Ansatz der Wärmeleitfähigkeit parallel zur Faserrichtung mit dem 2,1-fachen Wert der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faserrichtung des Holzes.

3.7 Fazit und Ausblick

An 30 bei Normklima 20/65 klimatisierten Probekörpern aus Fichtenholz wurden die Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faserrichtung des Holzes versuchs-technisch bestimmt. Ziel dieser Versuche war die Untersuchung der Abhängigkeit zwischen der Wärmeleitfähigkeit und der Rohdichte des Holzes.

Anhand der Ergebnisse konnte gezeigt werden, dass die Wärmeleitfähigkeit von Fichtenholz unmittelbar durch seine Rohdichte sowie in entscheidendem Maße von der Faserorientierung beeinflusst wird. Es wurden Beziehungen zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faser in Abhängigkeit der Rohdichte entwickelt.

Ein Vergleich der entwickelten Beziehungen mit den Angaben von Kollmann in [52] und den europäischen Regelungen nach [19] ergab, dass die Festlegungen von Kollmann für Rohdichten $\geq 420 \text{ kg/m}^3$ zu vergleichbaren Werten der Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserrichtung führen. Die Bestimmungsgleichung nach Kollmann führt im Vergleich zur Beziehung aus den gemessenen Daten zu geringfügig höheren Werten. Die Abweichung beider Verfahren beträgt ca. 8%. Die Differenzen steigen mit abnehmender Rohdichte und betragen für eine Rohdichte von 350 kg/m^3 bereits 13%.

Die von der Rohdichte und der Faserorientierung unabhängigen Festlegungen nach [19] führen für Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserrichtung mit einer maximalen Abweichung von ca. 68% bei einer Rohdichte von 350 kg/m^3 zu signifikanten Überschreitungen. Parallel zur Faserorientierung ergeben sich deutliche Unterschreitungen im Vergleich zu den Messwerten der durchgeführten Versuche. Hier ist eine Anpassung der Regelungen an Versuchsdaten zu empfehlen.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass die von Kollmann [51] angegebene Beziehung zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeiten senkrecht zur Faserrichtung des Holzes, auf der sicheren Seite liegend, zu guten Ergebnissen führt. Sie bildet die Grundlage des thermischen Modells für eine Temperatur von 20°C . Anhand der Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen konnte diese Annahme validiert werden. Die europäischen Festlegungen sollten an bestehende Versuchsergebnisse angepasst werden. Eine Berücksichtigung der Rohdichte ist hier notwendig, da anhand der Untersuchungen ein signifikanter Einfluss der Rohdichte auf die Größe der Wärmeleitfähigkeit konstatiert wurde.

Das in der Literatur empfohlene vereinfachte Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten λ_0/λ_{90} von ca. 2,0 konnte durch die Versuchsergebnisse bestätigt werden.

4 Materialgesetz und elastomechanische Eigenschaften des Holzes im Brandfall

Die Ergebnisse strukturemechanischer FE-Analysen werden im Wesentlichen vom definierten Materialgesetz und der Vorgabe elastomechanischer Materialkennwerte in Abhängigkeit von der Temperatur beeinflusst. Infolgedessen wurden umfangreiche Literaturrecherchen zur Bestimmung der Festigkeiten und Steifigkeiten des Holzes unter erhöhten Temperaturen durchgeführt. Die festgelegten Materialkennlinien im Brandfall, als Ergebnis dieser Studien aus Literatur und Forschung, werden nachfolgend detailliert beschrieben und erläutert.

4.1 Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter Normaltemperaturen

4.1.1 Die Arbeitslinie des Holzes für Zug- und Druckbeanspruchung

Die wesentliche Grundlage zur Bildung eines mechanischen Modells zur Ermittlung der Traglast ist die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Zug- und Druckbeanspruchung. In zahlreichen Untersuchungen wurde für den Zugbereich eine i.a. linear verlaufende Arbeitslinie bestätigt. Sie wird durch die charakteristischen Größen Zugfestigkeit $\sigma_{t,0}$ und Zugelastizitätsmodul $E_{t,0}$ eindeutig definiert. Scheinbare Nichtlinearitäten der Spannungs-Dehnungs-Beziehung werden in [38] auf Inhomogenitäten, insbesondere Äste zurückgeführt. Sie bewirken schon bei geringen Zugbeanspruchungen örtlich begrenzte Spannungsumlagerungen infolge von Querrissen.

Für Druckbeanspruchung von Bauholz wurde in umfangreichen Forschungsarbeiten ein plastisches Materialverhalten konstatiert. Der Begriff der Plastizität ist eng mit den Baustoffen Stahl und Stahlbeton verknüpft und wird in Verbindung mit dem Werkstoff Holz sehr selten verwendet. Die Begründung hierfür liegt in der Ursache des duktilen Tragverhaltens von Holz unter Druckbeanspruchung. Im Unterschied zum ideal-plastischen Baustoff Stahl vollzieht sich bei einem in Faserrichtung druckbeanspruchten Holzbauteil das duktile Tragverhalten auf makroskopischem Niveau. Es kann sowohl das Resultat eines örtlichen Ausknickens der Holzfasern als auch eines Ineinanderschiebens der hohlen Holzzellen sein.

Die Beziehungen zwischen Druckspannung und Stauchung werden dabei von den einzelnen Forschern sehr unterschiedlich definiert. Dies ist zum Einen auf den Versuchsaufbau und die -durchführung und zum Anderen auf die Art der Proben und die Probenanzahl zurückzuführen. In [22] werden Angaben verschiedener Forschungsar-

beiten zum Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Druckbeanspruchung beschrieben und miteinander verglichen.

Der Verlauf der Arbeitslinie im Druckbereich wird direkt durch die streuenden Einflussgrößen Druck-Elastizitätsmodul $E_{c,0}$, Druckfestigkeit $\sigma_{c,0}$ und Bruchdehnung $\varepsilon_{c,u}$ bestimmt. Eine zusätzliche Beeinflussung resultiert aus streuenden Holzeigenschaften wie Rohdichte, Holzfeuchtigkeit, Ästigkeit, Faserabweichung, Jahrringbreite und Druckholzanteil. In etwa 900 Druckversuchen an Fichtenbrettlamellen wurde von Glos [37] die Abhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von den genannten Holzeigenschaften untersucht. Er stellte fest, dass die Querschnittsabmessungen, der Jahrringverlauf und die –breite sowie geringe Faserabweichungen keinen wesentlichen Beitrag zur Form der Arbeitslinie liefern.

Die Spannungs-Dehnungs-Linie bei Druckbeanspruchung kann wirklichkeitsnah durch die Funktion

$$\sigma_{c,0} = \frac{\varepsilon_c + k_1 \cdot \varepsilon_c^7}{k_2 + k_3 \cdot \varepsilon_c + k_4 \cdot \varepsilon_c^7} \quad (44)$$

beschrieben werden.

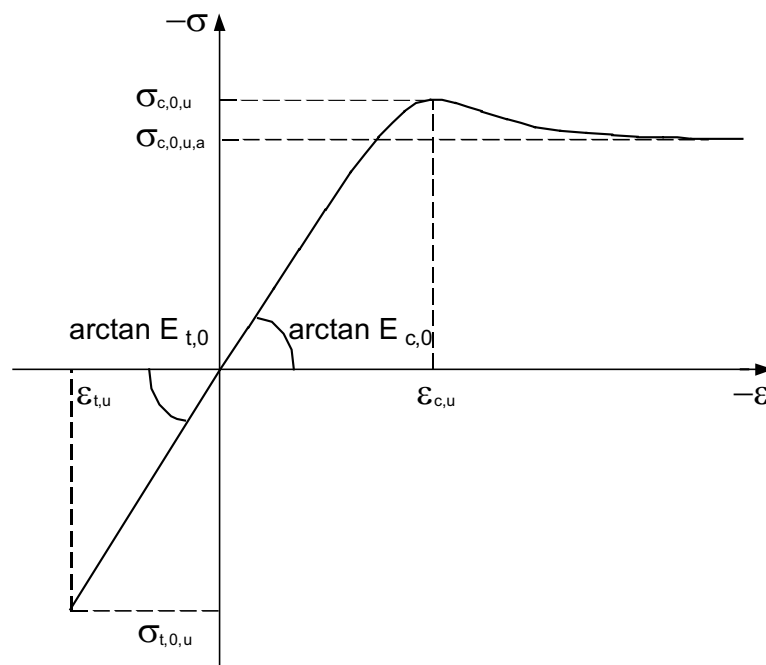


Bild 34: Spannungs-Dehnungs-Beziehung bei Druck- und Zugbeanspruchung nach [38]

Der Verlauf der Näherungsfunktion wird über die vier charakteristischen Größen Druck-Elastizitätsmodul $E_{c,0}$, Druckfestigkeit $\sigma_{c,0,u}$, asymptotische Endfestigkeit $\sigma_{c,0,u,a}$ und Bruchdehnung $\varepsilon_{c,u}$ definiert. Die vier Konstanten k_1 bis k_4 lassen sich aus den genannten Einflussgrößen wie folgt ermitteln:

$$k_1 = \frac{\sigma_{c,0,u,a}}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{c,u}^7 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{c,0,u,a}}{\sigma_{c,0,u}}\right)} \quad (45)$$

$$k_2 = \frac{1}{E_c} \quad (46)$$

$$k_3 = \frac{1}{\sigma_{c,0,u}} - \frac{7}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{c,u}} \quad (47)$$

$$k_4 = \frac{1}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{c,u}^7 \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{c,0,u,a}}{\sigma_{c,0,u}}\right)} \quad (48)$$

4.1.2 Die Arbeitslinie des Holzes für Biegebeanspruchung

Die Biegebemessung von Holzbalken ist in den derzeit geltenden Normen auf der Grundlage eines spröden Werkstoffverhaltens unter Anwendung der sogenannten Biegefestigkeit f_m geregelt. Dies bedeutet, dass im Gegensatz zum Stahlbetonbau nicht zwischen duktiler Biegedruckseite und spröder Biegezugseite unterschieden wird.

Zahlreiche Versuche an Holzbauteilen unter Biegebeanspruchung belegen, dass das Versagen zumeist auf der spröden Biegezugseite initiiert wird. Umfangreiche Untersuchungen an fehlerfreien Kleinproben haben das schlagartige Versagen des Holzes auf der Zugseite bestätigt. Dennoch ist die nominelle Zugfestigkeit sehr viel höher als die Druckfestigkeit. Dieser Effekt wird durch das plastische Tragvermögen des Holzes im Druckbereich und die damit verbundenen Spannungsumlagerungen in weniger beanspruchte Querschnittszonen kompensiert. Bereits in den Zwanziger und Dreißiger Jahren des letzten Jahrhunderts haben Baumann (1926) und Thunell (1939) Verfahren entwickelt, die an fehlerfreien Holzproben zeigen, dass die Biegezugfestigkeit wesentlich höher als die Druckfestigkeit des Holzes ist [24]. Ihre Methoden verifizierten anhand einer flacher werdenden Kraft-Verformungs-Kurve gegen Ende des Biegeversuchs das plastische Tragverhalten des Holzes im Biegedruckbereich.

Anhand der von Glos durchgeführten Versuche an Brett lamellen aus Fichte (vgl. Abs. 4.1.1) konnte das an den Kleinproben festgestellte plastische Arbeitsvermögen auf Bauholz übertragen werden. Im Gegensatz zu den fehlerfreien Holzproben ist jedoch die Abflachung der Kraft-Verformungs-Kennlinie schwächer ausgeprägt.

Die Biegebemessung für Holzbauteile nach nationalen und europäischen Regelwerken basiert auf der Grundlage einer linearen Spannungsverteilung über den Querschnitt. Die Biegefestigkeit des Holzes wurde mathematisch aus umfangreichen Biegeversuchen abgeleitet. Da das Versagen eines Holzbalkens unter Biegebeanspruchung in der Regel schlagartig auf der spröden Biegezugseite eintritt, ist unter der Biegefestigkeit der Wert der Biegezugfestigkeit zu verstehen. Demnach müsste die Biegedruckfestigkeit größer sein als die Biegefestigkeit. Aufgrund dieser Tatsache liefert die Bemessung biegebeanspruchter Holzbauteile nach der Elastizitätstheorie zuverlässige Ergebnisse.

Für die Beschreibung des nichtlinearen Tragverhaltens des Werkstoffs Holz ist es ausreichend genau und sicher die Biegedruckfestigkeit mit der Druckfestigkeit des Holzes gleichzusetzen. Diese Vorgehensweise ist gerechtfertigt, da zum Einen infolge des Volumeneinflusses die Biegedruckfestigkeit größer ist als die Biegefestigkeit, aber der Unterschied im Vergleich zur Biegezugfestigkeit klein bleibt und es zum Anderen durch den Ansatz der Plastifizierung im Biegedruckbereich sinnvoll ist, mit einem unteren Grenzwert der Biegedruckfestigkeit zu rechnen.

Kennwerte der effektiven Biegezugfestigkeiten des Holzes lassen sich nach [24] durch einen Vergleich des Modells nach Thunell mit dem Verfahren der E DIN EN 338 [18] ermitteln.

Nach dem Verfahren von Thunell lässt sich das Bruchmoment eines biegebeanspruchten Holzbalkens wie folgt bestimmen:

$$M_u = f_{c,0} \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \cdot c \quad (49)$$

$$c = \frac{3 + 8 \cdot m + 6 \cdot m^2 - m^4}{(1 + m)^4} \quad (50)$$

$$m = \frac{f_{c,0}}{f_{mt}} \quad (51)$$

b Breite des Holzbalkens

h Höhe des Holzbalkens

M_u Bruchmoment

$f_{c,0}$ Druckfestigkeit des Holzes in Faserrichtung

f_{mt} Biegezugfestigkeit des Holzes

E DIN EN 338 gibt für die Ermittlung des Bruchmoments bei Biegebeanspruchung nachfolgend dargestellte Gleichung an:

$$M_u = f_m \cdot \frac{b \cdot h^2}{6} \quad (52)$$

f_m Biegefestigkeit des Holzes

Durch Gleichsetzung beider Verfahren ergibt sich:

$$\frac{f_m}{f_{c,0}} = \frac{3 + 8 \cdot m + 6 \cdot m^2 - m^4}{(1+m)^4} \quad (53)$$

$$m = \frac{f_{c,0}}{f_{mt}} \quad (54)$$

Löst man Gleichung (53) zunächst nach m und anschließend Gleichung (54) nach f_{mt} , so erhält man nachfolgend dargestellte Kennwerte der Biegezugfestigkeiten des Holzes in Abhängigkeit von den Festigkeitsklassen.

Tabelle 9: Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte für Voll- und Brettschichtholz

		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
m		$\frac{13}{15}$	$\frac{39}{53}$	$\frac{2}{3}$	$\frac{19}{33}$	1,0	$\frac{103}{109}$	$\frac{55}{61}$	$\frac{57}{67}$
$f_{c,0,k}$	[N/mm ²]	21	23	25	26	24	26,5	29	31
$f_{t,0,k}$	[N/mm ²]	14	18	21	24	16,5	19,5	22,5	26
$f_{m,k}$	[N/mm ²]	24	30	35	40	24	28	32	36
$f_{mt,k}$	[N/mm ²]	24,2	31,3	37,5	45,2	24	28	32,2	36,4
$E_{0,05}$	[N/mm ²]	7333	8000	8667	9333	9667	10500	11417	12250

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes für Biegedruck- und Biegezugbeanspruchung weist in Analogie zum Tragverhalten bei zentrischem Druck- bzw. Zug eine anfängliche direkte Proportionalität zwischen Spannungen und Dehnungen, sowie Durchbiegung und Belastung auf. Mit steigender Belastung beginnt das Holz in der Biegedruckzone zu plastifizieren. Die Biegezugzone bleibt bis zum plötzlichen Versagen linear elastisch. Der Biegebruch tritt wie bereits beschrieben durch ein Überschreiten der Biegezugfestigkeit ein.

Mit den in Tabelle 9 angegebenen Festigkeits- und Steifigkeitskennwerten lässt sich die von Glos entwickelte Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes für den Biegedruck- und Biegezugbereich erweitern. Die Bruchfestigkeiten und Steifigkeiten im Brandfall werden entsprechend [19] mit den 20%-Fraktilwerten in Ansatz gebracht.

$$f_{20} = k_{fi} \cdot f_k$$

f_{20} 20%-Fraktilwert der Festigkeit

f_k 5%-Fraktilwert der Festigkeit (charakteristische Festigkeit)

k_{fi}

Die mit diesem Verfahren ermittelten Arbeitslinien werden dem mechanischen Modell für Biegebeanspruchung zugrundegelegt. Sie sind in Bild 35 beispielhaft für Vollholz in Abhängigkeit der Festigkeitsklassen dargestellt.

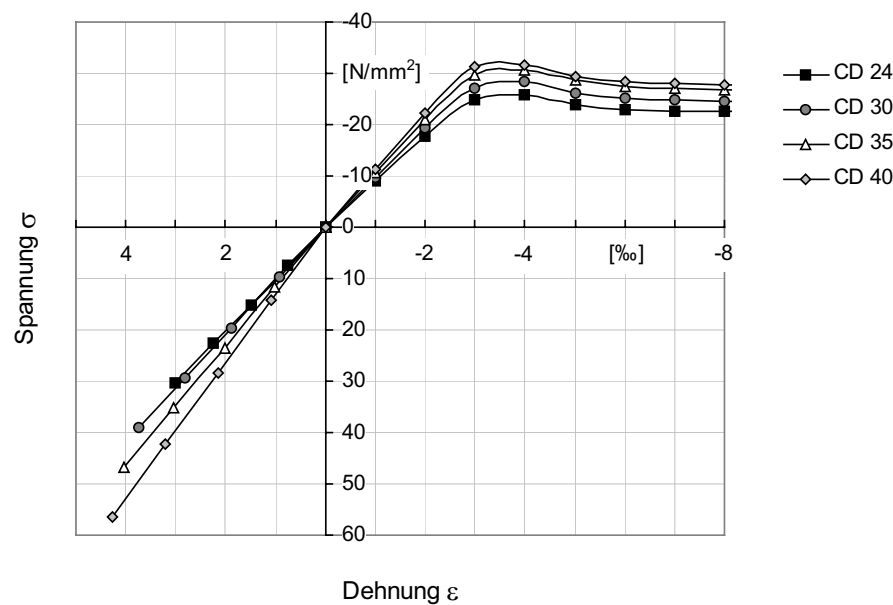


Bild 35: Spannungs-Dehnungs-Beziehungen von Vollholz für Biegedruck- und Biegezugbeanspruchung

An der Schweizerischen Hochschule für die Holzwirtschaft Biel wurden zur Klärung des Tragverhaltens von Holz bei Biegebeanspruchung Versuche an Biegebalken durchgeführt [24]. Die Raumtemperatur betrug während der Untersuchungen 20°C . Der Holzfeuchtegehalt der Proben lag zwischen 11 und 13%. Die Holzqualität wurde mit Ultraschallmessungen überprüft. Anhand dieser Versuche konnte das in der plastischen Berechnungsmethode angesetzte duktile Tragverhalten des Holzes im Biegedruckbereich validiert werden.

4.2 Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter erhöhten Temperaturen

4.2.1 Allgemeines

Eine wirklichkeitsnahe Beschreibung des Tragverhaltens von Holzbauteilen im Brandfall erfordert die Berücksichtigung des temperaturabhängigen nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhältnisses im Druckbereich. Im Zugbereich wird davon ausgegangen, dass die lineare Abhängigkeit zwischen Spannungen und Dehnungen auch im Brandfall ihre Gültigkeit behält.

Die Erweiterung der von Glos [37] entwickelten Arbeitslinie auf erhöhte Temperaturen setzt genaue Kenntnisse über die Veränderungen der Materialeigenschaften unter Temperatureinwirkung voraus. Dies betrifft im Einzelnen die Variation der Zug- und Druckfestigkeiten, der Biegezug- und Biegedruckfestigkeiten, der Elastizitätsmoduln für den Zug- und Druckbereich sowie der Bruchdehnungen und -stauchungen.

In zahlreichen Veröffentlichungen sind die Veränderungen der Zug- und Druckfestigkeiten sowie der Elastizitätsmoduln unter Temperatureinwirkung beschrieben. Dabei wurden zum Teil sehr unterschiedliche Aussagen getroffen. Dies ist im Wesentlichen durch die Art und Anzahl der Proben sowie durch die Versuchsbedingungen begründet.

Dieser Abschnitt gibt zunächst einen Überblick über bisher veröffentlichte Forschungsarbeiten zur Bestimmung der Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften von Holz unter erhöhten Temperaturen. Anhand dieser Arbeiten wird der Einfluss der Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften unter Zug- und Druckbeanspruchung aufgezeigt und analysiert. Beurteilungen zur Reduktion mechanischer Eigenschaften von Holz unter erhöhten Temperaturen wurden ausführlich in den Veröffentlichungen von Young [93], König / Walleij [55], Gerhards [36], Schaffer [78], Östmann [69] und Gammon [35] zusammengestellt. Die Ergebnisse dieser Arbeiten und weiterer Veröffentlichungen werden unter Berücksichtigung der in Abschnitt 2.1 dargestellten Veränderungen der Struktur des Holzes bei Brandbeanspruchung bewertet und durch eigene Beziehungen ergänzt. Sie bilden die Grundlage für das mechanische Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung.

4.2.2 Zugfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung

Veröffentlichungen zur Beurteilung der Reduktion der Festigkeitseigenschaften von Holz unter erhöhten Temperaturen zeigen große Streuungen der Daten auf. Diese Diskrepanzen sind im Wesentlichen auf die Art und den Aufbau der Proben sowie den

Versuchsaufbau und die -durchführung zurückzuführen. Die Einstellung äquivalenter Temperatur- und Feuchtebedingungen stellt eine komplexe Anforderung an die Untersuchungen dar. Diese ist insbesondere bei Proben in Bauteilgröße, wie sie von Glos et al. [39] getestet wurden, schwer zu erreichen.

Die Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Temperatur und dem Ausgangsfeuchtegehalt wurde von allen bisher veröffentlichten Arbeiten eindeutig verifiziert.

Ein weiterer signifikanter Einflussparameter ist das Verhalten und die Veränderung der Bestandteile des Holzes unter Temperatureinwirkung. Die Zugfestigkeit des Holzes wird im Wesentlichen von den Zellulose-Fasern bestimmt. Sie machen näherungsweise 70% des Gesamtwerkstoffs aus. Bis zu einer Temperatur von 200°C verändern sie ihre Struktur nur geringfügig. Oberhalb von 200°C ist ein deutlicher Gewichtsverlust durch den Abbau der Zellulose feststellbar.

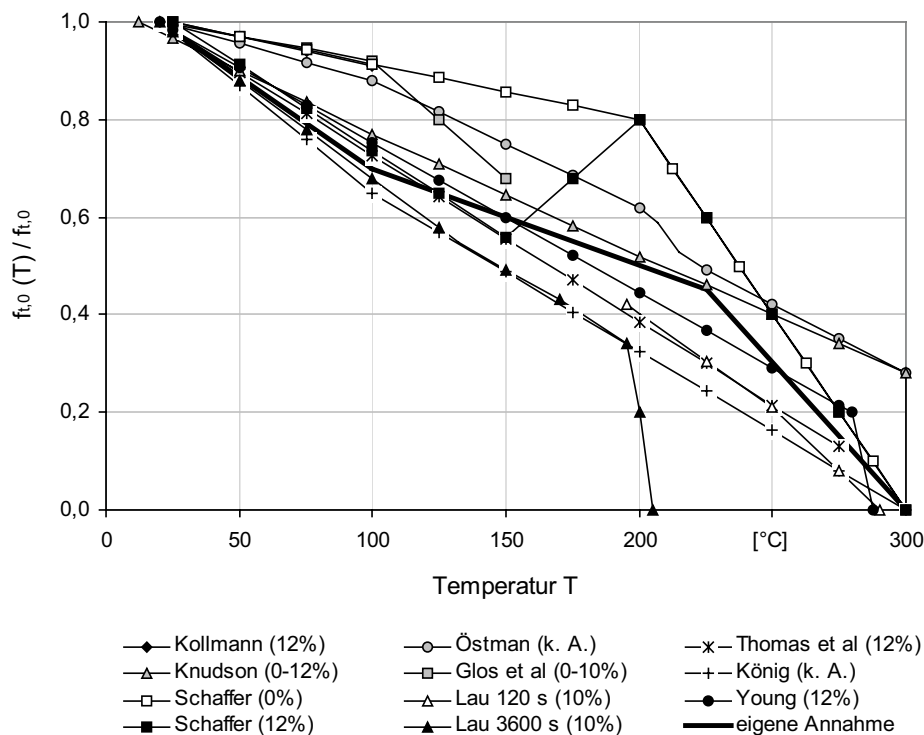


Bild 36: Beziehungen zwischen Temperatur und Zugfestigkeit im Brandfall

Knudson und Schniewind [48] führten 1975 erste verwertbar dokumentierte Versuche zur Bestimmung der relativen Zugfestigkeit des Holzes unter erhöhten Temperaturen durch. Sie verwendeten für ihre Untersuchungen Kleinproben aus Douglasie mit einem Querschnitt $b/h = 4,76/4,76$ mm und einem Anfangsfeuchtegehalt von 12%. Die Ab-

messungen wurden hinreichend klein gewählt, um eine konstante Erwärmung innerhalb von 30 s sicherzustellen. Während dieser Zeit wurde die Zugfestigkeit gemessen. Als Ergebnis erhalten sie eine lineare Abnahme der Zugfestigkeit von 100% bei 20°C auf 30% bei 300°C gefolgt von einem sofortigen Festigkeitsverlust durch Abbrand. Aufgrund der Probengröße und der schnellen Erwärmung konnte sich ein natürlich auftretender Feuchteverlust mit steigender Temperatur nicht einstellen. Daher ist in der von ihnen angegebenen Beziehung weder eine Festigkeitssteigerung durch Austrocknung des Holzes noch die erwartete plötzliche Abnahme oberhalb 200°C enthalten.

Schaffer [78] untersucht die Reduktion der Zugfestigkeit des Holzes an Kleinproben mit Ausgangsfeuchten von 0 und 12%. Er konstatiert für die anfänglich feuchteren Testquerschnitte im Temperaturbereich bis 150°C eine stärkere Abnahme. Zwischen 150 und 200°C erfolgt bei diesen Proben ein Anstieg bis zur Festigkeit der Proben mit einem Anfangsfeuchtegehalt von 0%. Oberhalb 200°C stellen sich für beide Testserien ähnliche Festigkeitsreduktionen unabhängig von der jeweiligen Ausgangsfeuchte ein. Eine Beziehung der Zugfestigkeit zwischen feuchten und trockenen Proben bei Raumtemperatur wird nicht angegeben.

Schaffer bestätigt mit seinen Untersuchungen im wesentlichen die von Kollmann [51] getroffenen Aussagen zu den Zugfestigkeitseigenschaften des Holzes unter Temperaturbeanspruchung.

Er trifft für die von ihm durchgeführten Tests keine Aussagen zu Belastungsraten. Die Ähnlichkeit zu den von Lau [60] angegebenen Beziehungen lässt auf eine vergleichbar geringe Belastungsrate schließen.

Zu den Werten von Schaffer ist anzumerken, dass sie sich auf eine Bezugstemperatur von 25°C im Gegensatz zu den sonst üblichen 20°C beziehen. Daher schlägt König [55] eine Reduktion der von Schaffer angegebenen Werte um 2% vor.

Östmann [69] wendet bei ihren Untersuchungen an Kleinproben aus skandinavischem Fichtenholz ein übliches Verfahren zum Test von Papiermaterialien mit großem Feuchtespektrum (0 bis 30%) an. Dabei werden die Querschnitte während des Versuchs in Siliconöl getaucht. Auf diese Weise wird zum Einen der angestrebte Feuchtegehalt und zum Anderen die Bereitstellung non-oxidativer Umgebungsbedingungen zur Widerspiegelung der Realbedingungen beim Brandablauf nach Parker [70] sichergestellt.

Anhand der gewonnenen Versuchsdaten konstatiert sie eine bilineare Beziehung der Zugfestigkeit zur Temperatur, die bis zum Erreichen von 200°C flach verläuft und zwischen 200 und 300°C steil bis zum völligen Festigkeitsverlust abfällt. Die starke Reduktion der Zugfestigkeit wird von ihr mit dem Prozess des Abbaus der Zellulose ab 200°C begründet. Für die Abnahme werden im Temperaturbereich bis 200°C geringere Werte im Vergleich zu Knudson und Schniewind [48] angegeben. Dies ist mit großer Wahrscheinlichkeit auf die hier verwendeten höheren Belastungsraten zurückzuführen. Die

hohe Belastungsrate mit dem Erreichen der Vollast nach 10 s wurde gewählt, um den Einfluss des Öls auf die Festigkeit zu minimieren.

Ziel der Untersuchungen von Glos et al. [39] war die Ermittlung der Biege-, Zug- und Druckfestigkeit sowie der jeweiligen Elastizitätsmoduln an bauteilgroßen Prüfkörpern aus Fichtenbauholz üblicher Qualität in Abhängigkeit von der Temperatur unter besonderer Berücksichtigung des Feuchteinflusses. Anhand der Versuchsergebnisse sollten Erkenntnisse gewonnen werden, inwieweit das an fehlerfreien Kleinproben beschriebene elastomechanische Verhalten auf Holzbauteile mit praxisnahen Abmessungen übertragbar ist.

Von insgesamt 525 Prüfkörpern mittlerer Qualität wurden im Einzelnen 128 Biegeproben, 130 Zugproben und 267 Druckproben geprüft. 25 bis 30 Holzbauteile ähnlicher Qualität wurden jeweils zu einem Probenkollektiv zusammengefasst. Die mittleren Rohdichten der Probenkollektive lagen zwischen 370 und 410 kg/m³. Die mittleren Ästigkeiten entsprachen nach DIN 4074-1 bei den Biege- und Zugproben der Festigkeitsklasse CD 24 und bei den Druckproben der Festigkeitsklasse CD 30.

Die Bestimmung der Eigenschaftswerte erfolgte an den Temperaturstufen 20°C, 100°C und 150°C. Die Temperatur 100°C wurde aufgrund des Beginns der Wasserverdampfung gewählt. Solange das Holz in der Lage ist, Feuchtigkeit abzugeben, wird infolge des hierzu erforderlichen Energieaufwands im Brandfall das weitere Ansteigen der Temperatur über 100°C verhindert. Da bei 150°C im Holz noch keine signifikante thermische Zersetzung stattfindet, wurde zur Untersuchung eines Trends zur Entwicklung der Festigkeiten und Steifigkeiten des Holzes im Brandfall diese Temperatur festgelegt. Durch die definierten Einflussgrößen, wie beispielsweise einer näherungsweise konstanten Temperatur- und Feuchteverteilung über den Querschnitt, konnten reale Brandbedingungen, zu denen das komplexe Wechselspiel der Einflussparameter und deren nicht-konstante Verteilung über den Probekörper zählen, nicht abgebildet werden. Der Probenumfang reichte zudem nicht aus, um eine detaillierte Darstellung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit von der Temperatur und des Feuchtegehalts vorzunehmen. Daher wurden die Einzelergebnisse zu sinnvoll erscheinenden Feuchtekollektiven von 0 bis 2%, 3 bis 6% und 7 bis 10% zusammengefasst.

Die Abmessungen der Zugprüfkörper betragen 50/120 mm mit einer Länge von 1700 mm und einer freien Prüflänge von 500 mm. Während der Zugprüfung wurde den Proben ein ebener Verformungszustand so aufgeprägt, dass bei konstanter Verformungsgeschwindigkeit der Bruch im Mittel nach etwa 80 s erfolgte. Anhand der Versuchsergebnisse zur Bestimmung der relativen Zugfestigkeit von Bauholz konnten durch Glos et al die bisher an Kleinproben gewonnenen Erkenntnisse in den wesentlichen Punkten verifiziert werden. Es wurde gezeigt, dass im Gegensatz zur Biege- und Druckfestigkeit die Zugfestigkeit einem allgemein geringeren Temperatureinfluss unterliegt. Im Temperaturbereich bis 100°C erfolgt ein geringer Festigkeitsverlust auf

ca. 92% der Ausgangsfestigkeit bei 20°C. Sie bestätigen damit die von Schaffer [78] für $u = 0\%$ angegebene Beziehung. Zwischen 100 und 150°C nimmt die Zugfestigkeit hingegen stärker auf etwa 68% der Ausgangsfestigkeit ab. Ein Einfluss der Holzfeuchte im Bereich $u < 15\%$ konnte in den von ihnen durchgeführten Untersuchungen nicht konstatiert werden.

White et al. [92] geben einen Anstieg der Zugfestigkeit bis zum Erreichen von 100°C an, der möglicherweise auf die Austrocknung des Holzes zurückzuführen ist.

Lau [60] testete wie auch Glos et al. [39] bauteilgroße Proben. Er versuchte reale Bedingungen so genau wie möglich abzubilden. Es wurden Proben verwendet, die mit $b/h/l = 35/90/2440$ mm für kanadische Konstruktionen typische Abmessungen aufweisen. Durch Klimatisierung wurde in den Bauteilen ein Ausgangsfeuchtegehalt von 10% eingestellt. Die zufällige Auswahl der Proben sollte die Abbildung wirklichkeitsnaher konstruktionsüblicher Eigenschaften des Holzes sicherstellen. Der zeitliche Ablauf der Erwärmung wurde Erfahrungswerten aus Realbränden an Gebäuden in Holzrahmenbauart nachempfunden. Durch die gewählte Vorgehensweise war es nicht möglich einheitliche Bedingungen oder Beharrungszustände in den Probequerschnitten zu realisieren. Da seine Versuchskörper dementsprechend nicht auf eine konstante Temperatur erwärmt wurden, nutzte er eine Regressionsmethode zur Ableitung der mechanischen Eigenschaften. Die indizierten Temperaturen wurden als Beanspruchungstemperaturen beschrieben. Da die tatsächlichen Temperaturen im Holz ausnahmslos geringer waren, sind seine Ergebnisse im Hinblick auf die Zuverlässigkeit kritisch zu betrachten.

Um Aussagen zum Einfluss der Belastungsraten treffen zu können, führte Lau zwei Versuchsreihen mit unterschiedlichen Laststeigerungsraten durch. Dabei wurde nach Aufrechterhaltung einer nominierten Oberflächentemperatur für die Zeitdauer von 1500 s in einer ersten Analyse eine allmähliche konstante Laststeigerung innerhalb von 120 s aufgebracht. In einer zweiten Testserie wurde ebenfalls nach Aufrechterhaltung einer nominierten Oberflächentemperatur für die Zeitdauer von 1500 s eine allmähliche konstante Laststeigerung vorgenommen, die sich auf einen Zeitraum von 3600 s erstreckte. Anhand dieser Untersuchungen leitet er einen signifikanten Einfluss der Zeit oberhalb 200°C ab. Die starke lineare Reduktion der Zugfestigkeit ab dieser Temperaturgrenze wird von ihm durch die Depolymerisation der Zellulose begründet. Eine weitere wichtige Erkenntnis seiner Untersuchungen ist die Tatsache, dass mit zunehmender mittlerer Temperatur der Einfluss der Belastungsrate auf die Probekörperfestigkeiten und die Versagenszeiten sinkt.

Thomas et al. [87] führten keine Untersuchungen an Proben durch. Sie bildeten ein Modell auf der Basis der experimentellen Ergebnisse von König [53] und Collier [28]. Die Daten von König beruhen auf Versuchen an Holzrahmenbauteilen aus Fichte mit

einem Ausgangsfeuchtegehalt von 12%. Collier führte Tests an Wänden in Originalgröße mit Radiatakiefer mit einem Ausgangsfeuchtegehalt von ebenfalls 12% im Brandofen durch. Beide verwendeten übliche Laststeigerungsraten für Holzrahmenbauteile unter Brandbeanspruchung, die sie aus Erfahrungswerten ableiteten. Die Lastrate wurde in Abhängigkeit der Abnahme der Materialeigenschaften festgelegt.

Thomas et al. nehmen unter erhöhten Temperaturen eine ähnliche Form der Spannungs-Dehnungs-Beziehung wie unter Normaltemperaturen nach Buchanan [25] an. Sie leiten im Gegensatz zu den zuvor genannten Arbeiten Kennlinien für Bauteile ab.

König / Walleij [55] fassen ebenfalls bisher veröffentlichte Versuchsergebnisse zusammen und ergänzen diese um weitere Versuchswerte von König et al. [54]. Auf der Basis dieser Daten und des von Thomas et al. [87] entwickelten Modells führen sie weitere Kalibrierungen der mechanischen Eigenschaften von Holz unter erhöhten Temperaturen an Versuchsergebnissen durch. Für die Abnahme der Zugfestigkeit wird von ihnen eine bilineare Beziehung angegeben, bei der die Festigkeit bei 100°C 63% der Ausgangsfestigkeit bei 20°C erreicht und bis 300°C bis zum völligen Festigkeitsverlust abfällt. Diese Annahme findet Eingang in den Final Draft prEN 1995-1-2. Der Ansatz einer bilinearen Festigkeitsreduktion mit einem Steigungswechsel bei 100°C und dem vollständigen Festigkeitsverlust bei 300°C führt nach eigenen Angaben zu einer Überschätzung der Festigkeitsabnahme im Temperaturbereich zwischen 100 und 300°C. Diese Vereinfachung wird von ihnen durch die Tatsache gerechtfertigt, dass die meisten Querschnittsbereiche im Brandfall eine Temperatur kleiner als 100°C aufweisen.

Young [94] hat das Tragverhalten von Wänden in Holzrahmenbauart unter besonderer Berücksichtigung der Beplankung mittels FEM analysiert. Für die relative Zugfestigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur kalibriert er anhand von Vergleichen mit Versuchsergebnissen eine Beziehung ähnlich denen von Thomas et al. [87] und Lau L120 s [60]. Eine Abhängigkeit der Versagenszeit von der Zugfestigkeit, wie sie von Lau angegeben wird, kann er in seinen Untersuchungen nicht bestätigen.

Anhand der gewonnenen Erkenntnisse aus bisher veröffentlichten Untersuchungen wurde für die Analyse der Tragfähigkeiten von zugbeanspruchten Holzbauteilen im Brandfall eine trilineare Beziehung zur Beschreibung der relativen Zugfestigkeit unter Temperaturbeanspruchung entwickelt.

Im Temperaturbereich bis 100°C wird eine lineare Abnahme auf 70% der Ausgangsfestigkeit angesetzt. Diese Annahme steht in guter Übereinstimmung zu den Angaben von Thomas et al., König, Schaffer ($u = 12\%$), Knudson und Young und liegt nur wenig oberhalb der im Final Draft prEN 1995-1-2 vorgeschlagenen Reduktion auf 63%. Im Temperaturbereich zwischen 100 und 300°C wird eine zusätzliche Abstufung bei

225°C vorgenommen. Zwischen 100 und 225°C ist die Beziehung der relativen Zugfestigkeit infolge der abgeschlossenen Austrocknung und der geringen Veränderung der Zellulose durch eine geringe Festigkeitsabnahme gekennzeichnet. Oberhalb 225°C erfolgt aufgrund des schnell fortschreitenden Zelluloseabbaus eine signifikante Reduktion bis zum völligen Verlust der Zugfestigkeit bei 300°C.

Diese zusätzliche Differenzierung im Temperaturbereich zwischen 100 und 300°C ist sinnvoll, da die von König beschriebene und im Final Draft prEN 1995-1-2 aufgenommene bilineare Beziehung nach eigenen Aussagen für Temperaturen oberhalb 100°C zu einer deutlichen Unterschätzung der Festigkeiten führt. Ziel dieser Arbeit ist es bei den Analysen zur Ermittlung der Tragfähigkeit brandbeanspruchter Holzbauteile eine möglichst hohe Genauigkeit anzustreben.

Der Ansatz der trilinearen Beziehung führt im Temperaturbereich zwischen 150 und 250°C zu einer Überschreitung der von Thomas et al und Young angegebenen Kennlinien. In beiden Fällen handelt es sich jedoch nicht um Daten, die aus Versuchen gewonnen wurden, sondern um relative Festigkeiten, die für die Durchführung spezifischer FE-Analysen anhand von Testergebnissen kalibriert wurden.

4.2.3 Druckfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung

Versuchsergebnisse zur Beurteilung der Druckfestigkeit von Holz unter erhöhten Temperaturen weisen aus den bereits geschilderten Gründen ebenfalls starke Streuungen der Daten auf.

Das Verhalten des Holzes gegenüber Druckbeanspruchungen wird im Wesentlichen vom Ligninanteil und dessen Veränderung unter Temperatureinwirkung bestimmt. Lignin macht ca. 30-Masse-% des Holzes aus, der übrige Anteil wird hauptsächlich von Zellulose gebildet. Zwischen 70 und 120°C unterliegt dieser Bestandteil des Holzes einer Erweichung von glasartigem zu elastischem Verhalten. Ab 160°C tritt ein Wiederverfestigungsprozess ein, der das Lignin bis ca. 200°C zu einem harten kohleähnlichen Stoff umwandelt. Es unterliegt bis 280°C einer Gewichtsreduzierung von nur ca. 10%. Bei 300°C liegt eine Verkohlung des Holzes verbunden mit einem völligem Festigkeitsverlust vor. Aus der Veränderung des Lignins ist folgendes Verhalten für die Druckfestigkeit des Holzes unter Temperatureinwirkung zu erwarten:

- lineare Festigkeitsreduktion zwischen 70 und 120°C
- geringerer Festigkeitsverlust zwischen 120 und 200°C
- verstärkte Abnahme bis 280°C
- bis 300°C völliger Verlust der Druckfestigkeit

Zwei weitere wesentliche Einflussparameter auf die relative Druckfestigkeit unter erhöhten Temperaturen sind, entscheidender als auf die Zugfestigkeit, die Temperatur und der Feuchtegehalt des Holzes.

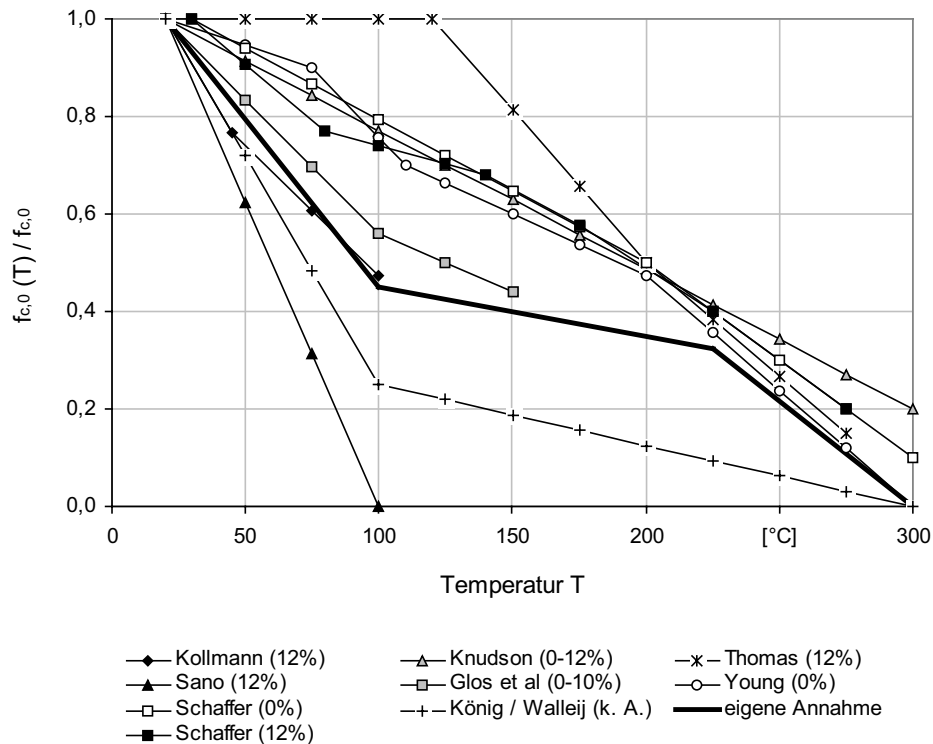


Bild 37: Beziehungen zwischen Temperatur und Druckfestigkeit im Brandfall

Kollmann [49] gibt für Holz mit einem Anfangsfeuchtegehalt von 0% eine lineare Reduktions-Beziehung auf ca. 50% bei 230°C an. Seine Ergebnisse stehen in guter Übereinstimmung mit denen von Knudson et al. [48] und Schaffer [75].

Sano [73] führt Versuche an Holz mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von 12% durch. Er stellt eine starke lineare Abnahme der Druckfestigkeit auf 15% bei 70°C im Vergleich zur Festigkeit bei 20°C fest.

Schaffer [75] gibt für Holz mit einem Anfangsfeuchtegehalt von 0% eine lineare Reduktions-Beziehung an, die bei 300°C den völligen Verlust der Druckfestigkeit erreicht. In [78] dokumentiert Schaffer Versuche an Kleinproben zur Bestimmung der Druckfestigkeit des Holzes unter Temperatureinwirkung. Es werden sowohl Proben mit einem Feuchtegehalt von 0% als auch von 12% getestet. Schaffer konstatiert anhand seiner Ergebnisse nur geringe Differenzen der Festigkeiten von ca. 10% zwischen beiden

Holzfeuchten. Diese Erkenntnis steht im Widerspruch zur Mehrheit der bisher veröffentlichten Forschungsberichte. Prinzipiell lässt sich jedoch feststellen, dass auch diese von Schaffer angegebenen Daten in guter Übereinstimmung zu denen von Knudson et al. [48] stehen.

Knudson und Schniewind [48] führten Tests an Kleinproben in ähnlicher Methode wie die im Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Zugversuche durch. Sie verwendeten Proben mit einem Feuchtegehalt zwischen 0 und 12%. Als Ergebnis ihrer Untersuchungen weisen sie eine lineare Abnahme der Druckfestigkeit mit der Temperatur auf ca. 20% bei 300°C nach. Die von ihnen angegebene Beziehung steht in genereller Übereinstimmung mit dem Verhalten der Bestandteile. Sie bestätigen mit ihren Ergebnissen die frühere Theorie von Kollmann [49] im Temperaturbereich bis 175°C.

Glos et al. [39] testete wie in Abschnitt 4.2.2 beschrieben Fichtenholzproben in Bauteilgröße. Die Querschnittsabmessungen der Prüfkörper für die Druckversuche betragen 50/120 mm. Sie wurden in einer Länge von 180 mm hergestellt. Wie bei der Zugprüfung wurde auch diesen Prüfkörpern ein ebener Verformungszustand derart aufgeprägt, dass der Bruch im Mittel nach ca. 50 s erfolgte. Dabei wurde mit steigender Temperatur ein Ansteigen der Bruchdehnung und somit der mittleren Bruchzeit konstatiert. Anhand der durchgeführten Versuche konnte weiterhin gezeigt werden, dass die Druckfestigkeit in enger Beziehung zur Holzfeuchte steht und mit abnehmendem Feuchtegehalt im Allgemeinen ansteigt. Bis 100°C erfolgt im Feuchtebereich 0-2% eine Reduktion der Druckfestigkeit auf 82% der Ausgangsfestigkeit bei 20°C, im Feuchtebereich 3-6% auf 67% und im Feuchtebereich 7-10% auf 56%. Bis zum Erreichen von 150°C sinkt die relative Festigkeit in den beiden erstgenannten Feuchtebereichen auf ca. 62 bzw. 44% ab.

Glos et al. schlagen als Ergebnis ihrer Untersuchungen eine bilineare Beziehung für die relative Druckfestigkeit unter erhöhten Temperaturen vor, die bei 100°C 56% und bei 150°C 44% der Ausgangsfestigkeit bei 20°C erreicht. Die Angabe für 100°C entspricht den Versuchsdaten mit einem Feuchtegehalt von 7-10%, die Abminderung bei 150°C wurde aus den Probenkollektiven mit einer Feuchte von 3-6% ermittelt. Diese Feuchtespektren werden in den angegebenen Temperaturbereichen als sinnvoll eingestuft.

Mit den Ergebnissen ihrer Untersuchungen zur Ermittlung der Festigkeiten von Bauholz bei hohen Temperaturen konnten sie bestätigen, dass die aus Versuchen an Kleinproben gewonnene Erkenntnis, nach der die Zugfestigkeit am wenigsten und die Druckfestigkeit am stärksten von der Temperatur beeinflusst wird, auch für Proben konstruktionsüblicher Abmessungen und Qualität gilt.

König [53] führt eine Testserie mit im Ofen erhitzten belasteten Balken durch. Er stellt bei Temperaturbeanspruchung auf der Biegedruckseite größere Abnahmen der Biegesteifigkeiten als bei Temperaturbeanspruchung auf der Biegezugseite fest. Seine Untersuchungen zeigen, dass das mechanische Verhalten bei Biegung durch die Reduktion der Druckfestigkeit und weniger der Zugfestigkeit dominiert wird.

In [55] fassen König / Walleij, wie im Abschnitt 4.2.2 beschrieben, bisher veröffentlichte Forschungsarbeiten zur Untersuchung der Temperaturabhängigkeit elastomechanischer Eigenschaften des Holzes zusammen. Auf der Grundlage dieser Auswertungen geben sie Vorschläge für Beziehungen zwischen Temperatur und Festigkeiten bzw. Steifigkeiten an. Diese Annahmen finden Eingang in den Final Draft prEN 1995-1-2. Für die Druckfestigkeit geben sie ebenso wie für die Zugfestigkeit eine bilineare Reduktion mit einem Steigungswechsel bei 100°C an. Die relative Druckfestigkeit erreicht bei 100°C 25% der Ausgangsfestigkeit bei 20°C und fällt von dort linear auf 0% bei 300°C ab. Diese sehr einfache bilineare Beziehung führt wie schon bei der Zugfestigkeit nach eigenen Angaben zu einer Überschätzung der Festigkeitsabnahme im Temperaturbereich zwischen 100 und 300°C. Diese Vereinfachung wird von ihnen durch die Tatsache gerechtfertigt, dass die meisten Querschnittsbereiche im Brandfall eine Temperatur kleiner als 100°C aufweisen. Die starke Reduzierung der Druckfestigkeit bis auf 25% der Ausgangsfestigkeit bei 100°C wird von ihnen durch den signifikanten Einfluss des Kriechens und der Plastifizierung des Holzes unter Druckbeanspruchung begründet.

Thomas et al. [86] und [87] führen selbst keine Versuche zur Bestimmung der Druckfestigkeit von Holz unter erhöhten Temperaturen durch. Von ihnen werden Ergebnisse unterschiedlicher Forscher für Skandinavische Fichte und Radiatakiefer mit einem Anfangsfeuchtegehalt von 12% ausgewertet. Sie erhalten dabei sehr unterschiedliche Ergebnisse, von denen einige gut Sulzberger's und Sano's geringe Werte widerspiegeln und andere eher mit Knudson's, Kollmann's und Schaffer's Kennlinien übereinstimmen. So geben sie z.B. für Skandinavische Fichte bis 100°C eine starke Abnahme der Druckfestigkeit an, während sie für Radiatakiefer bis 120°C nahezu konstant bleibt.

Young [94] dokumentiert 1996 durchgeführte Versuche an Radiatakiefer zur Bestimmung der Druckfestigkeit im Temperaturbereich zwischen 20 und 300°C. Er beabsichtigte reale Bedingungen für Wände in Holzrahmenbauweise so genau wie möglich abzubilden. Dieses Vorhaben ist ihm aufgrund einer Vielzahl von Problemen nur teilweise gelungen. Er benutzte für seine Tests sehr gutes Holz in für Australien üblichen Abmessungen von $b/h/l = 38/90/400\text{mm}$. Die Proben wurden aus 90 x 90 mm Stücken gespalten. Eine Hälfte wurde bei Raumtemperatur und die andere unter erhöhten Temperaturen getestet, so dass es möglich war, relative Festigkeiten direkt abzuleiten und damit die Anzahl der erforderlichen Versuche zur Gewinnung verwertbarer Daten

auf ein Minimum zu reduzieren. Er wählte die Belastungsrate korrespondierend zur Dehnungsrate von 0,001/min – 25%. Bei einer Dauer der Beanspruchung von 3-5 min ergab dies im Vergleich zu den Untersuchungen von Lau [60] eine schnelle Belastungsrate.

Er wertete anhand der aufgenommenen Daten eine Reihe von Vergleichsserien aus. So stellte er beispielsweise die relative Druckfestigkeit von Proben mit anfänglich 0% Feuchte denen die anfänglich 12% aufwiesen gegenüber. Er zeigte, dass Proben mit einer Ausgangsfeuchte von 0% eine wesentlich höhere Festigkeit als jene mit 12% Anfangsfeuchte aufweisen. Des Weiteren entwickelte er für Proben mit einer Ausgangsfeuchte von 0% eine Beziehung für die relative Druckfestigkeit zur Ausgangsfestigkeit bei Raumtemperatur. Diese Kennlinie steht in ausgezeichneter Übereinstimmung zu denen von Schaffer, Knudson und Kollmann.

Allgemein lassen sich durch einen Vergleich der veröffentlichten Forschungsarbeiten zum Druckfestigkeitsverhalten von Holz unter erhöhten Temperaturen nachfolgend aufgeführte Schlussfolgerungen zusammenfassen.

Die Ergebnisse von Sano, Thomas et al. und Young zeigen, dass die Druckfestigkeitsreduktion für 12% Ausgangsfeuchte im Vergleich zu Holz mit einer Ausgangsfeuchte von 0% wesentlich ausgeprägter ist. Dieser Trend konnte durch die von Schaffer angegebene Beziehung jedoch nicht bestätigt werden.

Die Untersuchungen von König belegen, dass das mechanische Verhalten bei Biegung durch die Reduktion der Druckfestigkeit und weniger der Zugfestigkeit dominiert wird.

Aufgrund der Dominanz der Druckfestigkeitsabnahme gegenüber der Zugfestigkeit, den sehr unterschiedlichen Ergebnissen von Thomas et al. und den begrenzt vorliegenden und auswertbaren Daten ist die Durchführung weiterführender Versuche unbedingt erforderlich.

Anhand der gewonnenen Erkenntnisse aus den bisher veröffentlichten Forschungsarbeiten zur Beurteilung der Druckfestigkeit unter erhöhten Temperaturen wurde für die Analyse der Tragfähigkeiten von druckbeanspruchten Holzbauteilen im Brandfall eine trilineare Beziehung zur Beschreibung der relativen Druckfestigkeit entwickelt.

Im Temperaturbereich bis 100°C wird eine lineare Abnahme auf 50% der Ausgangsfestigkeit angesetzt. Diese Annahme steht in guter Übereinstimmung zu den Angaben von Glos et al. und Kollmann. Im Vergleich zu den Ergebnissen von Schaffer, Knudson und Young wird eine stärkere Festigkeitsabnahme festgelegt, da in allen ausgewerteten Arbeiten keine Kriech- und Plastifizierungseinflüsse enthalten sind. Die von König / Walleij in [55] angegebene Beziehung ist nach eigenen Angaben eine sehr vereinfachte Annahme, die unter der Voraussetzung gewählt wurde, die von ihnen zur Beurteilung herangezogenen Druckfestigkeitsreduktionen nach Kollmann, Schaffer und Glos nicht zu unterschreiten. Diese Vorgehensweise führt für die Druckfestigkeit im

Bereich bis 100°C zu einer Reduktion auf 25% der Festigkeit unter Normaltemperaturen. Dies ist durch die von Kollmann für 45°C angegebene Verminderung der Druckfestigkeit auf 75% im Vergleich zu 20°C begründet. Diese beachtliche Festigkeitsabnahme konnte jedoch durch andere Untersuchungen nicht verifiziert werden. Die Abnahme der Druckfestigkeit unter erhöhten Temperaturen wird im Rahmen der Tragfähigkeitsanalysen durch eigene Annahmen entsprechend Bild 37 erweitert.

Die von Sano angegebene Beziehung findet bei der Festlegung der Kennlinie zur Beschreibung der relativen Druckfestigkeit von Holz unter erhöhten Temperaturen keine Berücksichtigung, da sie im Widerspruch zu allen bisher veröffentlichten Arbeiten steht. Im Temperaturbereich zwischen 100 und 300°C wird, wie auch bei der Zugfestigkeit, eine zusätzliche Abstufung bei 225°C vorgenommen. Zwischen 100 und 225°C ist die Beziehung der relativen Druckfestigkeit infolge der abgeschlossenen Austrocknung und der Wiederverfestigung des Lignins bei 160°C durch eine geringere Festigkeitsabnahme gekennzeichnet.

Ab 200°C kommt es, wie eingangs beschrieben, zu einer Erhärtung des Lignins mit kohleähnlichem Verhalten gefolgt von einem starken Gewichtsverlust bei ca. 280°C, der eine signifikante Reduktion der Druckfestigkeit bewirkt. Aufgrund dieser Zusammenhänge und der Vorgabe, die Festigkeitsabnahmen bisher veröffentlichter Arbeiten im Temperaturbereich oberhalb 100°C nicht zu unterschreiten, wird bei 225°C eine deutliche lineare Abnahme der Festigkeit bis zum völligen Verlust der Druckfestigkeit bei 300°C angesetzt.

4.2.4 Biegezug- und Biegedruckfestigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung

Das Versagen eines Holzbalkens unter Normaltemperaturen bei Biegebeanspruchung tritt in der Regel schlagartig auf der spröden Biegezugseite ein. Daher ist, wie in Abschnitt 4.1.2 beschrieben, unter der Biegefestigkeit im Allgemeinen der Wert der Biegezugfestigkeit zu verstehen. Unter erhöhten Temperaturen wird gleichermaßen die Biegezugseite zum tragfähigkeitsentscheidenden Kriterium. Auch im Brandfall wird der Bruch durch ein fortschreitendes Reißen der Zugfasern eingeleitet. Im Gegensatz zur Zug- und Druckbeanspruchung wurden zur Bestimmung der temperaturabhängigen elastomechanischen Eigenschaften unter Biegebeanspruchung bisher nur wenige Untersuchungen durchgeführt.

Eine der umfangreichsten dokumentierten Versuche zur Bestimmung der Biegefestigkeit und des Biege-Elastizitätsmoduls unter erhöhten Temperaturen wurden von Glos et al. [39] an Fichtenholzproben in Bauteilgröße durchgeführt. Insgesamt wurden 128 Biegeproben in die Auswertung einbezogen. Die Querschnittsabmessungen der

Prüfkörper betragen nach Abrichten und Hobeln 70/150 mm mit einer Länge von 3000 mm und einer Stützweite zwischen den Auflagern von 2700 mm. Die Biegeprüfung wurde in Anlehnung an DIN 52186 [10] durchgeführt. Während der Prüfung befand sich die Seite mit der maximalen Ästigkeit in der Zugzone. Der Kraftangriff erfolgte in den Drittelpunkten. Die Durchbiegung wurde in Feldmitte mit zwei Induktivaufnehmern gemessen. Der Bruch erfolgte bei konstanter Verformungsgeschwindigkeit nach ca. 130 s.

In den durchgeführten Versuchsreihen wurden die Mittelwerte und Standardabweichungen der Biegefestigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur bestimmt. Zusätzlich sind aus den Messdaten die 10 und 20%-Fraktile der Versuchswerte parameterfrei ermittelt worden. Es zeigt sich, dass die 20%-Fraktile in etwa mit der unteren Standardabweichung zusammenfällt. Während die Mittelwerte der Festigkeiten nahezu linear mit der Temperatur abnehmen, ist bei der 10%-Fraktile im Temperaturbereich zwischen 20 und 100°C eine geringere Verminderung feststellbar.

In Bild 38 ist die relative Biegefestigkeit nach Glos et al. in Abhängigkeit von der Temperatur graphisch dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Biegefestigkeit, unter der, wie oben beschrieben, näherungsweise die Biegezugfestigkeit verstanden wird, bis 100°C auf 72% und bis 150°C auf 58% absinkt.

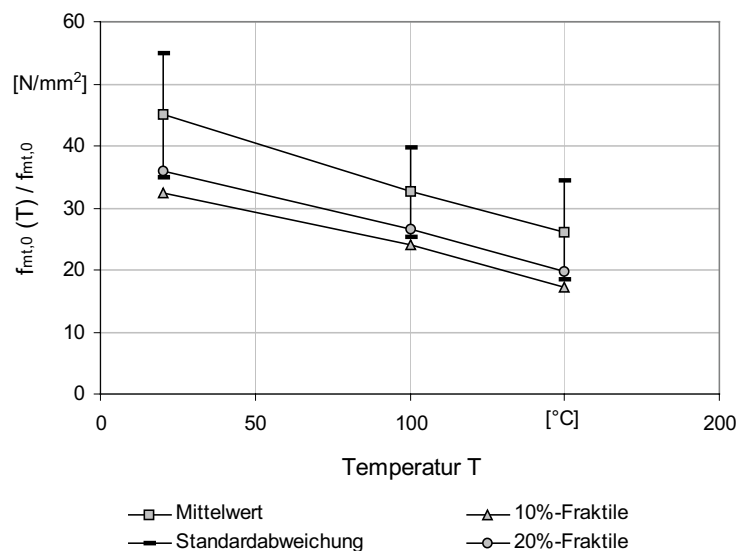


Bild 38: Biegezugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur nach Glos et al. [39]

König / Walleij dokumentieren in [55] Ergebnisse aus Versuchen an Holzbalken unter Biegebeanspruchung. Zusätzlich kalibrieren sie Beziehungen zur Zug- und Druckfes-

tigkeit als Eingangsparameter eines strukturmechanischen Modells anhand ihrer Resultate und Beurteilungen anderer Untersuchungen. Da die Auswertungen für reine Biegebeanspruchung gelten, werden auch sie der Entwicklung einer Beziehung zur Beschreibung der temperaturabhängigen Biegezugfestigkeit zugrundegelegt.

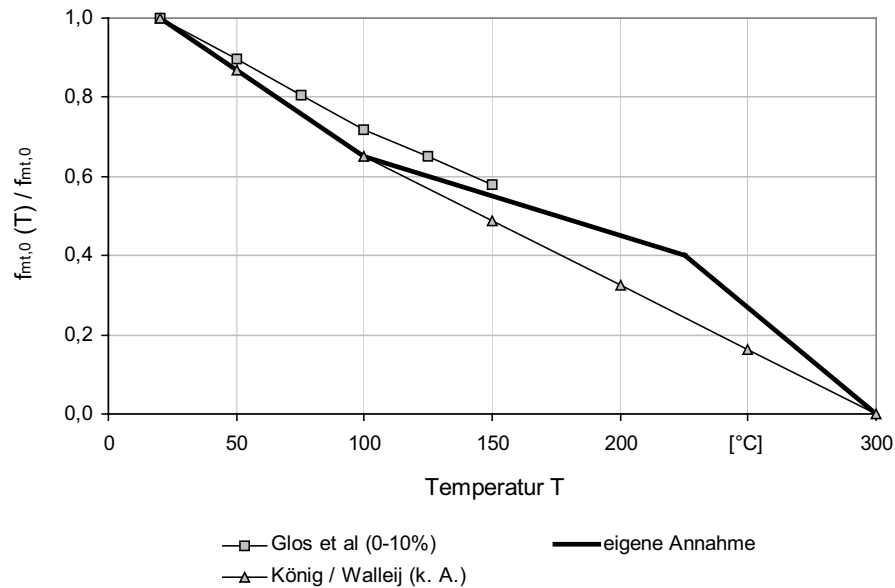


Bild 39: Biegezugfestigkeit in Abhängigkeit der Temperatur

Zur Abhängigkeit der Biegedruckfestigkeit von der Temperatur liegen bislang keine gesicherten Daten aus Versuchen vor. Daher wird dem strukturmechanischen Modell zur Analyse des Tragverhaltens von Holzbauteilen unter Biegebeanspruchung die Beziehung der relativen Druckfestigkeit zugrundegelegt.

4.2.5 Steifigkeit von Holz unter Temperaturbeanspruchung

Neben der Veränderung der Festigkeitseigenschaften ist auch die Reduktion der Steifigkeiten von Holz unter erhöhten Temperaturen bisher Gegenstand umfangreicher Forschungsarbeiten gewesen. Der Einfluss der Temperatur auf die Veränderung des Elastizitätsmoduls wurde im Allgemeinen in Zug- und Biegeversuchen bestimmt. Nur eine sehr begrenzte Anzahl von Versuchsdaten zur Bewertung des Elastizitätsmoduls im Druckbereich unter erhöhten Temperaturen stammt direkt aus Druckversuchen. Diese Unterscheidung spielt jedoch eine wesentliche Rolle bei der Beurteilung der Steifigkeit unter erhöhten Temperaturen. Die Zugfestigkeitseigenschaften des Holzes wer-

den überwiegend durch den Anteil an Zellulose beeinflusst, während die Druckfestigkeitseigenschaften in hohem Maße vom Ligninanteil gesteuert werden. Diese Bestandteile werden, wie in Abschnitt 2.1 beschrieben, bei unterschiedlichen Temperaturen in verschiedenen Größenordnungen abgebaut. Diese Prozesse lassen auf ein unterschiedliches Reduktionsverhalten der Elastizitätsmoduln von Holz bei Zug- und Druckbeanspruchung unter erhöhten Temperaturen schließen.

Kollmann [50] führte Testserien an erhitzten Proben unter Biegebeanspruchung durch. Es wurden Versuchskörper konstanter Temperatur mit Raumtemperatur sowie 40, 60, 80 und 100°C untersucht. Innerhalb der Testdauer von 60 min wurden die Be- und Entlastungen in Intervallen von mindestens 1,5 min aufgebracht. Im zweiten oder dritten Belastungszyklus erreichten die Proben den geringsten Elastizitätsmodul bei konstanter Solltemperatur im Querschnitt. Nach Erreichen des Tiefstwertes stellte sich ein erneuter Zuwachs der Steifigkeiten, aufgrund der Austrocknung des Querschnitts ein. So wies z.B. ein Probekörper mit einem anfänglichen Feuchtegehalt von 11,4% zwischen der Raumtemperatur und einer Temperatur von 80°C eine Reduktion des Elastizitätsmoduls auf 40% des Ausgangswertes auf. Nach Erreichen des Minimums bei 80°C wurde ein Anwachsen bis 100°C auf 55% des Ausgangswertes konstatiert. Die Ermittlung dieser Daten erfolgte für reine Biegebeanspruchung. Es sind jedoch für die gewählten Randbedingungen korrespondierende Werte für Druck- und Zugbeanspruchung in derselben Größenordnung zu erwarten.

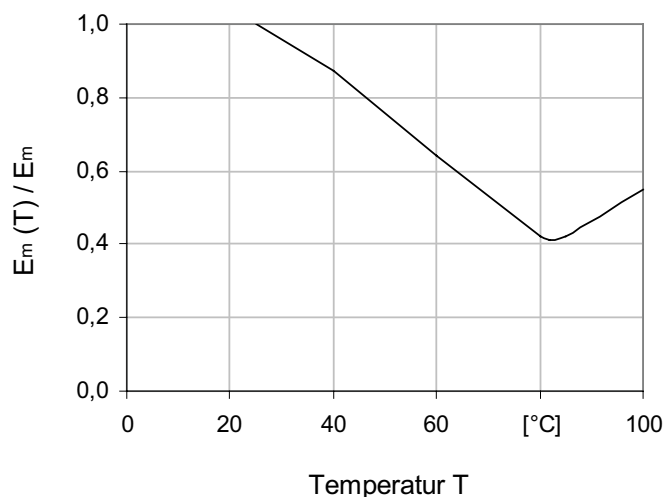


Bild 40: Beziehung zwischen Temperatur und Biege-Elastizitätsmodul nach [50]

Bei der Beurteilung dieser Untersuchungen ist im Wesentlichen darauf zu achten, dass sie im Widerspruch zu den meisten sonst veröffentlichten Forschungsarbeiten stehen. Dies kann auf verschiedene Ursachen zurückzuführen sein. Zum Einen gestaltet sich die Aufrechterhaltung eines kontrollierten Feuchteniveaus während des Tests als außerordentlich komplex. Zum Anderen kommt der Belastungsrate ein signifikanter Einfluss zu. Sie reagiert zusätzlich sensitiv auf den Feuchtegehalt des Holzes. Erhöhte Temperaturen und ein hoher Feuchtegehalt führen zu einem deutlichen Anstieg der Kriechverformungen [78]. Dieser Aspekt spielt besonders in Querschnittsteilen, deren Temperaturen nahezu 100°C betragen eine wesentliche Rolle, da es in diesen Bereichen nach White et al. [92] und Fredlund [34] zu Feuchtigkeitsanhäufungen kommen kann. Fast alle Forscher verwenden bei den durchgeführten Versuchen hohe Belastungsraten. Daher ist in den von ihnen entwickelten Beziehungen zur Reduktion der Steifigkeiten unter erhöhten Temperaturen der Einfluss des zeitabhängigen Kriechens vor der Austrocknung des Holzes nicht oder nur geringfügig berücksichtigt.

Schaffer [78] bestimmt im Rahmen seiner Untersuchungen den Elastizitätsmodul von Holz parallel zur Faser ohne Differenzierung zwischen Zug, Druck und Biegung. Für Holz mit einem Ausgangsfeuchtegehalt von 12% stellt er im Bereich zwischen 20 und 180°C einen geringen Temperatureinfluss mit einer Steifigkeitsabnahme um 12% bezogen auf den Ausgangswert bei 20°C fest. Ab 180°C stellt sich ein deutlicher linearer Abfall des Elastizitätsmoduls bis auf 0% bei 300°C ein.

White et al. [92] unterscheiden bei ihren Versuchen nicht in Druck- und Zugelastizitätsmoduln. Zudem sind die ermittelten Daten aufgrund der erheblichen Streuung der Werte zwischen 150 und 250°C nur bedingt bewertbar. Er stellt fest, dass Querschnitte, die in 60 Minuten auf die gleiche Endtemperatur erwärmt wurden, wie andere in 30 Minuten, größere Festigkeiten und Steifigkeiten aufwiesen. Die Erklärung liegt in den, für die kürzere Erwärmungszeit erforderlichen höheren Oberflächentemperaturen. Diese bewirken eine stärkere Zersetzung in oberflächennahen Bereichen. Die erhebliche Streuung der Daten ist auf dieses Phänomen zurückzuführen.

4.2.5.1 Elastizitätsmodul bei Zugbeanspruchung parallel zur Faser

Die in Abschnitt 2.1 beschriebenen Veränderungen der Bestandteile des Holzes mit steigender Temperatur lassen folgendes Verhalten des Elastizitätsmoduls für Zugbeanspruchung erwarten. Die Austrocknung zwischen 100 und 150°C bewirkt eine Steigerung des E-Moduls gefolgt von einer deutlichen Abnahme ab 200°C, bedingt durch den Abbau der Zellulose. Der chemische Abbau ist abhängig von der Reaktionsrate,

d.h. von der Temperatur und der Zeit. Auch ein Einfluss der Belastungsdauer auf die Steigung der Abnahme ab 200°C ist zu vermuten.

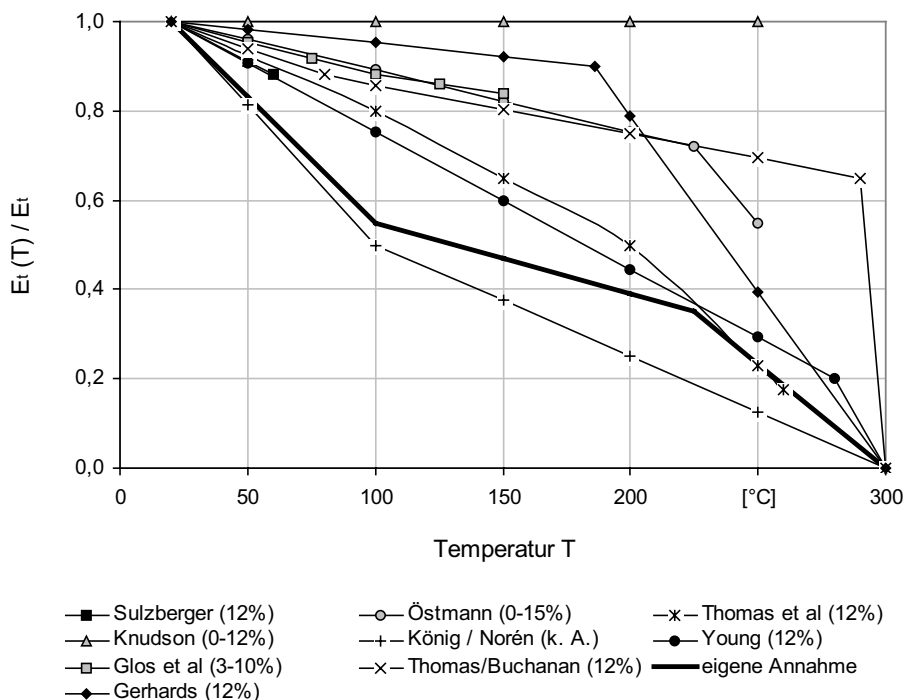


Bild 41: Beziehungen zwischen Temperatur und Zug-Elastizitätsmoduln im Brandfall

Sulzberger [84] konstatiert, dass mit steigender Temperatur eine Abnahme des E-Moduls unter Zugbeanspruchung zu erwarten ist.

Knudson et al. [48] stellen als Ergebnis ihrer Untersuchungen eine zu vernachlässigende Abhängigkeit der Steifigkeiten bei Zugbeanspruchung von der Temperatur fest. In Analogie zur Beurteilung der relativen Druck- und Zugfestigkeiten wenden sie auch zur Bestimmung der Abhängigkeiten des E-Moduls von Temperatur und Feuchtegehalt die indirekte Vorgehensweise unter Verwendung dynamischer Mittel an.

Bei der Durchführung dieser Untersuchungen waren eine Vielzahl von Annahmen zu treffen, wie beispielsweise zu Zwängen sowie zur Unversehrtheit der Proben im Hinblick auf Risse und Spalte. Zudem mussten von ihnen passende Gleichungen für die natürliche Frequenz als Funktion des E-Moduls in Beziehung zu anderen Variablen entwickelt werden. Die nicht vorhandene Steifigkeitsreduktion oberhalb 200°C ist vermutlich auf Einfluss der anderen Parameter zurückzuführen.

Neben diesen Faktoren könnte der Mangel an Daten zur Kalibrierung der gewählten Methode eine weitere Ursache für die Diskrepanzen zu anderen Forschungsarbeiten sein.

In den von Glos et al. [39] durchgeführten Testserien an Proben in Bauteilgröße erfolgte die Wegmessung zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls unter Zug-, Druck- und Biegebeanspruchung mit zwei an diagonal gegenüberliegenden Prüfkörperkanten angebrachten Induktivaufnehmern. Um eine übermäßige Erwärmung durch die Infrarotstrahler zu verhindern, wurden die Induktivaufnehmer mittels keramikbesetzter Kupferrohrstücke mit Luftkühlung abgeschirmt. Den Prüfkörpern wurde ein ebener Verformungszustand aufprägt. Bei konstanter Verformungsgeschwindigkeit führte dieser bei den Zugproben im Mittel nach ca. 80 s zum Versagen.

Trotz der geringen Schwankungen der Holzfeuchten zwischen 6,6 und 9,3% weisen die Ergebnisse große Streuungen auf. Begründet wird dieser Effekt durch die deutliche Varianz der Ästigkeit zwischen den unterschiedlichen Probekörpern.

Für Holz mit einem Feuchtegehalt zwischen 7 bis 10% wurde für den Zugelastizitätsmodul zwischen 20 und 100°C eine lineare Reduktionsbeziehung auf 88% des Ausgangswertes bei 20°C angegeben. Zwischen 100 und 150°C fällt die Abnahme nochmals geringer auf 84% bei 150°C aus.

Gerhards [36] führt selbst keine Versuche zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls unter Zugbeanspruchung durch. Im Rahmen seiner Forschung wertet er Literaturangaben aus, ohne konkrete Angabe, ob es sich dabei um Daten für Zug- oder Drucksteifigkeiten handelt. Verglichen mit Angaben anderer Untersuchungen ist jedoch zu vermuten, dass es sich um Beziehungen des relativen Zug-Elastizitätsmoduls unter erhöhten Temperaturen handelt.

Für die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls wird von ihm eine signifikante Abnahme oberhalb 200°C konstatiert. Des Weiteren beschreibt er eine Beziehung zum Feuchtegehalt. Demnach weist Holz bei einem Anstieg der Ausgangsfeuchte von 6 auf 20% eine Reduktion der Steifigkeit von 22% auf.

Östmann [69] bestätigt in ihren Untersuchungen die von Gerhards [36] beschriebene Abhängigkeit der Zugsteifigkeit vom Ausgangsfeuchtegehalt. Sie stellt für einen Anstieg der Holzfeuchte von 15 auf 20% unter Normaltemperaturen eine Abnahme des Zugelastizitätsmoduls von 20% fest. Auch für die Temperaturabhängigkeit verifiziert sie anhand ihrer Versuche die von Gerhards angegebene Beziehung. Sie misst oberhalb 225°C eine deutliche Abnahme des Elastizitätsmoduls unter Zugbeanspruchung.

König / Walleij [55] ermittelten separate Druck- und Zugelastizitätsmoduln in Abhängigkeit von der Temperatur durch entsprechende Brandbeanspruchung auf der Biege-

druck- oder Biegezugseite. In den Untersuchungen zeigte sich, dass der Einfluss der Temperatur auf die Elastizitätsmoduln auf der Zug- und Druckseite in ähnlicher Größenordnung vorhanden ist. Bei Temperaturbeanspruchung auf der Biegedruckseite stellten sich geringfügig größere Abnahmen der Biegesteifigkeiten als bei Temperaturbeanspruchung auf der Biegezugseite ein.

Die von Thomas et al. [86] und [87] veröffentlichten Daten sind, wie in Abschnitt 4.2.2 beschrieben, das Ergebnis einer Kalibrierung an Versuchsergebnissen von Collier [28]. Sie bestätigen die eingangs aufgestellte These des differierenden Abbaus der Bestandteile des Holzes unter erhöhten Temperaturen und der damit verbundenen separaten Reduktion des Zug- und Druckelastizitätsmoduls.

Auffällig ist ebenso wie bei den relativen Zug- und Druckfestigkeiten die große Streuung der Daten, die wahrscheinlich auf die in den Versuchen gemessene Unempfindlichkeit der Versagenszeiten zurückzuführen ist.

Young [94] leitet für seine Analysen zur Beurteilung der Tragfähigkeit von Wänden in Holzrahmenbauart eine praktische konservative Beziehung ab, da nach seinen Aussagen die Versagenszeit von brandbeanspruchten Holzrahmenwänden insensitiv zum Zug-E-Modul ist. Er setzt eine lineare Reduktion bis auf ca. 20% bei 280°C an.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchzuführenden numerischen Analysen zur Tragfähigkeitsbestimmung von Holzbauteilen im Brandfall wurde anhand der ausgewerteten Forschungsarbeiten eine Beziehung für den temperaturabhängigen Elastizitätsmodul unter Zugbeanspruchung entwickelt.

Diese Annahme orientiert sich im Temperaturbereich bis 100°C eng an den von König [55] durchgeführten Versuchen. Im Temperaturbereich oberhalb 100°C führt die von König / Norén [53] vorgeschlagene vereinfachte bilineare Beziehung nach Angaben von König / Walleij [55] zu einer Unterschätzung der tatsächlichen Steifigkeiten. Aufgrund dieser Tatsache und der gewonnenen Erkenntnisse aus Versuchen wird eine weitere Abstufung bei 225°C vorgenommen. Oberhalb dieser Temperaturgrenze wird den Tragfähigkeitsanalysen eine verminderte Reduktion des E-Moduls auf 35% zugrunde gelegt, gefolgt von einem völligen Verlust der Steifigkeit bis 300°C. Diese Annahme steht in guter Übereinstimmung zu allen übrigen hier beschriebenen Forschungsarbeiten.

Diese Beziehung ist ebenso wie die Kennlinien zur temperaturabhängigen Druck- und Zugfestigkeit durch Ergebnisse der numerischen Analysen anhand von Versuchsergebnissen zu verifizieren.

4.2.5.2 Elastizitätsmodul bei Druckbeanspruchung parallel zur Faser

Zur Beurteilung der temperaturabhängigen Steifigkeit von Holz unter Druckbeanspruchung liegen bisher nur wenige Versuchsergebnisse und Forschungsarbeiten vor. Grundsätzlich ist unter Berücksichtigung der Veränderung der Holzbestandteile unter Temperatureinwirkung folgendes Verhalten zu erwarten.

Für Holz mit einem signifikanten Ausgangsfeuchtegehalt zwischen 50 und 100°C wird sich aufgrund der Verdampfung des Wassers eine deutliche Reduktion der Steifigkeit in dem genannten Temperaturbereich einstellen. Zwischen 80 und 150°C erfolgt eine feuchteunabhängige Abnahme durch den Übergang des Lignins von glasähnlicher zu gummiartiger Steifigkeit. Durch die Wiederverfestigung des Lignins zwischen 150 und 200°C ist mit einer Art Stabilisierungseffekt zu rechnen. Die Zersetzung und Auflösung des Lignins ab 200°C lässt eine deutliche Reduktion ab Erreichen dieser Temperaturgrenze vermuten.

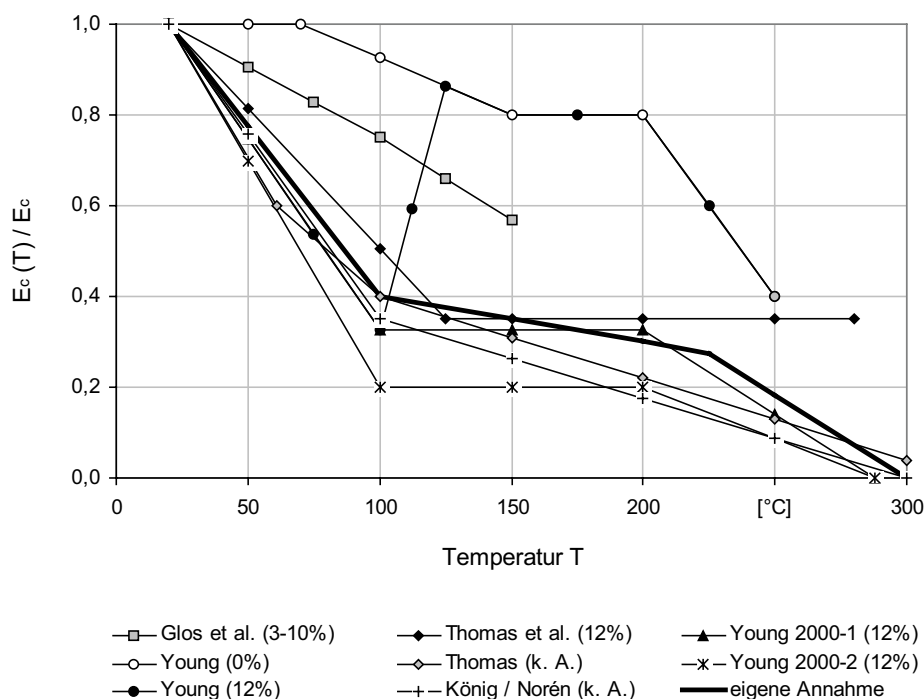


Bild 42: Beziehungen zwischen Temperatur und Druck-Elastizitätsmodul im Brandfall

In den von Glos et al. [39] durchgeführten Versuchen an Fichtenbauholz wurde den Prüfkörpern zur Bestimmung des Elastizitätsmodul bei Druckbeanspruchung ebenfalls

ein ebener Verformungszustand aufprägt. Bei konstanter Verformungsgeschwindigkeit führte dieser im Mittel nach ca. 50 s zum Versagen.

Anhand ihrer Ergebnisse schlussfolgerten sie, dass der E-Modul mit steigender Temperatur deutlich abnimmt. Weiterhin wurde eine klare Abhängigkeit vom Feuchtegehalt konstatiert. Dieser ist für Temperaturen oberhalb 100°C markanter als im Bereich darunter. Für einen Probekörper mit einem Feuchtegehalt zwischen 7 bis 10% wurde für den Druckelastizitätsmodul zwischen 20 und 100°C eine lineare Reduktionsbeziehung auf 75% des Ausgangswertes bei 20°C, für den Feuchtebereich 0-2% jedoch nur eine Abnahme um 10% auf 90% des Ausgangswertes angegeben. Im Feuchtebereich 3-6% fällt der Druck-E-Modul auf 85% ab. Oberhalb 100°C nimmt die Steifigkeit für den Feuchtebereich 3-6% auf ca. 57% und für einen Feuchtegehalt von 0-2% auf ca. 78% ab.

Young [93] führte 1996 Versuche an Radiatakiefer zur Bestimmung der temperaturabhängigen mechanischen Eigenschaften unter Druckbeanspruchung durch. Seine Ergebnisse zeigten eine hohe Übereinstimmung zu dem eingangs beschriebenen Erwartungswerten (vgl. Bild 42 (Young 2000-1)). In den von ihm durchgeführten FE-Analysen zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Wänden in Holzrahmenbauart führt der Anstieg des E-Moduls zwischen 100 und 125°C nicht zu guten Übereinstimmungen mit Versuchsergebnissen. Er vermutet als Ursache deutliche Kriech- und Plastifizierungseinflüsse und schlägt daher, aufgrund fehlender Modelle zur Berücksichtigung dieser Einflüsse, eine konstante Kennlinie zwischen 100 und 200°C mit einem anschließenden linearen Abfall auf Null bei 288°C vor.

Thomas et al. [87] geben im Temperaturbereich bis 200°C eine ähnliche Beziehung wie Young an. Die deutliche lineare Verminderung der Steifigkeit oberhalb 200°C wird von ihnen nicht bestätigt. Sie geben ab 125°C eine konstante Kennlinie des relativen Elastizitätsmoduls bei Druckbeanspruchung an und weisen damit eine gute Übereinstimmung zu Versuchsergebnissen von Collier [28] nach.

Abweichend von der in [87] angegebenen Abhängigkeit legt Thomas seinen 1997 durchgeführten Analysen zur Ermittlung des Feuerwiderstands von Holzleichtbauwänden und Decken [88] eine Beziehung des Elastizitätsmoduls unter Druckbeanspruchung zugrunde, die von 40% bei 100°C auf eine Reststeifigkeit von ca. 4% bei 300°C linear abnimmt.

Young [94] zeigt, dass seine 1996 entwickelte Beziehung für den relativen Elastizitätsmodul bei Druckbeanspruchung zu einer signifikanten Überschätzung der Versagenszeiten von Wänden in Holzrahmenbauart bei Brandbeanspruchung führt. Er führt die deutlichen Abweichungen auf nennenswerte Kriecheinflüsse und plastisches Verhalten

tendes Holzes im Druckbereich zurück. Durch Kalibrierung des E-Moduls an Testergebnissen entwickelt er eine spezielle Beziehung, in der der Temperatureinfluss unter Vernachlässigung der Zeit enthalten ist.

Allgemein lässt sich feststellen, dass ein offensichtlicher Mangel an verwertbaren experimentellen Daten zur Beurteilung des Belastungs- und Beanspruchungseinflusses auf die Steifigkeiten von Holz in Abhängigkeit von der Temperatur vorhanden ist. Gesicherte Daten für den Druckelastizitätsmodul fehlen, so dass auch hier Versuche an Proben bei reiner Druckbeanspruchung unbedingt erforderlich sind.

Für die im Rahmen dieser Arbeit durchzuführenden numerischen Tragfähigkeitsanalysen von Holzbauteilen im Brandfall wurde unter Auswertung der bisherigen Erkenntnisse eine eigene Beziehung zur Beschreibung des relativen Druck-Elastizitätsmoduls unter erhöhten Temperaturen entwickelt. Diese orientiert sich an Ergebnissen aus Versuchen. Die angenommene lineare Verminderung der Steifigkeit auf 40% bei 100°C steht in guter Übereinstimmung zu den beschriebenen Kennlinien. Die von Young 2000-2 angegebene Beziehung, die explizit zur Untersuchung von Wänden in Holzrahmenbauart entwickelt und an Versuchsergebnissen kalibriert wurde, bleibt hier unberücksichtigt.

Auch für den relativen Druckelastizitätsmodul wird aus den bereits für die Zugsteifigkeit beschriebenen Ursachen eine trilineare Beziehung mit einer zusätzlichen Abstufung bei 225°C entwickelt. Oberhalb dieser Temperaturgrenze wird eine verminderte Reduktion des E-Moduls auf 35% zugrunde gelegt, gefolgt von einem völligen Verlust der Steifigkeit bis 300°C. Diese Annahme steht in guter Übereinstimmung zu allen übrigen hier beschriebenen Forschungsarbeiten.

4.2.5.3 Elastizitätsmodul bei Biegezug- und Biegedruckbeanspruchung parallel zur Faser

In Analogie zu den temperaturabhängigen Biegezug- und Biegedruckfestigkeiten von Bauholz existieren auch zur Beurteilung des Elastizitätsmoduls nur sehr begrenzte auswertbare Daten aus Versuchen.

Glos et al. [39] geben als Ergebnis ihrer Testserien an insgesamt 128 Biegeproben aus Fichtenbauholz eine bilineare Beziehung des relativen Elastizitätsmoduls an, die bei 100°C 88% und bei 150°C ca. 81% der Ausgangssteifigkeit aufweist. Da das Versagen in der Regel auf der spröden Biegezugseite eintritt, kann die angegebene Steifigkeit näherungsweise mit dem Biegezug-E-Modul gleichgesetzt werden.

Zur Beschreibung des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls unter Biegezugbeanspruchung wurde eine trilineare Beziehung entwickelt, deren Wendepunkte aus dem bereits im Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Verhalten der Bestandteile des Holzes unter Temperatureinwirkung bei 100 und 225°C liegen.

Es wird zudem eine weitere Differenzierung in visuell und maschinensortierte Hölzer vorgenommen. Dabei wird unterstellt, dass Holz höherer Festigkeit ein spröderes Verhalten der Biegezugzone und damit einen höheren relativen Elastizitätsmodul aufweist.

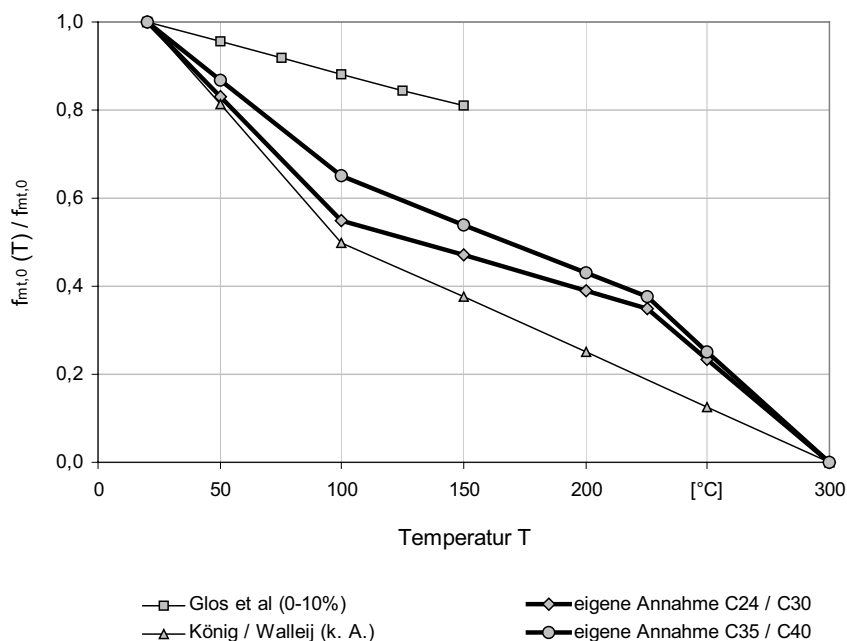


Bild 43: Beziehungen zwischen Temperatur und Biegezug-Elastizitätsmodul im Brandfall

Zur Beurteilung des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls bei Biegedruckbeanspruchung liegen derzeit keine gesicherten Erkenntnisse vor. Der relativen Biegedrucksteifigkeit wird die Beziehung des Druckelastizitätsmoduls unter erhöhten Temperaturen zugrunde gelegt.

4.2.6 Kriechen des Holzes

Es ist allgemein bekannt, dass Kriecheffekte unter Normaltemperaturen über eine längere Beanspruchungsdauer zu einer Vergrößerung der Verformungen führen. Dieser Effekt wird in den Bemessungsnormen für Holzbauteile unter Normaltemperaturen berücksichtigt. So erhöht sich beispielsweise nach [3] die Durchbiegung eines Holzbauteils der Nutzungsklasse 3 (frei der Witterung ausgesetzt) bei einer Beanspru-

chungsdauer von 10 Jahren auf das Dreifache, für ein überdachtes Holzbauteil der Nutzungsklasse 2 führt dieser Einfluss für eine Zeitperiode von 6 Monaten immerhin noch zu einer Vergrößerung der Verformungen auf das 1,5-fache. Hierbei spielt der Feuchtegehalt des Holzes eine wesentliche Rolle. Für letztgenanntes Bauteil beträgt beispielsweise der Verformungszuwachs bei freier Witterung das 2,5-fache.

Über das Kurzzeit-Kriechverhalten unter Brandbedingungen ist in der Literatur nur wenig Material vorhanden.

Schaffer [76] führt Untersuchungen zur Beurteilung des Temperatureinflusses auf das Kriechen in Faserrichtung an Douglasie durch. Als Ergebnis dieser Studie schlägt er ein Modell zur Beschreibung des beobachteten Kriechverhaltens vor. Dieses wird von ihm 1982 [77] durch eine Gleichung auf der Grundlage eines elastisch-plastischen Modells unter Auswertung der experimentellen Ergebnisse ergänzt.

$$\varepsilon_k = \sigma \cdot t^{0,25} \cdot 0,27 \cdot 10^{-4} \cdot e^{0,042 \cdot T} \quad (55)$$

ε_k	Kriechdehnung
σ	Spannung
t	Beanspruchungsdauer
T	Temperatur

Der dargestellte Zusammenhang berücksichtigt die Vergrößerung des Kriecheinflusses mit ansteigender Temperatur. Beziehungen zum Feuchtegehalt des Holzes sind jedoch nicht enthalten. Schaffer [78] schlussfolgert aus dem angegebenen Modell, dass sich der Kriechanteil gegenüber 20°C bei 125°C auf das Zehnfache und bei 250°C auf das Fünfzigfache erhöht.

Der Nachweis der Tragfähigkeit von Holzbauteilen im Brandfall erfolgt nach den Bemessungsnormen für Brandbeanspruchungsdauern von 30, 60, 90 oder maximal 120 Minuten. Die Bedingungen und Spannungsgrößen, die einen entscheidenden Einfluss auf das Kriechverhalten haben, erstrecken sich innerhalb dieser Beanspruchungsdauer wiederum nur auf einen kurzen Abschnitt. Dieser bewirkt jedoch keinen signifikanten Zuwachs der Kriechverformungen. Young [94] schlussfolgert nach Auswertung der Untersuchungen von Schaffer, dass die angegebene Erhöhung des Kriechens, verglichen mit der Verdreifachung nach 10 Jahren unter Normalbedingungen, eine Brandbeanspruchungsdauer von ca. 7 Tagen erfordern würde. Er zeigt, dass infolgedessen das von Schaffer konstatierte Kriechen bei 250°C keine signifikante Rolle spielt.

Forschungsberichte und Aussagen zum Kriechverhalten von Holz in Zusammenhang mit einer Brandbeanspruchung und dem Feuchtegehalt des Holzes sind derzeit in der

Literatur nicht vorhanden. Aufgrund dieses Sachverhalts und der Tatsache, dass die Kriechverformungen bei trockenem Holz keinen wesentlichen Einfluss innerhalb der relativ kurzen Zeitphase der Brandbeanspruchungsdauer haben, kann dieses Phänomen in den numerischen Tragfähigkeitsanalysen innerhalb dieser Arbeit nicht berücksichtigt werden.

Weiterführende Untersuchungen zum Kriechverhalten in Abhängigkeit vom Feuchtegehalt unter erhöhten Temperaturen sind daher unbedingt erforderlich.

4.2.7 Thermische Dehnung des Holzes

Holz weist aufgrund der Anisotropie in den drei Raumachsen verschiedene Wärme-dehnzahlen auf. Nach Kollmann [52] nimmt die thermische Dehnung mit steigender Temperatur zu. Praktisch ist diese Eigenschaft für das Holz im hygroskopischen Bereich nur unterhalb 0°C von Bedeutung, da oberhalb das erwärmungsbedingte Schwinden der thermischen Dehnung entgegenwirkt. Infolgedessen ändern sich die Abmessungen von Holzbauteilen im Brandfall im Gegensatz zu Bauteilen aus Stahl oder Stahlbeton nur geringfügig. Dieses Verhalten wirkt sich vorteilhaft aus, da ein Versagen infolge Querschnittsreduzierung bzw. -vergrößerung nahezu ausgeschlossen werden kann.

4.2.8 Einfluss der zeitlichen Reihenfolge von thermischer und mechanischer Beanspruchung

Unter Realbrandbedingungen ist beim Einsetzen der thermischen Beanspruchung die mechanische Beanspruchung am Bauteil bereits vorhanden. Die bisher durchgeführten Brandversuche liefen überwiegend unter inversen Bedingungen ab, das heißt, dass die Last erst nach Abschluss der Temperatureinwirkung auf das Bauteil aufgebracht wurde. Versuche unter Realbedingungen wurden nur vereinzelt durchgeführt [55]. Sie liefern infolgedessen keine abgesicherten Ergebnisse zu Festigkeits- und Steifigkeitskennwerten im Brandfall.

Um den Einfluss der Reihenfolge von thermischer und mechanischer Beanspruchung abschätzen zu können, wurden an der Bergischen Universität GH Wuppertal Biegeversuche an 80 fehlerfreien Kleinproben durchgeführt [85]. Die Abmessungen der Proben betragen 28 x 28 x 500 mm. Es wurde ein speziell entwickelter Ofen eingesetzt, mit dem eine gleichzeitige thermische und mechanische Beanspruchung aktiviert werden konnte.

Die Einteilung der Versuchskörper erfolgte in zwei Gruppen mit möglichst ähnlichen Eigenschaften. Auf die Proben der ersten Gruppe wurde zunächst eine 30-minütige thermische Beanspruchung aufgebracht. Erst nach Abschluss der Temperatureinwirkung setzte die mechanische Belastung ein.

Auf die Proben der zweiten Gruppe war zu Beginn der thermischen Beanspruchung die mechanische Beanspruchung bereits in vollem Umfang vorhanden. Anhand der Auswertung der Daten lassen sich zwei prinzipielle Ergebnisse ableiten. Zum Einen wurde eine signifikante Abnahme der Steifigkeit im Temperaturbereich bis 100°C konstatiert. Sie wird von den Autoren mit einer erheblichen Reduzierung des Feuchtegehalts von 12 auf 2,5% begründet. Diese Abnahme ist jedoch auf die geringen Abmessungen der verwendeten Kleinproben zurückzuführen. Der beschriebene Einfluss ist in dieser Größenordnung bei Versuchskörpern in Bauteilgröße nicht zu erwarten, so dass sich anhand der Ergebnisse keine Schlussfolgerungen für Bauholz ableiten lassen.

Zum Anderen wurde anhand der ermittelten Daten ein deutlicher Einfluss der zeitlichen Reihenfolge von thermischer und mechanischer Beanspruchung auf die Reduzierung der Steifigkeiten aufgezeigt. Aufgrund der geringen Probenabmessungen ist auch dieses Ergebnis nicht ohne weiteres auf Holzbauteile im Brandfall übertragbar.

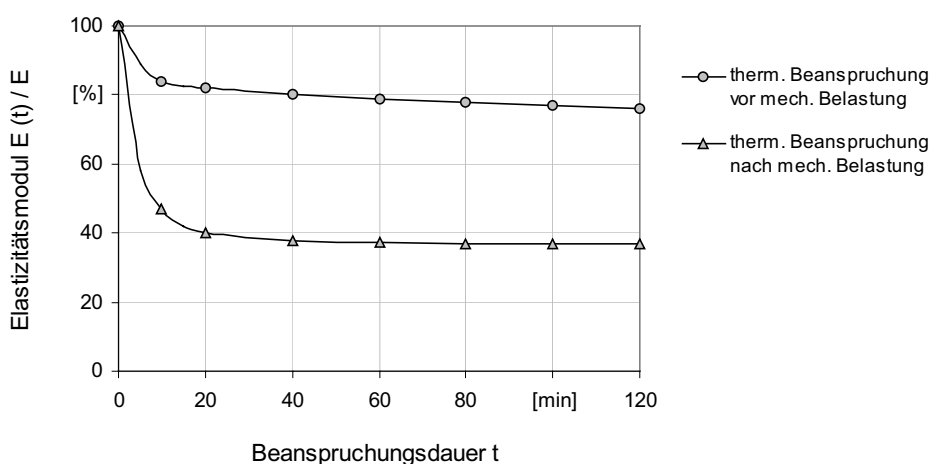


Bild 44: Abnahme des Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit von der Reihenfolge der Beanspruchung und der Beanspruchungsdauer bei 150°C nach [85]

Zur Absicherung der Ergebnisse sowie zur eindeutigen Festlegung des Einflusses der Reihenfolge von Temperatur- und Lasteinwirkung sind umfangreiche Untersuchungen, insbesondere an Proben in Bauteilgröße, erforderlich.

Da zur Beschreibung dieser Beziehungen keine weiteren Daten aus Versuchen und theoretischen Betrachtungen vorliegen, erfolgt die Ermittlung der Tragfähigkeiten von

Holzbauteilen im Brandfall im Rahmen dieser Arbeit unter Berücksichtigung der Festigkeits- und Steifigkeitsreduzierungen auf der Grundlage von Versuchsergebnissen bei denen die mechanische Belastung nach Abschluss der Temperatureinwirkung aufgebracht wurde.

4.2.9 Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes unter erhöhten Temperaturen als Grundlage des FE-Modells

Durch die Auswertung umfangreicher Forschungsarbeiten konnten elastomechanische Materialeigenschaften des Holzes im Brandfall und deren temperaturabhängigen Abnahmen entwickelt werden. Auf der Grundlage dieser Kennlinien wurde die von Glos [38] erarbeitete Spannungs-Dehnungs-Beziehung auf erhöhte Temperaturen für die unterschiedlichen Festigkeitsklassen des Holzes erweitert. Die Bruchfestigkeiten und Steifigkeiten im Brandfall wurden, wie in Abschnitt 4.1.2 beschrieben, entsprechend [19] mit den 20%-Fraktilwerten in Ansatz gebracht. Des Weiteren konnte eine Beziehung für Biegezug- und Biegedruckbeanspruchung abgeleitet werden.

Diese Arbeitslinien werden dem gekoppelten thermisch-strukturmechanischen FE-Modell zugrunde gelegt. Sie werden nachfolgend für Vollholz der Festigkeitsklasse CD 40 für Zug- und Druckbeanspruchungen dargestellt.

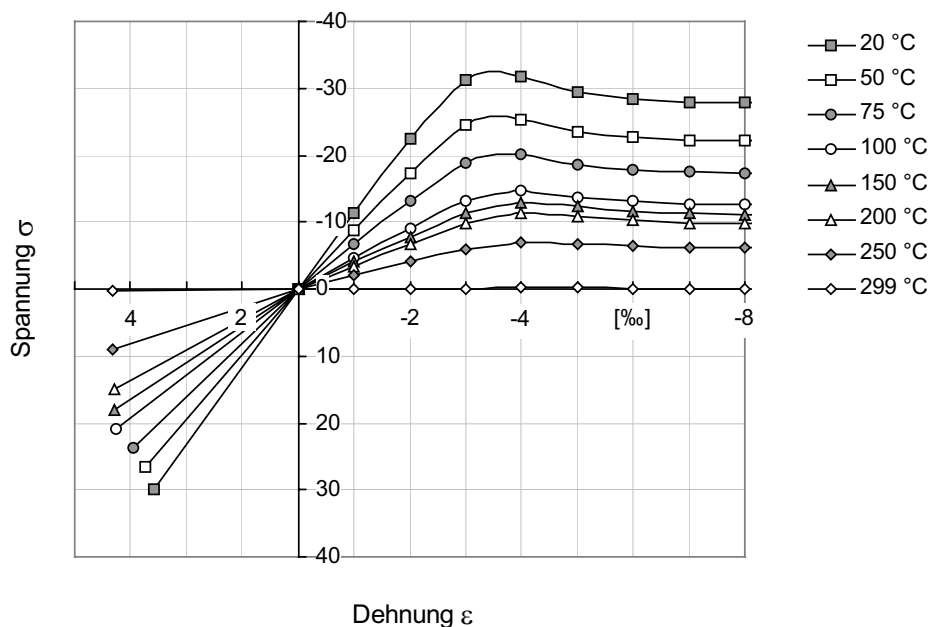


Bild 45: Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Vollholz der Festigkeitsklasse CD 40 für Zug- und Druckbeanspruchung in Abhängigkeit der Temperatur

5 Numerische Tragfähigkeitsermittlung brandbeanspruchter Holzbauteile

5.1 Nichtlineare Strukturanalysen

Nichtlineare Problemstellungen lassen sich generell in zwei Hauptkategorien untergliedern. Zum Einen in den Bereich der geometrischen Nichtlinearitäten, zu denen große Verschiebungen, Rotationen sowie Dehnungen zählen, und zum Anderen in den Bereich der physikalischen Nichtlinearitäten, definiert durch nichtlineare Materialbeziehungen.

Die durchzuführenden Tragfähigkeitsermittlungen brandbeanspruchter Holzbauteile sind aufgrund des präzise formulierten Materialgesetzes, deren Koppelgrößen keine Konstanten sind, in die Gruppe der physikalischen Nichtlinearitäten einzuordnen. Eine Ausnahme bilden schlanke, druckbeanspruchte Holzbauteile, bei denen zusätzlich geometrischen Nichtlinearitäten auftreten.

5.1.1 Grundlagen nichtlinearer Strukturanalysen

Für nichtlineare Berechnungen hat sich bezüglich der Generalität und Effektivität eine sukzessive Vorgehensweise, die allgemein als inkrementell bezeichnet wird, durchgesetzt. Bei diesem Verfahren wird das Gesamtproblem entsprechend der Größe der gültigen Parameterumgebungen in Teilbereiche zerlegt und in mehreren Schritten einer Lösung zugeführt. Das heißt, dass die gegebene Verschiebung bzw. Belastung in mehreren Stufen aufgebracht wird, wobei innerhalb einer Stufe linearisierte Verhältnisse angenommen werden. Die Anfangswerte der Variablen als Ergebnisse der vorhergehenden Berechnung ändern sich dabei von Stufe zu Stufe.

Für die einzelnen Inkremente wird auf Systemebene formal eine zum linearen Fall äquivalente Beschreibung formuliert:

$${}^{t+\Delta t}K_T^{(i-1)} \cdot \Delta U^{(i)} = \Delta R^{(i-1)} \quad (56)$$

${}^{t+\Delta t}K_T^{(i-1)}$	tangentiale Steifigkeitsmatrix
$\Delta U^{(i)}$	Verschiebungsincrement
$\Delta R^{(i-1)}$	Lastincrement (nicht ausbalancierter Lastvektor)

Die tangentielle Steifigkeitsmatrix K_T enthält die lineare Steifigkeitsmatrix K_L und eine Matrix K_{NL} , welche die geometrisch und stofflich nichtlinearen Anteile zusammenfasst.

$$K_T = K_L + K_{NL} \quad (57)$$

5.1.2 Nichtlineare Lösungsverfahren der Finiten-Elemente-Methode

Ziel der Lösung nichtlinearer Analysen ist die Einstellung des Gleichgewichts zwischen von außen einwirkenden Knotenlasten und dem Vektor der Knotenpunktkräfte, die den Element-Spannungen äquivalent sind. Die zu lösende grundlegende Gleichung nichtlinearer Berechnungen lässt sich daher wie folgt formulieren:

$${}^{t+\Delta t}\mathbf{R} - {}^{t+\Delta t}\mathbf{F} = 0 \quad (58)$$

${}^{t+\Delta t}\mathbf{R}$ von außen einwirkende Knotenlasten

${}^{t+\Delta t}\mathbf{F}$ Vektor der Knotenpunktkräfte, die den Element-Spannungen äquivalent sind

Beide Vektoren werden mittels des Prinzips der virtuellen Verschiebungen berechnet. Die Knotenpunktkräfte ${}^{t+\Delta t}\mathbf{F}$ hängen nichtlinear von den Knotenverschiebungen ab. Infolgedessen ist eine iterative Lösung von (58) erforderlich.

Die Iterationsmethode, die vom Programmsystem Ansys/ED 5.7 zur Lösung des Systems angewendet wird, basiert auf dem klassischen Newton-Raphson-Verfahren. Diese Methode ist eine Erweiterung und grundsätzliche Verbesserung sogenannter Einzelschrittverfahren durch die Einführung von Kontrollbedingungen der Gleichgewichtskorrektur.

Die aufzubringende Last bzw. Verschiebung wird in eine Serie von Last- bzw. Verschiebungsinkrementen untergliedert. Diese Inkremente können über mehrere Lastschritte angewendet werden. Das heißt, nachdem ein Inkrement der Knotenpunktverschiebungen berechnet worden ist, das einen neuen Gesamtverschiebungsvektor definiert, kann die zuvor vorgestellte inkrementelle Lösung wiederholt werden. Dabei werden die gerade bekannten Gesamtverschiebungen anstelle der Verschiebungen der Zeit t verwendet.

In den einzelnen Iterationsschritten werden die jeweils letzten Schätzwerte der Knotenpunktverschiebungen zur Berechnung der zugehörigen Element—Spannungen und Knotenpunktkräfte sowie der Tangentensteifigkeitsmatrix benutzt.

Vor jeder Lösung entwickelt die Newton-Raphson-Methode einen nicht ausbalancierten Lastvektor $\Delta \mathbf{R}^{(i-1)}$. Er entspricht der Differenz zwischen den Element-Spannungen (Reactio) und den von außen einwirkenden Knotenlasten (Actio), das heißt, er steht noch nicht mit den Element-Spannungen im Gleichgewicht. Daher ist ein Zuwachs der Knotenpunktverschiebungen erforderlich. Für jeden Iterationsschritt wird eine lineare Lösung unter Verwendung des nicht ausbalancierten Lastvektors durchgeführt. Die Iteration wird solange fortgesetzt, bis der nicht ausbalancierte Lastvektor $\Delta \mathbf{R}^{(i-1)}$ oder die Verschiebungsinkremente $\Delta \mathbf{U}^{(i)}$ hinreichend klein sind.

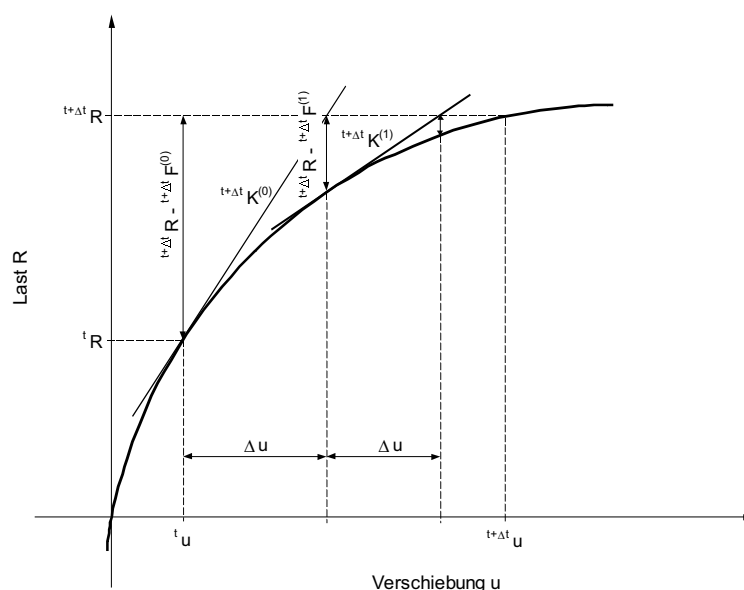


Bild 46: Schemata der Newton-Raphson-Iteration am Beispiel der Last-Verschiebungsbeziehung zur Lösung eines Systems mit einem Freiheitsgrad

Ein Nachteil des Newton-Raphson-Verfahrens besteht darin, dass für jeden Iterationsschritt eine neue Systemmatrix aufzustellen und zu invertieren ist, weshalb es auch allgemein als volle Newton-Raphson-Methode bezeichnet wird. Infolgedessen kann der Rechenaufwand trotz der grundsätzlichen Verbesserung des Lösungsverhaltens, im Vergleich zu den Einzelschrittverfahren, erhebliche Ausmaße annehmen. Daher ist es in Finite-Elemente-Programmen effektiv, Modifikationen des vollen Newton-Raphson-Algorithmus, zu denen die „Anfangsspannungs-Methode“ und das modifizierte Newton-Raphson-Verfahren zählen, anzuwenden. Da beide Methoden nicht Bestandteil der Gleichgewichtssiterationen des Programmsystems Ansys/ED 5.7 sind, soll auf diese hier nicht näher eingegangen werden (s. [21], [64]).

Durch das Zusammenwirken der beschriebenen komplexen Faktoren können in Finite-Elemente-Programmen häufig Konvergenzschwierigkeiten auftreten. Aus diesem Grunde bietet das Programmsystem Ansys/ED 5.7 eine Reihe von Konvergenzsteigerungs- und -verbesserungshilfen an, die separat zugeschaltet werden können. Detaillierte Informationen zu den einzelnen Features können [66] entnommen werden. An dieser Stelle sei nur darauf hingewiesen, dass der Einsatz der genannten Unterstützungen zu einem deutlich gesteigerten numerischen Aufwand führen kann. Daher wird als vornehmliche Maßnahme zum Erreichen von Konvergenz für die Berechnungen eine geringe Lastschrittweite vorgegeben.

5.2 Voraussetzungen numerischer Tragfähigkeitsermittlungen

Das strukturmechanische Modell bildet die Grundlage zur Beschreibung des Material- und des daraus resultierenden Tragverhaltens zug-, druck-, biege- und kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall. Der numerischen Simulation der Tragfähigkeiten werden folgende Voraussetzungen zugrunde gelegt:

1. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes wird entsprechend Abschnitt 4.2.9 definiert. Sie umfasst im Druckbereich das nichtlineare Materialgesetz, während im Zugbereich ein linear-elastisches-sprödes Verhalten unterstellt wird. Hierbei wird vorausgesetzt, dass die für gleichmäßige, ebene Querschnittsverformungen entwickelten Arbeitslinien auch auf andere Verformungszustände übertragbar sind.
2. Die Hypothese von Bernoulli behält auch beim Auftreten plastischer Verformungen Gültigkeit. Die Annahme des Ebenbleibens der Querschnitte wird durch Versuche an Biegeträgern von Suenson [83] und Zakic [95] gestützt.
3. Bei einer örtlichen Entlastung ist die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes im Druckbereich uneingeschränkt gültig. Eine lineare Entlastung innerhalb des plastischen Bereiches entlang einer Geraden wird vernachlässigt. Diese Annahme hat aufgrund der vorgegebenen kontinuierlichen Laststeigerung keine Auswirkung auf die Ergebnisse. Blaß hat in [22] gezeigt, dass bei einer kontinuierlichen Belastung bis zum Erreichen der Traglast eine Entlastung auf der Biegezugseite stattfindet, die jedoch keine Einschränkung darstellt, da die Dehnungen in den entlasteten Fasern keine Werte annehmen, die im plastischen Bereich liegen.
4. Der Einfluss der Querkraft auf die Momenten-Krümmungs-Beziehung wird vernachlässigt.
5. Der Anfangsfeuchtegehalt unter Normaltemperaturen beträgt für alle Querschnitte 12%.
6. Alle Berechnungen erfolgen für vierseitige Brandbeanspruchungen und eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten.
7. Der Restquerschnitt nach Abschluss der Brandbeanspruchung ist symmetrisch. Ein Ausweichen des Querschnitts aus der Symmetrieebene wird dadurch ausgeschlossen.

5.3 Strukturmechanisches Modell

Das Programmsystem ANSYS/ED 5.7 ist auf eine Knotenanzahl von 32000 Knoten begrenzt. Die Ermittlung der Temperaturverteilung über den Querschnitt erfordert zur Abbildung versuchstechnisch ermittelter Daten eine sehr feine Elementierung über den Querschnitt. Je nach Querschnittsgröße kann die erforderliche Knotenanzahl bis zur Hälfte der maximal zulässigen Knotenanzahl in der Querschnittsebene betragen.

Aus diesem Grunde ist es mit dem zur Verfügung stehenden FE-Programm nicht möglich, das Tragverhalten an einem vollständigen Balken bzw. Stützenquerschnitt zu modellieren. Als Tragmodell wird das thermische Modell mit den geometrischen Randbedingungen übernommen und in ein strukturmechanisches überführt.

Auf die Ermittlung der Tragfähigkeit bei reiner Zug- und Druckbeanspruchung hat diese Vorgehensweise keinen wesentlichen Einfluss. Es wird davon ausgegangen, dass die Last vollflächig in das Bauteil eingeleitet wird. Einflüsse aus Saint-Venantschen Störbereichen sind nicht vorhanden.

Für die Beanspruchungsart reine Biegung wird der Bereich des maximalen Moments modelliert. Für einen Einfeldträger der Länge l , der durch eine Gleichstreckenlast belastet ist, wird beispielsweise ein Querschnitt mit der Dicke \bar{i} eines Elements im Bereich der maximalen Beanspruchung bei $l/2$ betrachtet.

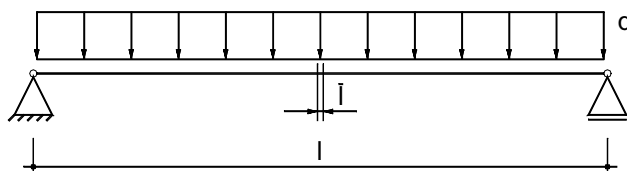


Bild 47: Bereich des Modellausschnitts für reine Biegung an einem Einfeldträger unter Gleichstreckenlast

Nach Abschluss der thermischen Querschnittsanalyse wird das dreidimensionale FE-Modell in ein strukturmechanisches Modell überführt. Die Temperatur-Volumenelemente werden in Struktur-Volumenelemente transformiert. Die Knoten- und Elementergebnisse der instationären transienten Temperaturfeldberechnung stehen dem Modell weiterhin zur Verfügung, können jedoch nur für den aktuellen Elementtyp abgerufen werden. Infolgedessen werden die für die Tragfähigkeitsermittlung relevanten Ergebnisse der thermischen Analyse der Strukturberechnung in verschiedenen Arrays bereitgestellt.

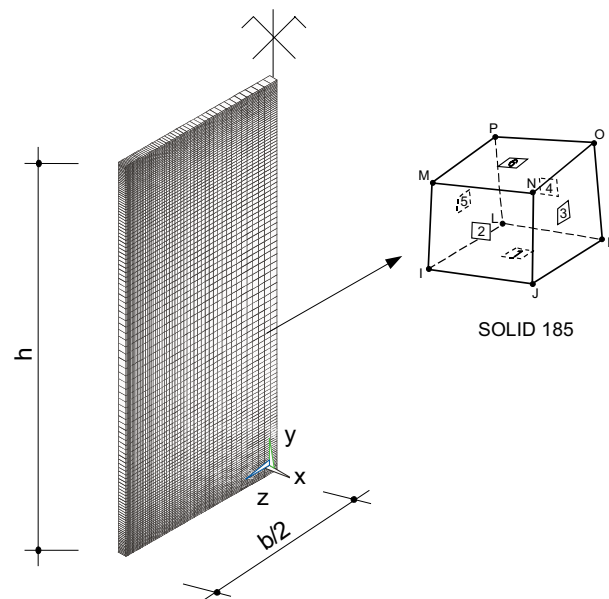


Bild 48: FE-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall

5.3.1 Das strukturemechanische 3-D Volumenelement SOLID 185

Der Elementtyp SOLID 185 wird zur Modellierung dreidimensionaler Strukturen verwendet. Das Element wird durch acht Knoten aufgespannt. An jedem dieser Knoten wird es durch drei Freiheitsgrade, den Verschiebungen in x-, y- und z-Richtung, definiert. Es kann zur Abbildung von Plastizität, Kriechen, Schwellen, Spannungsversteifung, großer Verformungen und Verzerrungen eingesetzt werden.

Der Elementtyp SOLID 185 eignet sich speziell für die Abbildung nichtlinearer Materialeigenschaften, insbesondere im Hinblick auf Wiederverfestigungseffekte und die Berücksichtigung von Resttragfähigkeiten nach Erreichen der Bruchdehnung. Es weist daher für die durchzuführenden Simulationen optimale Eigenschaften auf.

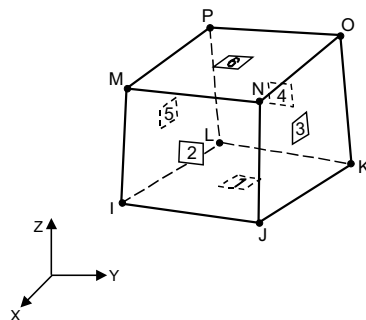


Bild 49: SOLID 185 – 3-D Struktur-Volumenelement

5.3.2 Definition des Materialgesetzes

Für einzelne, im technischen Alltag vorkommende Materialien stehen im Programmsystem Ansys/ED 5.7 vorbereitete Materialgesetze zur Verfügung. Diese beziehen sich jedoch im Wesentlichen auf die Werkstoffe Stahl und Beton.

Das nichtlineare temperaturabhängige Materialgesetz des Holzes wird dem strukturellen Modell als Polygonzug mit Hilfe der MISO-Option (Multilinear Isotropic Hardening) übergeben. Das mehraxiale Verhalten wird dabei schrittweise durch eine lineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung beschrieben. Die Definition kann 20 unterschiedliche Temperaturen mit jeweils 100 verschiedenen Datenpunkten umfassen.

Die 20 möglichen Temperaturschritte zur Beschreibung des Materialgesetzes wurden vollständig ausgenutzt. In Anlehnung an die zu den Querschnittsrändern stark ansteigenden Temperaturen des Holzes sind die Temperaturintervalle im Bereich höherer Temperaturen feiner abgestuft. Für jede festgelegte Temperatur wurde das Materialverhalten über 22 Spannungs-Dehnungs-Punkte definiert. Anhand erster Analysen mit unterschiedlich abgestuften Datenreihen konnte eine ausreichende Feinheit der beschriebenen Kurven validiert werden.

5.4 Innere Schnittlasten und Schwerpunktlage des Querschnitts

Beim Angreifen äußerer Lasten an einem Querschnitt entstehen innere Schnittgrößen, die mit den äußeren im Gleichgewicht stehen müssen.

Grundlage des Modells ist ein ebener Dehnungszustand. Für diesen kann bei bekannten Randdehnungen die innere Normalkraft aus der Integration der Normalspannungen über die Querschnittsfläche ermittelt werden.

$$N = \int_A \sigma_x(\varepsilon, T) dA \quad (59)$$

Die Elemente weisen in Abhängigkeit ihrer Lage im Querschnitt unterschiedliche Temperaturen und damit verbunden unterschiedliche Arbeitslinien auf. Infolgedessen übernimmt jedes Element einen bestimmten Anteil an der inneren Normalkraft. Die Summe dieser Normalkraftanteile ergibt die innere Normalkraft als Reaktion der äußeren Belastung.

Der elastische Schwerpunkt eines Querschnitts kennzeichnet den Ort, bei dem durch eine angreifende Normalkraft keine Momente am Querschnitt entstehen. Bei reiner Biegung entspricht der elastische Schwerpunkt der Spannungsnulllinie.

Aufgrund des nichtlinearen Materialgesetzes des Holzes im Druckbereich und der infolge der Brandbeanspruchung unterschiedlichen Elementtemperaturen fällt der elastische Schwerpunkt im Brandfall nicht mit dem geometrischen zusammen.

Für eine lineare Dehnungsverteilung über den Querschnitt ergibt sich das innere Moment bezogen auf den elastischen Schwerpunkt zu:

$$M = \int_A \sigma_x(\varepsilon, T) \cdot y_s \, dA \quad (60)$$

$\sigma_x(\varepsilon, T)$ temperatur- und dehnungsabhängige Normalspannung der Elemente

y_s Abstand zwischen Flächenschwerpunkt des Elements und elastischem Schwerpunkt des Gesamtquerschnitts

5.5 Die Traglastiteration

5.5.1 Grundgedanken und Vorgehensweise

Aufgrund der Gültigkeit der Hypothese von Bernoulli, wird vorausgesetzt, dass sich zu jedem beliebigen Spannungszustand ein ebener Dehnungszustand über den Querschnitt einstellt.

Da, wie in Abschnitt 5.3 beschrieben, nur jeweils ein Teil des Holzbauteils simuliert wird, ist es nicht möglich, Belastungen am Modell aufzubringen. Die Belastung und der daraus resultierende Spannungszustand werden indirekt über die Vorgabe von Dehnungen aufgeprägt.

5.5.2 Berücksichtigung von Stabilitätsbetrachtungen

Die Bemessung von Holzbauteilen unter Druck- bzw. Druck- und Biegebeanspruchung unter Normaltemperaturen kann nach [3] zum Einen mit der Methode der Spannungstheorie II. Ordnung und zum Anderen mit dem sogenannten Ersatzstabverfahren durchgeführt werden. Beim Ersatzstabverfahren werden durch die Ermittlung einer fiktiven Ersatzstablänge alle Bauteile auf den Eulerfall 2 zurückgeführt. In die Bestimmungsgleichungen der Ersatzstablänge gehen sowohl Querschnitts- als auch Materialkennwerte ein.

Da diese Parameter im Brandfall von der Temperatur abhängig sind und zu ihrem Einfluss auf die Ersatzstablänge unter Temperaturbeanspruchungen bisher keine Unter-

suchungen vorliegen, sollte zur Berücksichtigung von Stabilitätsbetrachtungen das allgemeingültige Prinzip der Spannungstheorie II. Ordnung angewendet werden. Bei dieser Bemessungsmethode greifen die Schnittgrößen am verformten System an. Für die Berechnung der Schnittgrößen nach der Spannungstheorie II. Ordnung sind eine wahrscheinliche Vorkrümmung mit einer ungewollten Ausmitte e und eine ungewollte Schrägstellung φ der Stiele des unbelasteten Tragwerks anzusetzen. Diese können entsprechend [3] Abs. 6.3 angesetzt werden. Es wird vorausgesetzt, dass die unter Normaltemperaturen querschnittsunabhängigen Beziehungen für den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Fall der allseitigen Brandbeanspruchung Gültigkeit behalten.

Die Einwirkung einer Druckkraft führt zur Erzeugung eines Zusatzmoments nach Theorie II. Ordnung. Ihr Einfluss kann ersatzweise durch eine Abminderung der Biegesteifigkeit berücksichtigt werden. Die Maximalwerte der Momente nach der Spannungstheorie II. Ordnung lassen sich in Abhängigkeit der Stabkennzahl ε angeben. Sie ist definiert als

$$\varepsilon = l \cdot \sqrt{\frac{N}{EI}} \quad (61)$$

- N Druckkraft nach der Spannungstheorie II. Ordnung
- l Stablänge
- EI Biegesteifigkeit des Stabes

Die Biegesteifigkeit eines Bauteils wird im Brandfall in hohem Maße von der Temperaturentwicklung beeinflusst. Sie lässt sich für beliebige rechteckige Querschnitte nach Abschluss einer dreißigminütigen Brandbeanspruchung bezogen auf den elastischen Schwerpunkt mit folgender Beziehung ermitteln.

$$(EI_y)_{fi} = \sum_{i=1}^n E_{i,fi} \cdot (I_{yi} + A_i \cdot z_{iS}^2) \quad (62)$$

- $E_{i,fi}$ temperaturabhängiger Elastizitätsmodul des Elements i
- I_{yi} Flächenmoment 2. Grades des Elements i
- A_i Fläche des Elements i
- z_{iS} Abstand zwischen Flächenschwerpunkt des Elements und elastischem Schwerpunkt des Gesamtquerschnitts

Die Ermittlung des elastischen Schwerpunkts des Gesamtquerschnitts erfolgt im Rahmen der Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall unter Biegebeanspruchung. Auf die Ergebnisse dieser Berechnungen wird im Abschnitt 6.1.3 ausführlich eingegangen. Sie werden an dieser Stelle als bekannt vorausgesetzt.

Im Brandfall fällt der elastische Schwerpunkt aufgrund des nichtlinearen Materialgesetzes und der Temperaturbeanspruchung nicht mit dem geometrischen Schwerpunkt des

Querschnitts zusammen. Dieses Phänomen führt zu einer zusätzlich für das Bauteil zu berücksichtigenden Ausmitte. Der größtmögliche Abstand zwischen dem elastischen und dem geometrischen Schwerpunkt ergibt sich für reine Biegebeanspruchung unter Ausnutzung der maximalen Biegetragfähigkeit. Dieser Belastung ist die geringste Biegesteifigkeit des Bauteils nach Abschluss der Brandbeanspruchung zugeordnet. Stabilitätsprobleme nach der Spannungstheorie II. Ordnung entstehen durch einen vergleichsweise hohen Anteil an Druckbeanspruchung. Bei Einwirkung einer zusätzlichen Normalkraft verschiebt sich die Lage des elastischen Schwerpunkts in Richtung des geometrischen. Diese Verschiebung ist infolge der deutlicheren Abnahme des Biegedruckelastizitätsmoduls im Vergleich zum Zugelastizitätsmodul unter Temperatureinwirkung (Bild 42 und Bild 43) mit einem Zuwachs der Biegesteifigkeit des Querschnitts verbunden.

Die Lage des elastischen Schwerpunkts wird für Biegebeanspruchung unter Ausnutzung der maximalen Biegetragfähigkeit angesetzt. Durch diese Festlegung ist, ohne auf genaue Untersuchungen zu Belastungseinflüssen aus Normalkraft und Biegeanteilen einzugehen, durch die ungünstige Annahme der Steifigkeit die zusätzliche Ausmitte des Abstands zwischen geometrischem und elastischem Schwerpunkt berücksichtigt.

Entsprechend Gleichung (62) wurden für verschiedenste Querschnitte unterschiedlicher Festigkeitsklassen die Steifigkeiten nach Abschluss einer Branddauer von 30 Minuten ermittelt und in Abhängigkeit der Ausgangsbiegesteifigkeit der Querschnitte für den Brandfall ausgewertet.

$$EI_y = E_{0,20} \cdot I_z \quad (63)$$

- EI_y Ausgangswert der Biegesteifigkeit des Querschnitts für den Brandfall
- $E_{0,20}$ 20%-Fraktilwert des Biegedruck-Elastizitätsmoduls
- I_z Flächenmoment 2. Grades des Gesamtquerschnitts unter Normaltemperaturen

Nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten können die Steifigkeiten der Restquerschnitte über folgende Beziehungen mit einer Genauigkeit zu den Ergebnissen der FE-Berechnungen von $\pm 3\%$ approximiert werden.

$b < 120$ mm:

$$(EI_y)_{fi} = 0,13 \cdot (EI_y \cdot 10^{-9}) - k_{EI_y,1,fi} \quad (64)$$

$b \geq 120$ mm:

$$(EI_y)_{fi} = \left(3 \cdot 10^{-5} \cdot (EI_y \cdot 10^{-9})^2 + 0,2 \cdot (EI_y \cdot 10^{-9}) - 38 \right) \cdot \left(\frac{h}{b} \right)^{-0,15} \cdot k_{EI_y,2,fi} \quad (65)$$

$(EI_y)_{fi}$ Biegesteifigkeit des Restquerschnitts in N mm

Tabelle 10: Werte für $k_{E_{I_{y,fi}}}$

Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
$k_{E_{I_{y,1,fi}}}$	$0,94 \cdot 10^6$	$0,96 \cdot 10^6$	$0,98 \cdot 10^6$	$1,0 \cdot 10^6$
$k_{E_{I_{y,2,fi}}}$	$25,0 \cdot 10^6$	$22,4 \cdot 10^6$	$19,0 \cdot 10^6$	$10,3 \cdot 10^6$

Bild 50 zeigt exemplarisch für Querschnitte der Festigkeitsklasse CD 40 den Vergleich zwischen den numerisch ermittelten Biegesteifigkeiten nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten und der Approximation entsprechend den Gleichungen (64) und (65).

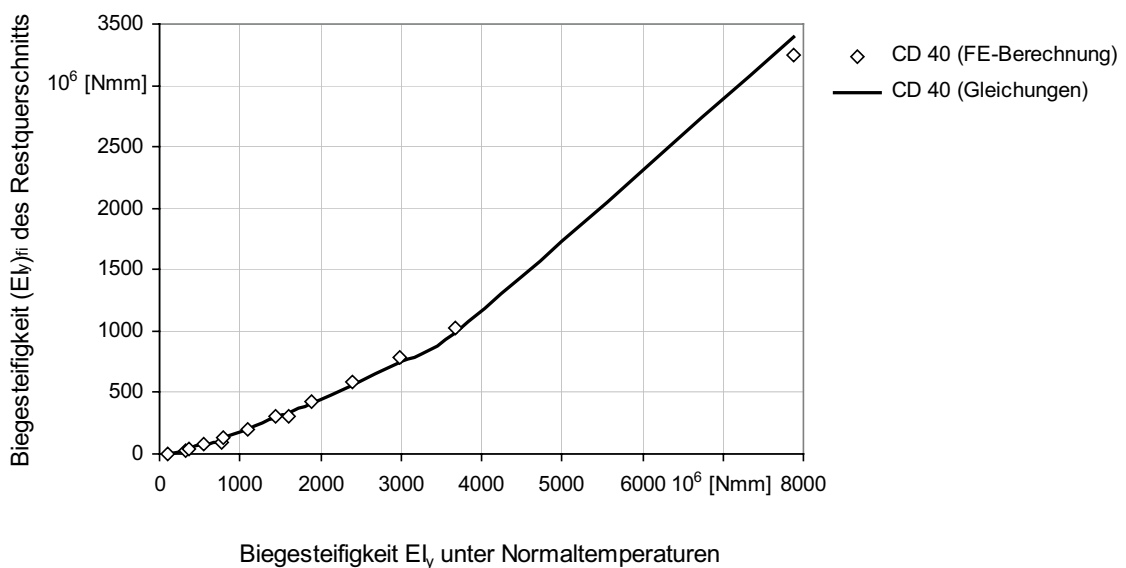


Bild 50: Biegesteifigkeit des Restquerschnitts nach 30-minütiger Brandbeanspruchung in Abhängigkeit der Biegesteifigkeit unter Normaltemperaturen

Mit der Methode der Spannungstheorie II. Ordnung lassen sich unter Berücksichtigung der Imperfektionen und der Steifigkeiten im Brandfall stabilitätsgefährdete Stützen unter Druckbeanspruchung nach der beschriebenen Vorgehensweise als Bauteile unter kombinierter Beanspruchung aus Druck und Biegung bemessen.

5.5.3 Algorithmen zur Traglastermittlung

Voraussetzung für eine strukturmechanische Querschnittsanalyse ist die instationäre, transiente Temperaturfeldberechnung. Sie liefert dem Modell die Elementtemperaturen nach Abschluss der Brandbeanspruchung.

Zu Beginn der Strukturberechnung werden in Abhängigkeit der Elementtemperaturen die temperaturabhängigen elastomechanischen Materialeigenschaften eingelesen. Auf der Grundlage dieser Daten wird für jedes Element die Arbeitslinie für Zug-, Druck- und Biegebeanspruchung bereitgestellt. Nach Abschluss dieser Auswertungen stehen dem Modell alle für die Traglastberechnung erforderlichen Kenngrößen zur Verfügung.

In den nachfolgenden Abschnitten wird für die Beanspruchungen von Holzbauteilen auf Zug-, Druck-, Biegung und kombinierter Belastung aus Normalkraft und Biegung im Brandfall das Verfahren zur Traglastermittlung erläutert.

5.5.3.1 Lösungsalgorithmen bei Druckbeanspruchung des Querschnitts

Die angreifende Normalkraft wird indirekt über die Vorgabe konstanter Elementdehnungen (Stauchung) über den Querschnitt aufgebracht. Für einen beliebigen Startwert ε_0 der Dehnung werden die Elementspannungen ermittelt. Das Integral der Elementspannungen über den Querschnitt liefert die zugehörige Normalkraft.

In einer Schleife wird die Dehnungsvorgabe schrittweise erhöht. Damit verbunden ist eine Zunahme der Normalkraft.

Mit zunehmender Dehnung erreichen immer mehr Elemente den Zustand der Bruchdehnung. Oberhalb der Bruchdehnung fällt die Arbeitslinie bis zum Erreichen der asymptotischen Endfestigkeit ab. Entsprechend der Elementtemperaturen weisen die einzelnen Elemente des Modells unterschiedliche Bruchdehnungen auf. Für eine definierte Dehnungsvorgabe bedeutet dies, dass einige Elemente bereits die Bruchdehnung erreicht bzw. überschritten haben können, während andere sich in Bereichen befinden, in denen noch weitere Spannungssteigerungen unterhalb der Bruchfestigkeit möglich sind.

Infolgedessen nimmt die Normalkraft bis zum Erreichen einer Grenzdehnung $\varepsilon_{\text{grenz}}$ zu. Weitere Steigerungen der Dehnung führen zu keiner Erhöhung, sondern bewirken eine Reduzierung der Normalkraft.

Nach mehrfacher Verringerung der inneren Normalkraft bei gleichzeitiger Steigerung der Dehnungsvorgabe wird die Traglastiteration bei $N_{i,n}$ abgeschlossen. Die Traglast des Querschnitts bei Druckbeanspruchung entspricht dem Maximalwert der inneren Normalkräfte $N_{i,max}$.

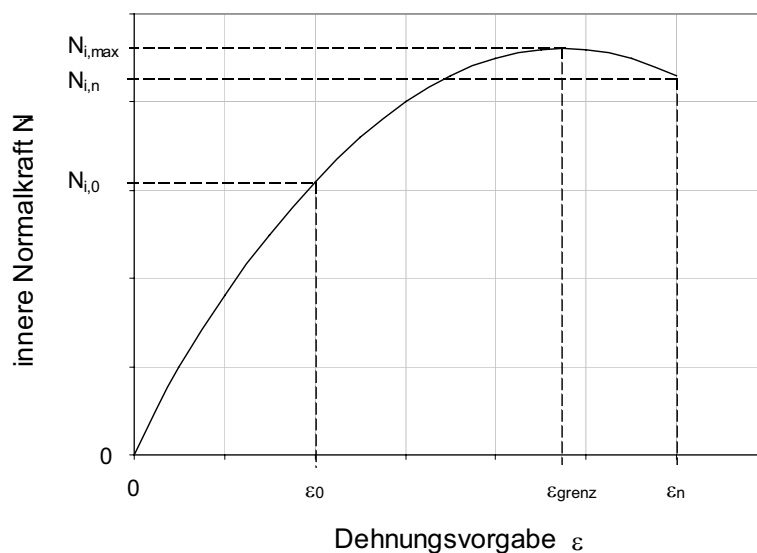


Bild 51: Traglastiteration bei Druckbeanspruchung von Holzbauteilen im Brandfall

Prinzipiell lässt sich die Traglastermittlung von auf Druck beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall in folgende Teilschritte untergliedern:

1. Einlesen der temperaturabhängigen elastomechanischen Materialeigenschaften (Elementfestigkeiten und –steifigkeiten)
2. Aufstellen der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aller Elemente in Abhängigkeit von der Elementtemperatur
3. Vorgabe einer konstanten Dehnungsverteilung über den Querschnitt
4. Ermittlung der Spannungsverteilung und der inneren Normalkraft
5. schrittweise Erhöhung der Dehnungsvorgabe bis zum Erreichen der Traglast

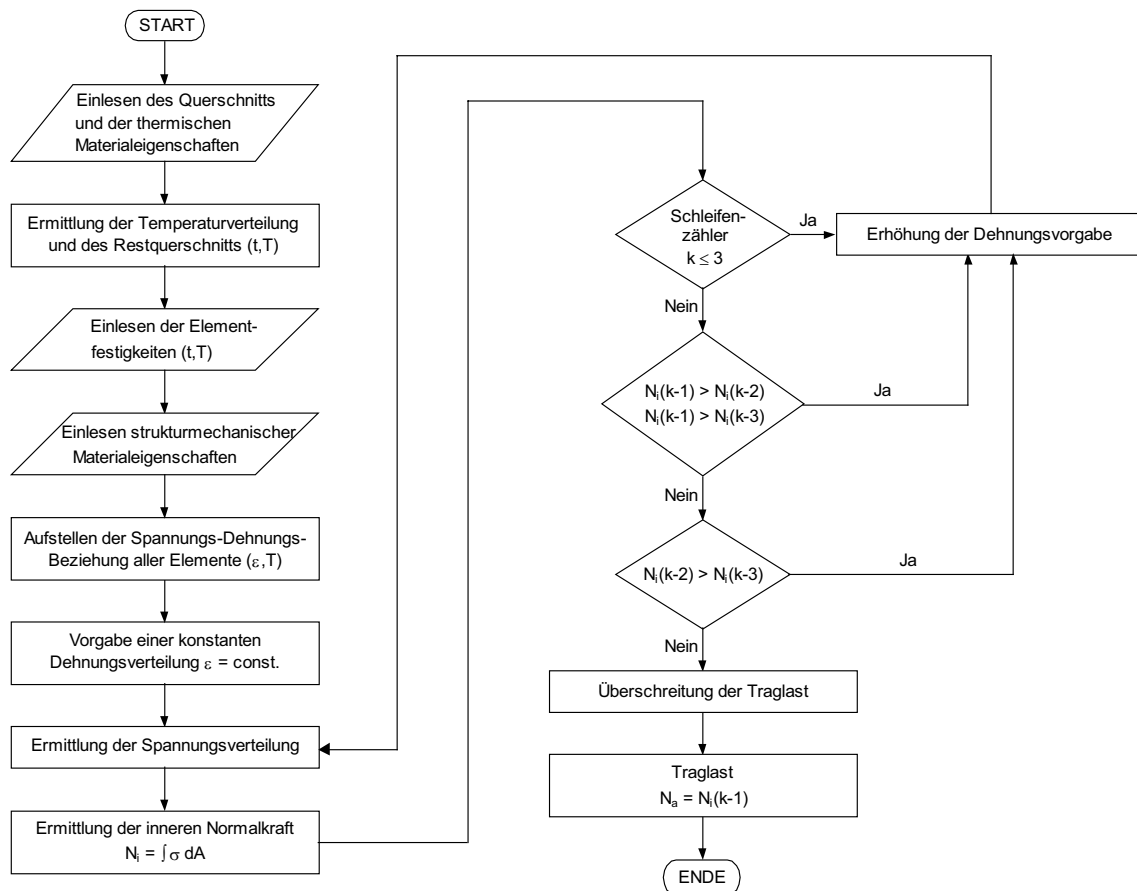


Bild 52: Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung druckbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall

5.5.3.2 Lösungsverfahren bei Zugbeanspruchung des Querschnitts

Die Vorgehensweise zur Ermittlung der Tragfähigkeit von auf Zug beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall entspricht im Wesentlichen dem Verfahren bei Druckbeanspruchung.

Das Tragverhalten unterscheidet sich neben dem linearen Materialgesetz dadurch, dass ein Erreichen der Bruchdehnung zum Versagen der Zugfasern führt. Oberhalb der Bruchdehnung liefern die Elemente keinen Beitrag zur inneren Normalkraft.

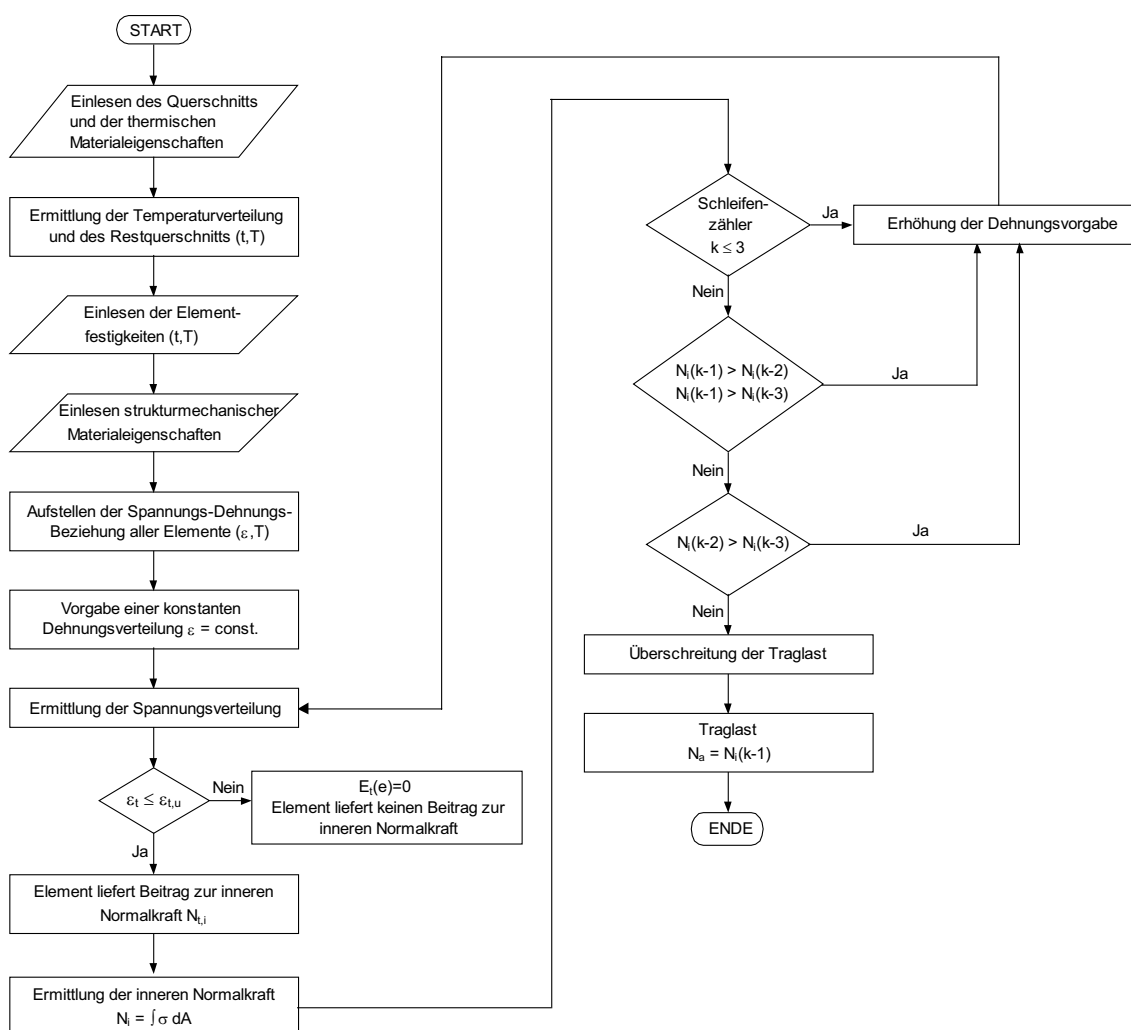


Bild 53: Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall

5.5.3.3 Lösungsalgorithmen bei Biegebeanspruchung des Querschnitts

Die Simulation einer Biegebeanspruchung erfolgt über die Vorgabe einer linearen Dehnungsverteilung über den Querschnitt.

In erster Näherung werden der elastische und der geometrische Schwerpunkt gleich gesetzt. Die Beträge der Dehnungsvorgaben am oberen und unteren Querschnittsrand stimmen überein.

$$\varepsilon_0 = |\varepsilon_{c,0}| = \varepsilon_{t,0} \quad (66)$$

ε_0 Startwert der Randdehnungen, für den elastischer und geometrischer Schwerpunkt des Querschnitts übereinstimmen

$\varepsilon_{c,0}$ Randdehnung des Biegedruckbereichs (obere Querschnittszone)

$\varepsilon_{t,0}$ Randdehnung des Biegezugbereichs (untere Querschnittszone)

Für den vorgegebenen Startwert der Randdehnung ε_0 ergibt sich eine innere Normalkraft $N_{i,0}$, für die die Gleichgewichtsbedingung infolge der unterschiedlichen Elementtemperaturen und des nichtlinearen Materialgesetzes im Biegedruckbereich am Querschnitt nicht erfüllt wird.

Bei konstanter oberer Randdehnung ε_c wird die untere Randdehnung ε_t nach dem Prinzip der Regula Falsi solange variiert, bis ein stabiler Gleichgewichtszustand eingestellt ist. Bei reiner Biegebeanspruchung muss folgende Bedingung am Querschnitt erfüllt sein:

$$N_i = \int_A \sigma_x(\varepsilon, T) dA = 0 \quad (67)$$

Das Prinzip der Regula Falsi ist ein Iterationsverfahren zur Bestimmung der Wurzeln einer Gleichung. Durch Intervallschachtelung mittels linearer Interpolation lässt sich die Nullstelle einer Funktion $f(x)$ in der Regel anhand weniger Iterationsschritte bestimmen. Im vorliegenden Fall ist die innere Normalkraft N_i eine Funktion der Randdehnung ε_t des Zugbereichs.

$$N_i = f(\varepsilon_t) \quad (68)$$

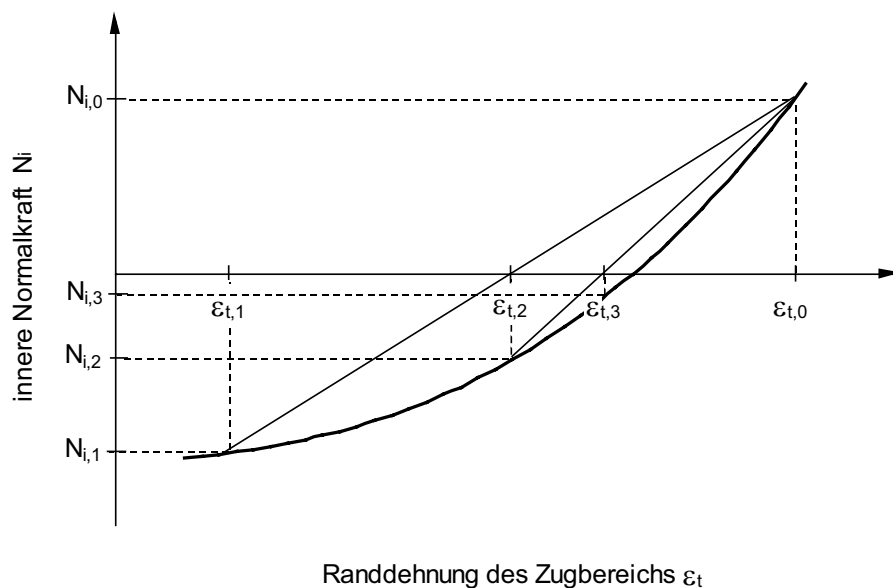


Bild 54: Prinzip der Regula Falsi

Gesucht ist der Wert der Randdehnung $\overline{\varepsilon}_t$ für den die innere Normalkraft zu Null wird, das heißt, das Bild der Funktion $N_i = f(\varepsilon_t)$ schneidet die ε_t -Achse an der Stelle $\overline{\varepsilon}_t$.

Für den Startwert der Randdehnung des Zugbereichs, für den der geometrische und der elastische Schwerpunkt des Querschnitts zusammenfallen, ergibt sich eine innere Normalkraft für die gilt:

$$N_{i,0} = f(\varepsilon_{t,0}) > 0 \quad (69)$$

In einem zweiten Iterationsschritt wird die Randdehnung des Zugbereichs so variiert, dass folgende Bedingung für die innere Normalkraft erfüllt wird:

$$N_{i,1} = f(\varepsilon_{t,1}) < 0 \quad (70)$$

Die Werte $\varepsilon_{t,0}$ und $\varepsilon_{t,1}$ begrenzen den Bereich, innerhalb dessen bei stetigem $f(\varepsilon_t)$ die gesuchte Wurzel $\overline{\varepsilon}_t$ liegt, für die das Gleichgewicht $N_i = 0$ erfüllt wird.

Bei der Regula Falsi wird die Funktion $N_i = f(\varepsilon_t)$ im Intervall $(\varepsilon_{t,0}, \varepsilon_{t,1})$ durch eine Sekante im Sinne einer linearen Interpolation, die durch die Punkte $(\varepsilon_{t,0}, N_{i,0})$ und $(\varepsilon_{t,1}, N_{i,1})$ geht, ersetzt. Das Intervall $(\varepsilon_{t,0}, \varepsilon_{t,1})$ wird im Verhältnis $|f(\varepsilon_{t,0})| : |f(\varepsilon_{t,1})|$ geteilt. Der Schnittpunkt der Sekante mit der ε_t -Achse liefert den ersten Näherungswert $\varepsilon_{t,2}$ der gesuchten Wurzel $\overline{\varepsilon}_t$.

Die Gleichung der Sekante lautet:

$$s(\varepsilon_t) = N_{i,0} + (\varepsilon_t - \varepsilon_{t,0}) \cdot \frac{N_{i,1} - N_{i,0}}{\varepsilon_{t,1} - \varepsilon_{t,0}} \quad (71)$$

Aus der angegebenen Beziehung ergibt sich der verbesserte Näherungswert $\varepsilon_{t,2}$ zu:

$$\varepsilon_{t,2} = \varepsilon_{t,0} - N_{i,0} \cdot \frac{\varepsilon_{t,1} - \varepsilon_{t,0}}{N_{i,1} - N_{i,0}} \quad (72)$$

Der zu $\varepsilon_{t,2}$ zugehörige Funktionswert $N_{i,2}$ wird im Allgemeinen verschieden von Null sein. Er hat entweder das entgegengesetzte Vorzeichen von $N_{i,0}$ oder $N_{i,1}$. Mit dem Abszissenwert $\varepsilon_{t,0}$ bzw. $\varepsilon_{t,1}$, für den dies zutrifft, und mit $\varepsilon_{t,2}$ wird ein neuer Näherungswert $\varepsilon_{t,3}$ berechnet. Durch Wiederholung dieses Verfahrens wird eine Folge verbesserter Näherungswerte ermittelt, die gegen $\overline{\varepsilon}_t$ konvergieren. Die Iteration ist abgeschlossen, wenn die zu $\varepsilon_{t,n}$ gehörige innere Normalkraft $N_{i,n}$ eine vorgegebene Genauigkeit nicht überschreitet.

Nach Einstellung des Gleichgewichts wird das zu diesem Spannungszustand zugehörige Moment, wie in Abschnitt 5.4 beschrieben, ermittelt.

In einer äußeren Schleife wird die Vorgabe der oberen und unteren Randdehnungen schrittweise erhöht. Damit verbunden ist eine Zunahme des inneren Moments. In einer inneren Schleife wird, wie oben beschrieben, für alle vorgegebenen Startdehnungen das Gleichgewicht für reine Biegebeanspruchung am Querschnitt eingestellt und das zum jeweiligen Gleichgewichtszustand zugehörige innere Moment ermittelt.

In Analogie zur Traglastiteration bei Normalkraftbeanspruchung von Holzbauteilen im Brandfall erreichen auch unter Biegebeanspruchung mit zunehmender Randdehnung immer mehr Elemente den Zustand der Bruchdehnung. Entsprechend der Elementtemperaturen und der Beanspruchungsart – Biegedruck- und Biegezug - weisen die einzelnen Elemente des Modells unterschiedliche Bruchdehnungen auf. Für eine definierte Dehnungsvorgabe bedeutet dies, dass einige Elemente bereits die Bruchdehnung erreicht bzw. überschritten haben können, während andere sich in Bereichen befinden, in denen noch weitere Spannungssteigerungen unterhalb der Bruchfestigkeit möglich sind. Dieses Phänomen spielt besonders im Biegezugbereich eine wesentliche Rolle. Beim Versagen der äußeren, stark temperaturbeanspruchten Fasern können die Spannungen in gewissem Umfang in weniger beanspruchte Bereiche umgelagert werden. Diese Spannungsumlagerung ist jedoch nur möglich, wenn benachbarte Querschnittszonen unter Addition der zusätzlichen Spannungsanteile die Bruchfestigkeit nicht überschreiten. Infolgedessen ist die Fähigkeit zur Spannungsumlagerung auf das Versagen der äußeren Zugfasern begrenzt. Weitere Laststeigerungen führen zu einem raschen Fortschreiten des Risses und damit zum Versagen des Querschnitts.

Infolge des beschriebenen komplexen Tragverhaltens nimmt die Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchung bis zum Erreichen einer Grenzranddehnung $\varepsilon_{c,grenz}$ des Biegedruckbereichs zu. Weitere Steigerungen der Randdehnungen führen zu keiner Erhöhung, sondern bewirken eine Reduzierung des inneren Moments.

Nach mehrfacher Verringerung des inneren Moments bei gleichzeitiger Steigerung der Dehnungsvorgabe wird die Traglastiteration bei $M_{i,n}$ abgeschlossen. Die Traglast des Querschnitts bei Biegebeanspruchung von Holzbauteilen im Brandfall entspricht dem Maximalwert des inneren Moments $M_{i,max}$.

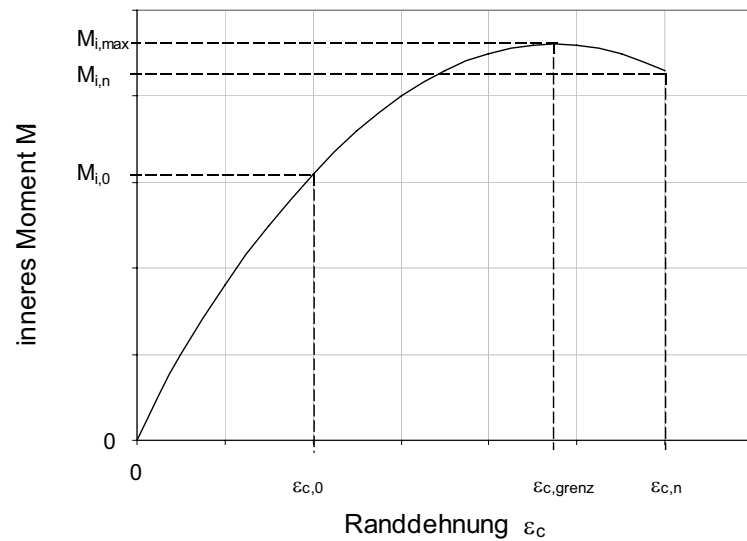


Bild 55: Traglastiteration bei Biegebeanspruchung – Beziehung zwischen Vorgabe der Randdehnung des Biegedruckbereichs und innerem Moment nach Einstellung des Gleichgewichts durch Variation der Randdehnung des Biegezugbereichs

Prinzipiell lässt sich die Traglastermittlung von auf Biegung beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall in folgende Teilschritte untergliedern:

1. Einlesen der temperaturabhängigen elastomechanischen Materialeigenschaften (Elementfestigkeiten und –steifigkeiten)
2. Aufstellen der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aller Elemente in Abhängigkeit von der Elementtemperatur
3. Aufbringen einer linearen Dehnungsverteilung über den Querschnitt unter Vorgabe der Randdehnungen $\varepsilon_{c,0}$ des Biegedruckbereichs und $\varepsilon_{t,0}$ des Biegezugbereichs
4. Einstellung des inneren Gleichgewichts am Querschnitt unter Anwendung des Prinzips der Regula Falsi durch Variation der Randdehnung $\varepsilon_{t,0}$ des Biegezugbereichs bei konstanter Randdehnung $\varepsilon_{c,0}$ des Biegedruckbereichs
5. Ermittlung der Spannungsverteilung und der Lage der Spannungsnulllinie
6. Ermittlung des inneren Moments
7. Schrittweise Erhöhung der Dehnungsvorgabe bis zum Erreichen der Traglast $M_{i, \text{max}}$

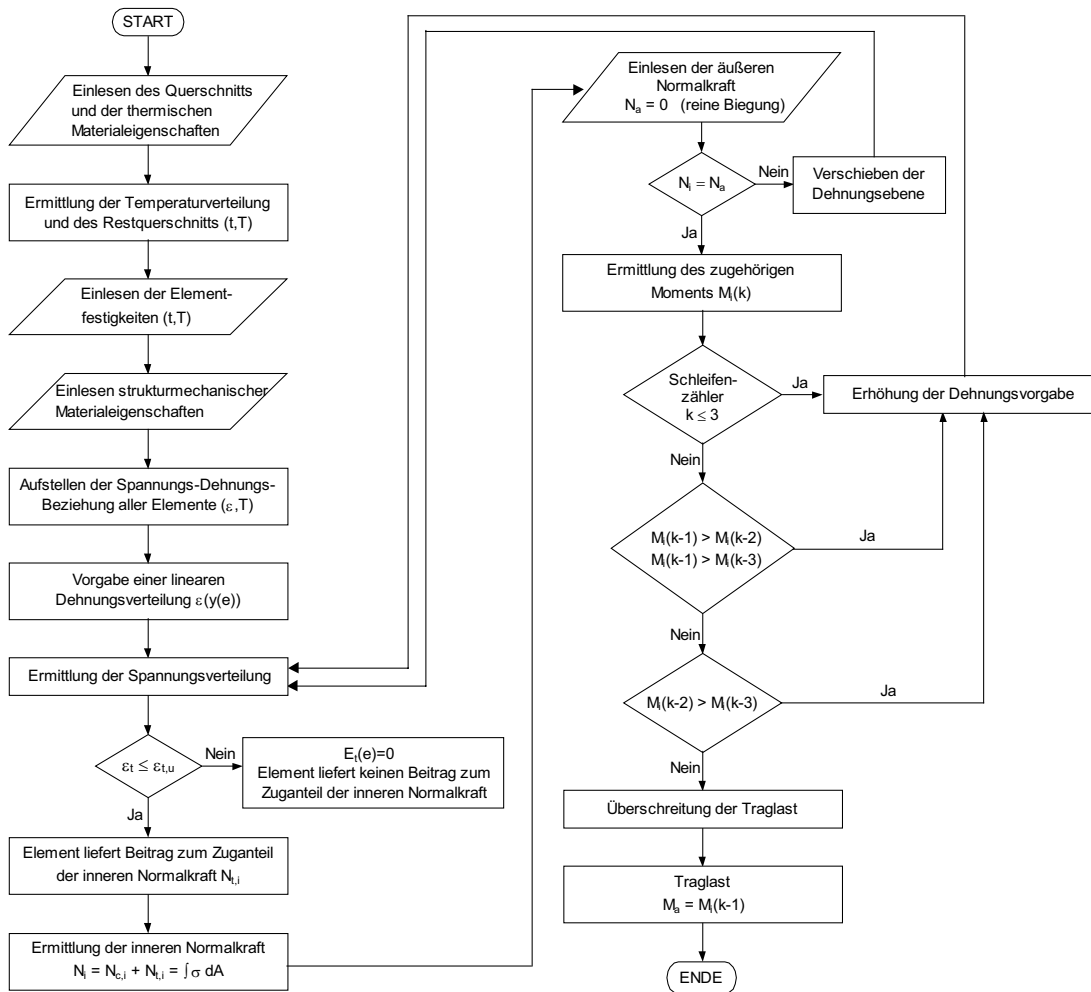


Bild 56: Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall

5.5.3.4 Lösungsverfahren bei kombinierter Beanspruchung des Querschnitts aus Normalkraft und Biegung

Bei gleichzeitiger Beanspruchung des Holzbauteils aus Normalkraft und Biegung im Brandfall erfolgt die Traglastermittlung als Kombination der in Abschnitt 5.5.3.1 bis 5.5.3.3 beschriebenen Verfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeiten.

Aus der Anwendung der Traglastiterationen bei Zug- und Druckbeanspruchung lassen sich für jeden beliebigen Querschnitt die Tragfähigkeiten bei reiner Normalkraftbeanspruchung bestimmen. Ein prozentualer Anteil dieser maximalen Normalkraft wird mit

dem Prinzip der Regula Falsi durch Variation der Dehnungsvorgabe am Querschnitt eingestellt.

Anschließend wird, wie in Abschnitt 5.5.3.3 beschrieben, eine Traglastiteration zur Ermittlung der zusätzlich zur Normalkraft aufnehmbaren Biegebeanspruchung durchgeführt.

Bei der Bestimmung der Tragfähigkeit von auf Biegung und Längskraft beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall ist zu beachten, dass die Zug- und die Biegezugfestigkeiten nicht übereinstimmen. In Anlehnung an die Vorgehensweise unter Normaltemperaturen wird die Festigkeit bei Kombination von Zug- und Biegezugbeanspruchung durch Interpolation der Festigkeiten in Relation zum Normalkraftanteil der Traglast bei reiner Zugbeanspruchung ermittelt. An jedem Element des Modells muss abhängig von der Elementtemperatur und der –dehnung folgende Bedingung eingehalten werden:

$$\frac{\sigma_{t,0,d,fi}}{f_{t,0,d,fi}} + \frac{\sigma_{mt,0,d,fi}}{f_{mt,0,d,fi}} \leq 1,0 \quad (73)$$

$\sigma_{t,0,d,fi}$ Normalspannung des Elements aus aufgebrachtter Zugkraft

$\sigma_{mt,0,d,fi}$ Normalspannung des Elements aus Biegebeanspruchung

$f_{t,0,d,fi}$ Zugfestigkeit des Elements in Abhängigkeit der Elementdehnung und Elementtemperatur

$f_{mt,0,d,fi}$ Biegezugfestigkeit des Elements in Abhängigkeit der Elementdehnung und Elementtemperatur

Prinzipiell lässt sich die Traglastermittlung von auf Biegung mit Längskraft beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall in folgende Teilschritte untergliedern:

1. Einlesen der temperaturabhängigen elastomechanischen Materialeigenschaften (Elementfestigkeiten und –steifigkeiten)
2. Aufstellen der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen aller Elemente in Abhängigkeit von der Elementtemperatur
3. Vorgabe einer konstanten Dehnungsverteilung über den Querschnitt
4. Ermittlung der Spannungsverteilung und der inneren Normalkraft

5. Einstellung der äußeren Normalkraft als innere Normalkraft über das Prinzip der Regula Falsi, so dass gilt:

$$N_i = N_a = \int_A \sigma_x(\varepsilon, T) dA \quad (74)$$

Numerisch gilt die Bedingung als erfüllt, wenn die Differenz aus äußerer und innerer Normalkraft eine vorgegebene Genauigkeit (Schranke) nicht überschreitet.

$$N_i - N_a \leq \text{vorgegebene Genauigkeit (Schranke)} \quad (75)$$

6. Aufbringen einer linearen Dehnungsverteilung über den Querschnitt unter Vorgabe der Randdehnungen $\varepsilon_{c,0}$ des Biegedruckbereichs und $\varepsilon_{t,0}$ des Biegezugbereichs
7. Einstellung des inneren Gleichgewichts am Querschnitt unter Anwendung des Prinzips der Regula Falsi durch Variation der Randdehnung $\varepsilon_{t,0}$ des Biegezugbereichs bei konstanter Randdehnung $\varepsilon_{c,0}$ des Biegedruckbereichs
8. Ermittlung der Spannungsverteilung und der Lage der Spannungsnulllinie aus dem Biegespannungsanteil sowie für die kombinierte Beanspruchung aus Normalkraft und Biegung
9. Vergleich vorhandener Spannungen mit temperatur- und dehnungsabhängigen Elementfestigkeiten
An jedem Element muss die Bedingung der Gleichung (73) erfüllt werden. Elemente, bei denen die Festigkeit überschritten ist, liefern keinen Beitrag zu den inneren Schnittgrößen
10. Ermittlung des inneren Moments
11. Schrittweise Erhöhung der Dehnungsvorgabe bis zum Erreichen der Traglast aus Normalkraft und Biegung

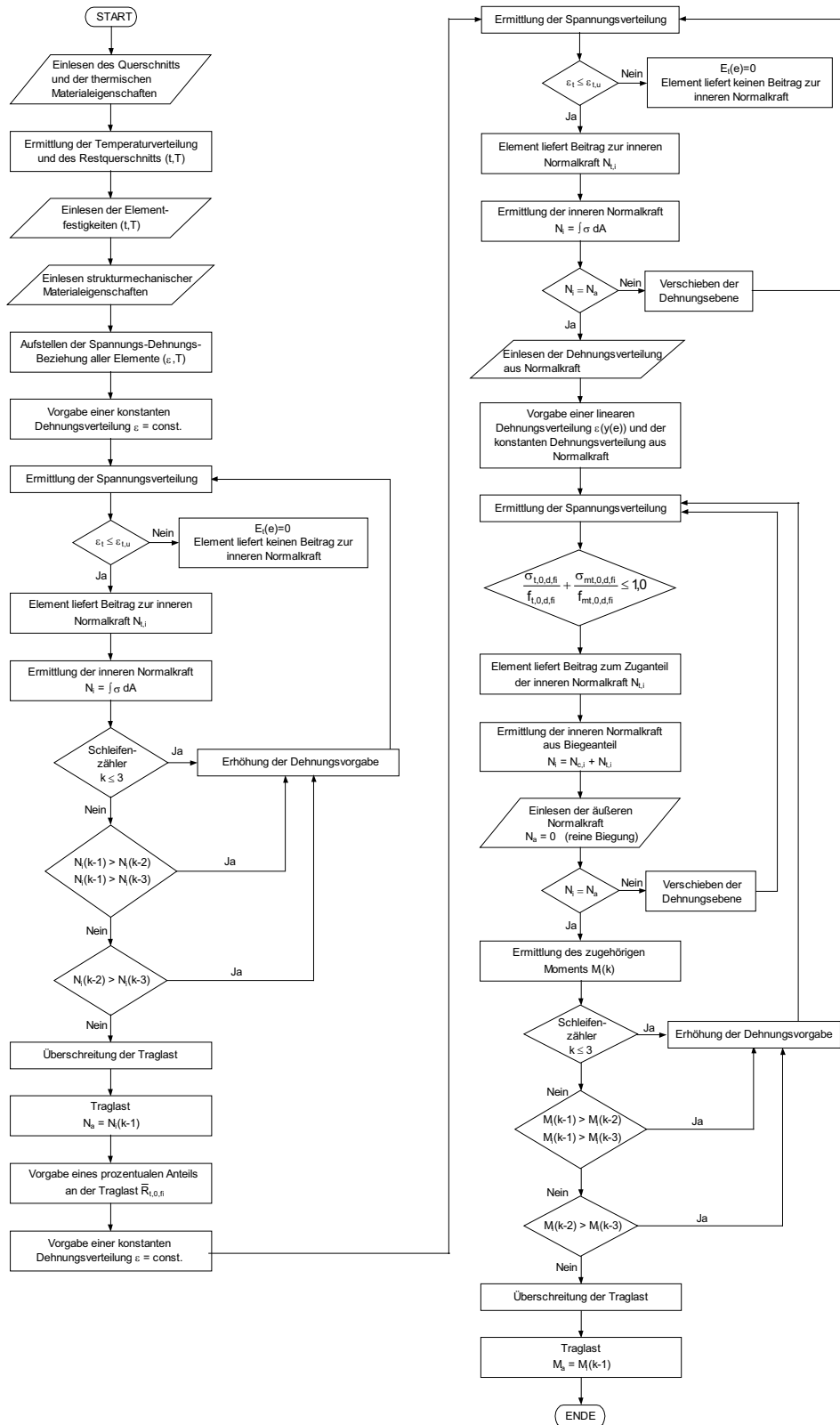


Bild 57: Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung kombiniert beanspruchter Holzbauteile unter Zug und Biegung im Brandfall

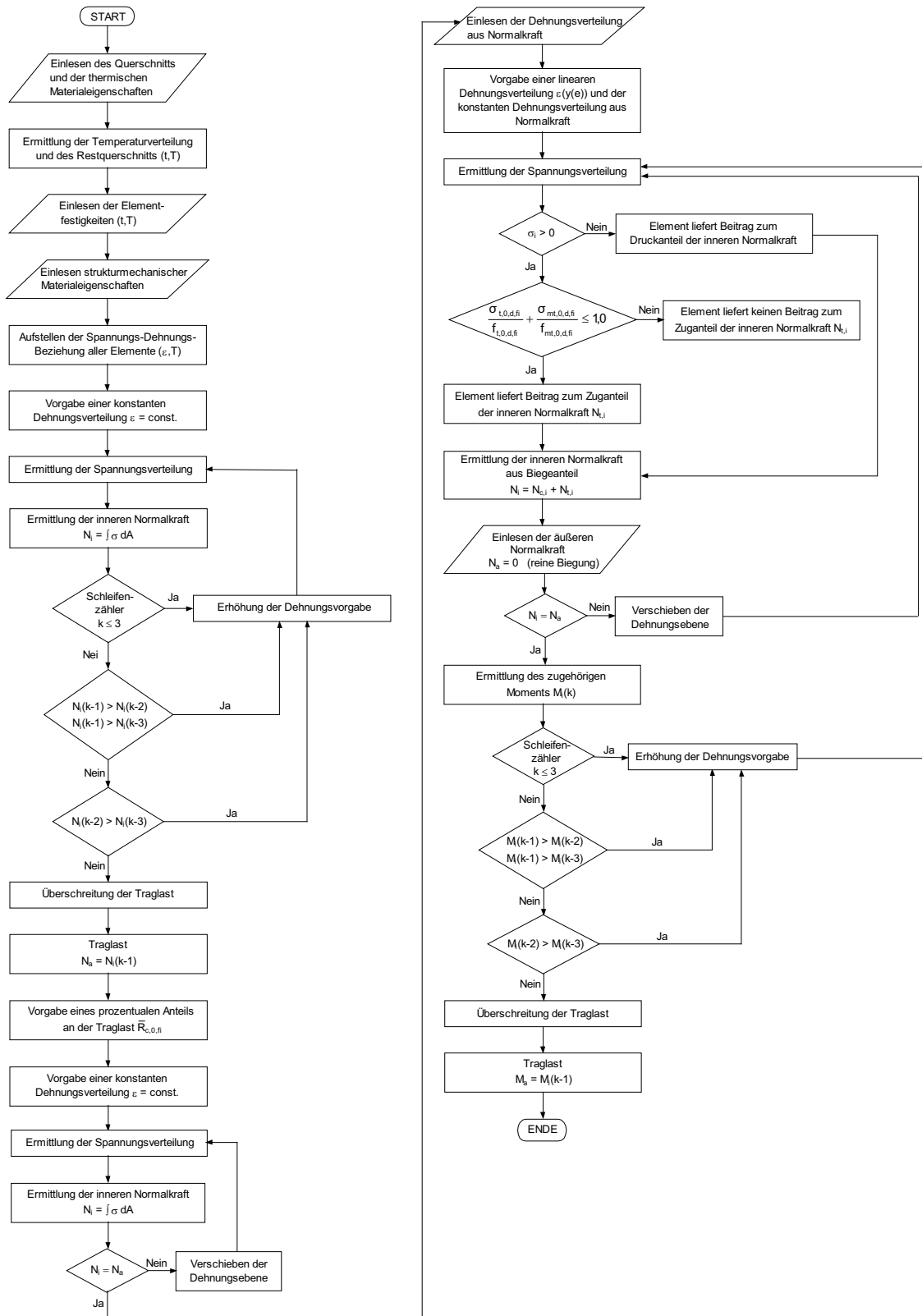


Bild 58: Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung kombiniert beanspruchter Holzbau- teile unter Druck und Biegung im Brandfall

Die Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung von auf Zug, Druck, Biegung und kombiniert beanspruchten Holzbauteilen im Brandfall wurden in die Programmstruktur des FE-Programms Ansys/ED 5.7 implementiert. Mit dem entwickelten hybriden FE-Modell können umfangreiche Parameterstudien zum Einfluss der Holzart, der Festigkeitsklasse, der Bauteilgeometrien, der Belastungsart und der Brandbeanspruchungsart und -dauer durchgeführt werden. Auf die, für die Erarbeitung eines Bemessungskonzepts für vierseitige Brandbeanspruchung und eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten notwendigen Tragfähigkeitsuntersuchungen wird im nachfolgenden Kapitel eingegangen.

6 Ergebnisse strukturmechanischer Querschnittsanalysen

Mit dem gekoppelten thermisch - strukturmechanischen FE-Modell wurden die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung an zahlreichen Querschnitten berechnet.

Zur Bewertung der numerisch ermittelten Traglasten wurden umfangreiche Parameterstudien zu Materialgüten, Geometrien, Beanspruchungsarten und Brandbeanspruchungsdauern durchgeführt. Diese Vorgehensweise ermöglicht neben der Beurteilung der Einflüsse der genannten Variablen einen guten Vergleich der errechneten Tragfähigkeiten mit den bisher geltenden Regeln zur Brandschutzbemessung von Holzbauteilen nach [19] sowie die Entwicklung von praxisgerechten Bemessungsmethoden.

In den folgenden Abschnitten werden die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall in Abhängigkeit

- der Festigkeitsklasse und dem Querschnittsverhältnis h/b
- der Beanspruchungsart (Zug, Druck, Biegung und kombinierter Beanspruchung aus Zug und Biegung sowie Druck und Biegung)
- der Brandbeanspruchungsdauer und
- des Einflusses von Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen auf die Tragfähigkeiten im Brandfall

zusammengestellt, miteinander verglichen und bewertet.

6.1 Einfluss von Festigkeitsklasse und Querschnittsverhältnis h/b auf die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall

Nachfolgend werden die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten getrennt für die in Abschnitt 5 beschriebenen Beanspruchungsarten aufgezeigt. Die Darstellung der Ergebnisse erfolgt für Vollholz der Festigkeitsklassen CD 24 bis CD 40 für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Das beschriebene Tragverhalten ist für Querschnitte aus Brettschichtholz im Grundprinzip ebenfalls vorhanden. Die im Folgenden an Vollholz geschilderten Abhängigkeiten wurden anhand der FE-Berechnungen für Brettschichtholzbauteile in ähnlichen Größenordnungen konstatiert. Daher soll an dieser Stelle nicht näher auf die einzelnen Tragfähigkeitsermittlungen für diese Querschnitte eingegangen werden. Sie werden zusammenfassend in Abschnitt 6.2 dargestellt und erläutert und sind Gegenstand der entwickelten Bemessungsmethode des Kapitels 7.

6.1.1 Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Holzbauteile

In Abhängigkeit der Temperaturverteilung über den Querschnitt nach Abschluss einer definierten Branddauer existiert ein über die Querschnittsfläche konstanter Dehnungszustand, für den sich die maximale Tragfähigkeit einstellt.

Nachfolgend werden für einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten der Temperaturverlauf in Bild 59 und der zur Dehnungsvorgabe der Tragfähigkeit zugehörige Spannungsverlauf in Bild 60 graphisch dargestellt. Die aufgebrauchte Dehnung $\varepsilon_{c,0}$ beträgt 3,72‰. Die aus dem ermittelten Spannungszustand resultierende Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ des Querschnitts erreicht einen Wert von 158,4 kN.

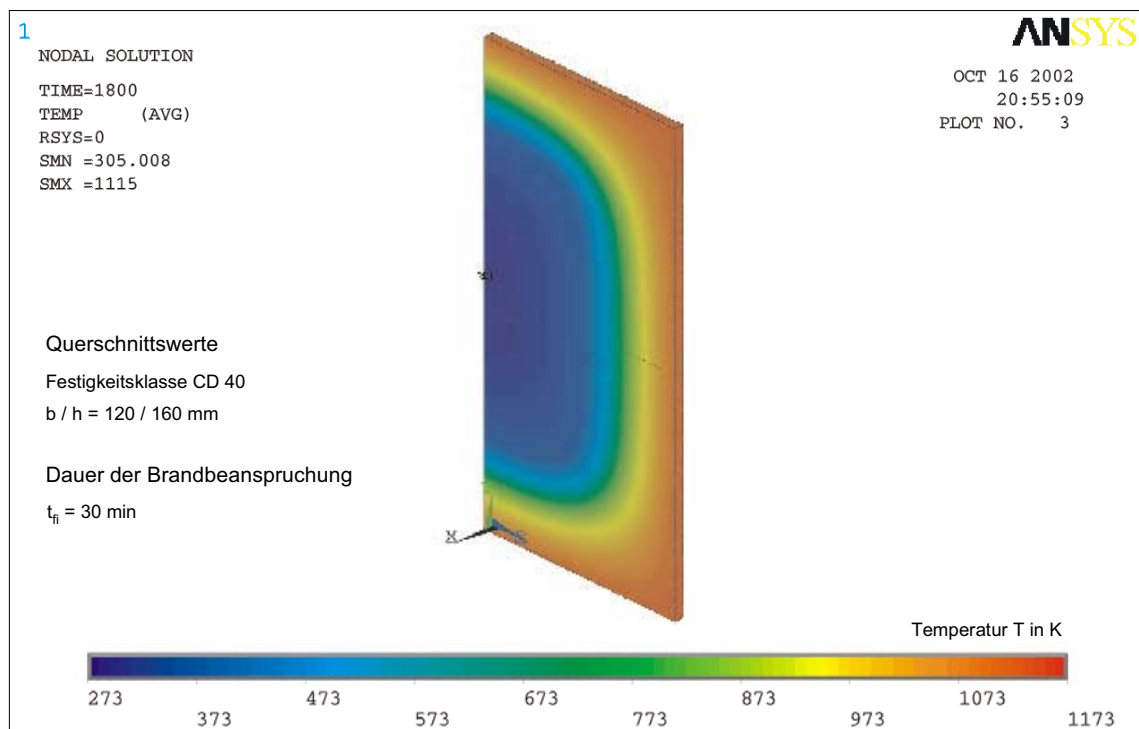


Bild 59: Temperaturverteilung über den halben Querschnitt nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (unter Ausnutzung der Symmetrie über die Breite des Querschnitts)

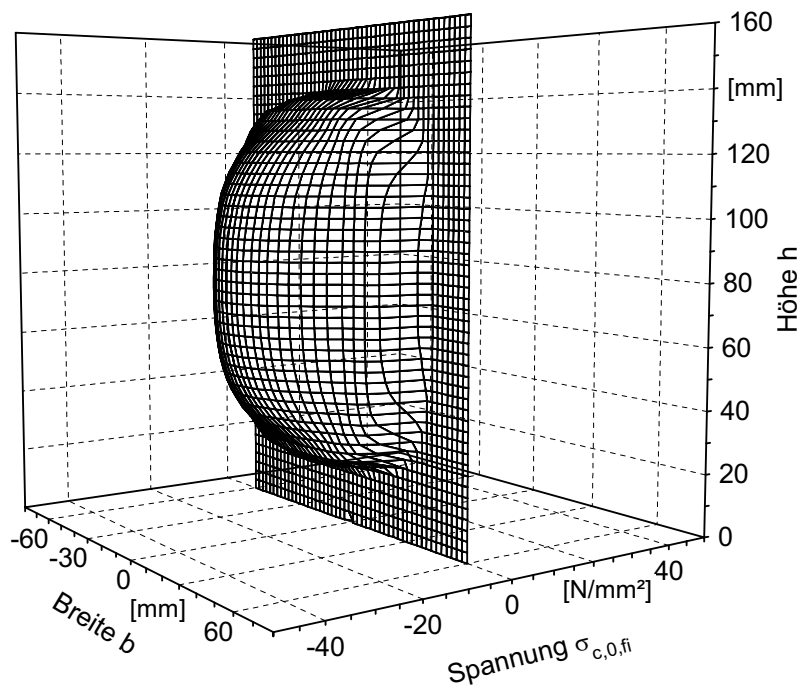


Bild 60: Druckspannungsverteilung über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)

Die numerisch ermittelten Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Bauteile aus Vollholz der Festigkeitsklassen CD 24, CD 30, CD 35 und CD 40 werden nachfolgend für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten ausgewertet.

In Bild 61 und Bild 62 sind die Tragfähigkeiten für Querschnitte mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ und $2,0$ zusammengestellt. Bild 63 veranschaulicht die Abhängigkeit der Tragfähigkeiten von der Querschnittshöhe bei einer konstanten Querschnittsbreite von 140 mm. Jeder Datenpunkt entspricht dem Ergebnis einer strukturmechanischen FE-Berechnung.

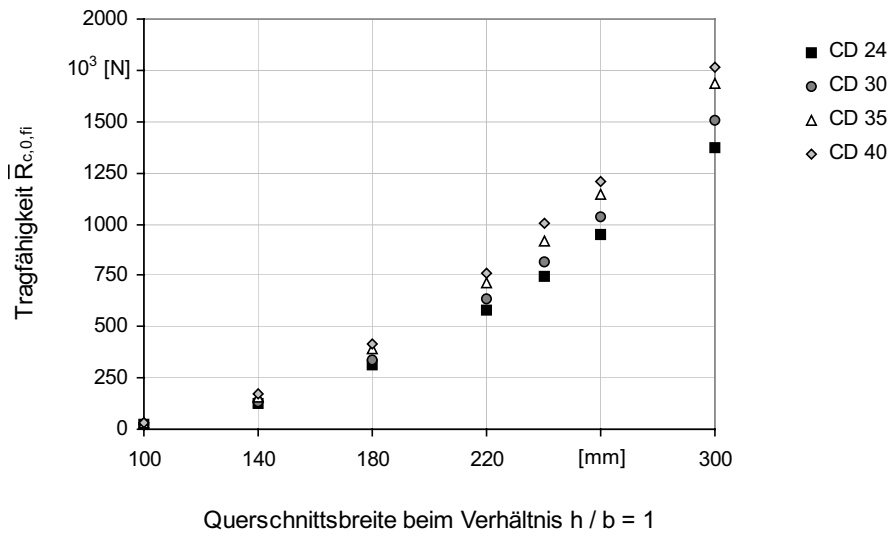


Bild 61: Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

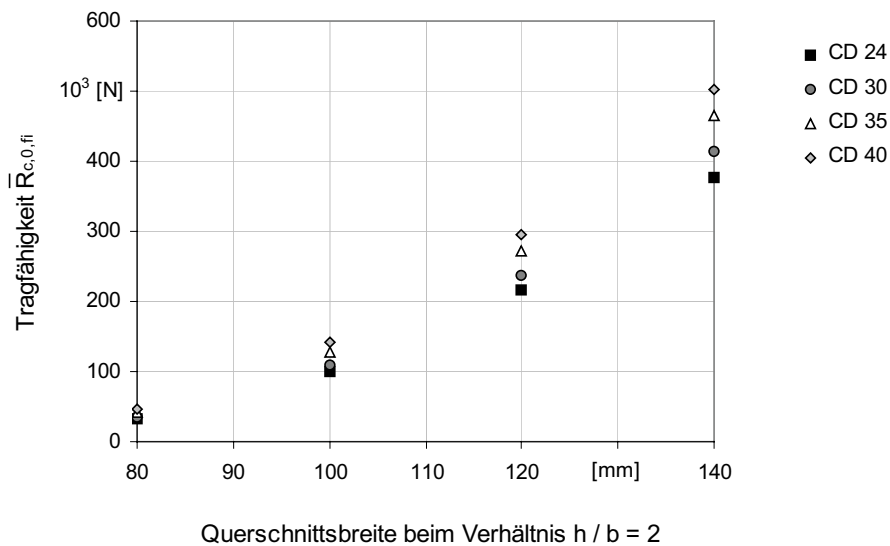


Bild 62: Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

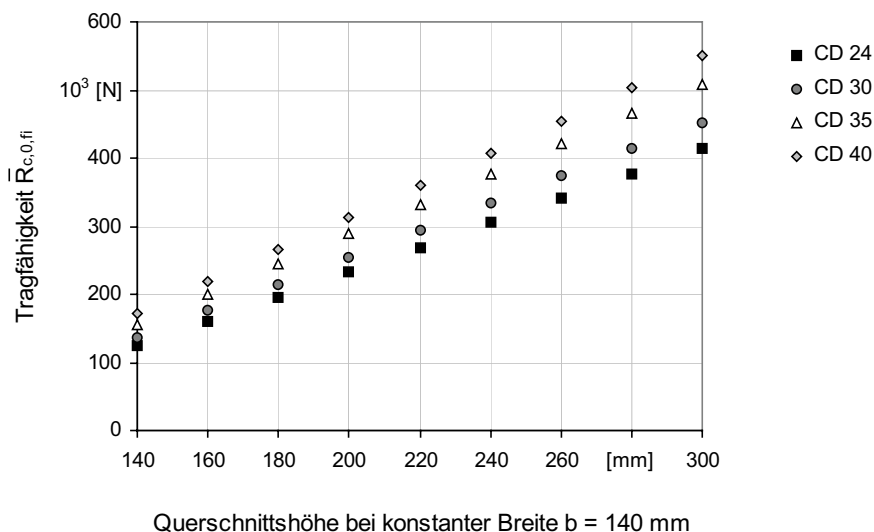


Bild 63: Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140 \text{ mm}$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Aus den Darstellungen geht deutlich hervor, dass eine Erhöhung der Querschnittsbreite oder der Querschnittshöhe zu einem linearen Anstieg der Tragfähigkeiten führt, während die Vergrößerung beider Querschnittsabmessungen einen erwartungsgemäß überproportionalen Tragfähigkeitszuwachs bewirkt. Anhand der Ergebnisse der FE-Berechnungen zeigt sich, dass bei gleicher Ausgangsfläche unter Normaltemperaturen quadratische Querschnitte im Brandfall höhere Tragfähigkeiten für Druckbeanspruchung aufweisen als Querschnitte mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$. Diese Eigenschaft ist auf die günstigere Temperaturentwicklung innerhalb des Restquerschnitts bei quadratischen Querschnitten zurückzuführen. Der geschilderte Zusammenhang ist am Beispiel von Vollholz der Festigkeitsklasse CD 40 in Tabelle 11 zusammengestellt.

Tabelle 11: Einfluss des Querschnittsverhältnisses h/b auf die Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte

Festigkeitsklasse	Branddauer t_{fi} [min]	Breite b [mm]	Höhe h [mm]	Fläche A [mm^2]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ [kN]
CD 40	30	180	180	32400	412,6
		140	240	33600	407,2
		140	140	19600	171,0
		100	200	20000	142,0

Bild 61, Bild 62 und Bild 63 zeigen weiterhin, dass die Festigkeitsklasse des Holzes eine Auswirkung auf die errechneten Tragfähigkeiten hat. Um Rückschlüsse auf die Größe dieses Einflusses, insbesondere in Abhängigkeit der Ausgangsquerschnittsfläche ziehen zu können, werden die Tragfähigkeitssteigerungen bei Erhöhung der Materialgüte an zwei Vollholzquerschnitten 100/100 mm und 300/300 mm genauer untersucht.

Bild 65 und Bild 66 zeigen, dass die Wahl qualitativ hochwertiger Hölzer bei geringen Querschnittsabmessungen zu deutlich höheren Tragfähigkeitssteigerungen führt. Mit steigender Festigkeitsklasse nimmt der Wärmeeintrag in das Bauteil aufgrund der thermischen Eigenschaften über die Dauer der Brandbeanspruchung ab (Bild 18). Infolgedessen weisen Querschnitte höherer Festigkeitsklassen geringere mittlere Temperaturen über den Restquerschnitt nach Abschluss der Branddauer auf. Bei Bauteilen größerer Abmessungen beschränken sich die festigkeitsbedingten Temperaturdifferenzen ausschließlich auf die Randzonen. Die überwiegenden Querschnittsbereiche weisen eine Temperatur um 20°C auf. Daher ist die günstige Auswirkung der Temperaturentwicklung auf die Tragfähigkeiten für diese Bauteile von untergeordneter Bedeutung.

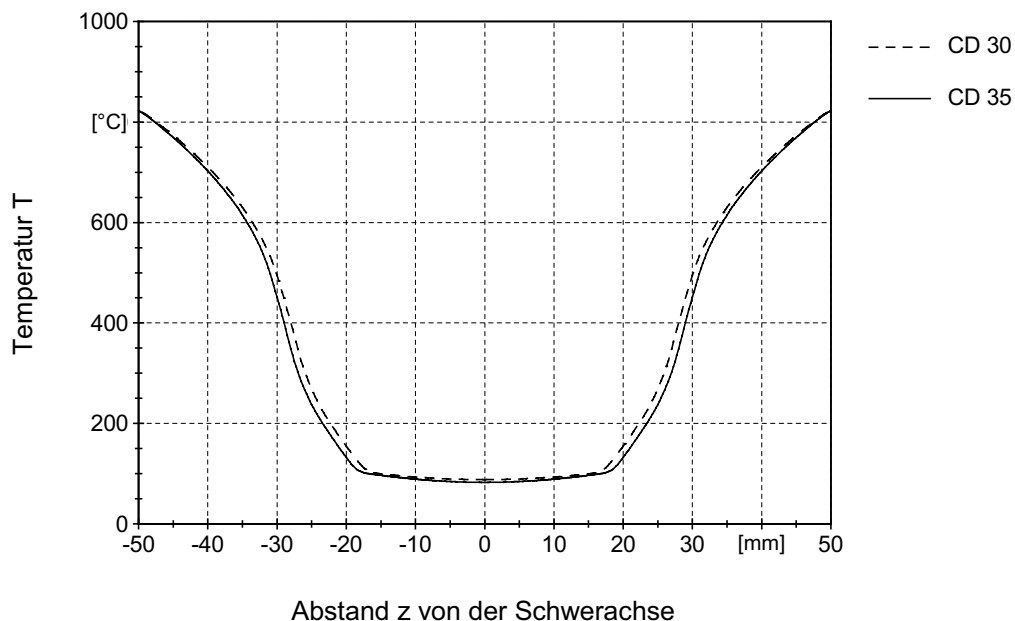


Bild 64: Temperaturprofile über die Querschnittsbreite in halber Querschnittshöhe für Bauteilabmessungen $b/h = 100/100$ mm nach Abschluss einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

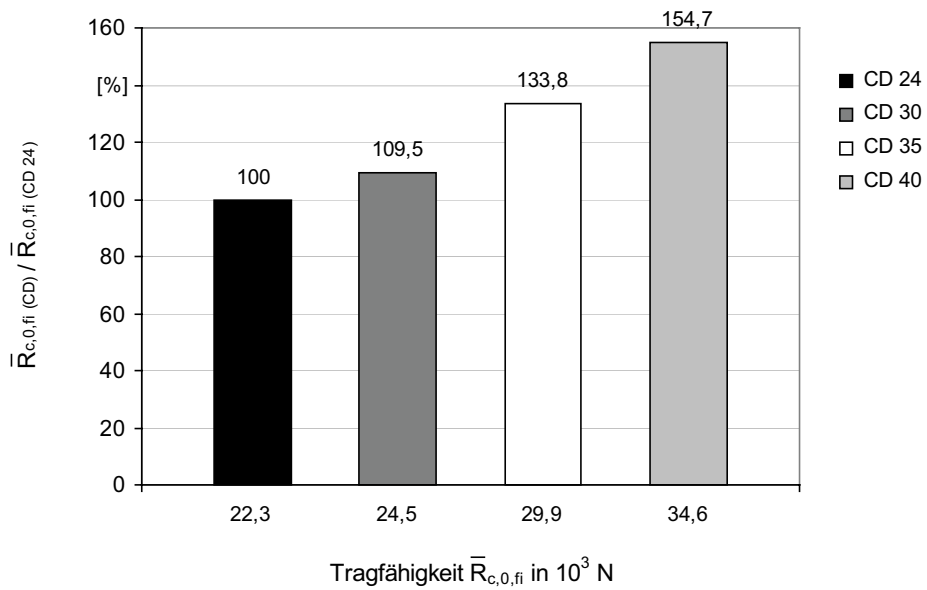


Bild 65: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm

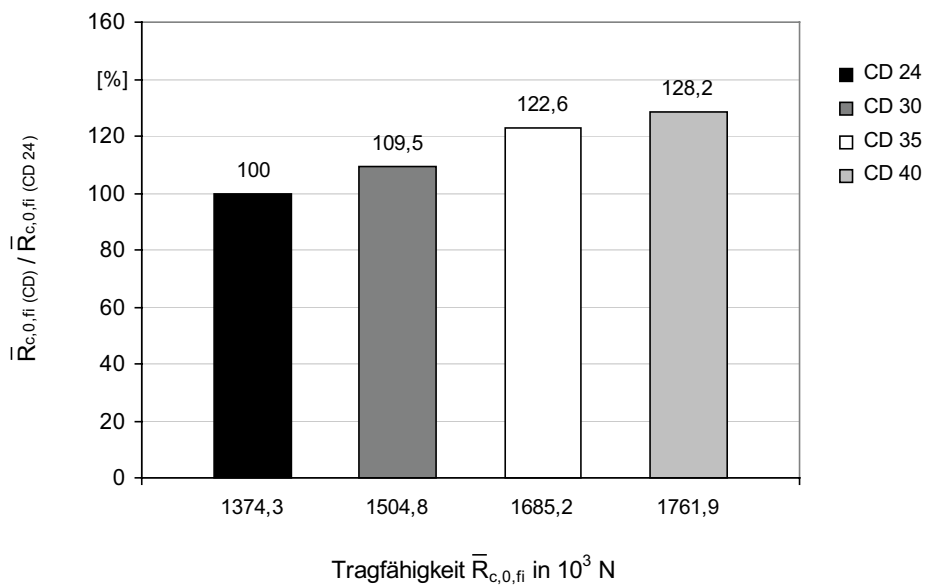


Bild 66: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm

6.1.2 Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Holzbauteile

In Analogie zum Abschnitt 6.1.1 werden zunächst die Tragfähigkeiten der FE-Berechnungen in Abhängigkeit des Seitenverhältnisses des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen zusammengestellt.

Vergleicht man für einen Querschnitt 120/160 mm der Festigkeitsklasse CD 40 die zur Traglast zugehörige Spannungsfigur in Bild 67 mit der des selben Querschnitts unter Druckbeanspruchung in Bild 60, so zeigt sich das für Druckbeanspruchungen auftretende duktile Tragvermögen im Gegensatz zum spröden Zugtragverhalten. Letzteres ist durch plötzliches Versagen der Zugfasern gekennzeichnet, die sich in einem signifikanten Spannungsreduktion in der Nähe der Abbrandgrenze widerspiegeln. Aufgrund des plastischen Tragverhaltens bei Druckbeanspruchung zeichnet sich die zur Traglast zugehörige Spannungsfigur in Bild 60 durch eine allmähliche Spannungsabnahme in Richtung der Abbrandgrenzen aus. Zur Verdeutlichung des beschriebenen Tragverhaltens sind die Spannungsfiguren für Zug- und Druckbeanspruchung in der Seitenansicht über die Höhe des Querschnitts in Bild 68 gegenübergestellt.

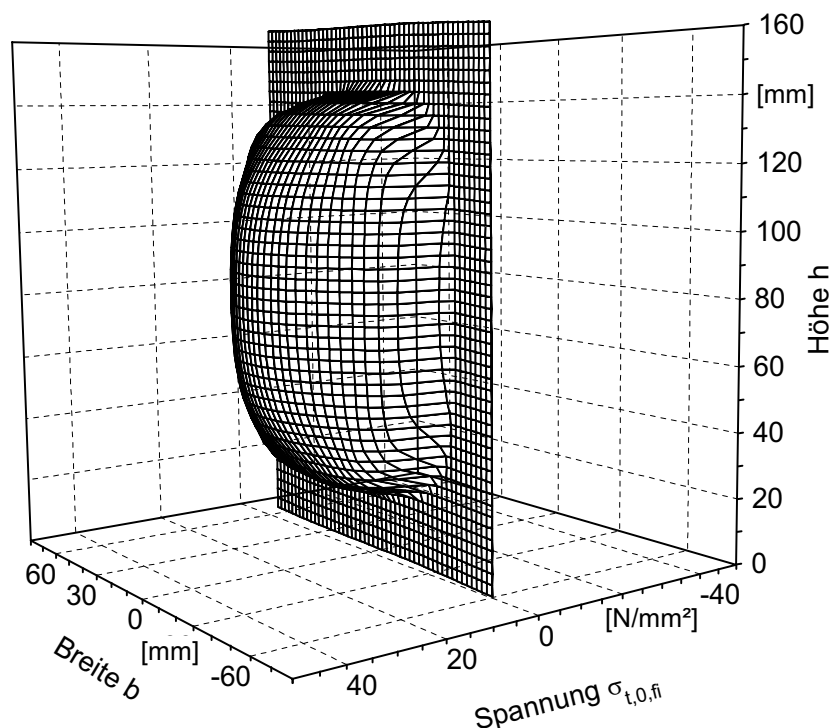


Bild 67: Zugspannungsverteilung über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)

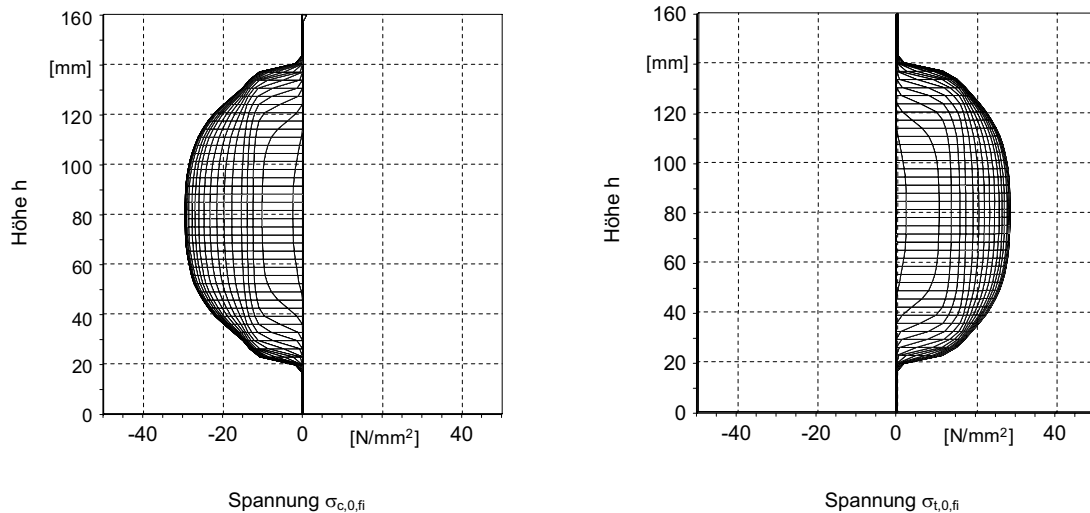


Bild 68: Vergleich der Zug- und Druckspannungsverteilungen über einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 beim Erreichen der Tragfähigkeit nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Der Vergleich der errechneten Tragfähigkeiten zeigt wiederum eine signifikante Abhängigkeit der Traglasten von der Querschnittsgröße und der Festigkeitsklasse des Holzes. Beim Vergleich von Bild 61 und Bild 69 ist zu erkennen, dass bei Zugbeanspruchung der Einfluss dieser Parameter im Vergleich zur reinen Druckbeanspruchung noch deutlicher ausgeprägt ist. Ein Querschnitt von 300/300 mm der Festigkeitsklasse CD 40 erreicht für beide Einwirkungsarten betragsmäßig ähnliche Tragfähigkeiten, während derselbe Querschnitt für die Festigkeitsklasse CD 24 bei Zugbeanspruchung wesentlich geringere Tragfähigkeiten als bei Druckbeanspruchung aufweist. Dieses Tragverhalten ist auf die deutlich differierenden charakteristischen Zugfestigkeiten der einzelnen Festigkeitsklassen unter Normaltemperaturen im Vergleich zu den charakteristischen Druckfestigkeiten begründet.

Als ein weiteres Ergebnis der strukturellen Tragfähigkeitsanalysen lässt sich beim Vergleich von Bild 63 und Bild 71 herausstellen, dass sowohl für Zug als auch für Druck die Vergrößerung der Querschnittshöhe für eine konstante Querschnittsbreite zu einem linearen Anstieg der Tragfähigkeiten im Brandfall führt.

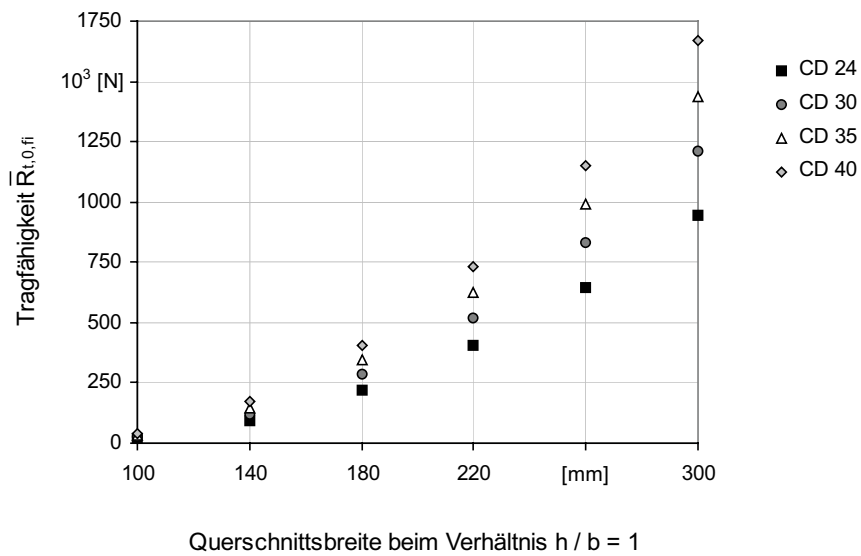


Bild 69: Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

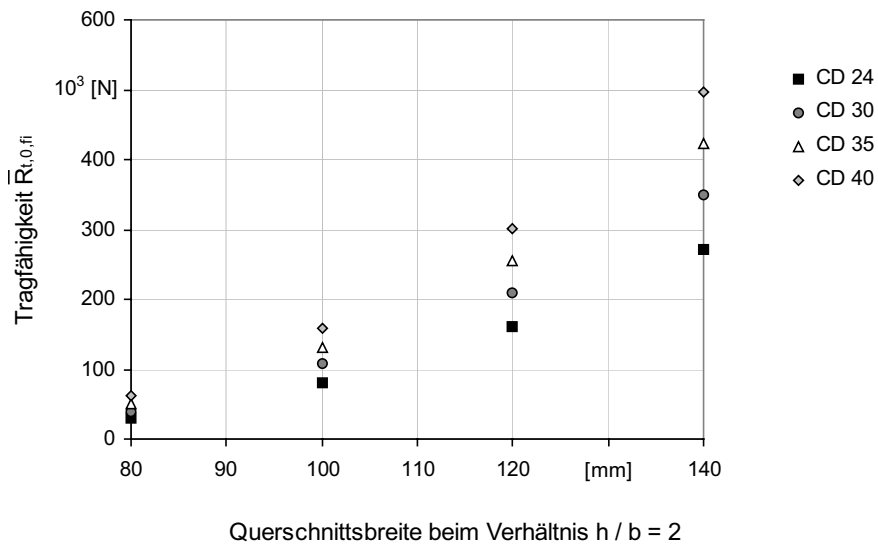


Bild 70: Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

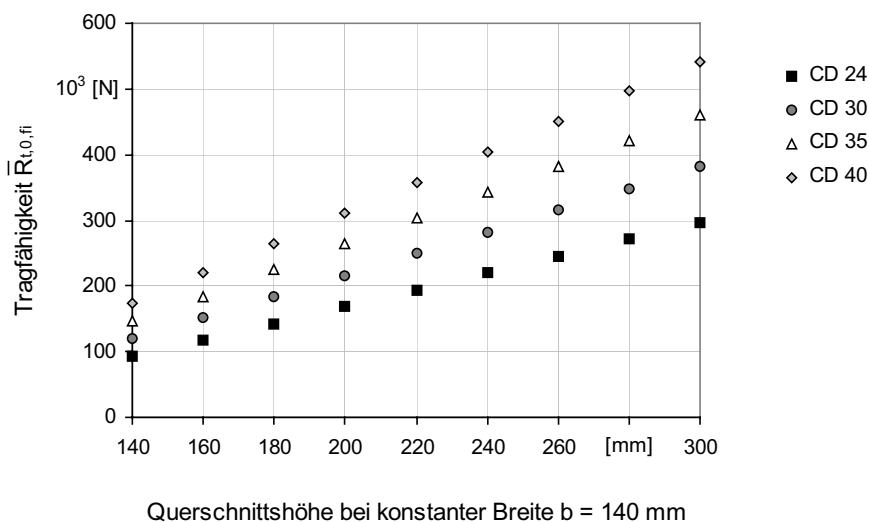


Bild 71: Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140$ mm für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Im Gegensatz zu druckbeanspruchten Holzbauteilen führt bei einer Zugbeanspruchung die Wahl maschinensortierten Holzes nicht zu einer signifikanten Tragfähigkeitssteigerung. Die Erhöhung ist über die Festigkeitsklassen in gleich verteilter Abstufung vorhanden.

Ursache für dieses Tragverhalten ist eine annähernd konstante Steigerung der charakteristischen Druckfestigkeiten unter Normaltemperaturen (Tabelle 13). Nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten weisen visuell sortierte Hölzer aufgrund der übereinstimmenden Rohdichten gleiche Temperaturprofile über den Querschnitt auf. Für maschinell sortiertes Vollholz ergeben sich, bedingt durch die höheren Rohdichten, nach Abschluss der Brandbeanspruchung Temperaturverläufe und mittlere Temperaturen des Restquerschnitts, die zum Teil geringfügig unter denen des visuell sortierten Holzes liegen (Bild 64). Diese bewirken zwischen CD 30 und CD 35 eine geringfügig höhere Festigkeitssteigerung im Vergleich zum Anstieg von CD 24 auf CD 30.

Bei Zugbeanspruchung wird das günstigere Temperaturprofil des Holzes höherer Rohdichten durch die höhere Steigerung der charakteristischen Zugfestigkeit unter Normaltemperaturen zwischen CD 24 und CD 30 im Vergleich zu CD 30 und CD 35 nahezu aufgehoben.

Tabelle 12: Mittlere Restquerschnittstemperaturen für ausgewählte Querschnitte in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse nach Abschluss einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten als Ergebnisse der FE-Berechnungen

Breite b [mm]	Höhe h [mm]	Festigkeitsklasse			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
		mittlere Temperatur des Restquerschnitts T_m [°C]			
100	100	152,4	152,4	147,3	143,3
140	140	107,1	107,1	104,2	101,9
140	280	86,5	86,5	85,6	81,9
300	300	57,5	57,5	56,6	55,1

Tabelle 13: Rechenwerte der charakteristischen Zug- und Druckfestigkeiten für Nadelholz

charakteristische Festigkeiten [N/mm ²]		Festigkeitsklasse			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
Zug parallel	$f_{t,0,k}$	14	18	21	24
Druck parallel	$f_{c,0,k}$	21	23	25	26

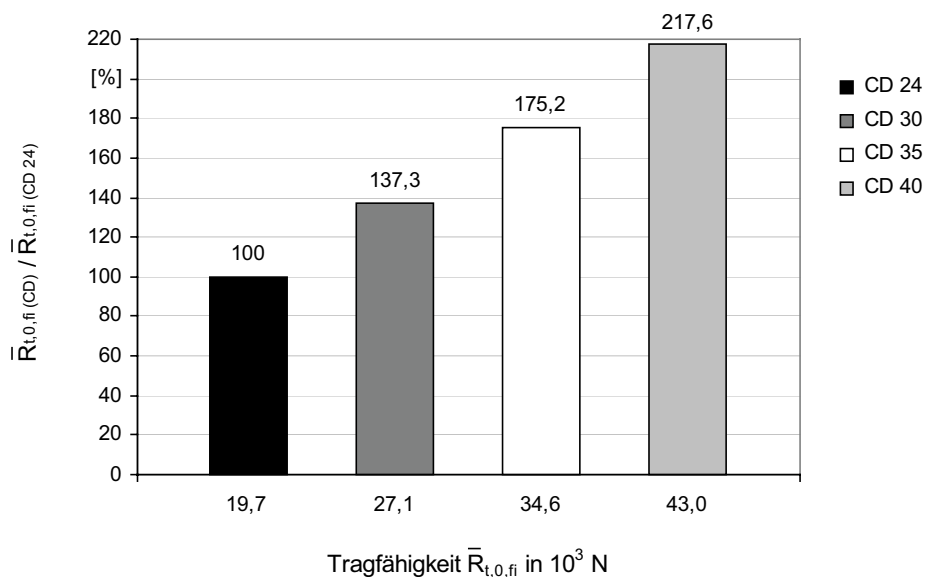


Bild 72: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm

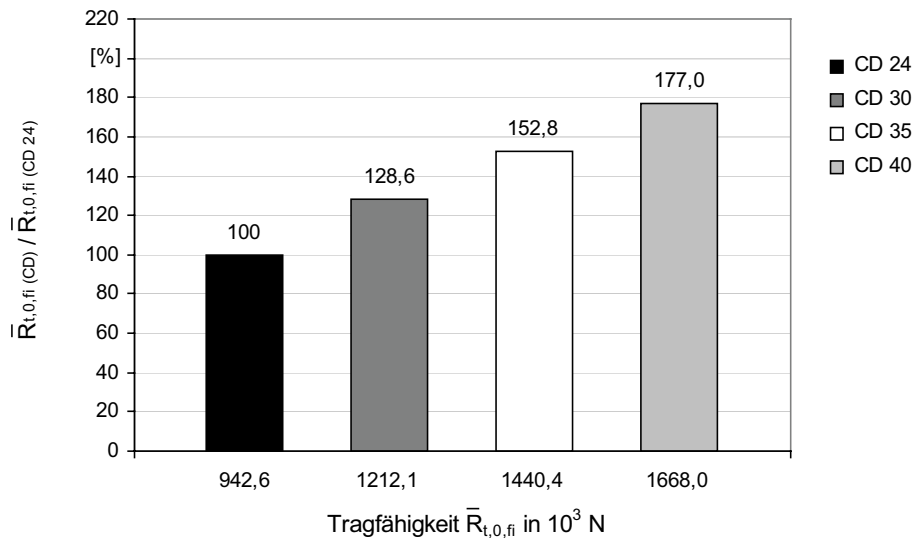


Bild 73: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm

6.1.3 Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile

In diesem Abschnitt werden die Tragfähigkeiten der FE-Berechnungen biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall zusammengestellt. In Analogie zu den Abschnitten 6.1.1 und 6.1.2 erfolgt eine Bewertung der errechneten Tragfähigkeiten in Abhängigkeit des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen und der Festigkeitsklasse des Holzes.

Zunächst wird für einen Querschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten der zur Tragfähigkeit zugehörige Spannungsverlauf in Bild 74 und Bild 77 graphisch dargestellt. Die aus diesem Spannungszustand resultierende Biegetragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ des Restquerschnitts beträgt 412,8 kN cm. Die Temperaturverteilung über den Querschnitt nach Abschluss der Brandbeanspruchung kann Bild 59 entnommen werden.

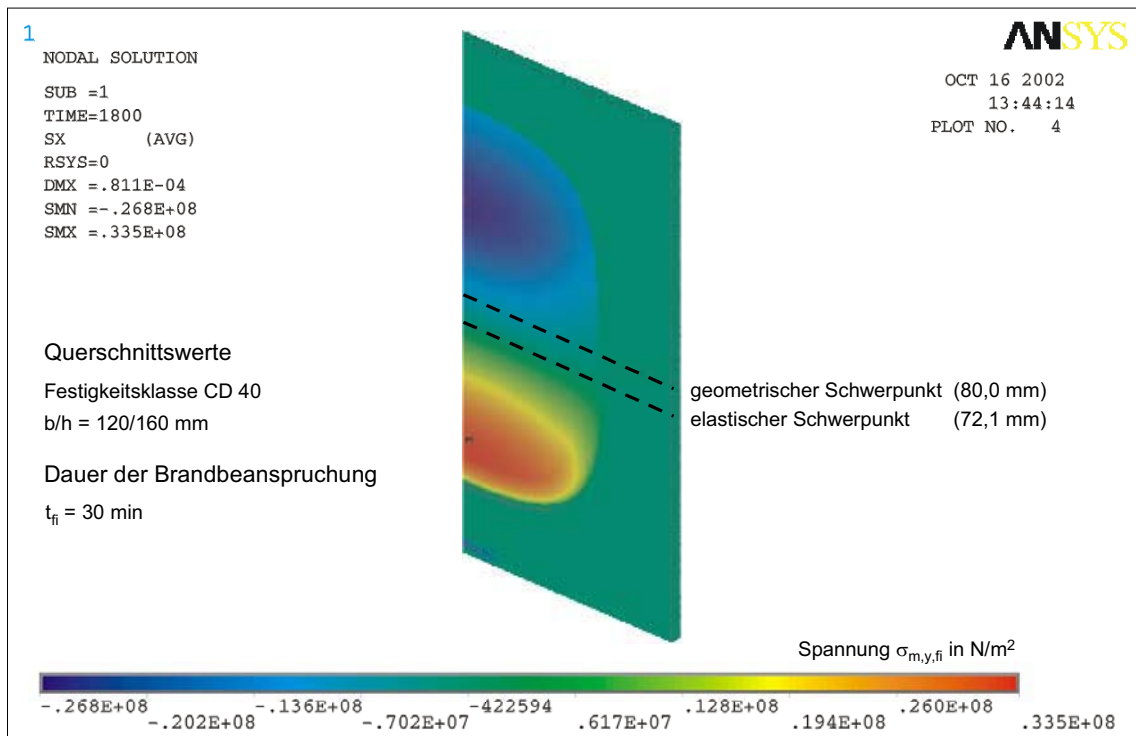


Bild 74: Biegespannungsverteilung über den Querschnitt nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (unter Ausnutzung der Symmetrie über die Breite des Querschnitts)

Aus den Darstellungen in Bild 74 und Bild 75 ist die Verschiebung des elastischen Schwerpunkts in Richtung des Biegezugbereichs zu erkennen. Sie ist das Ergebnis des nichtlinearen Materialgesetzes und der Temperaturverteilung über den Querschnitt infolge Brandeinwirkung. Die Spannungsnulllinie, definiert als der elastische Schwerpunkt des Querschnitts, verschiebt sich um 7,9 mm in Richtung des Biegezugbereichs auf eine Höhe von 72,1 mm. Die Verschiebung entspricht einem prozentualen Anteil an der Gesamtquerschnittshöhe von 4,9%.

Bild 77 und insbesondere Bild 76 veranschaulichen das plastische Tragverhalten des Holzes im Biegedruckbereich. Während in diesem Bereich die Spannungsverteilung eine ausgerundete Form annimmt, steigt sie im Biegezugbereich stärker an und ist nach Erreichen der Maximalspannung durch eine deutlichere Abnahme gekennzeichnet. Das Spannungsmaximum des Biegezugbereichs ist wesentlich größer, als der betragsmäßige Maximalwert des Biegedruckbereichs, begründet zum Einen durch das nichtlineare Materialgesetz und zum Anderen durch die temperaturabhängigen unterschiedlichen Festigkeits- und Steifigkeitsabnahmen des Holzes im Zug- und Druckbereich.

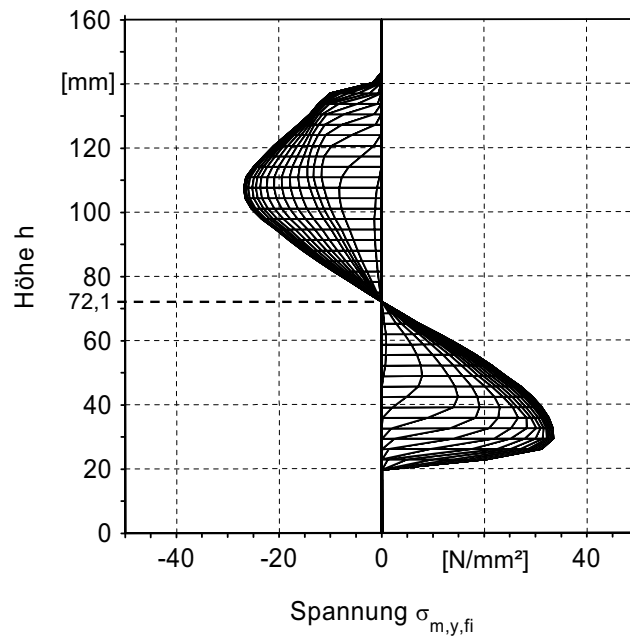


Bild 75: Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Ansicht von der Querschnittsseite)

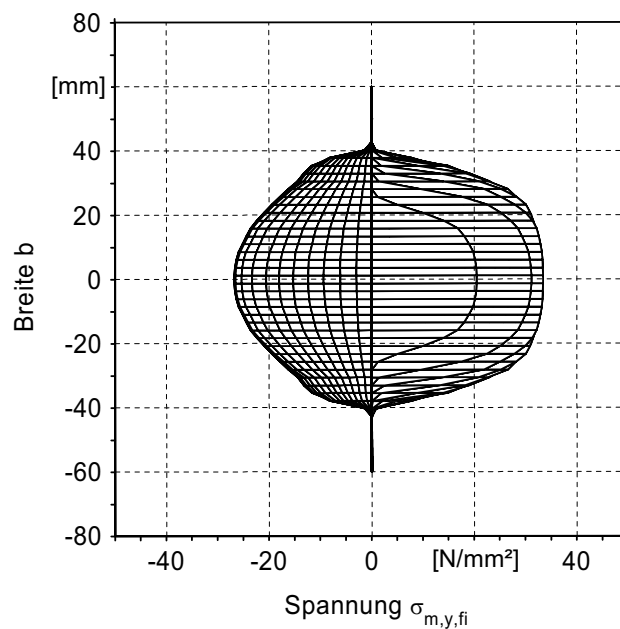


Bild 76: Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Ansicht von oben)

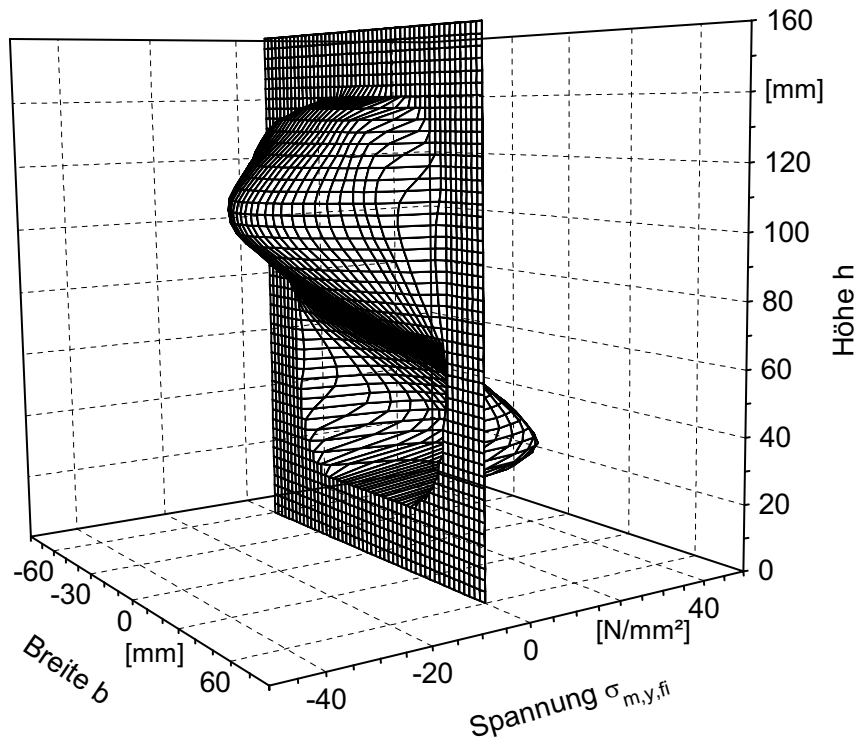


Bild 77: Dreidimensionale Darstellung der Biegespannungsverteilung über einen Vollholzquerschnitt $b/h = 120/160$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten (Die Darstellung des Netzes entspricht nicht der Elementierung des Querschnitts.)

Nachfolgend werden die in der strukturmechanischen FE-Analyse ermittelten Biegetragfähigkeiten von Vollholzquerschnitten im Brandfall in Abhängigkeit der Geometrie und der Festigkeitsklassen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten ausgewertet.

Im Gegensatz zu Holzbauteilen unter Zug- und Druckbeanspruchung ist bei reiner Biegung für eine konstante Querschnittsbreite der Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Querschnittshöhe nicht linear. Infolge des annähernd quadratischen Einflusses der Höhe des Querschnitts auf die Tragfähigkeit bei Biegebeanspruchung erfolgt die Steigerung überproportional. Für alle Querschnitte gilt, dass in Analogie zum Tragverhalten unter Normaltemperaturen die Vergrößerung der Querschnittshöhe auch im Brandfall zu einer signifikanten Tragfähigkeitssteigerung führt. Für Bauteile mit einem Seitenverhältnis h/b größer 1,0 vergrößert sich für den Restquerschnitt infolge des Abbrandes zusätzlich das Verhältnis der Querschnittshöhe zur Breite. Der Einfluss der Restquerschnittsbreite bleibt für diese Bauteile im Vergleich zur Höhe von untergeordneter Bedeutung.

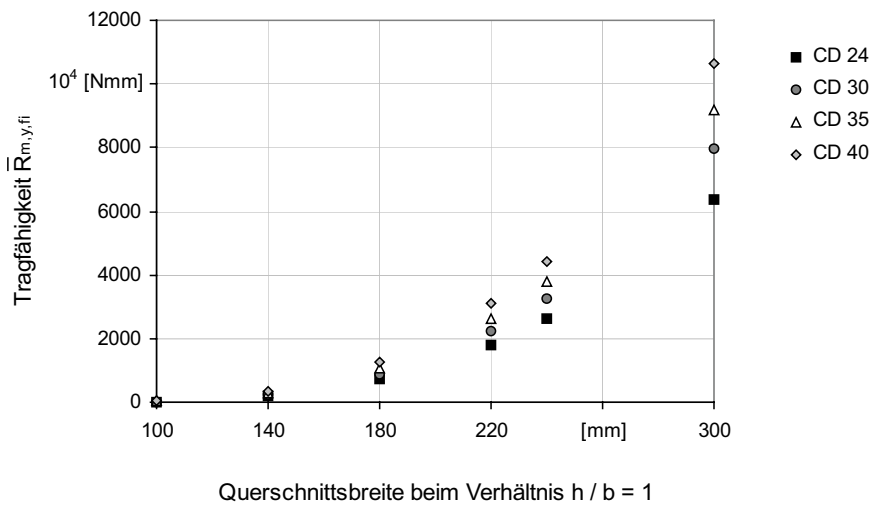


Bild 78: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 1,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

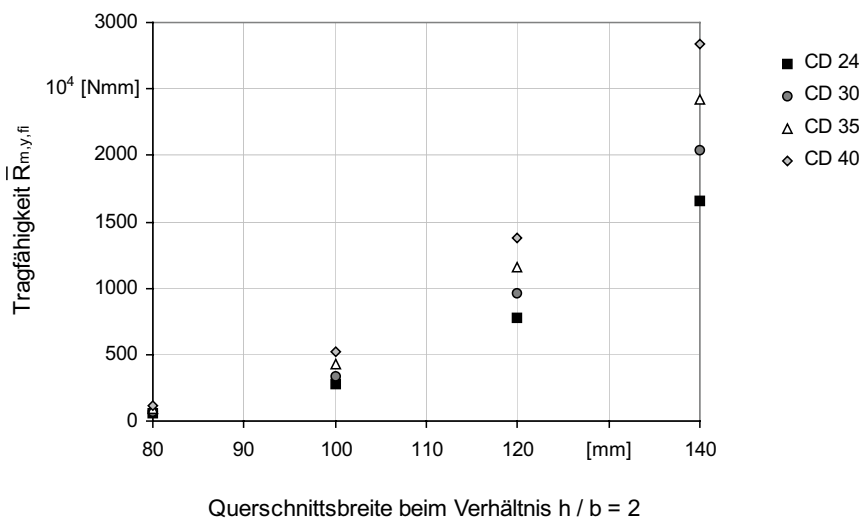


Bild 79: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile mit einem Seitenverhältnis $h/b = 2,0$ für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

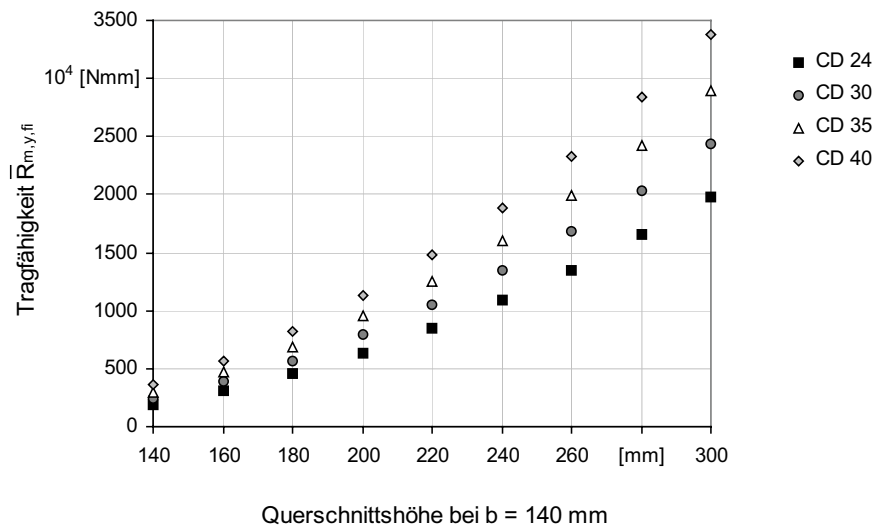


Bild 80: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit der Querschnittshöhe bei konstanter Breite $b = 140$ mm für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Der Einfluss der Festigkeitsklasse auf die Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall ist in ähnlicher Größenordnung wie bei den zugbeanspruchten Vollholzquerschnitten vorhanden (vgl. Bild 72 und Bild 73). Mit wachsender Querschnittsfläche ergeben sich nahezu gleich verteilte Tragfähigkeitssteigerungen zwischen den einzelnen Festigkeitsklassen.

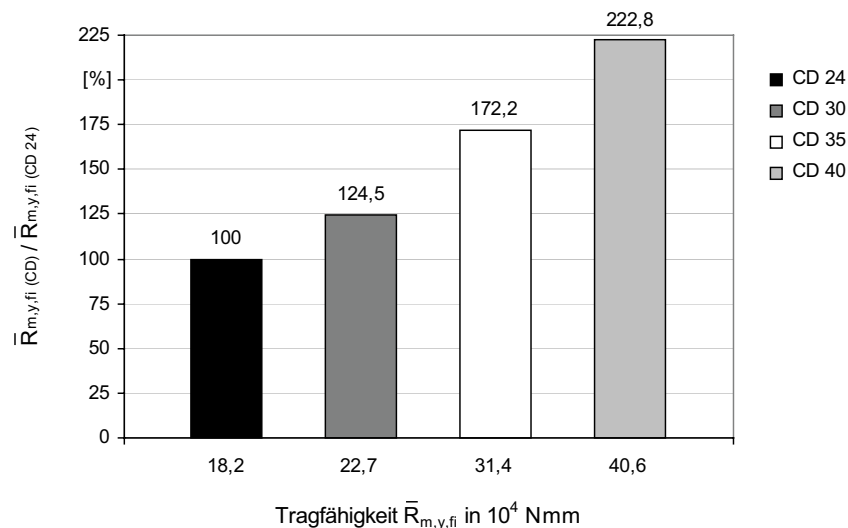


Bild 81: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 100/100$ mm unter Biegebeanspruchung

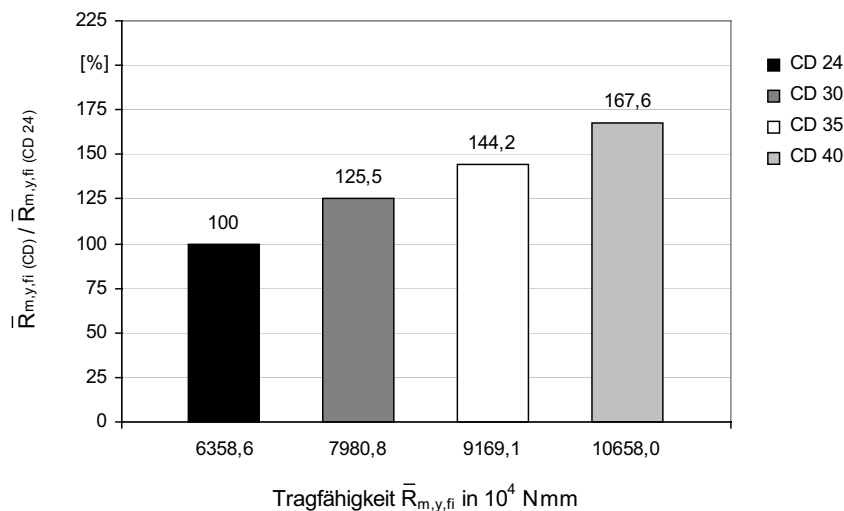


Bild 82: Tragfähigkeitssteigerung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse im Vergleich zur Festigkeitsklasse CD 24 für einen Querschnitt $b/h = 300/300$ mm unter Biegebeanspruchung

6.1.4 Tragfähigkeiten kombiniert beanspruchter Holzbauteile

Das hybride FE-Modell ermöglicht unter Vorgabe eines definierten Anteils der Traglast aus Normalkraftbeanspruchung nach Abs. 6.1.1 und 6.1.2 die Ermittlung der zugehörigen maximalen Biegetragfähigkeit des Querschnitts. Die Lösung der in Bild 57 und Bild 58 dargestellten Algorithmen zur Ermittlung der Tragfähigkeit kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall erfordert komplexe, mehrfach iterative Prozesse. Diese sind mit aufwendigen Rechenabläufen und hohem numerischen Aufwand verbunden.

Zur Ableitung allgemeingültiger Beziehungen wurden umfangreiche Berechnungsreihen für Voll- und Brettschichtholzquerschnitte unter Variation der Festigkeitsklassen sowie der Querschnittsabmessungen durchgeführt.

Trägt man die Bruchschnittgrößen der FE-Berechnung einer Momenten-Krümmungs-Beziehung im Brandfall in ein Moment-Normalkraft-Interaktionsdiagramm ein, so erhält man den Verlauf der Grenztragfähigkeit des Querschnitts. Diese Form der Interaktionsfunktion wurde bereits an Querschnitten unter Normaltemperaturen für kombinierte Beanspruchungen aus Druck und Biegung konstatiert. Umfangreiche Untersuchungen an nordamerikanischen Nadelhölzern bestätigen, insbesondere für kleine Normalkräfte, den gekrümmten Verlauf der M-N-Interaktion [22]. Als wesentliche Erkenntnis dieser Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass ein geringer Normalkraftanteil sogar eine Steigerung der Biegetragfähigkeit bewirkt.

Dieses Tragverhalten konnte anhand der FE-Berechnungen für kombiniert beanspruchte Holzbauteile unter Druck und Biegung im Brandfall ebenfalls bestätigt werden. Der Zuwachs der Momenten Tragfähigkeit fällt jedoch vergleichsweise gering aus. Eine Steigerung der Biegetragfähigkeit bei kleinen Normalkräften ist nicht zu verzeichnen. Im Gegensatz zu den Verläufen unter Normaltemperaturen ist für eine Beanspruchung aus Zug und Biegung der gekrümmte Verlauf der M-N-Interaktion im Vergleich zu druck- und biegebeanspruchten Querschnitten deutlicher ausgeprägt. Für diese Bauteile führen kleine Normalkräfte zu geringfügigen Steigerungen der Biegetragfähigkeit. Im Bereich hoher Normalkräfte, oberhalb 90% der Traglast unter reiner Zugkraftbeanspruchung, ist in den Simulationsrechnungen eine signifikante Abnahme der Biegetragfähigkeit festzustellen.

Das Tragverhalten kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall, insbesondere im Bereich geringer Normalkraftanteile, ist auf die deutlichere Abnahme der Druckfestigkeit mit steigenden Temperaturen im Gegensatz zur Zugfestigkeit begründet.

Die Ergebnisse der Tragfähigkeitermittlungen sind für einen Querschnitt 120/240 mm der Festigkeitsklasse CD 40 für Beanspruchungen aus Druck und Biegung in Bild 83 sowie aus Zug und Biegung in Bild 84 in Momenten-Normalkraft-Interaktionsdiagramme eingetragen. Zur Verdeutlichung der gekrümmten Verläufe der M-N-Interaktionen sind zusätzlich die linearen Interpolationen zwischen der maximalen Normalkraft- und Biegetragfähigkeit des Querschnitts angegeben.

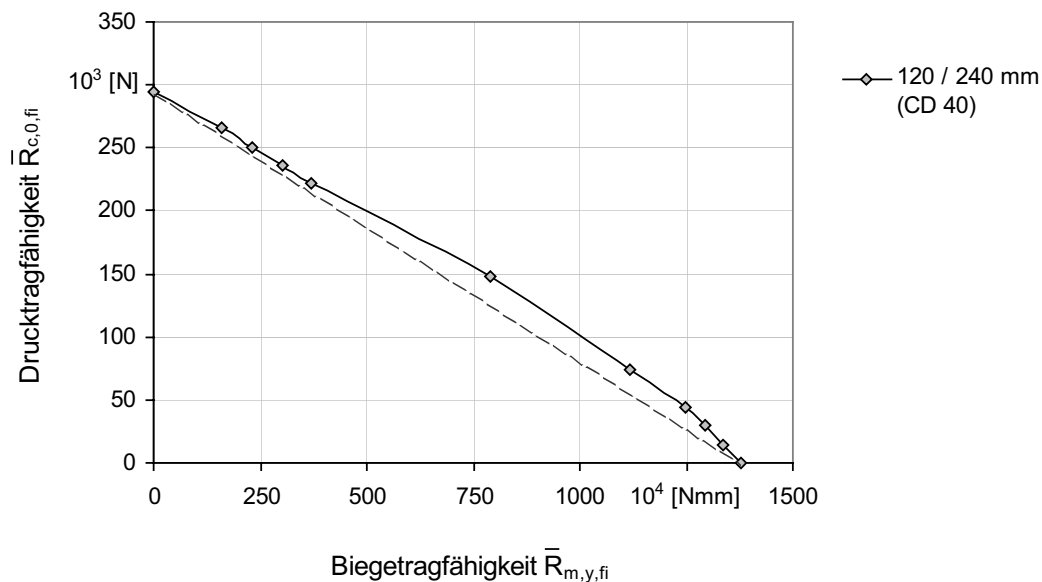


Bild 83: Momenten-Normalkraft-Beziehung eines Querschnitts $b/h = 120/240$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für Beanspruchungen aus Druck und Biegung

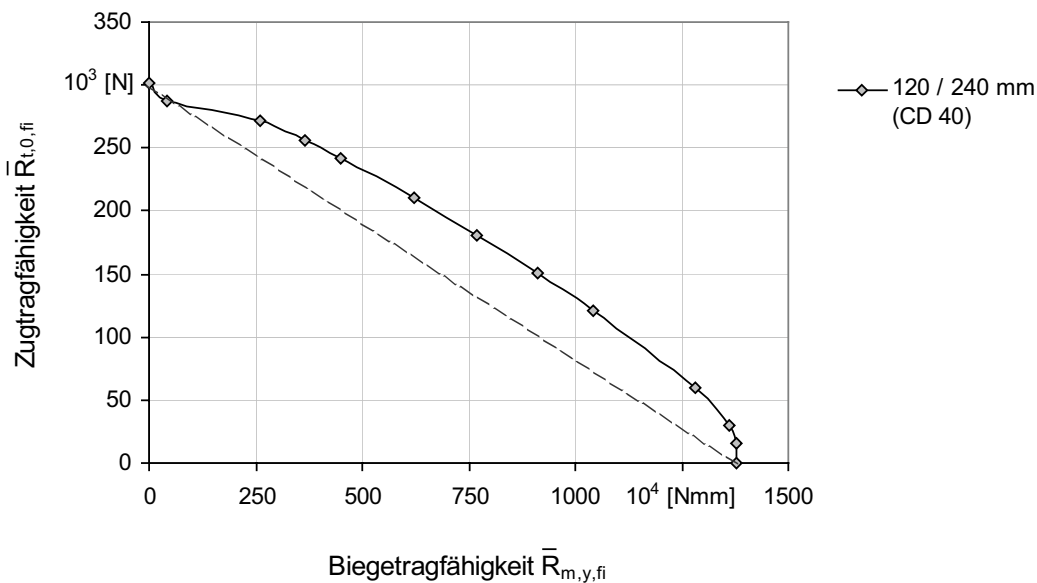


Bild 84: Momenten-Normalkraft-Beziehung eines Querschnitts $b/h = 120/240$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 für Beanspruchungen aus Zug und Biegung

6.2 Beschreibung der Tragfähigkeiten im Brandfall in Abhängigkeit von Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen

Um die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall unabhängig vom Seitenverhältnis h/b des Ausgangsquerschnitts für unterschiedliche Geometrien miteinander vergleichen zu können, wurden anhand von Regressionsanalysen Abhängigkeiten der errechneten Tragfähigkeiten zu geometrischen Parametern abgeleitet, die sowohl die Querschnittsbreite als auch die Höhe berücksichtigen. Im Folgenden wird auf die Ergebnisse dieser Untersuchungen eingegangen.

Trägt man für zug- und druckbeanspruchte Vollholzbauteile die errechneten Tragfähigkeiten nach einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A , dem Verhältnis von Umfang zur Fläche des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen auf, so ergeben sich die in Bild 85 und Bild 86 dargestellten Kennlinien. Sie bilden stetige Funktionen mit geringen Streuungen der Ergebnisse. Die Abbildungen zeigen weiterhin deutlich, dass für einen gewählten Querschnitt der Einfluss der Festigkeitsklasse auf die Tragfähigkeit für Holzbauteile unter Zugbeanspruchung wesentlich höher ist, als für druckbeanspruchte Querschnitte. Dieser Zusammenhang wurde bereits in Abs. 6.1.2 beschrieben.

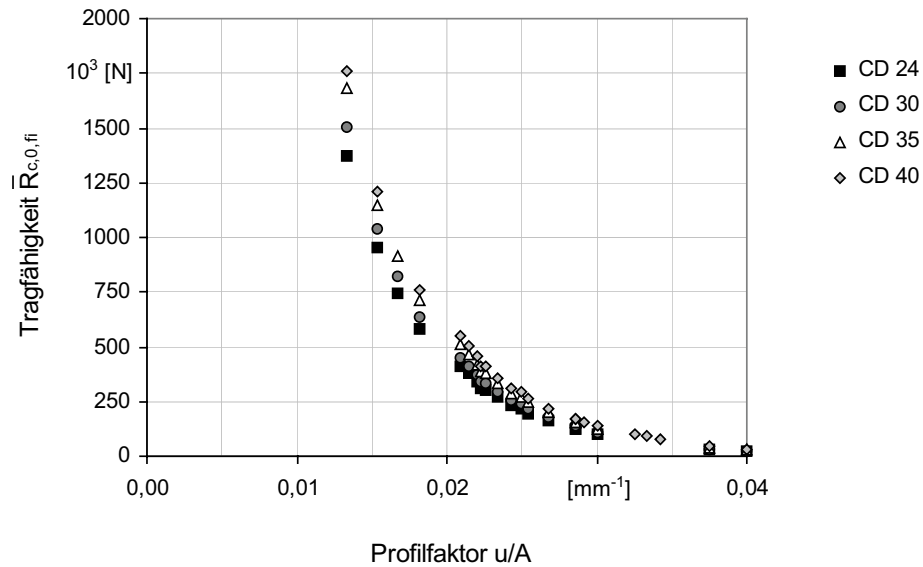


Bild 85: Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

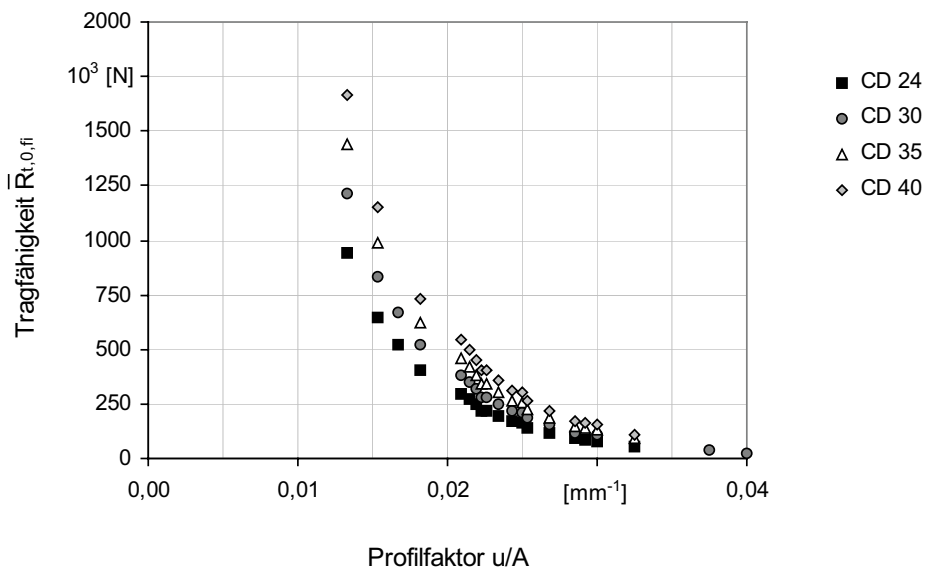


Bild 86: Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ zugbeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Die dargestellten Kennlinien werden für die einzelnen Beanspruchungsarten auf eine bezogene Bestimmungsgleichung für alle Festigkeitsklassen normiert. Durch Anwendung einer Beziehung der charakteristischen Festigkeiten unter Normaltemperaturen, lassen sich aus der normierten Funktion mit hoher Genauigkeit die mittels FE-Analyse errechneten Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall ermitteln. Die maximale Abweichung beträgt $\pm 4\%$.

Diese, über die unterschiedlichen Festigkeitsklassen allgemeingültigen Beziehungen werden nachfolgend am Beispiel druckbeanspruchter Querschnitte für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten erläutert. Für zugbeanspruchte Holzbauteile lassen sich Bestimmungsgleichungen in ähnlicher Form angeben. Die abgeleiteten Beziehungen bilden die Grundlage für die Entwicklung eines allgemeingültigen praxisgerechten Bemessungskonzepts. Dieses wird in Kapitel 7 ausführlich vorgestellt. Infolgedessen wird an dieser Stelle auf die Beschreibung der Approximationsgleichungen zugbeanspruchter Bauteile verzichtet.

Die in Bild 85 dargestellten Datenpunkte als Berechnungsergebnisse der Tragfähigkeiten bei Druckbeanspruchung lassen sich durch Einteilung des Profilmfaktors in zwei Bereiche mit folgenden Funktionen beschreiben:

Tabelle 14: Bestimmungsgleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Querschnitte für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Festigkeitsklasse	Profilmfaktor $\frac{u}{A}$ mm^{-1}	$\bar{R}_{c,0,fi}$ N
CD 24, CD 30, CD 35, CD 40	$\leq 0,02$	$0,64 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{u}{A}\right)^{-2,672} \cdot f_{c,0,k}^{\alpha_{c,fi}}$
	$> 0,02$	$425 \cdot e^{-148 \cdot \left(\frac{u}{A}\right)} \cdot f_{c,0,k}^{\alpha_{c,fi}}$
BS 24h, BS 28h, BS 32h, BS 36h	$\leq 0,02$	$0,25 \cdot 10^{-3} \cdot \left(\frac{u}{A}\right)^{-2,79} \cdot \left(\frac{h}{b}\right)^{0,35} \cdot f_{c,0,k}^{\alpha_{c,fi}}$
	$> 0,02$	$250 \cdot e^{-140 \cdot \left(\frac{u}{A}\right)} \cdot \left(\frac{h}{b}\right)^{0,2} \cdot f_{c,0,k}^{\alpha_{c,fi}}$

Tabelle 15: $\alpha_{c,fi}$ - Werte

	Vollholz aus Nadelholz				homogenes Brettschichtholz			
Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$\alpha_{c,fi}$	3,269	3,203	3,155	3,140	3,255	3,190	3,130	3,100

In Bild 87 sind beispielhaft für Vollholzquerschnitte der Festigkeitsklassen CD 24 und CD 40 die Tragfähigkeiten der FE-Berechnungen denen der Bestimmungsgleichungen gegenübergestellt. Die Darstellung bestätigt die geschilderte hohe Übereinstimmung der Ergebnisse.

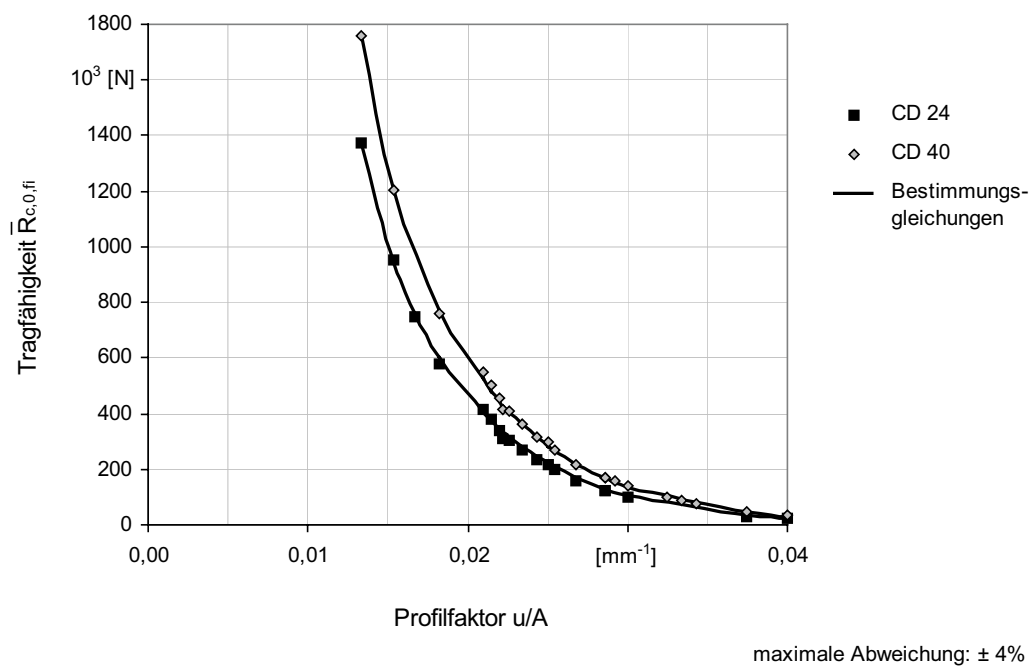


Bild 87: Vergleich der Bestimmungsgleichungen zur Tragfähigkeitsermittlung druckbeanspruchter Vollholzbauteile mit den Ergebnissen der FE-Berechnung für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Trägt man die Ergebnisse der Tragfähigkeitsermittlungen normalkraftbeanspruchter Brettschichtholzbauteile über den Profilmfaktor u/A auf, so stellt man fest, dass die für Vollholz beschriebene Abhängigkeit für diese Querschnitte nicht vorhanden ist (Bild 88). Da es sich bei Brettschichtholzquerschnitten im Vergleich zu Vollholzquerschnitten zumeist um Bauteile größerer Abmessungen mit zum Teil deutlich höheren Seitenver-

hältnissen h/b handelt, ist dieser Einfluss auf die Größe der Tragfähigkeit im Brandfall von Bedeutung. Infolgedessen wird das Seitenverhältnis für Querschnitte aus Brettschichtholz in den Approximationsgleichungen der Tabelle 15 berücksichtigt. Anhand dieser Vorgehensweise können auch für diese Bauteile mit den Gleichungen der Tabelle 15 die Tragfähigkeiten mit hoher Genauigkeit approximiert werden. Die maximale Abweichung zu den Ergebnissen der FE-Berechnung beträgt 6%, die durchschnittliche Abweichung $\pm 2\%$.

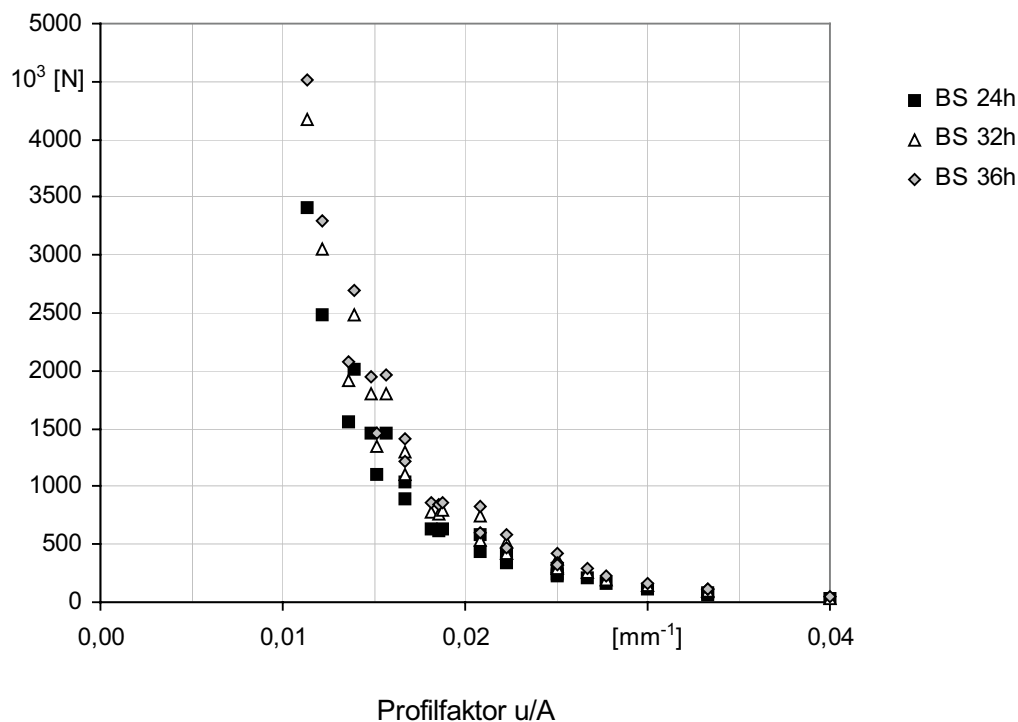


Bild 88: Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Brettschichtholzbauteile in Abhängigkeit des Profilkfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Für biegebeanspruchte Voll- und Brettschichtholzquerschnitte kann die Abhängigkeit der Tragfähigkeit vom Profilkfaktor u/A aufgrund des annähernd quadratischen Einflusses der Querschnittshöhe nicht nachgewiesen werden (vgl. Bild 89).

Für die berechneten Querschnitte wurde anhand der durchgeführten Regressionsanalysen ein sogenanntes Profilprodukt $A^2 \cdot W_y$ des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen eingeführt, für das eine eindeutige Beziehung zu den ermittelten Tragfähigkeiten beschrieben werden kann. Dieser Zusammenhang ist in Bild 91 dargestellt.

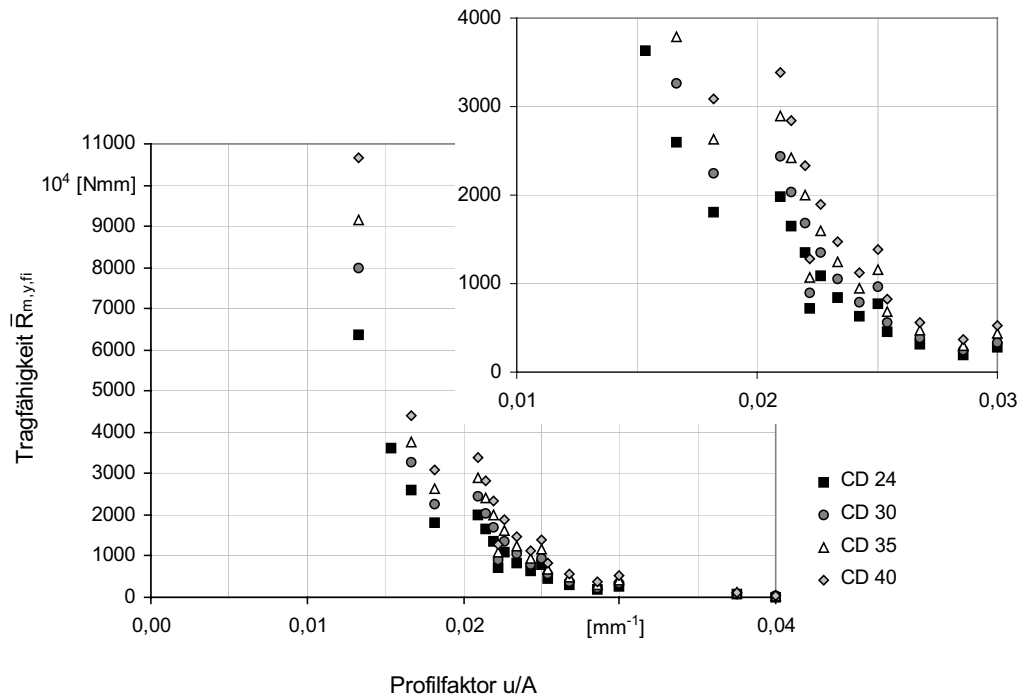


Bild 89: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilkfaktors u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

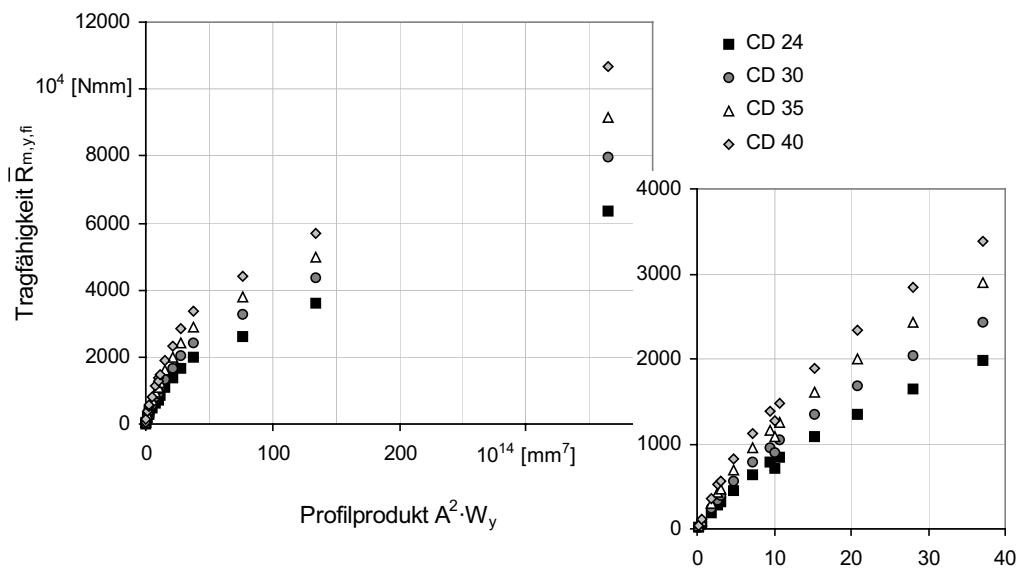


Bild 90: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Vollholzbauteile in Abhängigkeit des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

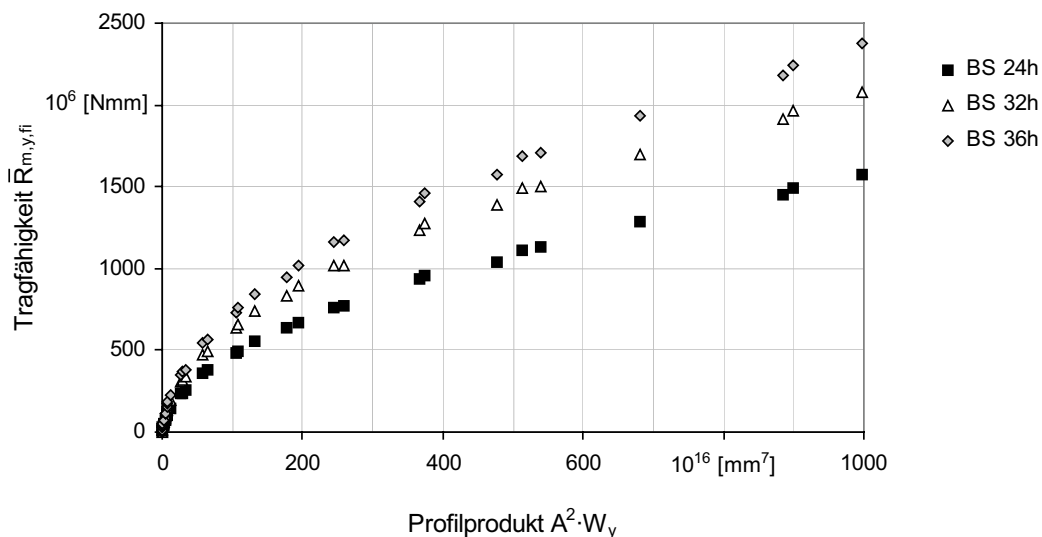


Bild 91: Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Brettschichtholzbauteile in Abhängigkeit des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Beispielhaft für biegebeanspruchte Querschnitte werden nachfolgend die Approximationsgleichungen für Brettschichtholzquerschnitte angegeben. Die Beziehungen gelten für Querschnitte mit einer Mindestbreite von 120 mm und einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Bild 92 bestätigt die gute Übereinstimmung der errechneten Tragfähigkeiten zu den Ergebnissen der FE-Berechnungen.

Tabelle 16: Bestimmungsgleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten $\bar{R}_{m,y,fi}$ biegebeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Profilprodukt $A^2 \cdot W_y$ mm^7	$\bar{R}_{m,y,fi}$ kNm
$\leq 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$	$\frac{35}{24} \cdot (A^2 \cdot W_y)^{0,6} \cdot f_{m,y,k}$
$> 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$	$\frac{43}{24} \cdot (A^2 \cdot W_y)^{0,52} \cdot f_{m,y,k}$

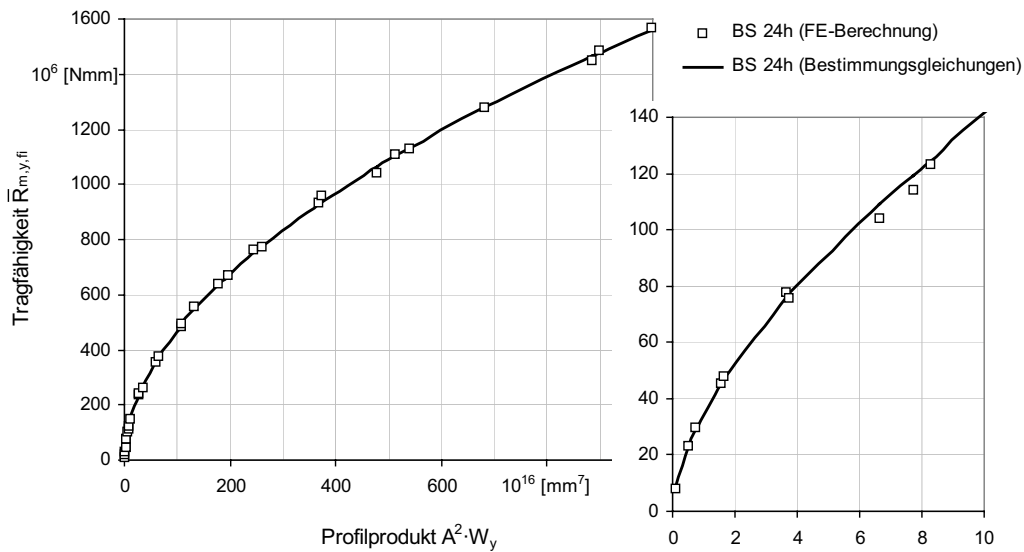


Bild 92: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit denen der Bestimmungsgleichungen nach Tabelle 16

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass für zug-, druck- und biegebeanspruchte Holzbauteile im Brandfall eindeutige Beziehungen der ermittelten Tragfähigkeiten zu den Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen nachgewiesen werden konnten. Durch Anwendung einfacher Approximationsgleichungen lassen sich mit geringen Abweichungen die Tragfähigkeiten der strukturmechanischen FE-Analysen errechnen. Die dargestellten Zusammenhänge bilden die Grundlage zur Entwicklung eines allgemeingültigen praxisgerechten Bemessungskonzepts. Dieses wird ausführlich in Kapitel 7 vorgestellt.

6.3 Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall mit Versuchsergebnissen

Das Brandverhalten unbekleideter Holzbauteile war bisher Gegenstand umfangreicher Forschungsarbeiten, wie z.B. [32], [33], [59] und [89]. Dabei wurden im Wesentlichen das Abbrandverhalten und die Temperaturentwicklung innerhalb des Restquerschnitts untersucht. Versuche unter Last, die Aufschluss über die Tragfähigkeit brandbeanspruchter Holzbauteile geben, wurden in der Vergangenheit nur in geringem Umfang vorgenommen.

Versuche zum Tragverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung wurden von Stanke, Klement und Rudolphi [82] sowie von Malhotra und Rogowski [63] in den Jah-

ren 1968 - 1970 durchgeführt. Diese Versuche berücksichtigen insbesondere das Stabilitätsversagen infolge Knicken. Die Stabilitätsbetrachtungen druckbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall werden, wie in Abschnitt 5.5.2 beschrieben, durch eine Berechnung nach Theorie II. Ordnung, d.h. durch eine kombinierte Beanspruchung aus Druck und Biegung erfasst. Die Versuchsergebnisse aus [63] und [82] lassen sich daher allein nicht zur Validation des strukturmechanischen Modells zur Tragfähigkeitsermittlung druckbeanspruchter Stützen heranziehen. Aus diesem Grunde ist es zunächst von Bedeutung, das strukturmechanische Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit biegebeanspruchter Holzbauteile zu validieren, um anschließend das Modell der kombinierten Beanspruchung aus Druck und Biegung anhand der Versuchsergebnisse nach [63] und [82] verifizieren zu können.

Für Querschnitte unter kombinierter Beanspruchung wurden im Rahmen dieser Arbeit ein strukturmechanisches Modell und Algorithmen zur Tragfähigkeitsermittlung erarbeitet. Vor einer späteren Anwendung für Berechnungsserien, verbunden mit Parameterstudien zur Entwicklung von Bemessungskonzepten kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall, wird eine vorherige Validation an Versuchsergebnissen zwingend erforderlich sein.

Dokumentierte Prüfungen zur Zugtragfähigkeit von Holzbauteilen im Brandfall liegen bislang nicht vor. Sie sind jedoch zur Bestätigung der Ergebnisse der FE-Berechnungen unbedingt erforderlich.

Die Mehrzahl der Untersuchungen zum Tragverhalten brandbeanspruchter Holzbauteile erfolgte zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Balken unter Biegebeanspruchung. Dorn und Egner [30] führten Tests an belasteten Balken mit einer Biegespannung von $1,30 \text{ kN/cm}^2$ durch. Bei diesen Versuchen wurde die Brandbeanspruchung zur Bestimmung der Resttragfähigkeit nach jeweils 30 Minuten abgebrochen. Infolgedessen lassen die Ergebnisse keine Aussagen zur Feuerwiderstandsdauer und der maximalen Tragfähigkeit bei Brandbeanspruchung zu.

Um den Einfluss der Belastung auf die Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall genauer erfassen zu können, wurden weitere Versuche am Institut für Baustoffkunde und Stahlbeton der Technischen Universität Braunschweig in den Jahren 1967-1969 durchgeführt. Es wurden Balken unterschiedlicher Querschnitte bei drei- und vierseitiger Brandbeanspruchung geprüft. Die Probekörper der Tests bei vierseitiger Brandbeanspruchung bestanden ausnahmslos aus Brettschichtholz der Güteklasse II nach DIN 4074 [4] (12/1958). Sie besitzen demzufolge eine Festigkeit, die nach E DIN 1052 [3] mindestens der Festigkeitsklasse BS 24h entspricht. Die tatsächlichen Festigkeiten der Prüfkörper werden Werte aufgewiesen haben, die zwischen denen der Festigkeitsklassen BS 24h und BS 28h liegen. Es ist davon auszugehen, dass für die Versuche aus einer bestimmten Anzahl von Balken unter visuellen

Kriterien besonders gute und fehlerfreie Bauteile ausgewählt wurden, so dass die eigentlichen Festigkeiten mit großer Wahrscheinlichkeit näher an denen der Festigkeitsklasse BS 28h lagen. Genaue Angaben diesbezüglich wurden jedoch nicht veröffentlicht.

Bei einer Biegespannung von $1,10 \text{ kN/cm}^2$ wurden Versuche bis zum Eintreten des Bruchs, d.h. bis zum Erreichen der Feuerwiderstandsdauer durchgeführt. Untersuchungen an Vollholz wurden nur unter dreiseitiger Brandbeanspruchung vorgenommen. Eine zusammenfassende Auswertung der Versuchsergebnisse ist in [65] veröffentlicht.

Die in den strukturmechanischen FE-Analysen errechneten Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall werden nachfolgend mit den Angaben in [65] verglichen. Hierzu wird die Brandbeanspruchungsdauer entsprechend der versuchstechnisch ermittelten Feuerwiderstandsdauer vorgegeben. Aus der Biegespannung und dem Widerstandsmoment unter Normaltemperaturen lässt sich das aufgeprägte Biegemoment bestimmen. Da die Belastung während des Brandversuchs konstant gehalten wurde, gilt das ermittelte Moment auch zum Zeitpunkt des Versagens. In der FE-Berechnung werden nach Abschluss der Brandbeanspruchung die Tragfähigkeiten in Form des maximal aufnehmbaren Biegemoments für die Festigkeitsklassen BS 24h und BS 28h berechnet und mit dem Ergebnis aus den Versuchen verglichen. Diese Gegenüberstellung ist in Tabelle 17 zusammengefasst und in Bild 92 graphisch ausgewertet. Anschließend erfolgt in Bild 93 ein direkter Vergleich der numerisch errechneten Tragfähigkeiten mit denen der Versuchsergebnisse nach [65]. In Abhängigkeit des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ werden die Verhältnisse der Tragfähigkeiten beider Verfahren aufgetragen.

Tabelle 17: Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile als Ergebnisse der FE-Berechnungen im Vergleich zu Versuchsergebnissen nach [65] in Abhängigkeit der Feuerwiderstandsdauern

Breite b [mm]	Höhe h [mm]	Feuerwiderstandsdauer t_{fi} [min]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ (Versuch) kNm	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ BS 24h (FE) kNm	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ BS 28h (FE) kNm
120	292	34	18,76	12,69	14,92
140	286	44	20,99	10,04	11,57
200	225	33	18,56	15,16	17,45
160	281	41	23,16	14,72	17,03
120	375	42	30,94	14,98	17,28
200	300	47	33,00	22,83	26,46
120	600	29	79,20	78,51	89,49
160	600	49	105,60	82,24	95,54
300	400	74	88,00	60,67	70,37
240	500	76	110,00	70,78	81,79
200	600	79	132,00	67,00	77,84
240	600	75	158,40	117,15	134,51

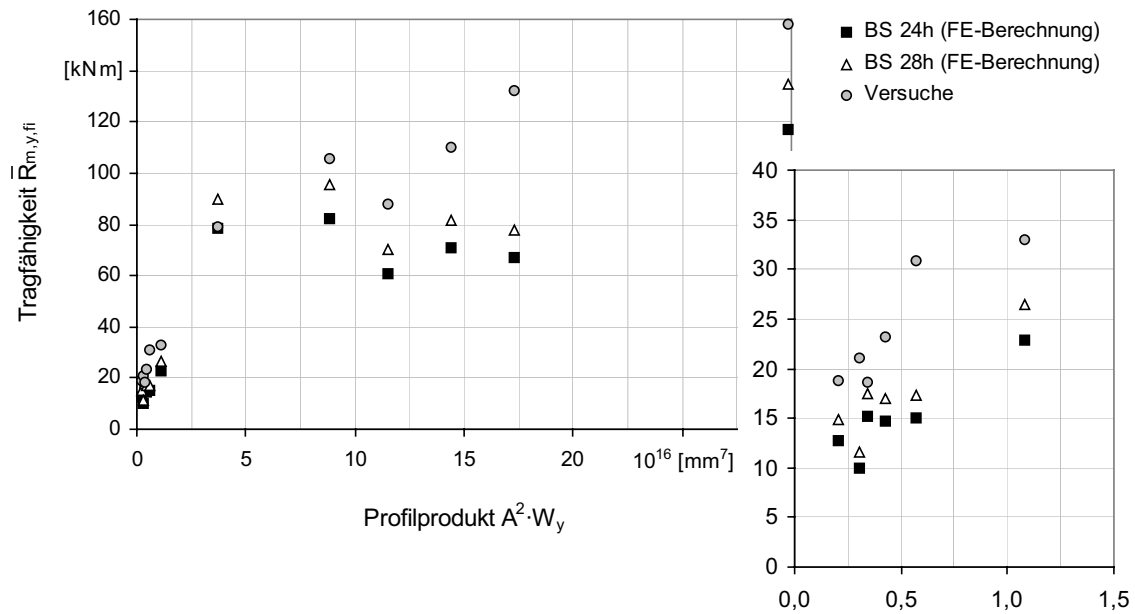


Bild 93: Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile als Ergebnisse der FE-Berechnungen im Vergleich zu Versuchsergebnissen nach [65]

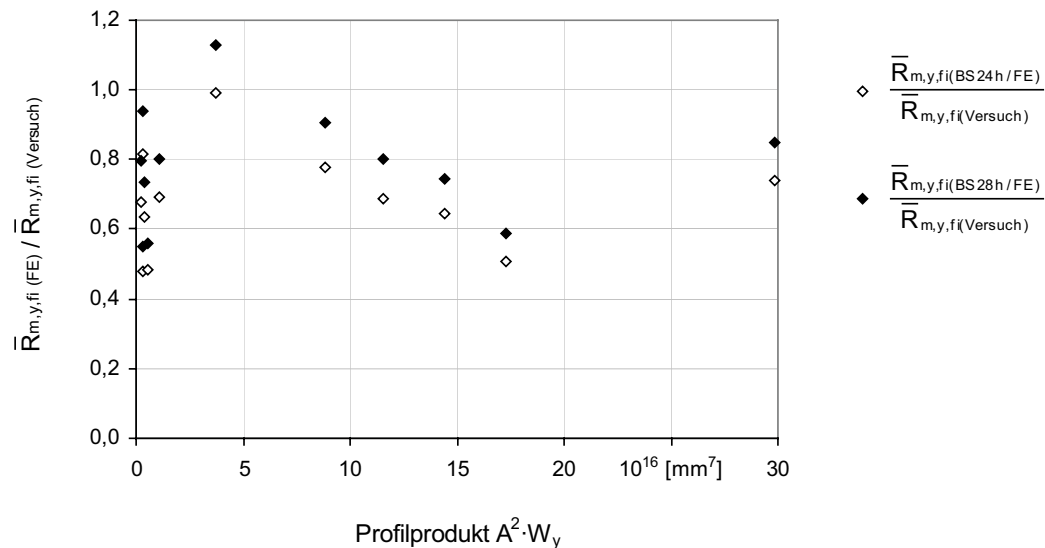


Bild 94: Verhältnisse numerisch ermittelter Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile zu Versuchsergebnissen nach [65]

Der Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit denen der Versuchsergebnisse nach [65] zeigt, dass die FE-Berechnungen, bis auf eine Ausnahme, Werte liefern, die unter denen der geprüften Balken liegen. Querschnitte der Festigkeitsklasse BS 24h erreichen im Mittel eine Tragfähigkeit, die 75% des versuchstechnisch erzielten Wertes betragen. Für die Festigkeitsklasse BS 28h liegen sie im Mittel um 80%. Eine eindeutige Abhängigkeit der Abweichungen von der Querschnittsgröße oder der Feuerwiderstandsdauer lässt sich jedoch nicht ableiten.

Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse ist festzustellen, dass der Umfang der dokumentierten Prüfungen nicht ausreicht, um Beziehungen für die Tragfähigkeiten abzuleiten. Es kann kein direkter Bezug der Tragfähigkeiten zum Querschnitt und der Feuerwiderstandsdauer hergestellt werden. Beispielsweise erreicht ein Querschnitt 240/600 mm eine geringere Feuerwiderstandsdauer als Querschnitte mit Abmessungen von 200/600 mm und 240/500 mm. Weiterhin führt bei einem Balken 120/600 mm die Vergrößerung der Querschnittsbreite um 40 mm auf 160 mm nahezu zu einer Verdopplung der Feuerwiderstandsdauer von 29 auf 49 Minuten. Eine Bewertung der versuchstechnisch ermittelten Tragfähigkeiten ist aufgrund fehlender Dokumentationen zu Belastungen, Brandbeanspruchungen sowie Versuchs- und Messdurchführungen nicht möglich.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Berechnungen mittels FEM im Vergleich zu den Versuchsergebnissen biegebeanspruchter Balken im Brandfall fast ausschließlich zu konservativen Tragfähigkeiten führen. Dieses Verhalten ist insbesondere durch die nach [19] festgelegten, im Vergleich zu früheren Bemessungsmethoden, geringen Festigkeiten im Brandfall begründet. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, dass sich die Anwendung des semiprobabilistischen Sicherheitskonzepts im Brandfall günstig auf die Ermittlung der Beanspruchungen auswirkt. Die Abschätzung beider Einflüsse ist jedoch nur an konkreten Bemessungssituationen möglich und soll an dieser Stelle nicht näher betrachtet werden.

Der Umfang der geprüften Balken reicht infolge teilweise widersprüchlicher Ergebnisse nicht aus, um eindeutige Beziehungen zu den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten herzustellen. Demzufolge ist eine Validation der temperaturabhängigen elastomechanischen Eingangsdaten des entwickelten hybriden Modells zur Ermittlung der Tragfähigkeit biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall nur durch eine Erweiterung der dokumentierten Prüfungen um weitere Versuche möglich.

6.4 Vergleich mit bisherigen Bemessungsregeln

In diesem Abschnitt erfolgt eine Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten im Brandfall mit den Bemessungsregeln des Final Draft prEN 1995-1-2 [19]. Der Vergleich wird für Beanspruchungen aus Normalkraft und Biegung mit den Traglasten, die sich aus der Anwendung der „Reduced cross-section method“ nach [19] Abs. 4.2.2 und der „Reduced properties method“ nach [19] Abs. 4.2.3 ergeben, durchgeführt. Es wird eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten angesetzt.

Zunächst werden die errechneten Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Vollholzbauteile für die Festigkeitsklassen CD 24 und CD 40 mit denen nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 in Abhängigkeit des Profilkfaktors u/A verglichen. Die Traglasten der Bemessungsmethoden zeigen gegenüber denen der eigenen Berechnungen hohe Übereinstimmungen in den qualitativen Verläufen.

Um den Zusammenhang für kleine Querschnitte und demzufolge vergleichsweise hohe Profilkfaktoren zu verdeutlichen, wird dieser Bereich vergrößert dargestellt.

Es zeigt sich, dass für kleine Querschnitte beider Festigkeitsklassen die numerisch errechneten Tragfähigkeiten sehr gut mit denen der „Reduced properties method“ korrespondieren. Für die Festigkeitsklasse CD 40 ist dieser Zusammenhang auch für größere Querschnitte vorhanden. Die „Reduced cross-section method“ liefert für alle Profilkfaktoren höhere Tragfähigkeiten. Dies ist auf den Ansatz der Festigkeiten und Steifigkeiten unter Normaltemperaturen und der pauschalen Erhöhung des Abbrands um 7 mm, unabhängig von Querschnittsgröße und Seitenverhältnis und der damit verbundenen unterschiedlichen Erwärmung des Restquerschnitts, zurückzuführen. Die starke Erwärmung des Restquerschnitts kleiner Querschnitte wird trotz des, im Vergleich zu großen Querschnitten, großen Abbrandbereichs nicht ausreichend berücksichtigt.

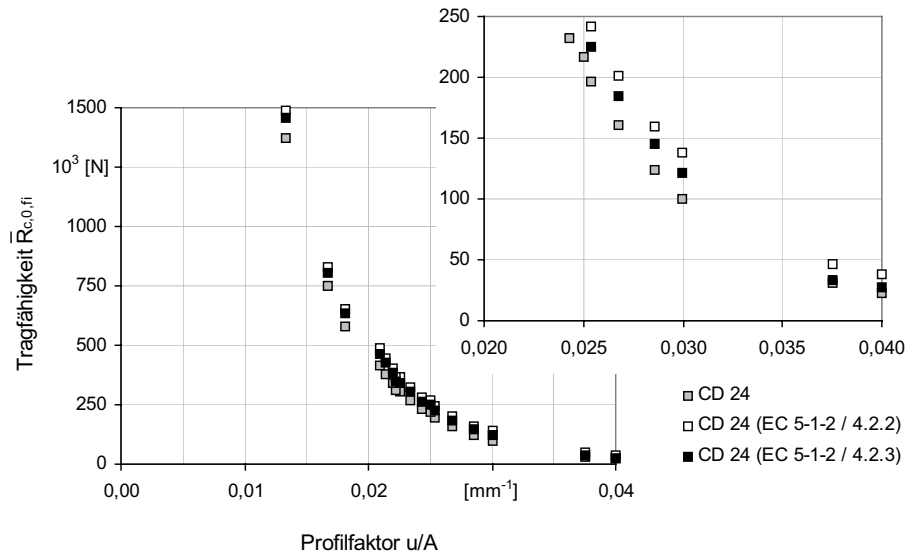


Bild 95: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ der Festigkeitsklasse CD 24 mit denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

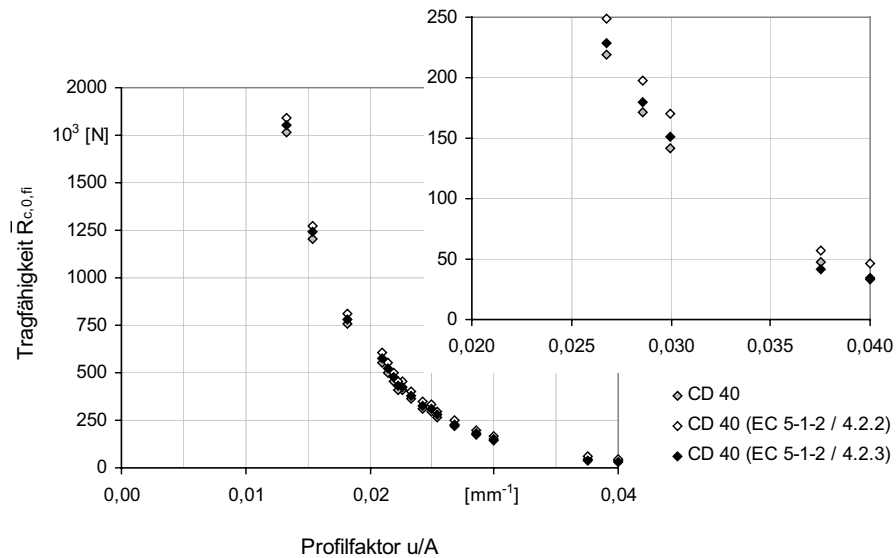


Bild 96: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten $\bar{R}_{c,0,fi}$ der Festigkeitsklasse CD 40 mit denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

Um den Grad der Übereinstimmung zwischen den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten und denen der Bemessungsmethoden nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 zu verdeutlichen, werden nachfolgend die Quotienten aus den Tragfähigkeiten der eigenen Berechnungen zu denen der Bemessungsverfahren dargestellt. Es zeigt sich prinzipiell eine höhere Übereinstimmung zu den Werten der „Reduced properties method“. Für die Festigkeitsklasse CD 24 werden innerhalb der FE-Berechnung Traglasten erreicht, die zwischen 80 und 95% der „Reduced properties method“ betragen. Im Gegensatz dazu werden für die Festigkeitsklasse CD 40 nahezu übereinstimmende Tragfähigkeiten ermittelt. Die maximale Abweichung beträgt 4%.

Eine wesentliche Erkenntnis aus den Darstellungen ist die Tatsache, dass für reine Druckbeanspruchung das „Vereinfachte Verfahren“ gegenüber dem „Genaueren Verfahren“ wesentlich wirtschaftlichere Querschnitte liefert. Erst bei Berücksichtigung von Stabilitätsbetrachtungen kehrt sich ab einer bestimmten Schlankheit des Querschnitts das Verhältnis um. Auch wenn reine Druckbemessungen ohne die Berücksichtigung des Knickens in der Praxis selten auftreten, ist diese Vorgehensweise prinzipiell nicht das Ziel vereinfachter Bemessungsregeln, so dass hier nach Ansicht des Autors weiterführende Betrachtungen und eventuelle Überarbeitungen notwendig sind.

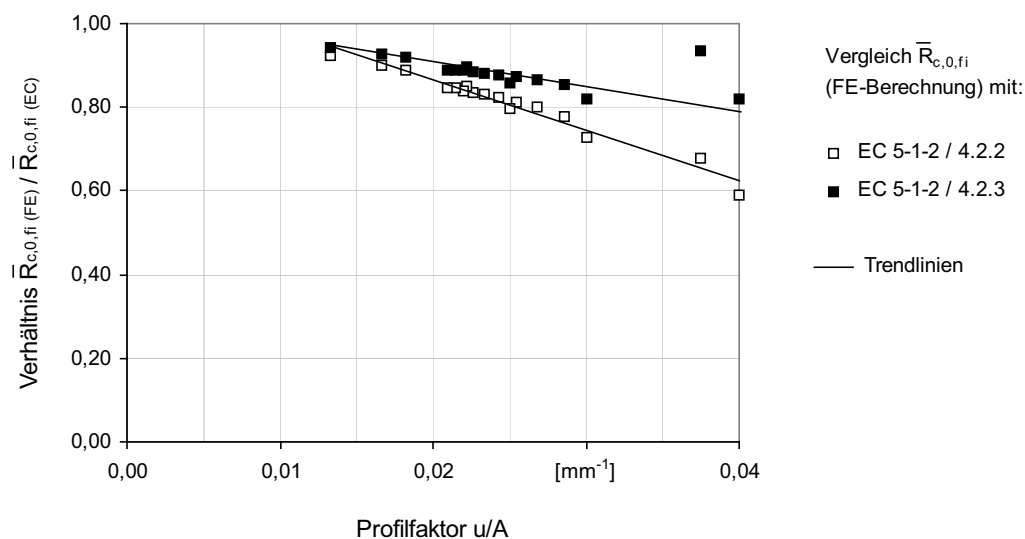


Bild 97: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

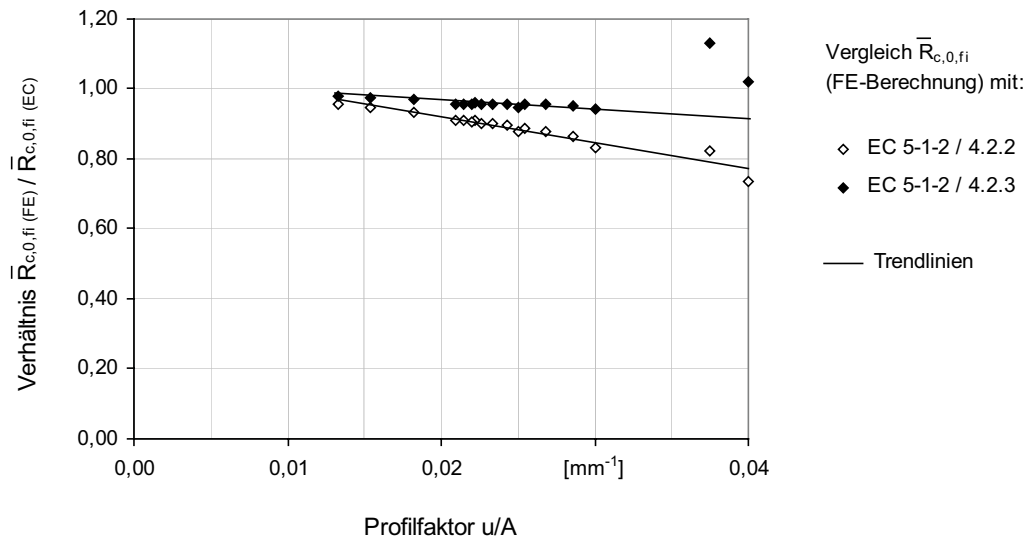


Bild 98: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Druckbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

Nachfolgend werden die Vergleiche der errechneten Tragfähigkeiten mit den Bemessungsregeln nach [19] für reine Zugbeanspruchungen der Holzbauteile am Beispiel von Vollholz durchgeführt. Die Abbildungen zeigen deutlich, dass für diese Beanspruchungsart im Gegensatz zur Druckbeanspruchung das „Genauere Verfahren“ nach Abs. 4.2.3 zu wirtschaftlicheren Querschnitten führt.

Bei der Betrachtung der Diagramme sowohl für Zug- als auch für Druckbeanspruchung ist auffällig, dass jeweils ein Querschnitt in den Bemessungsregeln nach [19] im Vergleich zum Trend der anderen Querschnitte überdurchschnittlichen Tragfähigkeitsabminderungen unterliegt. Es handelt sich hierbei um einen vergleichsweise sehr schlanken Querschnitt mit den Abmessungen $b/h = 80/160$ mm. Für diesen Querschnitt ergeben sich zum Einen nach dem „Vereinfachten Verfahren“ aufgrund der pauschalen Querschnittsreduzierung um 7 mm, unabhängig von der Ausgangsbreite unter Normaltemperaturen, und zum Anderen nach dem „Genaueren Verfahren“ durch die für schlanke Querschnitte deutliche Abnahme der Festigkeiten und Steifigkeiten über den Faktor $k_{mod,fi}$ signifikante Tragfähigkeitsreduzierungen. Diese werden von den Ergebnissen der strukturmechanischen FE-Analyse nicht bestätigt. Da aus Versuchen keine gesicherten Erkenntnisse bezüglich des geschilderten Tragverhaltens vorliegen, sollten vorerst die, in dieser Arbeit angegebenen Bemessungsregeln auf Vollholzquerschnitte mit einer Mindestbreite von 100 mm beschränkt bleiben. Zur Bestätigung der FE-Ergebnisse für Querschnitte mit einer Ausgangsbreite von 80 mm sind zwingend weiterführende Versuche notwendig.

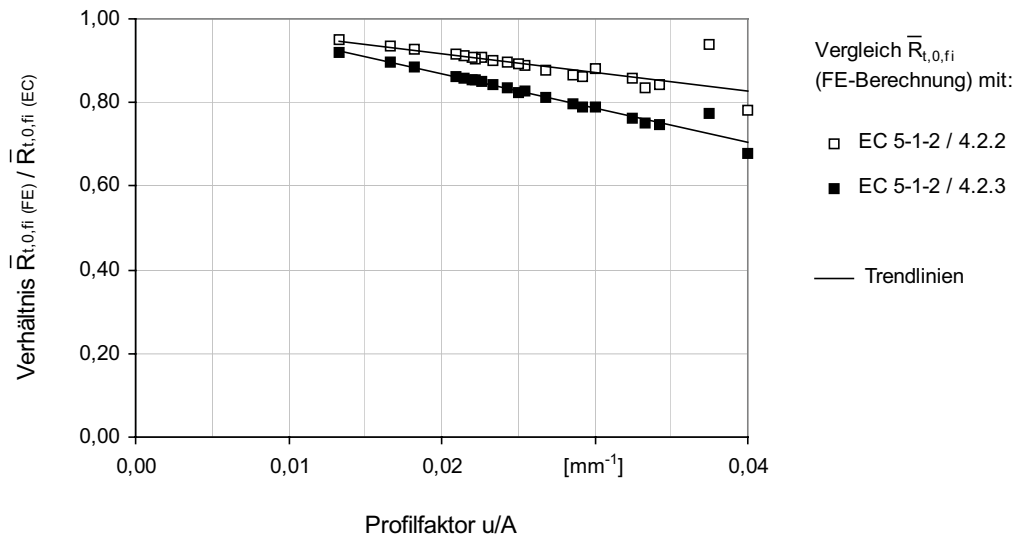


Bild 99: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Zugbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

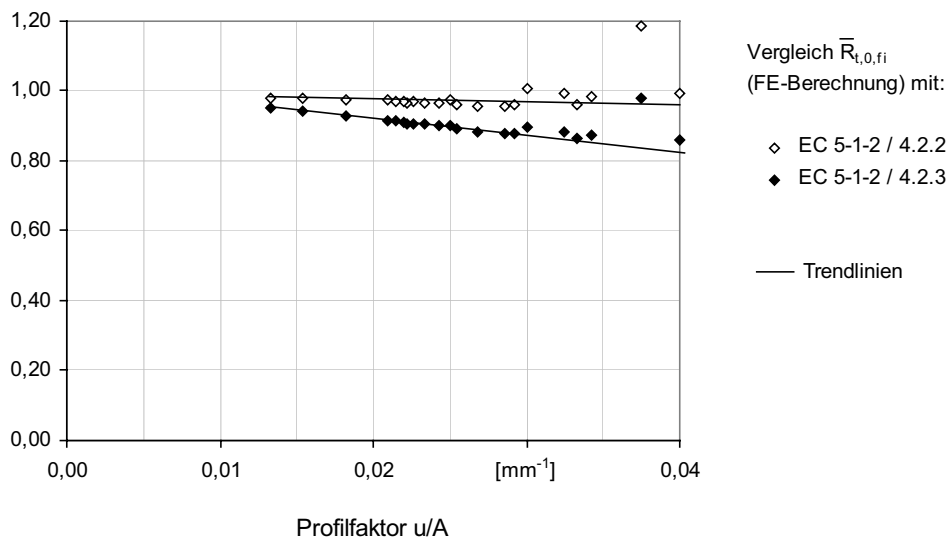


Bild 100: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Zugbeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

Für die Beanspruchungsart reine Biegung zeigt der Vergleich der Tragfähigkeiten mit den Bemessungsregeln nach [19] ebenfalls gute Übereinstimmungen der qualitativen Verläufe in Abhängigkeit des eingeführten Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$. Die Gegenüberstellung der Tragfähigkeiten wird beispielhaft an Vollholz der Festigkeitsklasse CD 24 in Bild 101 gezeigt.

Im Gegensatz zu den Ergebnissen für zug- und druckbeanspruchte Holzbauteile im Brandfall ergeben sich für Querschnitte unter Biegebeanspruchung größere Abweichungen zu den Verfahren nach [19]. Die Differenzen nehmen mit kleiner werdenden Querschnitten zu. Dieser Zusammenhang ist auf den Ansatz der unterschiedlichen Tragmodelle zurückzuführen. Während den Tragfähigkeiten nach [19] vereinfacht eine lineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung sowie eine definierte Biegefestigkeit im Biegedruck- und -zugbereich, unabhängig von der tatsächlich vorhandenen Beanspruchung, unterstellt werden, liegt den FE-Berechnungen ein komplexes Tragmodell zugrunde. Es berücksichtigt unterschiedliche Festigkeiten des Biegedruck- und Biegezugbereichs, das plastische Tragvermögen bei Biegedruckbeanspruchung sowie die unterschiedlichen Bruchdehnungen beider Bereiche.

Besonders bei kleinen Querschnitten führen die wesentlich geringeren Bruchdehnungen des Biegezugbereichs zu einem raschen Versagen der Biegezugzone, so dass das plastische Tragverhalten des Biegedruckbereichs nicht in vollem Maße ausgenutzt werden kann.

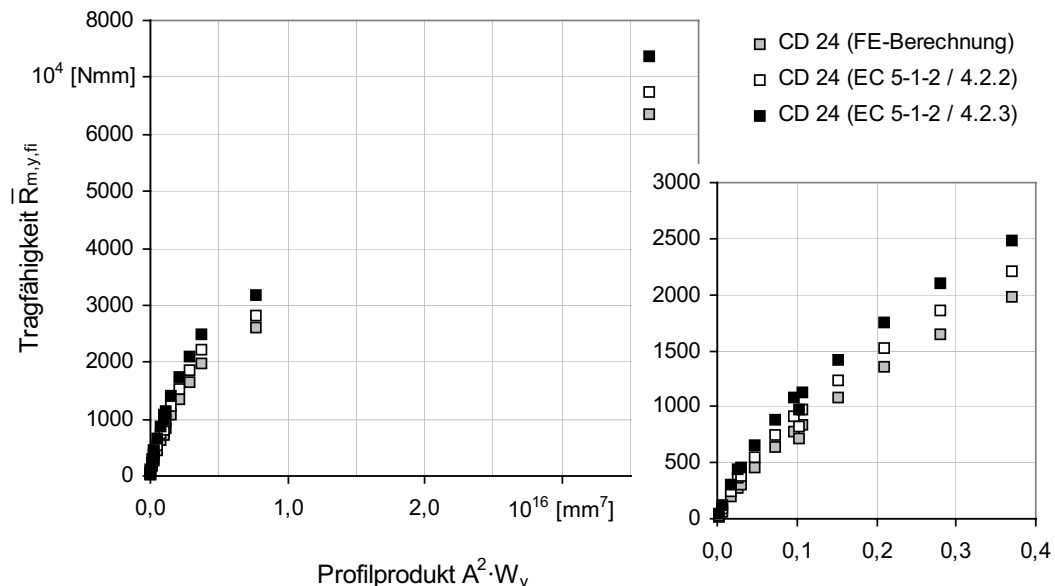


Bild 101: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 mit denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

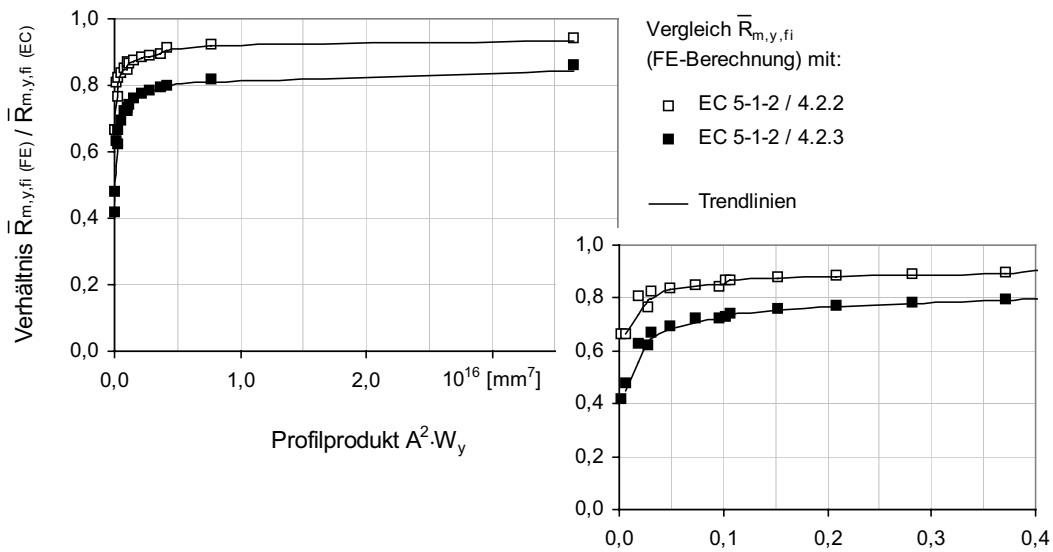


Bild 102: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 24 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

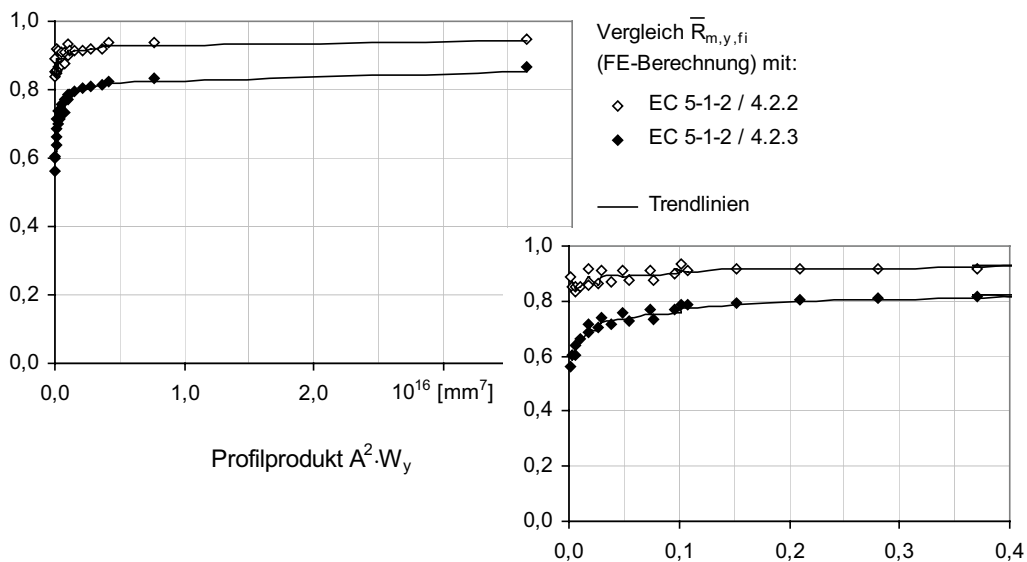


Bild 103: Quotienten aus numerisch ermittelten Tragfähigkeiten der Festigkeitsklasse CD 40 und denen der Bemessungsregeln nach [19] Abs. 4.2.2 und Abs. 4.2.3 für Biegebeanspruchung und eine Branddauer von 30 Minuten

Bei den beiden kleinsten Profilprodukten in Bild 102 handelt es sich mit Querschnitten von $b/h = 80/160$ und $b/h = 100/100$ mm um Bauteile sehr kleiner Abmessungen mit einer hohen Temperaturbeeinflussung gegenüberliegender Querschnittsseiten. Diese sollten bei Anforderungen des Holzbauteils an den Brandschutz nach Möglichkeit nicht zum Einsatz kommen. Für den Querschnitt mit dem nächst größeren Profilprodukt werden die Abweichungen der FE-Berechnungen zu den bisherigen Bemessungsregeln nach [19] nachfolgend näher analysiert.

Die Abmessungen des Querschnitts betragen $b/h = 140/160$ mm. Er erreicht bei einer Ausführung in der Festigkeitsklasse CD 24 mittels FE-Berechnung eine Tragfähigkeit von 30,91 kN cm. Dieser Wert entspricht 83% der Tragfähigkeit im Vergleich zum vereinfachten Bemessungsverfahren nach [19] Abs. 4.2.2 und 67% der genaueren Methode nach Abs. 4.2.3.

FE-Berechnung:	$\bar{R}_{m,y,fi} = 30,91 \text{ kNcm}$
[19] Abs. 4.2.2	$\bar{R}_{m,y,fi} = 37,46 \text{ kNcm}$
[19] Abs. 4.2.3	$\bar{R}_{m,y,fi} = 46,28 \text{ kNcm}$

Legt man das Ergebnis der FE-Berechnungen den Bemessungsmethoden zugrunde, so entspricht die numerisch errechnete Tragfähigkeit nach Abs. 4.2.2 einer Feuerwiderstandsdauer von ca. 34 Minuten und nach Abs. 4.2.3 von ca. 37 Minuten.

FE-Berechnung:	$\bar{R}_{m,y,fi} = 30,91 \text{ kNcm}$	$t_{fi} = 30 \text{ min}$
[19] Abs. 4.2.2	$\bar{R}_{m,y,fi} = 30,91 \text{ kNcm}$	$t_{fi} = 33,5 \text{ min}$
[19] Abs. 4.2.3	$\bar{R}_{m,y,fi} = 31,18 \text{ kNcm}$	$t_{fi} = 37,4 \text{ min}$

In einem zweiten Vergleich wurde überprüft, um welches Maß die Querschnittsbreite nach der genaueren Bemessungsmethode verringert werden kann, ohne die Tragfähigkeit der FE-Berechnung für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten zu überschreiten. Das Ergebnis dieser Untersuchung ist eine Verkleinerung der Breite des Ausgangsquerschnitts auf 120 mm. Ein Querschnitt 110/160 mm würde nur noch eine Tragfähigkeit von 29,1 kN cm erreichen und demzufolge zu einer Unterschreitung der numerisch ermittelten Tragfähigkeit eines Balkens 140/160 mm führen.

[19] Abs. 4.2.3:	$b/h = 110/160 \text{ mm}$	$\bar{R}_{m,y,fi} = 29,14 \text{ kNcm}$
	$b/h = 120/160 \text{ mm}$	$\bar{R}_{m,y,fi} = 34,85 \text{ kNcm}$

Die Vergleiche zeigen, dass die Abweichungen der Tragfähigkeiten zwischen der FE-Berechnung und den Bemessungsverfahren nach [19] mit max. 33% nicht zu einer proportionalen Verringerung der Feuerwiderstandsdauern führen. Die Differenz beträgt nach Abs. 4.2.2 10%, nach Abs. 4.2.3 ergibt sich dennoch eine signifikante Abweichung von 23%. Andererseits erfordern die vergleichsweise geringen Tragfähigkeiten der numerischen Methode im Vergleich zu den Bemessungsverfahren keine nennenswerten Querschnittsvergrößerungen.

Für eine Beanspruchung von Holzbauteilen aus Biegung mit Längskraft im Brandfall legen die europäischen Bemessungsregeln nach [19] eine lineare Momenten-Normalkraft-Interaktion zugrunde. Die Bedingungsgleichung für den Nachweis eines Bauteils unter Zug- und Biegebeanspruchung lautet:

$$\frac{\sigma_{t,0,d,fi}}{f_{t,0,d,fi}} + \frac{\sigma_{m,y,d,fi}}{f_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (76)$$

Diese lineare Interaktion ist eine Erweiterung der Bemessungsregeln unter Normaltemperaturen auf den Brandfall. Sie basiert auf Versuchen und Annahmen, die das plastische Tragvermögen des Holzes im Druck- bzw. Biegedruckspannungsbereich nicht berücksichtigen. Das Versagen des Restquerschnitts ist als Erreichen einer elastischen Grenzspannung am stärker beanspruchten Rand definiert. Bei dem im Rahmen dieser Arbeit entwickelten FE-Modell wird durch den Ansatz des wirklichkeitsnahen nichtlinearen Materialgesetzes die Möglichkeit eines Biegezugbruchs bei einer Beanspruchung aus Druckkraft und Biegung nicht vernachlässigt.

Im Bereich hoher und mittlerer Normalkräfte zeigen die Vergleiche der FE-Berechnungen mit den Bemessungsverfahren nach [19] hohe Übereinstimmungen. Für abnehmende Längskraft- und steigende Biegeanteile nehmen die Abweichungen zu den Bemessungsmethoden zu. Für diese Beanspruchungssituationen liefern die FE-Berechnungen vergleichsweise konservative Werte. Die Ursachen sind in dem bereits geschilderten Tragverhalten für reine Biegung begründet. Nachfolgend wird der Vergleich der FE-Ergebnisse zu den Bemessungsmethoden nach [19] für einen Querschnitt $b/h = 120/240$ mm der Festigkeitsklasse CD 40 bei 30-minütiger Brandbeanspruchung für Kombinationen aus Zug und Biegung abgebildet.

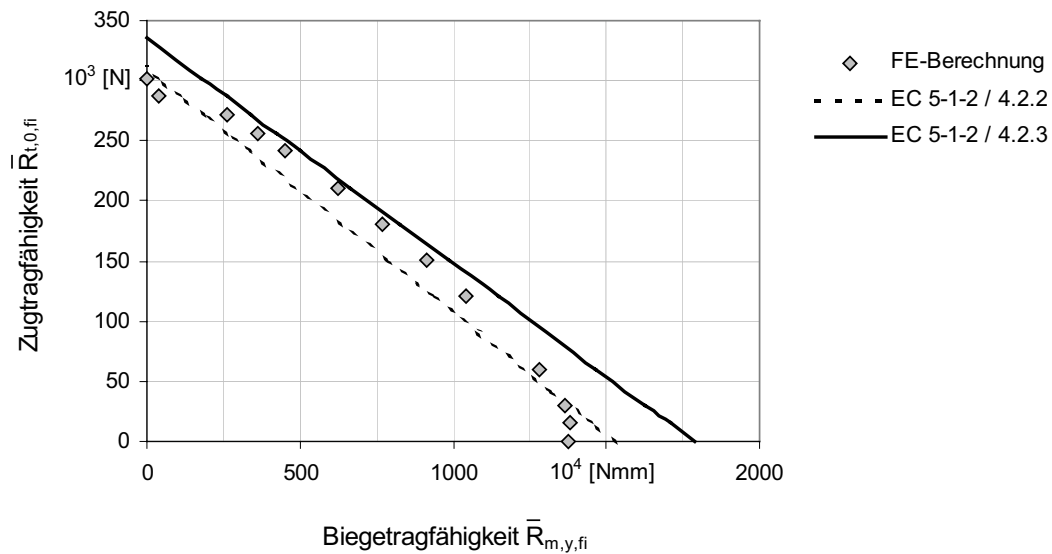


Bild 104: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit denen der Bemessungsregeln nach [19] für kombinierte Beanspruchungen aus Zug und Biegung für einen Querschnitt 120/240 mm der Festigkeitsklasse CD 40 bei 30-minütiger Brandbeanspruchung

6.5 Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse strukturmechanischer FE-Analysen im Brandfall

Auf der Grundlage eines hybriden thermisch-strukturmechanischen FE-Modells wurden umfangreiche Parameterstudien zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall durchgeführt.

Eine der wichtigsten Voraussetzungen für die strukturmechanischen Analysen ist die Kenntnis über die Größe des Restquerschnitts sowie die Temperaturverteilung über diesen Querschnitt nach Abschluss der Brandbeanspruchung. Mit einem thermischen Modell wurden zunächst anhand instationärer, transienter Temperaturfeldberechnungen thermische Querschnittsanalysen vorgenommen. Nach Abschluss dieser Berechnungen wurde das thermische Modell an ein Neues, Strukturmechanisches gekoppelt. Ein wesentlicher Bestandteil des strukturmechanischen FE-Modells ist die Erweiterung der von Glos [38] unter Normaltemperaturen entwickelten nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Holzes auf den Brandfall. Durch eine umfangreiche Literaturrecherche wurden Kennlinien elastomechanischer Eigenschaften des Holzes unter erhöhten Temperaturen entwickelt, die Eingang in das Materialgesetz finden. Es wurden mehrfach iterative Algorithmen zur Bestimmung der Tragfähigkeiten in Abhän-

gigkeit der Beanspruchungsarten Zug, Druck, Biegung und kombinierte Beanspruchung aus Zug und Biegung bzw. Druck und Biegung erarbeitet.

Anhand umfangreicher Parameterstudien konnte gezeigt werden, dass die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall von der Geometrie, der Holzart, der Festigkeitsklasse unter Normaltemperaturen sowie der Branddauer entscheidend beeinflusst werden. Durch Auswertung der Ergebnisse wurden Beziehungen zur Beschreibung der Tragfähigkeiten für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten in Abhängigkeit von Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen entwickelt. Sie ermöglichen eine einfache und praxisgerechte Tragfähigkeitsbestimmung von Holzbauteilen im Brandfall.

Vergleichsbetrachtungen mit den europäischen Bemessungsregeln nach [19] zeigten gute Übereinstimmungen für reine Normalkraftbeanspruchungen aus Druck bzw. Zug. Für biegebeanspruchte Holzbauteile im Brandfall liefern die strukturmechanischen FE-Analysen zum Teil sehr konservative Ergebnisse mit vergleichsweise geringen Tragfähigkeiten. Die Abweichungen beider Verfahren nehmen mit kleiner werdendem Querschnitt zu. Ursächlich für dieses Tragverhalten innerhalb der FE-Berechnungen sind die, auf der Grundlage umfangreicher Literaturrecherchen festgelegten, sehr unterschiedlichen Festigkeiten und Bruchdehnungen des Biegedruck- und Biegezugbereichs. Die deutlich geringeren Bruchdehnungen des Biegezugbereichs führen bereits vor der Ausnutzung des plastischen Tragverhaltens des Druckbereichs zum Versagen des Querschnitts. Da zur Ermittlung der Tragfähigkeit biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall bisher kein ausreichend aussagekräftiger Umfang an Versuchsergebnissen vorliegt, sind hier zwingend Prüfungen belasteter Balken unter Brandbeanspruchung erforderlich, die gegebenenfalls eine Überarbeitung der temperaturabhängigen elastomechanischen Eingangsdaten des strukturmechanischen Modells bzw. der europäischen Bemessungsregeln ermöglichen.

Auf der Grundlage der Tragfähigkeitsermittlungen wurde ein Bemessungskonzept zum Nachweis von Holzbauteilen im Brandfall entwickelt. Es wird im folgenden Kapitel detailliert vorgestellt und anhand von Beispielen erläutert.

7 Bemessungskonzept

Mit dem gekoppelten thermisch-strukturmechanischen FE-Modell wurden die Tragfähigkeiten von Holzbauteilen unter Brandbeanspruchung an zahlreichen Querschnitten ermittelt. Auf der Grundlage der Ergebnisse der FE-Berechnungen wurde ein Bemessungskonzept für Holzbauteile im Brandfall entwickelt.

In den folgenden Abschnitten wird der Bemessungsvorschlag vorgestellt. Dabei wird insbesondere auf die Entwicklung und die Voraussetzungen des Konzepts eingegangen.

7.1 Grundlagen des Bemessungskonzepts

Die derzeit geltenden europäischen Regeln zur Bemessung und Konstruktion von Holzbauten für den Brandfall sind die DIN V ENV 1995-1-2 (kurz: EC 5-1-2) [16] in Verbindung mit dem Nationalen Anwendungsdokument (NAD) [17]. Zur Zeit befindet sich diese Norm in der Entwicklungsstufe des Final Draft prEN 1995-1-2 [19] in der Fassung vom Februar 2002.

Ziel des Bemessungsvorschlags auf der Grundlage der FE-Berechnungen ist es, in Anlehnung an die Regeln des Final Draft prEN 1995-1-2 [19], ein praxisgerechtes Bemessungsverfahren für zug-, druck-, biege-, und kombiniert beanspruchte Holzbauteile im Brandfall anzugeben. Da die Regelungen zur Brandschutzbemessung nach [19] die Basis für das zu entwickelnde Bemessungskonzept bilden, werden nachfolgend die relevanten Voraussetzungen und Methoden in kurzer Form zusammengestellt.

Bei der Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall nach [19] erfolgt eine Abgrenzung der Beanspruchungen gegen den Tragwiderstand des Bauteils. Für die maßgebende Dauer der Brandbeanspruchung muss nachgewiesen werden, dass der Bemessungswert der Beanspruchung für den Brandfall die Beanspruchbarkeit unter Brandbelastung nicht überschreitet.

$$E_{d,fi} \leq R_{d,fi} \quad (77)$$

$E_{d,fi}$ Bemessungswert der Beanspruchung für den Brandfall

$R_{d,fi}$ Bemessungswert der Beanspruchbarkeit unter Brandbelastung

Der Bemessungswert der Beanspruchung $E_{d,fi}$ ist unter Anwendung der Kombinationsregeln der DIN V ENV 1991-1 bzw. der E DIN 1052 zu ermitteln. Der Brandfall ist dabei als außergewöhnliche Bemessungssituation mit den entsprechenden Teilsicherheits- und Kombinationsbeiwerten zu behandeln. Nach [19] darf der Bemessungswert der

Beanspruchung im Brandfall vereinfacht mit 60 bzw. 70% der Beanspruchung unter Normaltemperaturen angesetzt werden.

Der Bemessungswert des Bauteilwiderstands beinhaltet den 20%-Fraktilwert der Festigkeit abgemindert durch einen $k_{\text{mod,fi}}$ -Faktor, der die Auswirkungen der Temperaturbeanspruchung auf die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften berücksichtigt. Der Teilsicherheitsbeiwert des Materials $\gamma_{\text{M,fi}}$ beträgt für außergewöhnliche Bemessungssituationen 1,0. Der Bemessungswert der Festigkeit im Brandfall ist nach [19] Gleichung (2.1) zu ermitteln als

$$f_{\text{d,fi}} = k_{\text{mod,fi}} \cdot \frac{f_{0,2}}{\gamma_{\text{M,fi}}} \quad (78)$$

$f_{\text{d,fi}}$ Bemessungswert der Festigkeit für den Brandfall

$f_{0,2}$ 20%-Fraktilwert der Festigkeit unter Normaltemperaturen

$k_{\text{mod,fi}}$ Modifikationsfaktor, der die Auswirkungen der Temperaturbeanspruchung auf die Festigkeit des Materials berücksichtigt

$\gamma_{\text{M,fi}}$ Teilsicherheitsbeiwert des Materials ($\gamma_{\text{M,fi}} = 1,0$)

7.2 Das Bemessungskonzept

Die anhand der FE-Berechnungen ermittelten Tragfähigkeiten entsprechen aufgrund der geforderten Teilsicherheit von 1,0 für außergewöhnliche Bemessungssituationen den Bemessungswerten der Beanspruchbarkeiten im Brandfall. Des Weiteren enthalten sie die in Kapitel 4 beschriebenen temperaturabhängigen Abminderungen der 20%-Fraktilwerte der Festigkeiten unter Normaltemperaturen.

Das Bemessungskonzept wurde unter der Voraussetzung entwickelt, eine Beziehung zwischen den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten im Brandfall und den Geometrie- und Materialeigenschaften unter Normaltemperaturen herzustellen. Das Ziel der Methode ist es, den Bemessungswert der Tragfähigkeit im Brandfall in Abhängigkeit der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen auszudrücken. Mit dieser Vorgehensweise war es möglich, ein praxisgerechtes, allgemeingültiges Bemessungsprinzip zu entwickeln. Es wird nachfolgend detailliert für druckbeanspruchte Bauteile aus Voll- und Brettschichtholz im Brandfall vorgestellt und erläutert. Für zug- und biegebeanspruchte sowie für kombiniert beanspruchte Holzbauteile werden die Bemessungskonzepte anschließend in kurzer Form in den wesentlichen Punkten beschrieben.

7.2.1 Bemessungsprinzip druckbeanspruchter Holzbauteile

Bei Druckbeanspruchung in Faserrichtung des Holzes unter Normaltemperaturen ohne Stabilitätsgefährdung muss nach [3] Abs. 10.2.3 folgende Bedingung erfüllt sein:

$$\frac{\sigma_{c,0,d}}{f_{c,0,d}} \leq 1 \quad (79)$$

$\sigma_{c,0,d}$ Bemessungswert der Druckspannung unter Normaltemperaturen

$f_{c,0,d}$ Bemessungswert der Druckfestigkeit unter Normaltemperaturen

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N_{c,0,d}}{A} \quad (80)$$

$N_{c,0,d}$ Bemessungswert der Normalkraft unter Normaltemperaturen

A Querschnittsfläche unter Normaltemperaturen

$$f_{c,0,d} = \frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M} \quad (81)$$

$f_{c,0,k}$ charakteristischer Wert der Druckfestigkeit unter Normaltemperaturen

k_{mod} Modifikationsbeiwert, der den Einfluss der Nutzungsklasse und der Lasteinwirkungsdauer auf die Festigkeitseigenschaften berücksichtigt

γ_M Teilsicherheitsbeiwert für die Festigkeitseigenschaften

$\gamma_M = 1,3$ nach [3] Abs. 5.3, Tabelle 1

Damit ergibt sich der Nachweis druckbeanspruchter Querschnitte nach Gleichung (79) wie folgt:

$$\frac{N_{c,0,d} \cdot \gamma_M}{A \cdot k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}} \leq 1 \quad (82)$$

Da es sich bei dem Faktor k_{mod} um eine variable Größe in Abhängigkeit der Lasteinwirkungsdauer und der Nutzungsklasse handelt, ist es nicht möglich für eine vorhandene Festigkeitsklasse eine konkrete Angabe zum Bemessungswert der Tragfähigkeiten unter Normaltemperaturen vorzunehmen. Infolgedessen wird ein bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit unabhängig vom veränderlichen Modifikationsbeiwert k_{mod} definiert.

$$\bar{R}_{c,0,d} = \frac{f_{c,0,k} \cdot A}{\gamma_M} \quad (83)$$

$\bar{R}_{c,0,d}$ bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit für Druckbeanspruchung unter Normaltemperaturen

Unter Anwendung der bezogenen Tragfähigkeit wurde ein Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,fi}$ entwickelt, der das Verhältnis zwischen der numerisch errechneten Tragfähigkeit im Brandfall und der bezogenen Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen beschreibt.

$$\eta_{c,0,fi} = \frac{\bar{R}_{c,0,d,fi}}{\bar{R}_{c,0,d}} \quad (84)$$

$\bar{R}_{c,0,d,fi}$ Tragfähigkeit für Druckbeanspruchung im Brandfall

Die Beziehung zwischen dem Profilmfaktor u/A unter Normaltemperaturen und dem Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,fi}$ wird in nachfolgender Abbildung beispielhaft für Vollholzquerschnitte dargestellt.

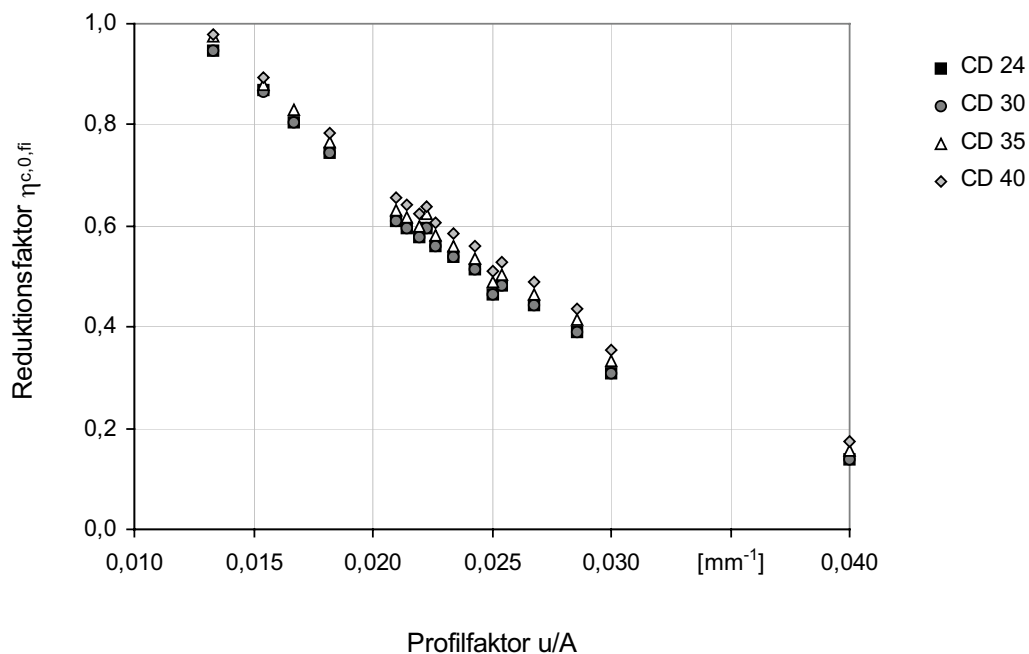


Bild 105: Reduktionsfaktoren $\eta_{c,0,fi}$ druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit des Profilmfaktors u/A für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung

Um eine einheitliche Bestimmungsgleichung für den Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,fi}$ angeben zu können, wurden von der Festigkeitsklasse unabhängige normierte Beziehungen für $\eta_{c,0,fi}$ entwickelt. Sie entsprechen dem Verhältnis, das sich bei Vollholz für die Festigkeitsklassen CD 24 und CD 30 und bei Brettschichtholz für die Festigkeitsklasse BS 24h ergibt. Da es sich bei diesen Funktionen um bezogene Bestimmungsgleichungen für alle Festigkeitsklassen handelt, werden sie mit dem Indize ref (reference value - Bezugswert) gekennzeichnet. Der bezogene Reduktionsfaktor für Vollholz ergibt sich zu:

$$\eta_{ref,c,0,fi} = 650 \cdot \left(\frac{u}{A}\right)^2 - 65 \cdot \frac{u}{A} + 1,7 \quad (85)$$

Für homogenes Brettschichtholz wird der bezogene Reduktionsfaktor mit folgender Gleichung ermittelt:

$$\eta_{ref,c,0,fi} = 588 \cdot \left(\frac{u}{A}\right)^2 - 58,5 \cdot \frac{u}{A} + 1,55 \quad (86)$$

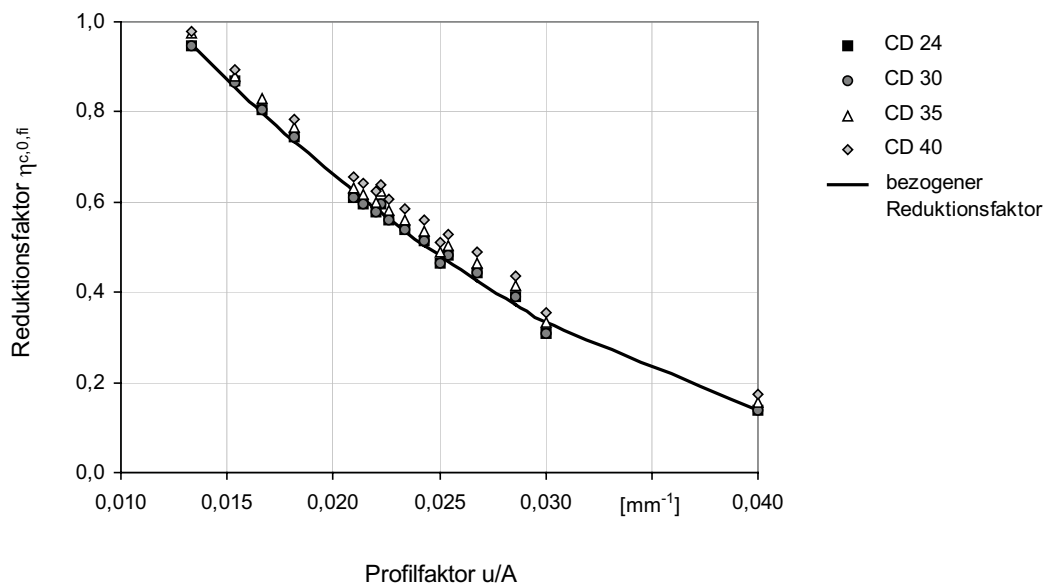


Bild 106: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{ref,c,0,fi}$ für druckbeanspruchte Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung

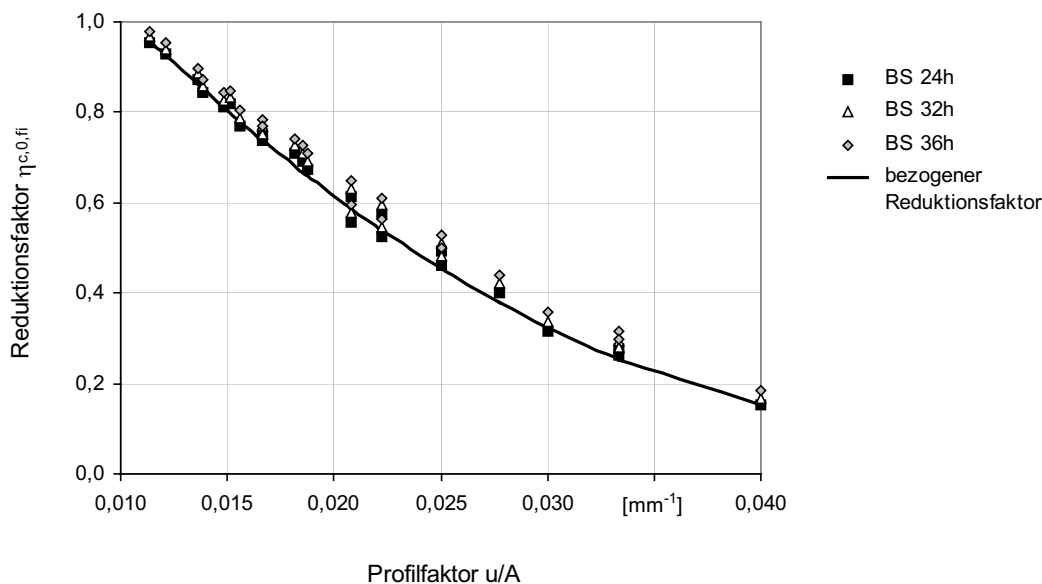


Bild 107: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{\text{ref},c,0,\text{fi}}$ für druckbeanspruchte Brettschichtholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung

Der bezogene Reduktionsfaktor $\eta_{\text{ref},c,0,\text{fi}}$ kann nicht einheitlich auf alle Festigkeitsklassen angewandt werden, da er für höhere Festigkeitsklassen zu erheblichen Unterschreitungen der Tragfähigkeiten im Brandfall führen kann. Diese betragen beispielsweise für die Festigkeitsklasse CD 40 im Durchschnitt ca. 25 bis 30%. Durch Anwendung einer Potenz $k_{\text{ref},c,0}$ lässt sich aus dem bezogenen Reduktionsfaktor $\eta_{\text{ref},c,0,\text{fi}}$ der Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,\text{fi}}$ für eine bestimmte Festigkeitsklasse ermitteln.

Der Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,\text{fi}}$ beträgt für Vollholz:

$$\begin{aligned} \eta_{c,0,\text{fi}} &= \left(\eta_{\text{ref},c,0,\text{fi}} \right)^{k_{\text{ref},c,0}} \\ &= \left(650 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 65 \cdot \frac{u}{A} + 1,7 \right)^{k_{\text{ref},c,0}} \end{aligned} \quad (87)$$

Die Beziehung für homogenes Brettschichtholz lautet:

$$\eta_{c,0,\text{fi}} = \left(588 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 58,5 \cdot \frac{u}{A} + 1,55 \right)^{k_{\text{ref},c,0}} \quad (88)$$

Tabelle 18: $k_{\text{ref},c,0}$ – Werte für Druckbeanspruchung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Holzart	Vollholz				homogenes Brettschichtholz				
	Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$k_{\text{ref},c,0}$		1,0	1,0	0,94	0,89	1,0	0,98	0,95	0,90

Der Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,fi}$ ist somit für alle Festigkeitsklassen eindeutig definiert. Unter Anwendung der entwickelten Beziehung lassen sich, ausgehend vom Querschnitt und den Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen, die in der strukturmechanischen FE-Analyse errechneten Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Voll- und Brettschichtholzbauteile für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten mit hoher Genauigkeit ermitteln. Die maximale Abweichung beträgt für Querschnitte aus Vollholz $\pm 4\%$ und für Brettschichtholz $\pm 6\%$.

$$\bar{R}_{c,0,d,fi} = \eta_{c,0,fi} \cdot \bar{R}_{c,0,d} \quad (89)$$

Der mit Gleichung (89) ermittelte Bemessungswert der Tragfähigkeit im Brandfall ist dem Bemessungswert der Beanspruchungen gegenüberzustellen. Die Bedingungsgleichung für den Nachweis lautet:

$$\frac{N_{c,0,fi,d}}{\bar{R}_{c,0,d,fi}} \leq 1 \quad (90)$$

$N_{c,0,d,fi}$ Bemessungswert der Druckbeanspruchungen im Brandfall

Anhand der beschriebenen Vorgehensweise war es möglich, ein einfaches, praxisgerechtes und ausreichend exaktes Verfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall unter Druckbeanspruchung anzugeben. Es gliedert sich formal in vier Schritte. Das Bemessungskonzept zur Brandschutzbemessung druckbeanspruchter Querschnitte wird nachfolgend beispielhaft für Vollholz zusammengestellt.

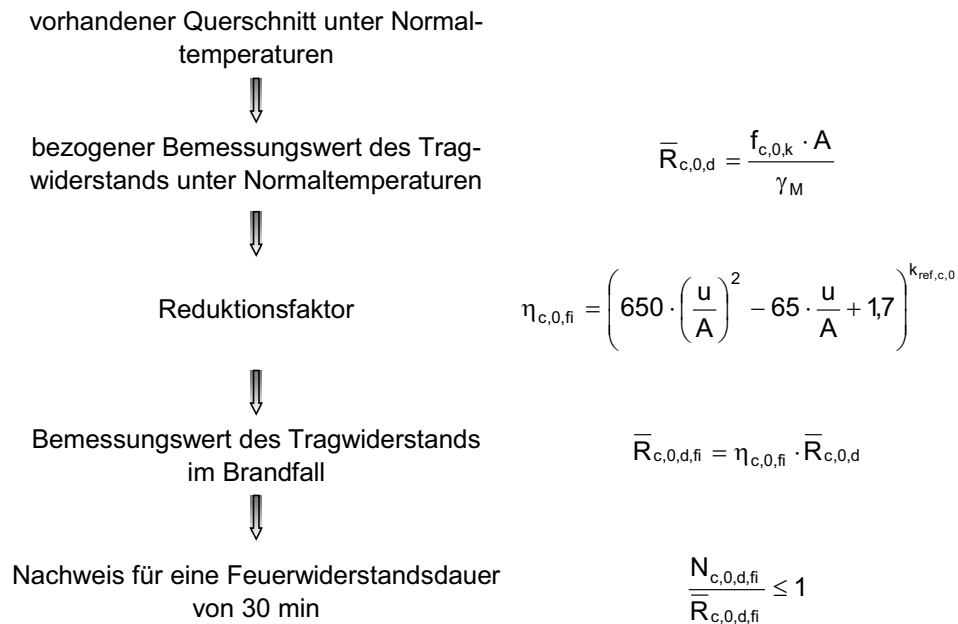


Bild 108: Bemessungsprinzip zum Nachweis druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte im Brandfall für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

7.2.2 Bemessungsprinzip zugbeanspruchter Holzbauteile

Die Vorgehensweise zur Entwicklung eines Bemessungskonzepts zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall entspricht dem vorgestellten Verfahren für Druckbeanspruchung. Mittels eines Reduktionsfaktors $\eta_{t,0,fi}$ lässt sich wiederum, ausgehend von den Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen, die Tragfähigkeit bei Zugbeanspruchung im Brandfall für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min ermitteln.

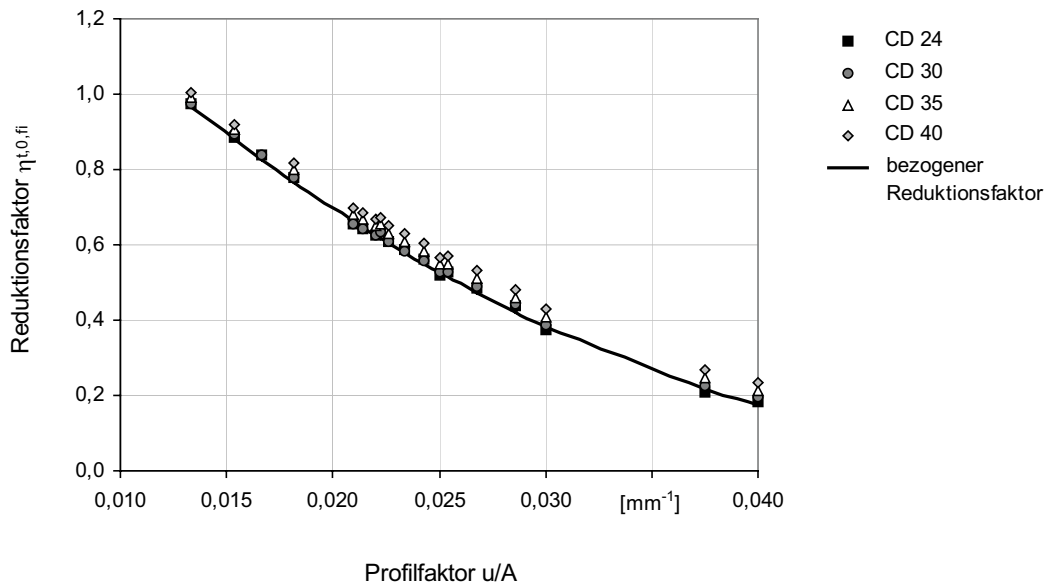


Bild 109: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{\text{ref},t,0,fi}$ für zugbeanspruchte Vollholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung

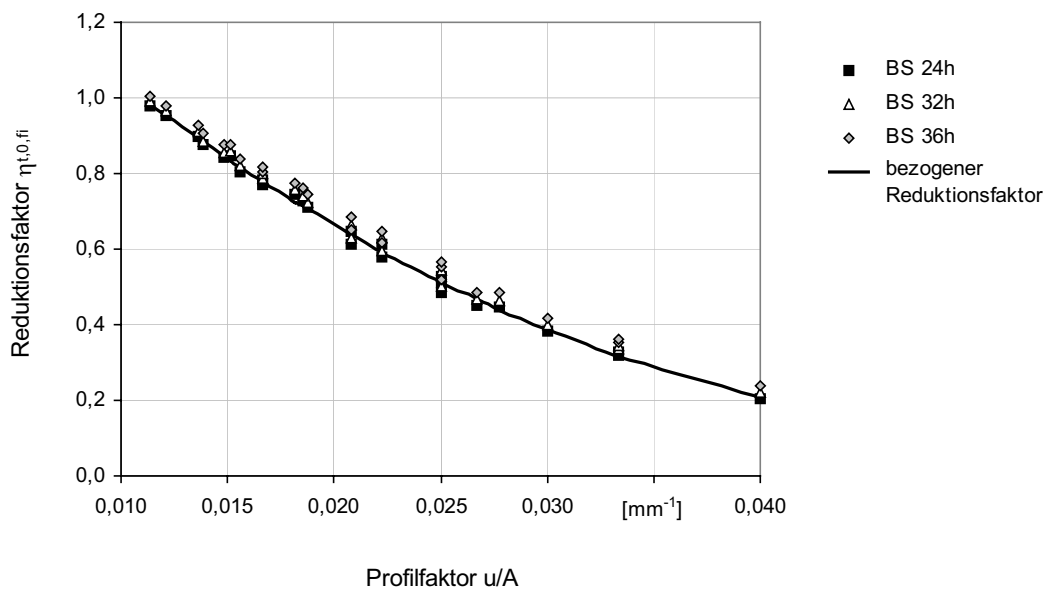


Bild 110: Bezogener Reduktionsfaktor $\eta_{\text{ref},t,0,fi}$ für zugbeanspruchte Brettschichtholzquerschnitte in Abhängigkeit vom Profilfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts und der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten bei vierseitiger Brandbeanspruchung

Über eine bezogene Bestimmungsgleichung wird durch Anwendung eines Faktors $k_{\text{ref},t,0}$ der Reduktionsfaktor $\eta_{t,0,\text{fi}}$ ermittelt. Er lässt sich für Vollholz mit nachfolgender Gleichung angeben:

$$\eta_{t,0,\text{fi}} = \left(535 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 58,3 \cdot \frac{u}{A} + 1,65 \right)^{k_{\text{ref},t,0}} \quad (91)$$

Die Bestimmungsgleichung für Querschnitte aus homogenem Brettschichtholz lautet:

$$\eta_{t,0,\text{fi}} = \left(500 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 52,8 \cdot \frac{u}{A} + 1,52 \right)^{k_{\text{ref},t,0}} \quad (92)$$

Tabelle 19: $k_{\text{ref},t,0}$ – Werte für Zugbeanspruchung in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Holzart	Vollholz				homogenes Brettschichtholz			
Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$k_{\text{ref},t,0}$	1,0	0,94	0,89	0,84	1,0	0,98	0,96	0,92

Der bezogene Bemessungswert der Zugtragfähigkeit unter Normaltemperaturen ist wie folgt zu berechnen:

$$\bar{R}_{t,0,d} = \frac{f_{t,0,k} \cdot A}{\gamma_M} \quad (93)$$

$\bar{R}_{t,0,d}$ bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit für Zugbeanspruchung unter Normaltemperaturen

$f_{t,0,k}$ charakteristische Zugfestigkeit unter Normaltemperaturen

A Querschnittsfläche unter Normaltemperaturen

γ_M Teilsicherheitsbeiwert des Materials unter Normaltemperaturen

Unter Anwendung der entwickelten Beziehung lassen sich für zugbeanspruchte Holzbauteile, ausgehend vom Querschnitt und den Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen, die in der strukturmechanischen FE-Analyse errechneten Tragfähigkeiten im Brandfall mit hoher Genauigkeit ermitteln. Die maximale Abweichung beträgt für Vollholz wiederum $\pm 4\%$, für Brettschichtholz jedoch im Vergleich zu druckbeanspruchten Querschnitten nur 5% .

$$\bar{R}_{t,0,d,\text{fi}} = \eta_{t,0,\text{fi}} \cdot \bar{R}_{t,0,d} \quad (94)$$

Der mit Gleichung (89) ermittelte Bemessungswert der Tragfähigkeit im Brandfall ist dem Bemessungswert der Beanspruchungen gegenüberzustellen. Die Bedingungsgleichung für den Nachweis lautet:

$$\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \leq 1 \quad (95)$$

$N_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Zugbeanspruchungen im Brandfall

7.2.3 Bemessungsprinzip biegebeanspruchter Holzbauteile

In Analogie zur Bemessung druck- und zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall basiert das Konzept zum Nachweis biegebeanspruchter Querschnitte auf den Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften der Bauteile unter Normaltemperaturen. Die Querschnittsabhängigkeit wird jedoch nicht wie bei Normalkraftbeanspruchung über den Profilmoment u/A beschrieben, sondern mittels des in Abschnitt 6.2 eingeführten Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ definiert.

Die in der strukturmechanischen FE-Analyse errechneten Tragfähigkeiten werden einem bezogenen Bemessungswert der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen gegenübergestellt. Dieser ist unter Anwendung der charakteristischen Biegefestigkeit $f_{m,y,k}$ und des Widerstandsmoments W_y mit folgender Beziehung zu ermitteln:

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{f_{m,y,k} \cdot W_y}{\gamma_M} \quad (96)$$

$f_{m,y,k}$ charakteristische Biegefestigkeit unter Normaltemperaturen
 W_y Widerstandsmoment des Querschnitts unter Normaltemperaturen
 γ_M Teilsicherheitsbeiwert des Materials unter Normaltemperaturen

Der Reduktionsfaktor $\eta_{m,y,fi}$ ist definiert als das Verhältnis der bezogenen Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen zur Tragfähigkeit der FE-Berechnung.

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{\bar{R}_{m,y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d}} \quad (97)$$

$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ Biegetragfähigkeit aus FE-Berechnung für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min

Bei Einteilung des Profilprodukts in zwei Bereiche lässt sich der Reduktionsfaktor $\eta_{m,y,fi}$ durch die nachfolgend beschriebenen Beziehungen mit hoher Genauigkeit beschreiben. Da die Normen [3] und [19] mit den Einheiten N und mm arbeiten, werden diese hier zur besseren Übersichtlichkeit beibehalten, auch wenn diese Voraussetzung zum

Mitführen höherer Zehnerpotenzen führt. Die Funktion $\eta_{m,y,fi}$ wird sowohl für Vollholz als auch für Brettschichtholz über das Profilprodukt in zwei Bereiche eingeteilt.

für Vollholz:

Bereich I: $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = 10^4 \cdot \left[\frac{A^2}{10^{14}} \cdot \left(-0,18 \cdot \frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} + 6 \right) \right]^{k_{ref,m,y}} \quad (98)$$

Tabelle 20: $k_{ref,m,y}$ – Werte für Biegebeanspruchung von Vollholzquerschnitten mit einem Profilprodukt $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$ in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
$k_{ref,m,y}$	1,0	0,94	$0,002 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] + 0,992$	$0,003 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] + 0,984$

Bereich II: $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{125 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right)^{0,56} \cdot \left(\frac{h}{b} \right)^{k_{ref,m,y}} \quad (99)$$

b Breite des Querschnitts unter Normaltemperaturen

h Höhe des Querschnitts unter Normaltemperaturen

Tabelle 21: $k_{ref,m,y}$ – Werte für Biegebeanspruchung von Vollholzquerschnitten mit einem Profilprodukt $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$ in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten

Seitenverhältnis	für alle Festigkeitsklassen gilt:	
	1	$\neq 1$
$k_{ref,m,y}$	1,0	$0,186 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] - 0,483$

für Brettschichtholz:

$$\begin{aligned} \text{Bereich I: } & A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7 \\ \eta_{m,y,fi} &= \frac{18,5 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left[\left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{16}} \right)^{0,59} \right]^{k_{ref,m,y}} \end{aligned} \quad (100)$$

$$\begin{aligned} \text{Bereich II: } & A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7 \\ \eta_{m,y,fi} &= \frac{23 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left[\left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{16}} \right)^{0,52} \right]^{k_{ref,m,y}} \end{aligned} \quad (101)$$

für alle Festigkeitsklassen gilt:

$$k_{ref,m,y} = 1,0$$

Unter Anwendung der definierten Reduktionsfaktoren $\eta_{m,y,fi}$ lassen sich durch Multiplikation mit den entsprechenden Werten der bezogenen Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen die Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten mit geringen Abweichungen von im Mittel $\pm 1\%$ bestimmen. Die maximalen Abweichungen zu den, in den FE-Berechnungen ermittelten Tragfähigkeiten betragen $\pm 5\%$.

$$\bar{R}_{m,y,d,fi} = \eta_{m,y,fi} \cdot \bar{R}_{m,y,d} \quad (102)$$

Der mit Gleichung (102) ermittelte Bemessungswert der Tragfähigkeit im Brandfall ist dem Bemessungswert der Beanspruchungen gegenüberzustellen. Die Bedingungsgleichung für den Nachweis lautet:

$$\frac{M_{y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (103)$$

$M_{y,d,fi}$ Bemessungswert der Biegebeanspruchungen im Brandfall

Ein Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Bauteile mit denen nach der Bemessungsgleichung (102) ist beispielhaft für Brettschichtholz der Festigkeitsklasse BS 24h in Bild 111 abgebildet.

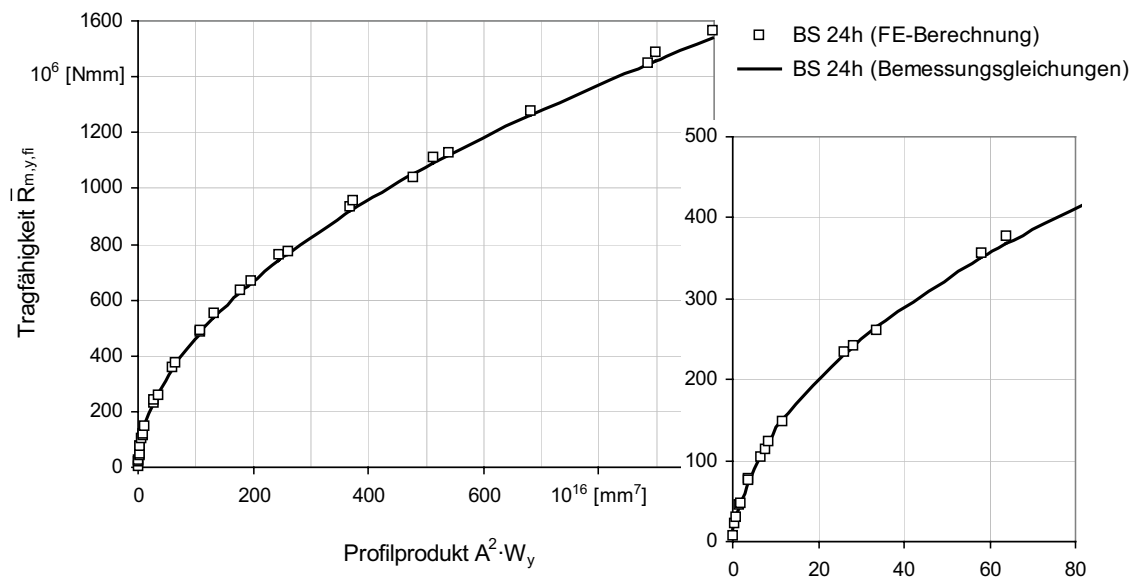


Bild 111: Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Brettschichtholzbauteile der Festigkeitsklasse BS 24h mit denen der Bemessungsgleichung (102)

7.2.4 Bemessungsprinzip kombiniert beanspruchter Holzbauteile

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein FE-Modell entwickelt, mit dem es möglich ist, die Tragfähigkeit kombiniert beanspruchter Holzbauteile aus Längskraft und Biegemoment im Brandfall zu ermitteln. Ergebnisse und Auswertungen dieser Berechnungen sind in Abschnitt 6.1.4 und 6.4 gezeigt worden.

Die nach den europäischen Bemessungsregeln festgelegte lineare Superposition der Normalkraft- und Biegeanteile konnte für Holzbauteile unter kombinierter Beanspruchung nicht nachgewiesen werden. Sie würde aufgrund des tatsächlich vorhandenen gekrümmten Verlaufs der M-N-Interaktion zu signifikanten Unterschreitungen der vorhandenen Tragfähigkeiten führen. Anhand umfangreicher Parameterstudien zu Holzarten, Festigkeitsklassen und Geometrien wurden Bedingungsgleichungen für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten abgeleitet.

Für den Nachweis kombiniert beanspruchter Holzbauteile unter Druck und Biegung ist für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten folgende Bedingung einzuhalten:

$$\left(\frac{N_{c,0,d,fi}}{R_{c,0,d,fi}} \right)^{1,2} + \frac{M_{y,d,fi}}{R_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (104)$$

Bei einer Beanspruchung aus Zug und Biegung fällt oberhalb einer Auslastung aus reinem Zuganteil von 90% die Biegetragfähigkeit deutlich ab (vgl. Bild 84). Für diese Belastungsfälle wird empfohlen, die Biegetragfähigkeit zu vernachlässigen. Für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten sind folgende Bedingungen einzuhalten:

$$\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \leq 0,90 \quad \rightarrow \quad \left(\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \right)^{1,5} + \frac{M_{y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (105)$$

$$\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} > 0,90 \quad \rightarrow \quad \bar{R}_{m,y,d,fi} = 0 \quad (106)$$

$N_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Normalkraft im Brandfall

$M_{y,d,fi}$ Bemessungswert des Biegemoments im Brandfall

$\bar{R}_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Beanspruchbarkeit für Zugbeanspruchungen im Brandfall nach Gleichung (94)

$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ Bemessungswert der Beanspruchbarkeit für Biegebeanspruchungen im Brandfall nach Gleichung (102)

Die Einhaltung der Bedingungsgleichungen (104), (105) und (106) konnte im Rahmen der FE-Analysen an allen berechneten Querschnitten mit hoher Genauigkeit nachgewiesen werden. Sie wird nachfolgend an zwei Querschnitten der Festigkeitsklasse CD 40 für eine kombinierte Beanspruchung aus Zug und Biegung und einer Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten aufgezeigt. Die maximale Abweichung ergibt sich für einen Querschnitt 120 / 240 mm mit einer Größe von 4.8 %.

Tabelle 22: Brandschutzbemessung kombiniert beanspruchter Holzbauteile der Festigkeitsklasse CD 40 für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten nach den Bedingungsgleichungen (105) und (106)

b [mm]	h [mm]	$\bar{R}_{t,0,d,fi}$ [kN]	$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ [kNcm]	$N_{t,0,d,fi}$ [kN]	$M_{y,d,fi}$ [kNcm]	Nachweis
120	240	302	1378	0	1378	1,00
				15	1379	1,01
				30	1363	1,02
				60	1280	1,02
				121	1040	1,01
				151	911	1,01
				181	767	1,02
				211	622	1,04
				241	450	1,04
				256	364	1,05
				271	262	1,04
				287	40	0,95
				302	0	1,00
140	280	496	2836	0	2836	1,00
				25	2832	1,01
				50	2795	1,02
				99	2617	1,01
				149	2366	1,00
				198	2095	0,99
				248	1833	1,00
				298	1544	1,01
				347	1233	1,02
				397	872	1,02
				496	0	1,00

7.3 Umsetzung des Bemessungskonzepts

In diesem Abschnitt wird anhand von Beispielen die Anwendung des Vorschlags zur Bemessung von normalkraft- und biegebeanspruchten Holzbauteilen im Brandfall aufgezeigt. Das Ziel ist, neben der Erläuterung des Nachweisverfahrens, insbesondere die Verdeutlichung der einfachen und praxisgerechten Methodik des vorgestellten Konzepts. Die Ermittlung der Tragfähigkeiten erfolgt für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Mit den errechneten Tragfähigkeiten können für vorhandene Einwirkungen im Brandfall die Nachweise nach Abs. 7.2 geführt werden.

Zur Verdeutlichung der Genauigkeit des Bemessungskonzepts im Vergleich zu den Ergebnissen der FE-Berechnungen erfolgt jeweils abschließend eine Gegenüberstellung der Tragfähigkeiten beider Verfahren.

7.3.1 Beispiel zur Tragfähigkeitsermittlung zugbeanspruchter Holzbauteile im Brandfall

Für ein Holzbauteil unter Zugbeanspruchung im Brandfall sind folgende Randbedingungen gegeben:

Querschnittswerte: $b = 180 \text{ mm}$
 $h = 360 \text{ mm}$
 Festigkeitsklasse: $BS 24h$
 Brandbeanspruchungsdauer: $t_{fi} = 30 \text{ min}$

bezogener Bemessungswert der Zugtragfähigkeit unter Normaltemperaturen:

$$\bar{R}_{t,0,d} = \frac{f_{t,0,k} \cdot A}{\gamma_M} \quad (107)$$

$$f_{t,0,k} = 16,5 \text{ N/mm}^2 \quad [3] \text{ Tab. M 9}$$

$$A = 64\,800 \text{ mm}^2$$

$$\gamma_M = 1,3$$

$$\bar{R}_{t,0,d} = \frac{16,5 \cdot 64\,800}{1,3} = \underline{822\,462 \text{ N}} \quad (108)$$

Reduktionsfaktor $\eta_{t,0,fi}$:

$$\eta_{t,0,fi} = \left(500 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 52,8 \cdot \frac{u}{A} + 1,52 \right)^{k_{ref,t,0}} \quad (109)$$

$$u = 1080 \text{ mm}$$

$$k_{ref,t,0} = 1,0 \quad [\text{Tabelle 19}]$$

$$\eta_{t,0,fi} = \left(500 \cdot \left(\frac{1080}{64\,800} \right)^2 - 52,8 \cdot \frac{1080}{64\,800} + 1,52 \right)^{1,0} = \underline{0,78} \quad (110)$$

Tragfähigkeit für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min:

$$\begin{aligned} \bar{R}_{t,0,d,fi} &= \eta_{t,0,fi} \cdot \bar{R}_{t,0,d} \\ &= 0,78 \cdot 822\,462 \text{ N} \\ &= 641\,520 \text{ N} = \underline{\underline{641,5 \text{ kN}}} \end{aligned} \quad (111)$$

Tragfähigkeit des Querschnitts aus strukturmechanischer FE-Berechnung:

$$\bar{R}_{t,0,d,fi,FE} = 645,4 \text{ kN}$$

Abweichung der errechneten Tragfähigkeit zur Tragfähigkeit aus FE-Analyse:

$$\frac{\bar{R}_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi,FE}} = \frac{641,5}{645,4} = \underline{0,99} \quad (112)$$

⇒ Die Abweichung entspricht 1%.

7.3.2 Beispiele zur Tragfähigkeitsermittlung biegebeanspruchter Holzbauteile im Brandfall

Beispiel 1:

Für ein Holzbauteil unter Biegebeanspruchung im Brandfall sind folgende Randbedingungen gegeben:

Querschnittswerte: b = 140 mm
 h = 240 mm
 Festigkeitsklasse: CD 24
 Brandbeanspruchungsdauer: t_{fi} = 30 min

bezogener Bemessungswert der Biegetragfähigkeit unter Normaltemperaturen:

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{f_{m,y,k} \cdot W_y}{\gamma_M} \quad (113)$$

$$f_{m,y,k} = 24 \text{ N/mm}^2 \quad [3] \text{ Tab. M 5}$$

$$W_y = 1344 \text{ 000 mm}^3$$

$$\gamma_M = 1,3$$

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{24 \cdot 1344 \text{ 000}}{1,3} = \underline{24,81 \cdot 10^6 \text{ Nmm}} \quad (114)$$

Reduktionsfaktor $\eta_{m,y,fi}$:

$$A^2 \cdot W_y = 15,2 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7 > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7 \quad (115)$$

Bereich II:

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{125 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right)^{0,56} \cdot \left(\frac{h}{b} \right)^{k_{ref,m,y}} \quad (116)$$

$$\frac{h}{b} = \frac{240}{140} = 1,71 \neq 1,0$$

$$\rightarrow k_{ref,m,y} = 0,186 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] - 0,483 = \underline{0,023} \quad [\text{Tabelle 21}]$$

$$\eta_{m,y,fi} = \underline{0,43}$$

Tragfähigkeit für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min:

$$\begin{aligned} \bar{R}_{m,y,d,fi} &= \eta_{m,y,fi} \cdot \bar{R}_{m,y,d} \\ &= 0,43 \cdot 24,81 \cdot 10^6 \text{ Nmm} \\ &= \underline{\underline{10,67 \cdot 10^6 \text{ Nmm}}} \end{aligned} \quad (117)$$

Tragfähigkeit des Querschnitts aus strukturmechanischer FE-Berechnung:

$$\bar{R}_{m,y,d,fi,FE} = 10,85 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

Abweichung der errechneten Tragfähigkeit zur Tragfähigkeit aus FE-Analyse:

$$\frac{\bar{R}_{m,y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi,FE}} = \frac{10,67 \cdot 10^6}{10,85 \cdot 10^6} = \underline{0,98} \quad (118)$$

⇒ Die Abweichung entspricht somit 2%.

Beispiel 2:

Für ein Holzbauteil unter Biegebeanspruchung im Brandfall sind folgende Randbedingungen gegeben:

Querschnittswerte: b = 100 mm

 h = 200 mm

Festigkeitsklasse: CD 40

Brandbeanspruchungsdauer: t_{fi} = 30 min

bezogener Bemessungswert der Biegetragfähigkeit unter Normaltemperaturen:

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{f_{m,y,k} \cdot W_y}{\gamma_M} \quad (119)$$

$$f_{m,y,k} = 40 \text{ N/mm}^2 \quad [3] \text{ Tab. M 5}$$

$$W_y = 666\,667 \text{ mm}^3$$

$$\gamma_M = 1,3$$

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{40 \cdot 666\,667}{1,3} = \underline{20,51 \cdot 10^6 \text{ Nmm}} \quad (120)$$

Reduktionsfaktor $\eta_{m,y,fi}$:

$$A^2 \cdot W_y = 2,67 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7 \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7 \quad (121)$$

Bereich I:

$$\eta_{m,y,fi} = 10^4 \cdot \left[\frac{A^2}{10^{14}} \cdot \left(-0,18 \cdot \frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} + 6 \right) \right]^{k_{ref,m,y}} \quad (122)$$

$$k_{ref,m,y} = 0,003 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] + 0,984 = \underline{0,99} \quad [\text{Tabelle 21}]$$

$$\eta_{m,y,fi} = \underline{0,25}$$

Tragfähigkeit für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 min:

$$\begin{aligned} \bar{R}_{m,y,d,fi} &= \eta_{m,y,fi} \cdot \bar{R}_{m,y,d} \\ &= 0,25 \cdot 20,51 \cdot 10^6 \text{ Nmm} \\ &= \underline{\underline{5,13 \cdot 10^6 \text{ Nmm}}} \end{aligned} \quad (123)$$

Tragfähigkeit des Querschnitts aus strukturmechanischer FE-Berechnung:

$$\bar{R}_{m,y,d,fi,FE} = 5,21 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

Abweichung der errechneten Tragfähigkeit zur Tragfähigkeit aus FE-Analyse:

$$\frac{\bar{R}_{m,y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi,FE}} = \frac{5,13 \cdot 10^6}{5,21 \cdot 10^6} = \underline{0,98} \quad (124)$$

⇒ Die Abweichung entspricht somit 2%.

7.4 Zusammenfassung und Bewertung des Konzepts zur Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall

Auf der Grundlage der errechneten Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall war es möglich, einen Bemessungsvorschlag für normalkraft- und biegebeanspruchte Querschnitte zu entwickeln. Die aufgestellten Regeln gelten für eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten. Sie lassen sich jedoch mit geringem Aufwand nach Durchführung umfangreicher Berechnungen für eine Brandeinwirkung von 60 Minuten auf diese Bemessungssituation anpassen.

Das vorgestellte Bemessungsprinzip basiert auf den Querschnitts- und Festigkeitseigenschaften unter Normaltemperaturen. Ausgehend von diesen Kennwerten wurden in Abhängigkeit der jeweiligen Beanspruchungsart Gleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeit im Brandfall entwickelt. Das Konzept ist daher einfach umzusetzen und zeichnet sich durch eine allgemeingültige praxisgerechte Methodik aus, die zu einer hohen Genauigkeit zwischen den Tragfähigkeiten der Bemessungsregeln und denen der strukturmechanischen FE-Analyse führt. Diese Eigenschaften konnten anhand der in Abschnitt 7.3 durchgeführten Bemessungsbeispiele verdeutlicht werden.

Zusätzlich wurden Ansätze zur Bemessung kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall aufgezeigt, die es im Rahmen zukünftiger Forschung weiterzuentwickeln gilt.

8 Schlussbetrachtung

8.1 Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde ein theoretisches Modell zur numerischen Tragfähigkeitsermittlung von Holzbauteilen im Brandfall entwickelt. Es umfasst ein hybrides thermisch-strukturmechanisches Modell nach der Methode der Finiten Elemente sowie Algorithmen zur iterativen Tragfähigkeitsbestimmung. Mit dem thermischen FE-Modell wurde nach Abschluss einer definierten Brandbeanspruchungsdauer die Temperaturverteilung über den Restquerschnitt ermittelt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen dienten als Eingangsparameter für das strukturmechanische FE-Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Voll- und Brettschichtholzbauteilen im Brandfall.

Die Beschreibung der Temperaturentwicklung innerhalb der Holzquerschnitte im Brandfall erfolgt über eine transiente, instationäre Temperaturfeldberechnung. Sie berücksichtigt die Veränderung der thermischen Materialeigenschaften unter Temperatureinwirkung, den Anfangsfeuchtegehalt und die Verdunstung der Holzfeuchte sowie die Pyrolyse des Holzes. Die Brandbeanspruchung wurde entsprechend der Einheits-Temperaturzeitkurve nach DIN EN 1363-1 [11] zugrunde gelegt. Alle Betrachtungen im Rahmen dieser Arbeit wurden unter Annahme vierseitiger Brandbeanspruchung durchgeführt. Das entwickelte Modell ist darüber hinaus vielfältig für andere Brandszenarien, abweichend von der Einheits-Temperaturzeitkurve, anwendbar.

Aufgrund zum Teil widersprüchlicher oder fehlender Angaben zu den temperaturabhängigen thermischen Materialeigenschaften des Holzes war eine Kalibrierung der Kennwerte an Versuchen erforderlich. Anhand umfangreicher Vergleiche der errechneten Temperaturen mit in [33], [54] und [58] dokumentierten Versuchsergebnissen konnte eine hohe Genauigkeit des thermischen Modells validiert werden. Da zur Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von der Rohdichte bisher keine genauen Erkenntnisse vorliegen, wurden im Rahmen dieser Arbeit Versuche zur Bestimmung der rohddichteabhängigen Wärmeleitfähigkeiten durchgeführt. Als Ergebnis dieser Untersuchungen konnten eindeutige Beziehungen zwischen diesen Parametern konstatiert werden. Die gemessenen Wärmeleitfähigkeiten zeigten sowohl parallel als auch senkrecht zur Faserrichtung mit zunehmender Rohdichte einen signifikanten Anstieg.

Das strukturmechanische FE-Modell wurde auf der Grundlage der Theorie des plastischen Materialgesetzes nach Glos [38] unter Normaltemperaturen entwickelt. Zur Definition des Materialgesetzes und der temperaturabhängigen elastomechanischen Eigenschaften des Holzes wurden umfangreiche Literaturrecherchen durchgeführt, da die Ergebnisse der Tragfähigkeitsanalysen im Brandfall in entscheidendem Maße von der Festlegung dieser Grundlagen beeinflusst werden. Anhand der daraus gewonne-

nen Erkenntnisse konnte das nichtlineare Materialgesetz auf erhöhte Temperaturen erweitert werden.

Für die Ermittlung der Tragfähigkeit zug-, druck-, biege- und kombiniert beanspruchter Holzbauteile im Brandfall wurden mehrfach iterative Algorithmen entwickelt und in die Programmstruktur des FE-Programms Ansys/ED 5.7 implementiert.

Mit dem hybriden FE-Modell wurden umfangreiche Parameterstudien an Voll- und Brettschichtholzquerschnitten zum Einfluss der Festigkeitsklasse, der Bauteilgeometrien, der Beanspruchungsart und der Brandbeanspruchungsdauer durchgeführt. Anhand der Ergebnisse konnte gezeigt werden, dass der Einfluss der Festigkeitsklasse auf die Tragfähigkeit für die einzelnen Beanspruchungsarten unterschiedlich groß ist; er ist beispielsweise bei reiner Zugbeanspruchung des Querschnitts wesentlich höher als bei einem druckbeanspruchten Bauteil.

Des Weiteren konnte für normalkraftbeanspruchte Bauteile unter Zug und Druck eine eindeutige Abhängigkeit der Tragfähigkeiten im Brandfall zum Profilmassfaktor u/A des Ausgangsquerschnitts unter Normaltemperaturen nachgewiesen werden. Für biegebeanspruchte Bauteile wurde eine Beziehung zu einem neu entwickelten Profilprodukt $A^2 \cdot W_y$ abgeleitet. Es konnten praxisingerechte Bestimmungsgleichungen zur Tragfähigkeitsermittlung in Abhängigkeit der genannten Faktoren erarbeitet werden, die eine Ermittlung der numerisch errechneten Tragfähigkeiten mit sehr hoher Genauigkeit ermöglichen.

Vergleiche mit Versuchsergebnissen an Holzbalken unter Biegebeanspruchung im Brandfall zeigten, dass die FE-Berechnungen, bis auf wenige Ausnahmen, zu konservativen Tragfähigkeiten führen. Eine eindeutige Abhängigkeit der Unterschreitungen von den Querschnittsgeometrien konnte jedoch nicht nachgewiesen werden. Hauptursache für die beschriebene Tendenz ist mit großer Wahrscheinlichkeit die Definition der Festigkeiten sowie der temperaturabhängigen Festigkeits- und Steifigkeitsabnahmen. In diesem Zusammenhang sind insbesondere der nach den europäischen Regeln vorgeschriebene 20%-Fraktilwert im Vergleich zum früher üblichen Mittelwert der Bruchfestigkeiten sowie das Fehlen von Festlegungen zu Biegezug- und Biegedruckfestigkeiten und -steifigkeiten zu nennen. Für Letztere wurden im Rahmen dieser Arbeit Kennwerte entwickelt, die aufgrund nicht vorhandener Angaben in Literatur und Forschung vergleichsweise konservativ in Ansatz gebracht wurden.

Des Weiteren sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass den zunächst im Vergleich zu Versuchsergebnissen geringeren Tragfähigkeiten nach dem semiprobabilistischen Sicherheitskonzept im Gegensatz zu früheren Bemessungsmethoden günstigere Beanspruchungen gegenübergestellt werden.

Vergleichende Betrachtungen mit den europäischen Bemessungsregeln nach [19] ergaben für zug- und druckbeanspruchte Holzbauteile im Brandfall sehr gute Übereinstimmungen. Sie zeigten, dass die Ergebnisse der Bemessungsmethoden nach [19] Abs. 4.2.2 und 4.2.3 im Vergleich zu den in dieser Arbeit ermittelten Tragfähigkeiten fast ausschließlich, wenn auch nur geringfügig, auf der unsicheren Seite liegen. Für Holzbauteile unter reiner Biegebeanspruchung im Brandfall wurden für Querschnitte mit hohen Profilprodukten $A^2 \cdot W_y$ gute Übereinstimmungen zu den europäischen Regeln konstatiert. Mit geringer werdendem Profilprodukt ergaben die FE-Berechnungen jedoch zunehmend geringere Tragfähigkeiten. Diese Tendenz konnte beim Vergleich der berechneten Ergebnisse mit den Versuchsergebnissen nicht bestätigt werden. Hier sind zur Absicherung der Eingangsparameter, wie der temperaturabhängigen thermischen und elastomechanischen Materialeigenschaften des entwickelten Modells und der Bemessungsregeln nach [19], zwingend weiterführende Untersuchungen notwendig.

Als ein weiteres wichtiges Ergebnis der vorliegenden Arbeit wurden allgemeingültige praxismethoden für den Nachweis von Holzbauteilen im Brandfall für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten entwickelt. Ausgehend vom Profilfaktor u/A normalkraftbeanspruchter Querschnitte sowie des Profilprodukts $A^2 \cdot W_y$ bei Biegung und der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen wurden in Abhängigkeit der jeweiligen Beanspruchung Bestimmungsgleichungen zur Ermittlung des Bemessungswertes der Tragfähigkeit im Brandfall entwickelt. Diese sind beim Nachweis der geforderten Feuerwiderstandsdauer dem Bemessungswert der Beanspruchungen gegenüberzustellen. Die Struktur der Bemessungsgleichungen wurde so entwickelt, dass sie jederzeit auf Brandbeanspruchungsdauern von 60 Minuten nach Durchführung und Auswertung ausreichender FE-Berechnungen erweitert werden können.

Mit der vorliegenden Arbeit steht ein theoretisches Modell zur Beschreibung des Tragverhaltens von Holzbauteilen im Brandfall zur Verfügung. Es ermöglicht eine differenzierte Betrachtung und Beurteilung des Tragvermögens unter Anwendung wirklichkeitsnaher plastischer Materialgesetze. Das thermisch-strukturmechanische FE-Modell ist aufgrund seiner Struktur allgemeingültig und kann mittels einfacher Variationen auf weitere Brandszenarien und veränderte Eingangsparameter erweitert werden. Es stellt die Grundlage vielfältigster weiterführender Forschungsansätze dar.

8.2 Ausblick auf weiterführende Forschung

Mit dem entwickelten thermisch-strukturmechanischen FE-Modell lassen sich die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Analysen auf die Untersuchung zusätzlicher Parameter erweitern. Zu diesen Einflussfaktoren zählen u.a.:

- die Variation des Ausgangsfeuchtegehalts
- zwei- und dreiseitige Brandbeanspruchungen sowie
- Brandbeanspruchungsdauern von 60 Minuten.

Aufbauend auf den durchgeführten Tragfähigkeitsanalysen bietet das FE-Modell die Möglichkeit, das Tragverhalten von Voll- und Brettschichtholzbauteilen im Brandfall unter Doppelbiegung zu betrachten.

Darüber hinaus stellt die vorliegende Arbeit die Grundlage vielfältigster Forschungsansätze dar. Durch Variation der geometrischen Randbedingungen ist es beispielsweise möglich, das Tragverhalten von gekrümmten Trägern und Trägern veränderlicher Höhe numerisch zu untersuchen. Diese weisen unter Normaltemperaturen ein Tragverhalten auf, das sich von dem eines geraden Trägers in wesentlichen Punkten unterscheidet. Im Biegezugbereich treten Randspannungen auf, die aufgrund der nichtlinearen Spannungsverteilung über den maximalen Biegezugspannungen eines geraden Trägers liegen. Im Brandfall unterliegen diese Randbereiche zusätzlich sehr hohen Temperaturbeanspruchungen, die in erheblichem Maße die Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften des Materials herabsetzen. Ein weiterer wichtiger Einfluss auf das Tragverhalten von gekrümmten Trägern und Trägern veränderlicher Höhe im Brandfall ist die Beanspruchung auf Querszug- und Querdrukspannungen. Beide Phänomene werden in den Regelungen der derzeit gültigen DIN 4102 Teil 4 (04/88) und der DIN V ENV 1995-1-2 zur Bemessung von Holzbauteilen im Brandfall nicht erfasst.

Ein weiterer Forschungsschwerpunkt auf den sich das entwickelte numerische Modell erweitern lässt, ist die theoretische Untersuchung der Tragfähigkeitssteigerung von Feuerschutzbeschichtungen und –geweben von Holzbauteilen im Brandfall, wie etwa textilen Ummantelungen, Flammenschutzschichten oder Dämmschichtbildnern. In diesem Zusammenhang wäre beispielsweise zu analysieren, inwieweit die genannten Maßnahmen zu einer Verringerung der Querschnittserwärmung beitragen. Bestrebungen zur praktischen Untersuchung dieser Brandschutzertüchtigungen bestehen bereits. Aufbauend auf diesen Versuchen bietet das FE-Modell die Möglichkeit einer vielfältigen Parametervariation, wie z.B. zu verwendeten Materialien oder der Art der Beschichtungsanordnung.

Literaturverzeichnis

- [1] DIN 1052 Teil 1 Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung, April 1988.
- [2] DIN 1052 Teil 1/A1 Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung, Änderung 1, Oktober 1996.
- [3] E DIN 1052 Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau. Mai 2000.
- [4] DIN 4074 Teil 1 Sortierung von Nadelholz nach der Tragfähigkeit; Nadelschnittholz. September 1989.
- [5] DIN 4102 Teil 4 Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen - Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile. März 1994.
- [6] DIN 50011: Werkstoff-, Bauelemente- und Geräteprüfung, Wärmeschränke, Begriffe, Anforderungen. Mai 1960.
- [7] DIN 50014: Klimate und ihre technische Anwendung, Normklimate. Juli 1985.
- [8] DIN 52182: Prüfung von Holz; Bestimmung der Rohdichte. September 1976.
- [9] DIN 52183: Prüfung von Holz; Bestimmung des Feuchtegehaltes. November 1976.
- [10] DIN 52186: Prüfung von Holz, Biegeversuch. Juni 1978.
- [11] DIN EN 1363-1: Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen. Oktober 1999.
- [12] DIN V ENV 1991-2-2 Eurocode 1: Grundlagen der Tragwerksplanung und Einwirkungen auf Tragwerke. Teil 2-2: Einwirkungen auf Tragwerke – Einwirkungen im Brandfall. Mai 1997.
- [13] Nationales Anwendungsdokument (NAD): Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1991-2-2. März 1998.
- [14] DIN V ENV 1995-1-1 Eurocode 5: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau. Juni 1994.

- [15] Nationales Anwendungsdokument (NAD): Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1995-1-1. Februar 1995.
- [16] DIN V ENV 1995-1-2 Eurocode 5 Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall. Mai 1997.
- [17] Nationales Anwendungsdokument (NAD): Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1995-1-2. Februar 1995.
- [18] E DIN EN 338: Vollholz. Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte. Februar 2001.
- [19] Final Draft prEN 1995-1-2 Eurocode 5: Design of Timber Structures. Part 1-2: „General rules – Structural fire design. Februar 2002.
- [20] ISO 834-1: Feuerwiderstandsprüfungen – Bauteile – Teil 1: Allgemeine Anforderungen. September 1999.
- [21] *Bathe, K.-J.*: Finite-Element-Methoden. Springer-Verlag, 1990.
- [22] *Blaß, H. J.*: Tragfähigkeit von Druckstäben aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen. Dissertation, Technische Hochschule Karlsruhe, 1987.
- [23] *Brown, L. E.*: An Experimental and Analytical Study of Wood Pyrolysis. Dissertation, Norman / Oklahoma, 1972.
- [24] *Brunner, M; Schnüringer, M.; Oguey, R.*: Biegeversuche mit duktilen Holzbalken. tec21, Heft 25, 2001.
- [25] *Buchanan, A.*: Combined Bending and Axial Load in Lumber, In: Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 112, No. 12, S. 2592-2609, 1986.
- [26] *Cerbe / Hoffmann*: Einführung in die Thermodynamik – Von den Grundlagen zur technischen Anwendung. Carl Hanser Verlag München Wien, 1999.
- [27] *Clancy, P.*: Time and Risk of Failure of Timber Framed Walls in Real Fires. PhD Dissertation Submitted, Victoria University of Technology, Melbourne, Australia, 1999.
- [28] *Collier, P.*: A Method to Predict the Fire Resisting Performance of Loadbearing Light Timber Framed Walls, Building Research Association of New Zealand, 1993.

- [29] *Deliiski, N.*: Berechnung der instationären Temperaturverteilung im Holz bei der Erwärmung durch Wärmeleitung. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Vol. 35, S. 141-145, 1977.
- [30] *Dorn, H. und Egner, K.*: Brandversuche an brettschichtverleimten Holzträgern unter Biegebeanspruchung. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Nr. 25, S. 308-320, 1967.
- [31] *Dunlap, F.*: The Specific Heat of Wood. US. Dept. Agric, Bull Nr. 110, Washington DC., 1912.
- [32] *Ehrlenspiel, R.; Seemann, M. und Wegener, G.*: Temperaturbeanspruchung von Bauholz. Institut für Holzforschung, Technische Universität München, 2000.
- [33] *Fornather, J. und Bergmeister, K.*: Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 1 – Teil 2 (KBV 1/2). Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2001.
- [34] *Fredlund, B.*: A Model for Heat and Mass Transfer in Timber Structures During Fire. Report LUTVDG/(TVBB-1003), Lund University, 1988.
- [35] *Gammon, B.*: Reliability Analysis of Wood-Frame Wall Assemblies Exposed to Fire. PhD Thesis, University of California, Berkeley, 1987.
- [36] *Gerhards, C.*: Effect of Moisture Content and Temperature on the Mechanical Properties of Wood: An Analysis of Immediate Effects. In: Wood and Fibre, S. 4-36, 1982.
- [37] *Glos, P.*: Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen. Dissertation, Technische Universität München, 1978.
- [38] *Glos, P.*: Zur Modellierung des Festigkeitsverhaltens von Bauholz bei Druck-Zug- und Biegebeanspruchung. Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, SFB 96, Heft 61/1981.
- [39] *Glos, P. und Henrici, D.*: Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen. Untersuchungsbericht des Instituts für Holzforschung, Technische Universität München, Nr. 87505, 1990.
- [40] *Glos, P. und Henrici, D.*: Biegefestigkeit und Biege-E-Modul von Fichtenholz im Temperaturbereich bis 150°. In: Holz als Roh- und Werkstoff, 49. Jg., S. 417-422.

- [41] *Halász, R. von und Scheer, C.:* Holzbautaschenbuch – Band 1: Grundlagen, Entwurf, Bemessung und Konstruktionen. 9. Aufl., Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, 1996.
- [42] *Hering, E.; Martin, R. und Stohrer, M.:* Physik für Ingenieure. VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1995.
- [43] *Hoffmann, F.:* Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit. Doktorarbeit, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1979.
- [44] *Huntierová, Z.:* Analyse des Brandverhaltens von Holz und Holzwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einsatzes von Feuerschutzmitteln. Dissertation, Ludwig Maximilians Universität München, 1995.
- [45] *Kersken-Bradley, M.:* Holz und Mauerwerk. Vortrag.
- [46] *Kersken-Bradley, M.; Klingsch, W. und Witte, H.:* Vereinfachende Regeln für die Brandschutzbemessung von Holz und Holzverbindungen. Forschungsvorhaben: DGfH, IfBt, 1989.
- [47] *Klingsch, W. und Tavakkol-Khah, J.:* Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten. Forschungsvorhaben F90/1, Bergische Universität Wuppertal, 1993.
- [48] *Knudson, R. und Schniewind, A.:* Performance of Structural Wood Members Exposed to Fire.. In: Forest Products Journal, Vol. 25, No. 2, 1975.
- [49] *Kollmann F.:* Die mechanischen Eigenschaften des Holzes mit unterschiedlichen Feuchtegehalten zwischen –200 und 200°C. VDI-Forschungsheft, No. 403, Teil 11, S. 1-18, 1940.
- [50] *Kollmann F.:* Über das mechanische Verhalten von Kiefernholz bei Biegung und Temperaturen zwischen 20° und 100°. Svenska Träforskningsintitutet, Trätekniska Avdelningen, Meddelande 22, Stockholm, 1951.
- [51] *Kollmann F.:* Die Abhängigkeit der elastischen Eigenschaften von Holz von der Temperatur. In: Holz als Roh- und Werkstoff, 18. Jg., S. 308-311, 1952.
- [52] *Kollmann F.:* Die Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe. Erster Band, 2. Auflage, Springer Verlag, 1982.

- [53] *König, J. / Norén, J.:* Two Papers on Fire-Exposed Load Bearing Wood Frame Members – Presented at the 1991 Timber Engineering Conference, London and at Meeting 24 of CIB W18A – Timber Structures, Oxford, Trätekt, Swedish Institute for Wood Technology Research, Report No. I 9112080, 1991.
- [54] *König, J. / Norén, J.; Olesen, F. und Hansen, F.:* Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires. Part 1: Fire Tests. Trätekt, Swedish Institute for Wood Technology Research, Report No. I 0001001, 2000.
- [55] *König, J. / Walleij, L.:* Timber frame assemblies exposed to standard and parametric fires. Part 2: A design model for standard fire exposure, Trätekt, Swedish Institute for Wood Technology Research, Report No. I 0001001, 2000.
- [56] *Kordina, K; Meyer-Ottens, C. und Scheer, C.:* Holz Brandschutz Handbuch. 2. Aufl., Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1995.
- [57] *Kung, H. C.:* A Mathematical Model of Wood Pyrolysis. In: Combustion and Flame, Vol. 18, S. 185-195, 1972.
- [58] *Kung, H. C.:* The Burning of Vertical Wooden Slabs. Fifteenth Symposium (Int.) on Combustion, The Combustion Institute, S. 243-253, 1974.
- [59] *Lache M.:* Untersuchungen zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschichtholzträger. Dissertation zur Erlangung des Doktorgrades der Forstwirtschaft an der Ludwig-Maximilians-Universität München, 1992.
- [60] *Lau, P.:* Behaviour and Reliability of Wood Tension Members Exposed to Elevated Temperatures. PhD Thesis, Faculty of Graduate Studies, Department of Wood Science, The University of British Columbia, Canada, 1996.
- [61] *Lohmann, T. W.:* Modellierung und Identifizierung der Reaktionskinetik der Kohlepyrolyse. VDI Verlag, Düsseldorf, 1997.
- [62] *Majamaa, J.:* Calculation models of wooden beams exposed to fire. Technical Research Center of Finland, 1991.
- [63] *Malhotra, H. L. und Rogowski, B.:* Fire-resistance of laminated timber columns. Fire Research Symposium No. 3, Paper 3, Fire and structural use of timber in buildings, Her Majesty's Stationery Office, London, 1970.

- [64] *Mehlhorn, G.:* Der Ingenieurbau: Grundwissen, Teil 6: Rechnerorientierte Bau-
mechanik. Ernst & Sohn, Verlag für Architektur und technische Wissenschaften
GmbH, Berlin, 1996.
- [65] *Meyer-Ottens, C.:* Feuerwiderstandsdauer unbedeckter Holzbalken mit Recht-
eckquerschnitt. In: *bauen mit holz*, Nr. 5, 1976.
- [66] *Müller, G. und Groth, C.:* FEM für Praktiker. 4. Aufl., expert-Verlag, 1999.
- [67] *Müller, G. und Groth, C.:* FEM für Praktiker – Band 3: Temperaturfelder.
3. Aufl., expert-Verlag, 2000.
- [68] *Nielsen, K.-P.:* Thermitschweißen im Holzbau. Berichte aus dem Konstruktiven
Ingenieurbau, Technische Universität Berlin, Heft 25, 1996.
- [69] *Östmann, B.:* Wood Tensile Strength at Temperatures and Moisture Contents
Simulating Fire Conditions. In: *Wood Science and Technology*, Vol. 19,
S. 103-116, 1985.
- [70] *Parker, W.:* Prediction of Heat Release Rate of Wood. Dissertation for Doctor
Science, The George Washington University, USA, 1988.
- [71] *Povel, D.:* Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungs-
mitteln im Brandfall. Dissertation, Fraunhofer IRB Verlag, 2002.
- [72] *Reyer und Schlich C.:* Zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer biegebean-
spruchter Brettschichtholzträger unter Berücksichtigung seitlichen Ausweichens
der Obergurte (Stabilität / Theorie II. Ordnung). In: *Bauphysik*, Jg. 12, Heft 1,
S. 17-26, 1990.
- [73] *Sano, E.:* Effects of Temperature on the Mechanical Properties of Wood.
I. Compression Parallel-to-Grain. II. Tension Parallel-to-Grain. III. Torsion test.
In: *Journal of the Japanese Wood Research Society*, Vol. 7, Part 4, S. 147-150,
Vol. 7, Part 5, S. 189-191, Vol. 7, Part 5, S. 191-193, 1961.
- [74] *Schaffer, E.:* Charring rate of selected woods – transvers to grain. U.S. Forest
Service Research Paper FPL 69, Forest Products Laboratory, Madison Wiscon-
sin, 1967.
- [75] *Schaffer, E.:* Effect of Pyrolytic Temperatures on the Longitudinal Strength of
Dry Douglas-Fir. In: *ASTM Journal for Testing and Evaluation*, Vol. 1, Part 4,
S. 319-329, 1973.

- [76] *Schaffer, E.:* State of Structural Timber Fire Endurance. In: Wood and Fiber, Vol. 9, No. 2, 1977.
- [77] *Schaffer, E.:* Influence of Heat on the Longitudinal Creep of Dry Douglas Fir. Structural Use of Wood in Adverse Environments, Society of Wood Science and Technology, Van Nostrand Reinhold Company, New York, 1982.
- [78] *Schaffer, E.:* Structural Fire Design: Wood. United States Dept Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, Research Paper FPL 450, S. 17, 1984.
- [79] *Scheer C.:* Theorie und praktische Anwendung der Brandschutzbemessung von Holzbauteilen und Anschlüssen mit einem Ausblick auf zukünftige Möglichkeiten. Institut für Bauingenieurwesen, Fachgebiet Baukonstruktionen Technische Universität Berlin, Vortragsskript zur Brandschutztagung, Hannover, 17.05.1990.
- [80] *Scheer, C.; Knauf, Th. und Meyer-Ottens, C.:* Rechnerische Brandschutzbemessung unbedeckter Holzbauteile - Grundlage für DIN 4102 Teil 4 (Entwurf). Sonderdruck aus Bautechnik 69, Heft 4, Informationsdienst Holz, 1992.
- [81] *Scheer, C.; Povel, D.:* Brandschutzbemessung im Holzbau für die neuen Sortierklassen. Vergleichsrechnungen, unveröffentlicht, 1997.
- [82] *Stanke, J.; Klement, E. und Rudolphi, R.:* Das Brandverhalten von Holzstützen unter Druckbeanspruchung. BAM-Berichte Nr. 24, Berlin, November 1973.
- [83] *Suenson, E.:* Die Lage der Nulllinie in gebogenen Holzbalken. In: Holz als Roh- und Werkstoff, Heft 9, S. 305-314, 1941.
- [84] *Sulzberger, P.:* The Effect of Temperature on the Strength of Wood, Plywood and Glue Joints. Aeronautical Research Consultative Committee Report ACA-46, Melbourne, Australia, 1953.
- [85] *Tavakkol-Khah, M.:* Ein physikalisch-mathematisches Modell zur Analyse des Tragverhaltens von Holzbauteilen im Brandfall. Dissertation, Bergische Universität Gesamthochschule Wuppertal, 2000.
- [86] *Thomas, G. and Buchanan, A.:* Mechanical Properties of Timber at High Temperatures. Proceedings of the Fourth International Fire and Material Conference, Crystal City Virginia, USA, 1995.
- [87] *Thomas, G.; Buchanan, A.; Carr, A.; Fleischmann, C. und Moss, P.:* Modelling Structural Fire Performance of Light Wood Frame Construction. Proceedings of

- the International Wood Engineering Conference, New Orleans, Louisiana USA, 28. bis 31. Oktober, Vol. 2, S. 241-248, 1996.
- [88] *Thomas, G.*: Fire Resistance of Light Timber Framed Walls and Floors. Fire Engineering Research Report 97/7, School of Engineering, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 1997.
- [89] *Topf, P.; Wegener, G. und Lache, M.*: Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz, Brettschichtholz und Holzwerkstoffen. AiF-Forschungsvorhaben 7796 und 8744, Institut für Holzforschung, Technische Universität München, Abschlussbericht 1992.
- [90] *Verein Deutscher Ingenieure – VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen (GVC) (Hrsg.)*: VDI-Wärmeatlas. 8. Aufl., Springer Verlag, 1997.
- [91] *Werner, G. und Zimmer, K.*: Holzbau 1, Holzbau 2. 2. Aufl., Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 1999.
- [92] *White, R. und Schaffer, E.*: Transient Moisture Gradient in Fire-Exposed Wood Slab. In: Wood and Fiber, Vol. 13, No. 1, S. 17-38, 1981.
- [93] *Young, S.*: Elevated Temperature Mechanical Properties of Radiata Pine in Compression. Internal Report for CESARE, Centre for Environmental Safety and Risk Engineering, Victoria University of Technology, Australia, 1996.
- [94] *Young, S.*: Structural Modelling of Plasterboard Clad, Light-timber Framed Walls in Fire. PhD Thesis, Centre of Environmental Safety and Risk Engineering, Victoria University of Technology, Australia, 2000.
- [95] *Zakic, B. D.*: Das Spannungsdiagramm im plastischen Bereich bei hölzernen Trägern, welche einer reinen Biegung unterworfen sind. In: Holzforschung und Holzverwertung, Heft 28, S. 114-120, 1976.

Anhang A - Bemessungskonzept

Bemessung von Holzbauteilen für den Brandfall - Allgemeine Nachweise von Stabquerschnitten -

A.1 Allgemeines

Dieser Abschnitt enthält allgemeine Nachweise für Stabquerschnitte aus Voll- und Brettschichtholz im Brandfall. Die Regeln für den Nachweis der Tragfähigkeit gelten für:

- vierseitige Brandbeanspruchung und
- eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten.

In den Formeln sind als Einheiten für Kräfte Newton (N) und für Längen Millimeter (mm) zu verwenden.

A.2 Nachweise an Stabquerschnitten

A.2.1 Zug in Faserrichtung des Holzes

Die folgende Bedingung muss erfüllt sein:

$$\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \leq 1 \quad (\text{A.1})$$

Hierin bedeuten:

$N_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Zugbeanspruchung im Brandfall

$\bar{R}_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit im Brandfall

mit

$$\bar{R}_{t,0,d,fi} = \eta_{t,0,fi} \cdot \bar{R}_{t,0,d} \quad (\text{A.2})$$

Hierin bedeuten:

$\bar{R}_{t,0,d}$ bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen

$$\bar{R}_{t,0,d} = \frac{f_{t,0,k} \cdot A}{\gamma_M} \quad (\text{A.3})$$

Der Reduktionsfaktor $\eta_{t,0,fi}$ beträgt

für Vollholz:

$$\eta_{t,0,fi} = \left(535 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 58,3 \cdot \frac{u}{A} + 1,65 \right)^{k_{ref,t,0}} \quad (A.4)$$

für Brettschichtholz:

$$\eta_{t,0,fi} = \left(500 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 52,8 \cdot \frac{u}{A} + 1,52 \right)^{k_{ref,t,0}} \quad (A.5)$$

mit

u Umfang des Querschnitts unter Normaltemperaturen

A Fläche des Querschnitts unter Normaltemperaturen

und

Tabelle A.1: $k_{ref,t,0}$ – Werte

	Vollholz				homogenes Brettschichtholz			
Festigkeitsklasse	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$k_{ref,t,0}$ ¹⁾	1,0	0,94	0,89	0,84	1,0	0,98	0,96	0,92
¹⁾	Vereinfacht kann für alle Festigkeitsklassen $k_{ref,t,0}$ gleich 1,0 gesetzt werden.							

A.2.2 Druck in Faserrichtung des Holzes

Die folgende Bedingung muss erfüllt sein:

$$\frac{N_{c,0,d,fi}}{\bar{R}_{c,0,d,fi}} \leq 1 \quad (A.6)$$

Hierin bedeuten:

$N_{c,0,d,fi}$ Bemessungswert der Druckbeanspruchung im Brandfall

$\bar{R}_{c,0,d,fi}$ Bemessungswert der Drucktragfähigkeit im Brandfall

mit

$$\bar{R}_{c,0,d,fi} = \eta_{c,0,fi} \cdot \bar{R}_{c,0,d} \quad (A.7)$$

Hierin bedeuten:

$\bar{R}_{c,0,d}$ bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen

$$\bar{R}_{c,0,d} = \frac{f_{c,0,k} \cdot A}{\gamma_M} \quad (\text{A.8})$$

Der Reduktionsfaktor $\eta_{c,0,fi}$ beträgt

für Vollholz:

$$\eta_{c,0,fi} = \left(650 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 65 \cdot \frac{u}{A} + 1,7 \right)^{k_{ref,c,0}} \quad (\text{A.9})$$

für Brettschichtholz:

$$\eta_{c,0,fi} = \left(588 \cdot \left(\frac{u}{A} \right)^2 - 58,5 \cdot \frac{u}{A} + 1,55 \right)^{k_{ref,c,0}} \quad (\text{A.10})$$

mit

u Umfang des Querschnitts unter Normaltemperaturen

A Fläche des Querschnitts unter Normaltemperaturen

und

Tabelle A.2: $k_{ref,c,0}$ – Werte

Festigkeitsklasse	Vollholz				homogenes Brettschichtholz			
	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$k_{ref,c,0}$ ¹⁾	1,0	1,0	0,94	0,89	1,0	0,98	0,95	0,90
¹⁾	Vereinfacht kann für alle Festigkeitsklassen $k_{ref,c,0}$ gleich 1,0 gesetzt werden.							

A.2.3 Biegung

Die folgende Bedingung muss erfüllt sein:

$$\frac{M_{y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (\text{A.11})$$

Hierin bedeuten:

$M_{y,d,fi}$ Bemessungswert der Biegebeanspruchung im Brandfall

$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ Bemessungswert der Biegetragfähigkeit im Brandfall

mit

$$\bar{R}_{m,y,d,fi} = \eta_{m,y,fi} \cdot \bar{R}_{m,y,d} \quad (\text{A.12})$$

Hierin bedeuten:

$\bar{R}_{m,y,d}$ bezogener Bemessungswert der Tragfähigkeit unter Normaltemperaturen

$$\bar{R}_{m,y,d} = \frac{f_{m,y,k} \cdot W_y}{\gamma_M} \quad (\text{A.13})$$

Der Reduktionsfaktor $\eta_{m,y,fi}$ beträgt

für Vollholz:

Bereich I: $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = 10^4 \cdot \left[\frac{A^2}{10^{14}} \cdot \left(-0,18 \cdot \frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} + 6 \right) \right]^{k_{\text{ref},m,y}} \quad (\text{A.14})$$

Bereich II: $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{125 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right)^{0,56} \cdot \left(\frac{h}{b} \right)^{k_{\text{ref},m,y}} \quad (\text{A.15})$$

mit

h Höhe des Querschnitts unter Normaltemperaturen

b Breite des Querschnitts unter Normaltemperaturen

für Brettschichtholz:

Bereich I: $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{18,5 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left[\left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{16}} \right)^{0,59} \right]^{k_{\text{ref},m,y}} \quad (\text{A.16})$$

Bereich II: $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$

$$\eta_{m,y,fi} = \frac{23 \cdot 10^3}{W_y} \cdot \left[\left(\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{16}} \right)^{0,52} \right]^{k_{\text{ref},m,y}} \quad (\text{A.17})$$

und

Tabelle A.3: $k_{\text{ref},m,y}$ – Werte

Festigkeits- klasse	Vollholz				homogenes Brett-schichtholz			
	CD 24	CD 30	CD 35	CD 40	BS 24h	BS 28h	BS 32h	BS 36h
$k_{\text{ref},m,y}$	Bereich I: $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$				Bereich I: $A^2 \cdot W_y \leq 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$			
	1,0	0,94	$0,002 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] + 0,992$	$0,003 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] + 0,984$	1,0			
	Bereich II: $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{14} \text{ mm}^7$				Bereich II: $A^2 \cdot W_y > 10 \cdot 10^{16} \text{ mm}^7$			
	Für alle Festigkeitsklassen gilt in Abhängigkeit von h/b :				1,0			
	= 1		≠ 1					
1,0		$0,186 \cdot \ln \left[\frac{(A^2 \cdot W_y)}{10^{14}} \right] - 0,483$						

A.2.4 Biegung und Zug

Die folgenden Bedingungen müssen erfüllt sein:

$$\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \leq 0,90 \quad (\text{A.18})$$

und

$$\left(\frac{N_{t,0,d,fi}}{\bar{R}_{t,0,d,fi}} \right)^{1,5} + \frac{M_{y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (\text{A.19})$$

Hierin bedeuten:

$\bar{R}_{t,0,d,fi}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit im Brandfall nach Gleichung (A.2)

$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ Bemessungswert der Biegetragfähigkeit im Brandfall nach Gleichung (A.12)

A.2.5 Biegung und Druck

Die folgende Bedingung muss erfüllt sein:

$$\left(\frac{N_{c,0,d,fi}}{\bar{R}_{c,0,d,fi}} \right)^{1,2} + \frac{M_{y,d,fi}}{\bar{R}_{m,y,d,fi}} \leq 1 \quad (\text{A.20})$$

Hierin bedeuten:

$\bar{R}_{c,0,d,fi}$ Bemessungswert der Drucktragfähigkeit im Brandfall nach Gleichung (A.7)

$\bar{R}_{m,y,d,fi}$ Bemessungswert der Biegetragfähigkeit im Brandfall nach Gleichung (A.12)

Anhang B

Tragfähigkeiten von Holzbauteilen für den Brandfall - Ergebnisse der FE-Berechnungen -

B.1 Allgemeines

Die Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten von Holzbauteilen im Brandfall werden im Folgenden getrennt für Voll- und Brettschichtholzbauteile für vierseitige Brandbeanspruchungen und eine Brandbeanspruchungsdauer von 30 Minuten in Abhängigkeit der Beanspruchungsart und Festigkeitsklasse zusammengestellt.

B.2 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Zugbeanspruchung im Brandfall

Tabelle B.1: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Vollholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ 10^3 [N]			
		Festigkeitsklasse			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
80	160	29,0	40,1	51,0	62,9
100	100	19,7	27,1	34,6	43,0
100	140	43,8	60,9	72,5	87,6
100	160	55,9	77,1	92,0	110,7
100	200	80,9	107,2	132,2	158,0
120	120	49,2	67,6	80,1	97,1
120	160	85,9	114,1	137,8	163,8
120	240	161,1	210,1	254,5	301,7
140	140	92,2	119,7	146,2	174,5
140	160	117,5	152,2	184,7	219,4
140	180	143,2	183,8	224,2	265,6
140	200	168,9	216,6	263,9	311,5
140	220	194,3	249,5	303,2	357,4
140	240	220,2	282,7	342,7	403,2
140	260	245,8	315,6	381,8	449,5
140	280	271,6	348,7	422,0	496,0
140	300	297,2	381,6	461,0	541,8
180	180	220,6	283,7	343,2	402,7
220	220	405,7	521,6	625,8	728,6
240	240	518,8	667,1	800,4	946,9
260	260	645,3	835,0	991,6	1149,5
300	300	942,6	1212,1	1440,4	1668,0

Tabelle B.2: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten zugbeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{t,0,fi}$ 10^3 [N]		
		Festigkeitsklasse		
		BS 24h	BS 32h	BS 36h
100	100	25,9	38,4	47,4
100	150	60,9	87,5	106,3
100	200	97,7	139,1	167,6
100	300	171,3	243,1	291,6
100	400	245,6	348,0	415,5
120	120	59,7	85,8	104,2
120	180	122,9	174,2	210,3
120	240	187,2	264,1	317,6
120	360	317,3	446,0	533,6
120	480	447,6	628,4	751,1
160	160	171,5	241,6	289,5
160	240	316,0	441,6	525,3
160	320	461,0	642,5	762,6
160	480	751,9	1044,6	1236,7
160	640	1045,2	1452,5	1716,8
180	180	251,5	352,1	419,5
180	270	447,9	623,4	738,6
180	360	645,4	895,9	1059,5
180	540	1041,4	1441,2	1702,7
180	720	1438,9	1988,8	2344,8
220	220	456,4	634,2	750,6
220	330	779,9	1080,2	1273,0
220	440	1104,3	1525,7	1795,6
220	660	1756,2	2424,6	2847,4
220	880	2407,5	3316,8	3891,7

B.3 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Druckbeanspruchung im Brandfall

Tabelle B.3: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Vollholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ 10^3 [N]			
		Festigkeitsklasse			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
80	160	31,4	34,4	41,3	47,1
100	100	22,3	24,5	29,9	34,6
100	200	100,1	109,6	127,8	142,0
120	240	216,5	237,1	271,2	295,1
140	140	124,0	135,8	156,3	171,0
140	140	124,0	135,8	156,3	171,0
140	160	160,3	175,6	200,5	218,5
140	180	196,4	215,2	244,6	266,0
140	200	232,6	254,7	288,9	313,1
140	220	268,4	294,3	332,9	360,2
140	240	304,9	333,8	376,9	407,2
140	260	340,9	373,2	420,6	454,8
140	280	377,2	413,5	465,5	502,6
140	300	413,3	452,5	509,0	549,6
180	180	311,0	340,6	389,3	412,6
220	220	581,3	636,6	712,4	757,8
240	240	747,6	818,7	917,3	975,8
260	260	950,0	1035,0	1145,0	1206,6
300	300	1374,2	1504,8	1685,2	1761,8

Tabelle B.4: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten druckbeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{c,0,fi}$ 10^3 [N]		
		Festigkeitsklasse		
		BS 24h	BS 32h	BS 36h
100	100	27,9	37,3	43,7
100	150	72,4	93,9	107,1
100	200	117,0	150,3	170,1
100	300	206,1	264,2	297,6
100	400	296,2	379,0	425,1
120	120	73,5	95,1	107,9
120	180	159,6	202,5	226,4
120	240	244,8	309,1	344,1
120	360	417,7	525,0	581,4
120	480	590,6	741,6	820,4
160	160	232,3	291,4	322,5
160	240	434,4	540,1	593,0
160	320	637,5	790,2	865,6
160	480	1045,0	1290,9	1410,0
160	640	1456,3	1799,3	1962,3
180	180	344,6	429,3	472,2
180	270	621,6	769,3	840,8
180	360	900,3	1110,9	1211,9
180	540	1459,4	1794,8	1955,9
180	720	2020,6	2481,5	2698,4
220	220	635,1	784,5	856,4
220	330	1095,8	1348,5	1465,5
220	440	1557,9	1911,9	2075,0
220	660	2486,9	3049,5	3302,3
220	880	3414,3	4178,8	4520,2

B.4 Tragfähigkeiten von Stabquerschnitten unter Biegebeanspruchung im Brandfall

Tabelle B.5: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Vollholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ 10^4 [N mm]			
		Festigkeitsklasse			
		CD 24	CD 30	CD 35	CD 40
80	160	57,6	70,9	95,6	120,4
100	100	18,2	22,7	31,4	40,6
100	200	277,0	341,0	431,1	521,3
120	240	777,2	958,7	1161,9	1378,0
140	140	192,5	240,4	300,9	363,6
140	160	309,1	385,2	475,4	569,8
140	180	455,1	567,3	691,1	824,9
140	200	633,4	788,3	952,4	1128,3
140	220	843,4	1047,2	1248,6	1482,0
140	240	1084,6	1345,3	1603,9	1886,9
140	260	1352,3	1680,1	1994,7	2334,0
140	280	1651,0	2036,0	2421,8	2835,7
140	300	1978,2	2435,9	2890,6	3381,4
180	180	715,2	897,0	1078,6	1276,2
220	220	1799,9	2249,6	2628,6	3086,7
240	240	2603,1	3259,2	3784,4	4403,2
260	260	3624,5	4538,0	5269,3	6130,9
300	300	6358,6	7980,8	9169,1	10658,0

Tabelle B.6: Ergebnisse der FE-Berechnungen zur Ermittlung der Tragfähigkeiten biegebeanspruchter Brettschichtholzquerschnitte

b [mm]	h [mm]	Tragfähigkeit $\bar{R}_{m,y,fi}$ 10^6 [N mm]		
		Festigkeitsklasse		
		BS 24h	BS 32h	BS 36h
100	300	9,3	12,5	14,8
100	400	19,1	25,6	30,2
100	500	32,4	43,5	51,3
120	240	8,0	10,6	12,5
120	360	23,0	30,3	35,4
120	480	45,7	60,4	70,3
120	600	75,6	100,7	117,3
120	720	114,0	151,3	175,0
160	320	29,8	38,4	44,5
160	480	78,0	101,5	117,2
160	640	149,2	196,3	226,1
160	800	241,5	321,4	368,1
160	960	357,7	475,4	548,2
160	1120	495,4	659,7	757,0
180	360	48,3	62,1	71,7
180	540	123,1	161,2	185,7
180	720	235,0	307,1	352,7
180	900	377,1	498,3	567,6
180	1080	556,2	737,6	843,9
180	1260	764,9	1018,6	1166,4
180	1400	959,3	1271,5	1457,9
200	1100	671,6	891,3	1020,4
200	1400	1111,8	1494,8	1690,9
220	440	104,0	134,3	154,2
220	660	260,8	339,3	384,7
220	880	487,1	634,4	725,3
220	1000	637,5	837,4	950,2
220	1100	773,1	1021,6	1168,7
220	1200	933,8	1233,3	1406,3
220	1320	1129,6	1506,3	1712,2
220	1400	1281,5	1696,3	1937,2
220	1500	1487,5	1962,5	2240,7
220	1540	1569,1	2075,2	2373,8
240	1200	1041,2	1389,2	1570,1
240	1400	1451,0	1911,0	2184,8

Anhang C

Versuchsdokumentation zur Wärmeleitfähigkeitsbestimmung von Holz in Abhängigkeit der Rohdichte – Tabellen und Messprotokolle –

C.1 Allgemeines

Im Folgenden werden Tabellen zur Auswertung der Versuche zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit des Holzes in Abhängigkeit der Rohdichte sowie die aufgenommenen Messprotokolle der Einzelprüfungen zusammengestellt.

C.2 Tabellen

Tabelle C.1: Volumina und Geometrien der klimatisierten Holzprüfkörper

Volumen und Geometrie der klimatisierten Holzprobekörper										
Probe	Außenabmessungen			Bruttovolumen $V_{u,brutto}$ [mm ³]	Volumen der Bohrungen					Nettovolumen $V_{u,netto}$ [cm ³]
	b [mm]	h [mm]	l [mm]		V_1 [mm ³]	V_2 [mm ³]	V_3 [mm ³]	V_4 [mm ³]	V_{Abzug} [mm ³]	
2	148,0	41,8	79,5	491819	250	339	1909	0	2498	489,321
4	148,0	41,8	79,5	491819	250	341	1909	0	2500	489,319
5	148,0	41,8	79,5	491819	250	342	1877	0	2469	489,350
9	148,0	41,5	79,5	488289	250	341	1877	0	2468	485,821
10	148,0	41,6	79,5	489466	250	330	1879	4534	6993	482,473
12	147,8	41,8	79,5	491154	275	364	1749	510	2898	488,256
13	147,8	41,8	79,5	491154	275	358	1781	0	2414	488,740
18	148,0	41,8	79,5	491819	275	360	1940	0	2575	489,243
19	148,0	41,8	79,5	491819	275	360	1813	0	2448	489,370
20	148,0	41,8	79,5	491819	275	364	1749	0	2388	489,430
23	148,0	41,8	79,5	491819	250	331	1940	0	2521	489,298
24	148,0	41,8	79,5	491819	250	336	1949	780	3315	488,504
26	148,0	41,8	79,5	491819	275	360	2068	4100	6803	485,015
27	148,0	41,8	79,5	491819	275	360	1877	0	2512	489,306
30	148,0	41,8	79,5	491819	275	360	1877	0	2512	489,306
32	147,5	41,8	80,0	493240	277	360	1972	3451	6060	487,180
33	147,5	41,8	80,0	493240	277	360	1845	0	2482	490,758
34	147,5	41,8	80,0	493240	277	362	1845	0	2484	490,756
37	147,5	41,8	80,0	493240	277	364	2099	0	2740	490,500
39	147,5	41,8	79,5	490157	275	371	1813	0	2459	487,698
41	148,0	41,5	79,5	488289	275	350	1845	0	2470	485,819
42	148,0	41,8	79,5	491819	275	350	1877	0	2502	489,316
44	148,0	41,5	79,5	488289	275	348	2004	0	2627	485,662
47	147,5	41,8	79,5	490157	275	350	2004	0	2629	487,528
48	148,0	41,8	79,5	491819	275	355	2036	0	2666	489,152
49	147,5	41,8	79,5	490157	275	353	2227	275	3130	487,027
53	147,8	41,8	79,5	491154	275	353	2068	3619	6315	484,839
54	148,0	41,8	79,5	491819	275	353	1972	3155	5755	486,063
57	147,8	41,8	80,0	494243	277	357	2004	0	2638	491,605
59	147,8	41,8	80,0	494243	277	353	2004	0	2634	491,609
Bem.:	Bei den Proben 2, 4, 5, 9, 10, 23, 24 beträgt der Durchmesser der Bohrung 1 nur 2 mm; bei allen anderen 2,1 mm. Unter dem Volumen V_4 sind alle Fehlbohrungen zusammengefasst.									

Tabelle C.2: Probenmassen während der Klimatisierungsphase für die Holzprüfkörper der Nummern 1 bis 30

Probenmassen während der Klimatisierungsphase in Gramm									
Fichtenholzprobekörper: b = 148 mm, h = 42 mm, l = 80 mm									
Probe- körper \ Datum	01.08.02	02.08.02	05.08.02	07.08.02	09.08.02	12.08.02	14.08.02	16.08.02	19.08.02
1	209,9	211,3	212,1	212,3	212,4	212,4	212,5	212,5	212,5
2	205,0	207,0	207,8	207,9	208,0	208,1	208,1	208,1	208,1
3	228,2	229,4	230,3	230,4	230,6	230,6	230,7	230,7	230,7
4	207,4	208,8	209,8	210,0	210,1	210,1	210,2	210,2	210,2
5	205,1	206,6	207,6	207,8	207,9	287,9	208,0	208,0	208,0
6	213,3	214,5	215,4	215,6	215,8	215,8	215,9	215,9	215,9
7	210,7	212,0	212,8	213,0	213,1	213,1	213,2	213,2	213,2
8	201,2	202,4	203,1	203,3	203,4	203,4	203,5	203,5	203,5
9	205,5	206,7	207,6	207,8	207,9	207,9	208,0	208,0	208,0
10	205,0	206,2	207,0	207,2	207,3	207,3	207,4	207,4	207,4
11	210,5	212,5	212,9	213,1	213,2	213,2	213,2	213,2	213,2
12	203,3	205,3	205,7	205,8	205,9	205,9	205,9	205,9	205,9
13	206,2	208,2	208,5	208,6	208,7	208,7	208,8	208,8	208,8
14	238,3	240,3	240,8	241,0	241,1	241,1	241,2	241,2	241,2
15	210,9	212,9	213,2	213,3	213,4	213,4	213,5	213,5	213,5
16	210,6	212,6	212,9	213,1	213,1	213,1	213,2	213,2	213,2
17	209,2	211,4	211,9	212,1	212,1	212,1	212,2	212,2	212,2
18	202,2	204,3	204,7	204,9	204,9	204,9	205,0	205,0	205,0
19	202,4	204,3	204,7	204,8	204,9	204,9	204,9	204,9	204,9
20	203,6	205,5	205,8	206,0	206,0	206,0	206,1	206,1	206,1
21	231,9	233,2	234,0	234,3	234,4	234,5	234,6	234,6	234,6
22	247,6	249,0	250,1	250,4	250,5	250,6	250,6	250,6	250,6
23	245,2	246,7	247,8	248,0	248,2	248,2	248,3	248,3	248,3
24	243,4	244,8	245,9	246,2	246,3	246,4	246,5	246,5	246,5
25	248,0	249,4	250,6	250,8	251,0	251,1	251,1	251,1	251,1
26	241,4	242,8	243,9	244,2	244,4	244,4	244,5	244,5	244,5
27	242,0	243,5	244,6	244,9	245,1	245,1	245,2	245,2	245,2
28	269,7	271,1	272,3	272,7	272,9	273,0	273,1	273,1	273,1
29	230,3	231,5	232,5	232,7	232,8	232,9	233,0	233,0	233,0
30	244,6	246,0	247,2	247,5	247,6	247,7	247,8	247,8	247,8
Bemerkung	Die Proben wurden am 01.08.2002 in eine Klimakammer vom Typ Siemens Simatic OP7 eingelagert. Der Anfangsfeuchtegehalt der Proben lag bei etwa 11,3 %, gemessen mit einem Widerstandsmesser des Typs Hygromette M 4050. Die Massen wurden mit einer Waage des Typs Satorius MC1 Laboratory LC 820 bestimmt. Bestimmt wurden die Massen der ungebohrten Proben.								

Tabelle C.3: Probenmassen während der Klimatisierungsphase für die Holzprüfkörper der Nummern 31 bis 60

Probenmassen während der Klimatisierungsphase in Gramm									
Fichtenholzprobekörper: b = 148 mm, h = 42 mm, l = 80 mm									
Probe- körper \ Datum	01.08.02	02.08.02	05.08.02	07.08.02	09.08.02	12.08.02	14.08.02	16.08.02	19.08.02
31	248,3	250,4	251,1	251,3	251,5	251,5	251,5	251,5	251,5
32	246,9	248,9	249,5	249,7	249,8	249,8	249,8	249,8	249,8
33	243,7	245,8	246,4	246,5	246,6	246,7	246,7	246,7	246,7
34	241,4	243,7	244,4	244,6	244,7	244,7	244,8	244,8	244,8
35	257,7	260,0	260,6	260,8	260,9	261,0	261,0	261,0	261,0
36	227,3	229,5	230,0	230,2	230,2	230,2	230,2	230,3	230,3
37	236,9	239,3	240,0	240,2	240,3	240,3	240,3	240,3	240,3
38	229,5	231,9	232,5	232,7	232,8	232,8	232,8	232,8	232,8
39	244,4	246,8	247,5	247,7	247,8	247,9	247,9	247,9	247,9
40	236,6	239,0	239,6	239,8	239,9	240,0	240,0	240,0	240,0
41	234,7	236,0	237,1	237,3	237,5	237,5	237,6	237,6	237,6
42	235,2	236,6	237,7	238,0	238,2	238,2	238,3	238,3	238,3
43	253,7	255,1	256,2	256,4	256,6	256,6	256,7	256,7	256,7
44	233,5	234,8	235,8	236,0	236,2	236,2	236,3	236,3	236,3
45	229,7	231,2	232,3	232,5	232,7	232,7	232,8	232,8	232,8
46	230,1	231,5	232,6	232,8	233,0	233,0	233,1	233,1	233,1
47	235,4	237,2	238,3	238,6	238,8	238,9	238,9	238,9	238,9
48	232,5	233,7	234,6	234,8	234,9	234,9	235,0	235,0	235,0
49	233,2	234,5	235,4	235,7	235,8	235,9	235,9	235,9	236,0
50	229,2	230,6	231,6	231,9	232,0	232,0	232,1	232,1	232,1
51	258,5	260,7	261,5	261,8	261,9	262,0	262,1	262,1	262,1
52	228,3	230,5	231,2	231,4	231,5	231,5	231,5	231,5	231,5
53	235,0	237,1	237,6	237,8	237,9	238,0	238,0	238,0	238,0
54	235,6	237,7	238,2	238,3	238,4	238,5	238,5	238,5	238,5
55	250,3	252,3	252,8	253,0	253,1	253,2	253,2	253,2	253,2
56	237,7	239,8	240,3	240,5	240,6	240,6	240,6	240,6	240,6
57	233,1	235,3	235,9	236,1	236,2	236,2	236,2	236,2	236,2
58	247,2	249,6	250,3	250,5	250,6	250,7	250,7	250,7	250,7
59	232,5	234,8	235,4	235,7	235,8	235,8	235,8	235,8	235,8
60	231,5	233,8	234,3	234,5	234,6	234,6	234,6	234,6	234,6
Bemerkung	Die Proben wurden am 01.08.2002 in eine Klimakammer vom Typ Siemens Simatic OP7 eingelagert. Der Anfangsfeuchtegehalt der Proben lag bei etwa 11,3 %, gemessen mit einem Widerstandsmesser des Typs Hygromette M 4050. Die Massen wurden mit einer Waage des Typs Satorius MC1 Laboratory LC 820 bestimmt. Bestimmt wurden die Massen der ungebohrten Proben.								

Tabelle C.4: Massen der Prüfkörper während der Darrtrocknung

Probengewichte während der Darrtrocknung in Gramm																		
Probe	Einlagerung		1. Messung		2. Messung		3. Messung		4. Messung		5. Messung		6. Messung		7. Messung		8. Messung	
	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht	Datum	Gewicht
2	28.08.02	207,3	29.08.02	186,5	30.08.02	186,4	03.09.02	186,3	04.09.02	186,2	16.09.02	185,8	17.09.02	185,8	18.09.02	185,7	19.09.02	185,6
4	28.08.02	209,4	29.08.02	188,1	30.08.02	187,9	03.09.02	187,7	04.09.02	187,7	16.09.02	187,2	17.09.02	187,2	18.09.02	187,1	19.09.02	187,1
5	28.08.02	207,1	29.08.02	186,1	30.08.02	186,0	03.09.02	185,8	04.09.02	185,7	16.09.02	185,4	17.09.02	185,3	18.09.02	185,3	19.09.02	185,2
9	28.08.02	207,2	29.08.02	186,1	30.08.02	185,9	03.09.02	185,7	04.09.02	185,6	16.09.02	185,3	17.09.02	185,2	18.09.02	185,2	19.09.02	185,1
10	28.08.02	205,3	29.08.02	184,2	30.08.02	184,1	03.09.02	183,9	04.09.02	183,9	16.09.02	183,4	17.09.02	183,3	18.09.02	183,3	19.09.02	183,2
12	27.09.02	205,1	28.09.02	183,6	29.09.02	183,5	03.10.02	183,4	04.10.02	183,4	16.10.02	182,8	17.10.02	182,8	18.10.02	182,7	19.10.02	182,6
13	27.09.02	207,9	28.09.02	186,3	29.09.02	186,3	03.10.02	186,1	04.10.02	186,1	16.10.02	185,6	17.10.02	185,5	18.10.02	185,4	19.10.02	185,3
18	27.09.02	204,0	28.09.02	182,8	29.09.02	182,7	03.10.02	182,6	04.10.02	182,6	16.10.02	182,2	17.10.02	182,2	18.10.02	182,1	19.10.02	182,0
19	27.09.02	204,0	28.09.02	182,8	29.09.02	182,7	03.10.02	182,6	04.10.02	182,5	16.10.02	182,0	17.10.02	181,9	18.10.02	181,9	19.10.02	181,8
20	27.09.02	205,1	28.09.02	184,4	29.09.02	184,3	03.10.02	184,2	04.10.02	184,2	16.10.02	183,7	17.10.02	183,7	18.10.02	183,7	19.10.02	183,6
23	28.08.02	247,3	29.08.02	221,6	30.08.02	221,4	03.09.02	221,2	04.09.02	221,1	16.09.02	220,7	17.09.02	220,7	18.09.02	220,6	19.09.02	220,5
24	28.08.02	245,5	29.08.02	219,6	30.08.02	219,3	03.09.02	219,2	04.09.02	219,2	16.09.02	218,8	17.09.02	218,7	18.09.02	218,7	19.09.02	218,6
26	27.09.02	241,8	28.09.02	216,5	29.09.02	216,4	03.10.02	216,1	04.10.02	216,1	16.10.02	215,6	17.10.02	215,6	18.10.02	215,5	19.10.02	215,5
27	27.09.02	244,3	28.09.02	218,5	29.09.02	218,4	03.10.02	218,3	04.10.02	218,2	16.10.02	217,8	17.10.02	217,7	18.10.02	217,6	19.10.02	217,5
30	27.09.02	246,9	28.09.02	220,6	29.09.02	220,5	03.10.02	220,2	04.10.02	220,1	16.10.02	219,7	17.10.02	219,6	18.10.02	219,6	19.10.02	219,5
32	27.09.02	246,6	28.09.02	220,2	29.09.02	220,1	03.10.02	220,0	04.10.02	219,9	16.10.02	219,2	17.10.02	219,1	18.10.02	219,0	19.10.02	218,9
33	27.09.02	245,7	28.09.02	220,0	29.09.02	219,9	03.10.02	219,8	04.10.02	219,8	16.10.02	219,4	17.10.02	219,4	18.10.02	219,3	19.10.02	219,2
34	27.09.02	243,8	28.09.02	217,4	29.09.02	217,4	03.10.02	217,2	04.10.02	217,2	16.10.02	216,8	17.10.02	216,7	18.10.02	216,6	19.10.02	216,5
37	27.09.02	239,2	28.09.02	214,7	29.09.02	214,6	03.10.02	214,5	04.10.02	214,4	16.10.02	214,1	17.10.02	214,1	18.10.02	214,0	19.10.02	213,9
39	27.09.02	246,8	28.09.02	221,2	29.09.02	221,1	03.10.02	220,8	04.10.02	220,8	16.10.02	220,5	17.10.02	220,5	18.10.02	220,4	19.10.02	220,4
41	27.09.02	236,6	28.09.02	212,2	29.09.02	212,1	03.10.02	211,9	04.10.02	211,9	16.10.02	211,7	17.10.02	211,7	18.10.02	211,6	19.10.02	211,5
42	27.09.02	237,3	28.09.02	214,5	29.09.02	214,4	03.10.02	214,2	04.10.02	214,2	16.10.02	214,0	17.10.02	214,0	18.10.02	213,9	19.10.02	213,8
44	27.09.02	235,2	28.09.02	210,5	29.09.02	210,4	03.10.02	210,3	04.10.02	210,2	16.10.02	210,0	17.10.02	210,0	18.10.02	209,9	19.10.02	209,9
47	27.09.02	237,9	28.09.02	212,6	29.09.02	212,5	03.10.02	212,4	04.10.02	212,3	16.10.02	212,2	17.10.02	212,1	18.10.02	212,0	19.10.02	212,0
48	27.09.02	233,9	28.09.02	210,0	29.09.02	209,9	03.10.02	209,8	04.10.02	209,8	16.10.02	209,6	17.10.02	209,6	18.10.02	209,5	19.10.02	209,4
49	27.09.02	234,8	28.09.02	210,3	29.09.02	210,2	03.10.02	210,1	04.10.02	210,1	16.10.02	209,6	17.10.02	209,6	18.10.02	209,6	19.10.02	209,5
53	27.09.02	235,1	28.09.02	211,2	29.09.02	211,1	03.10.02	211,0	04.10.02	210,9	16.10.02	210,7	17.10.02	210,7	18.10.02	210,6	19.10.02	210,5
54	27.09.02	235,3	28.09.02	211,3	29.09.02	211,2	03.10.02	211,2	04.10.02	211,0	16.10.02	210,9	17.10.02	210,8	18.10.02	210,7	19.10.02	210,6
57	27.09.02	235,1	28.09.02	210,9	29.09.02	210,8	03.10.02	210,8	04.10.02	210,8	16.10.02	210,4	17.10.02	210,4	18.10.02	210,4	19.10.02	210,3
59	27.09.02	234,7	28.09.02	210,9	29.09.02	210,8	03.10.02	210,8	04.10.02	210,7	16.10.02	210,5	17.10.02	210,5	18.10.02	210,4	19.10.02	210,3
Bemerkung:		Das Einlagerungsgewicht der Probekörper entspricht dem Gewicht nach Bohrung der Löcher.																

Bauforschung für die Praxis

- Brandschutzkosten im Wohnungsbau**
Karl Deters
Band 59, 2001, 245 S., Abb., Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4258-0
€ 50,- | sFr 86,-
- Gemeinschaftliches Wohnen im Alter**
R. Weeber, G. Wölflle, V. Rösner
Band 58, 2001, 175 S., Abb., Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4257-2
€ 46,- | sFr 79,-
- Entwicklung eines Bewertungssystems für ökonomisches und ökologisches Bauen und gesundes Wohnen**
C.J. Diederichs, P. Getto, S. Streck
Band 57, 2002, 230 S., mit CD-ROM, Abb., Tab., kart., ISBN 3-8167-4256-4
€ 50,- | sFr 86,-
- Vergabeverfahren und Baukosten**
Hannes Weeber, Simone Bosch
Band 56, 2001, 192 S., Abb., Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4255-6
€ 50,- | sFr 86,-
- Konzepte für die praxisorientierte Instandhaltungsplanung im Wohnungsbau**
Ralf Spilker, Rainer Oswald
Band 55, 2000, 71 S., 5 Abb., zahlr. Tab., kart., ISBN 3-8167-4254-8
€ 22,- | sFr 39,50
- Bewährung innen wärmedämmter Fachwerkbauten**
Problemstellung und daraus abgeleitete Konstruktionsempfehlungen
Reinhard Lamers, Daniel Rosenzweig, Ruth Abel
Band 54, 2000, 173 S., 123 Abb., kart.,
ISBN 3-8167-4253-X
€ 25,- | sFr 44,-
- Überprüfbarkeit und Nachbesserbarkeit von Bauteilen - untersucht am Beispiel der genutzten Flachdächer**
Rainer Oswald, Ralf Spilker, Klaus Wilmes
Band 53, 1999, 133 S., 49 Abb., 4 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4252-1
€ 37,- | sFr 63,-
- Bauschadensfibel für den privaten Bauherrn und Hauskäufer**
Rainer Oswald, Ruth Abel, Volker Schnapauff
Band 52, 1999, 140 S., 19 Abb., 3 Tab., fester Einband, ISBN 3-8167-4251-3
€ 25,- | sFr 44,-
- Balkone, kostengünstig und funktionsgerecht**
Hannes Weeber, Margit Lindner
Band 51, 1999, 146 S., 102 Abb., 26 Tab., kart., ISBN 3-8167-4250-5
€ 38,- | sFr 65,-
- Kostenfaktor Erschließungsanlagen**
Hannes Weeber, Michael Rees
Band 50, 1999, 226 S., 107 Abb., 15 Tab., kart., ISBN 3-8167-4249-1
€ 50,- | sFr 86,-
- Eigenleistung beim Bauen**
Wie Eigentümer und Mieter sich am Bau ihrer Wohnung beteiligen können
R. Weeber, H. Weeber, S. Kleebaur, H. Gerth, W. Pohrt
Band 49, 1999, 154 S., 25 Abb., 12 Tab.,
ISBN 3-8167-4248-3
€ 22,- | sFr 39,50
- Kosteneinsparung durch Bauzeitverkürzung**
Barbara Bredenbals, Heinz Hullmann
Band 48, 1999, 174 S., 38 Abb., 36 Tab.,
ISBN 3-8167-4247-5
€ 37,- | sFr 64,-
- Das wärme- und feuchteschutztechnische Verhalten von stählernen Fassadendurchdringungen**
Lutz Franke, Gernod Deckelmann
Band 47, 1998, 74 S., 38 Abb., 13 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4246-7
€ 15,- | sFr 26,-
- Kostengünstige bauliche Maßnahmen zur Reduzierung des Energieverbrauchs im Wohnungsbestand**
R. Oswald, R. Lamers, V. Schnapauff, R. Spilker, K. Wilmes
Band 46, 1998, 100 S., 57 Abb., kart.
ISBN 3-8167-4245-9
€ 17,- | sFr 30,50
- Sicherung des baulichen Holzschutzes**
Horst Schulze
Band 45, 1998, 168 S., 136 Abb., 10 Tab., kart., ISBN 3-8167-4244-0
€ 22,- | sFr 39,50
- Luftdichtigkeit von industriell errichteten Wohngebäuden in den neuen Bundesländern**
Wolfgang Richter, Dirk Reichel
Band 44, 1998, 88 S., 34 Abb., 15 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4243-2
€ 15,- | sFr 26,-
- Leitfaden Kostendämpfung im Geschoßwohnungsbau**
Karl Deters, Joachim Arlt
Band 43, 1998, 162 S., 135 Abb., 34 Tab., kart., ISBN 3-8167-4242-4
€ 22,- | sFr 39,50
- Langzeitbewährung und Entwicklungstendenzen von Kunststoff-Bauprodukten im Wohnungsbau**
Dieter Arlt, Rainer Weltring
Band 42, 1998, 137 S., 90 Abb., 7 Graph., kart., ISBN 3-8167-4241-6
€ 20,- | sFr 35,-
- Ausschreibungshilfen für recyclinggerechte Wohnbauten**
Barbara Bredenbals, Wolfgang Willkomm
Band 41, 1998, 172 S., 28 Abb., kart.
ISBN 3-8167-4240-8
€ 22,- | sFr 39,50
- Gebrauchsanweisung für Häuser**
Volker Schnapauff, Silke Richter-Engel
Band 40, 1997, 116 S., 4 Abb., 7 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4239-4
€ 19,- | sFr 34,-
- Ergänzender Neubau in bestehenden Wohnsiedlungen**
H. Weeber, R. Weeber, M. Lindner, u. a.
Band 39, 1997, 194 S., 230 Abb., kart.,
ISBN 3-8167-4238-6
€ 25,- | sFr 44,-
- Lüftung in industriell errichteten Wohnhäusern**
Wilfried Jank
Band 37, 1997, 66 S., 17 Abb., 12 Tab., 13 Tafeln, kart., ISBN 3-8167-4236-X
€ 15,- | sFr 26,-
- Auswirkungen der neuen Wärmeschutzverordnung auf den Schallschutz von Gebäuden**
Siegfried Koch, Werner Scholl
Band 36, 1997, 72 S., 33 Abb., 2 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4235-1
€ 15,- | sFr 26,-
- Baukostensenkung durch gesicherte Schadensbeurteilung an haufwerksportigen Leichtbetonelementen der industriell errichteten Wohnbauten der ehemaligen DDR**
Mirko Neumann, Mathias Reuschel
Band 35, 1997, 320 S., 227 Abb., 105 Tab., kart., ISBN 3-8167-4234-3
€ 41,- | sFr 70,-
- Verhinderung von Emissionen aus Baustoffen durch Beschichtung**
Lutz Franke, Martin Wesselmann
Band 34, 1997, 68 S., 11 Abb., 9 Tab., kart.,
ISBN 3-8167-4233-5
€ 15,- | sFr 26,-
- Wärmedämmverbundsysteme (WDVS) im Wohnungsbau**
Institut für Bauforschung e.V., Hannover
Band 32, 1997, 250 S., 128 Abb., 20 Tab., kart., ISBN 3-8167-4231-9
€ 30,- | sFr 51,50

BESTELLSCHEIN

■ Titel ankreuzen und im Umschlag oder
 ■ per Fax (07 11) 970 - 25 08 oder -25 07
 ■ senden an:
 ■
 ■ **Fraunhofer IRB Verlag**
 ■ Fraunhofer-Informationszentrum
 ■ Raum und Bau IRB
 ■
 ■ Postfach 80 04 69, D-70504 Stuttgart
 ■ Telefon (07 11) 970 - 25 00
 ■ E-Mail: info@irb.fhg.de
 ■ URL: <http://www.IRBbuch.de>
 ■
 ■ Absender
 ■
 ■
 ■
 ■ Straße/PF
 ■
 ■ PLZ/Ort
 ■
 ■ Datum
 ■
 ■ Unterschrift

02/2002 [BfP-alleTitel-Anzeige.axd]

- Niedrigenergiehäuser unter Verwendung des Dämmstoffes Styropor**
Teil 1, Konstruktionsempfehlungen und optimierte Anschlusssituationen (Details)
W.-H. Pohl, S. Horschler, R. Pohl
Teil 2, Quantitative Darstellung der Wirkung von Wärmebrücken
Gerd Hauser, Horst Stiegel
Band 31, 1997, 294 S., 169 Abb., kart., ISBN 3-8167-4230-0
€ 14,- | sFr 25,-
- Fenster - Sanierung und Modernisierung**
Hans-Rudolf Neumann
Band 30, 1997, 134 S., 90 Abb., 11 Tab., kart., ISBN 3-8167-4229-7
€ 20,- | sFr 35,-
- Schäden an nicht industriell hergestellten Wohnbauten der neuen Bundesländer**
R. Oswald, R. Spilker, V. Schnapauff, u. a.
Band 29, 1996, 116 S., 66 Abb., 30 Tab., kart., ISBN 3-8167-4228-9
€ 17,- | sFr 30,50
- Parkierungsanlagen im verdichteten Wohnungsbau**
Hannes Weeber, Rotraut Weeber
Band 28, 1997, 156 S., 60 Abb., 28 Tab., kart., ISBN 3-8167-4227-0
€ 22,- | sFr 39,50
- Möglichkeiten der Einsparung von Wohnkosten durch Mieterbeteiligung**
M. Efff, K. Goldt, B. Harms, u. a.
Band 27, 1997, 157 S., 3 Abb., 8 Tab., kart., ISBN 3-8167-4226-2
€ 22,- | sFr 39,50
- Die Berechnung von Flachdecken über Zustands- und Einflußflächen**
Max Baerschneider
Band 26, 1996, 380 S., 196 Tab., kart., zweibändig, ISBN 3-8167-4225-4
€ 49,- | sFr 83,50
- Feuchttransportvorgänge in Stein und Mauerwerk - Messung und Berechnung**
M. Krus, H.-M. Künzel, K. Kießl
Band 25, 1996, 75 S., 31 Abb., 2 Tab., kart., ISBN 3-8167-4224-6
€ 15,- | sFr 26,-
- Wohngebäudesanierung und Privatisierung**
Hannes Weeber, Michael Rees
Band 24, 1996, 107 S., 51 Abb., 17 Tab., kart., ISBN 3-8167-4223-8
€ 20,- | sFr 35,-
- Der Feuchtehaushalt von Holz-Fachwerkwänden**
Helmut Künzel
Band 23, 1996, 85 S., 32 Abb., 10 Tab., kart., ISBN 3-8167-4222-X
€ 15,- | sFr 26,-
- Neue Konstruktionsalternativen für recyclingfähige Wohngebäude**
Barbara Bredenbals, Wolfgang Willkomm
Band 22, 1996, 110 S., 26 Abb., 3 Tab., kart., ISBN 3-8167-4221-1
€ 17,- | sFr 30,50
- Standsicherheit der Wohnbauten in Fertigteilbauweise in den neuen Bundesländern**
E. Cziesielski, N. Fouad, F.-U. Vogdt
Band 21, 1996, 226 S., 71 Abb., kart., ISBN 3-8167-4220-3
€ 30,- | sFr 51,50
- Sicherheit von Glasfassaden**
X. Shen, H. Techen, J. D. Wörner
Band 20, 1996, 38 S., 26 Abb., 4 Tab., kart., ISBN 3-8167-4219-X
€ 12,- | sFr 21,50
- Kostengünstige Umnutzung aufgegebener militärischer Einrichtungen für Wohnzwecke, Wohnergängungseinrichtungen und andere Nutzungen**
B. Jacobs, J. Kirchhoff, J. Mezler
Band 19, 1996, 204 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4218-1
€ 28,- | sFr 47,50
- Holztafelbauweise im mehrgeschossigen Wohnungsbau**
Barbara Bredenbals, Heinz Hullmann
Band 18, 1996, 237 S., 116 Abb., 23 Tab., kart., ISBN 3-8167-4217-3
€ 30,- | sFr 51,50
- Gefährdungspotentiale asbesthaltiger Massenbaustoffe in den neuen Bundesländern**
Klaus Bergner, unter Mitarbeit von Franka Stodollik und Hans-Otto Eckler
Band 17, 1996, 75 S., 26 Abb., 9 Tab., kart., ISBN 3-8167-4216-5
€ 15,- | sFr 26,-
- Transparent gedämmte Altbauten**
G. H. Bondzio, K. Brandstetter, P. Sulzer, S. Al Bosta, u. a.
Band 15, 1996, 130 S., 44 Abb., 7 Tab., kart., ISBN 3-8167-4214-9
€ 22,- | sFr 39,50
- Kosten und Techniken für das "Überwintern" erhaltenswerter Bausubstanz**
Michael Rees, Hannes Weeber
Band 14, 1995, 190 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4213-0
€ 25,- | sFr 44,-
- Menschengerechte Raumklimatisierung durch Quelllüftung und Flächenkühlung**
Erhard Mayer (Hrsg.)
Band 13, 1995, 190 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4212-2
€ 25,- | sFr 44,-
- Zusätzliche Wärmedämmsysteme bei Fertigteilbauten**
Typenserie P2
P. Bauer, B. Loeser, H. Schwarzgig, T. Spengler
Band 12, 1995, 118 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4211-4
€ 20,- | sFr 35,-
- Körperschalldämmung von Sanitärräumen**
Karl Gösele, Volker Engel
Band 11, 1995, 76 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4210-6
€ 15,- | sFr 26,-
- Bauschäden an Holzbalkendecken in Feuchtraumbereichen**
Gertraud Hofmeister
Band 9, 1995, 210 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4208-4
€ 25,- | sFr 44,-
- Ökologische Auswirkungen von Hochhäusern**
Band 8, 1995, 418 S., 114 Abb., kart., ISBN 3-8167-4207-6
€ 50,- | sFr 86,-
- Wohnhochhäuser heute**
H. Weeber, R. Weeber, M. Hasenmaier, u. a.
Band 7, 1995, 165 S., zahlreiche Abb., kart., ISBN 3-8167-4206-8
€ 25,- | sFr 44,-
- Abfallvermeidung in der Bauproduktion**
Barbara Bredenbals, Wolfgang Willkomm
Band 6, 1994, 198 S., 75 Abb., 16 Tab., kart., ISBN 3-8167-4205-X
€ 25,- | sFr 44,-
- Barrierefreie Erschließungssysteme von Wohngebäuden**
R. Weeber, M. Rees, H. Weeber
Band 5, 1994, 64 S., 52 Abb., 6 Tab., kart., ISBN 3-8167-4204-1
€ 12,- | sFr 21,50
- Die Ausführung des Umkehrdaches bei erhöhten Anforderungen an den Wärmeschutz**
Lutz Franke, Gernod Deckelmann
Band 4, 1994, 80 S., zahlreiche Abb. und Tab., kart., ISBN 3-8167-4203-3
€ 20,- | sFr 35,-
- Niveaugleiche Türschwellen bei Feuchträumen und Dachterrassen**
R. Oswald, A. Klein, K. Wilmes
Band 3, 1994, 56 S., 48 Abb., kart., ISBN 3-8167-4202-5
€ 12,- | sFr 21,50
- Wohnbauten in Fertigteilbauweise in den neuen Bundesländern**
R. Oswald, V. Schnapauff, R. Lamers, u. a.
Band 2, 1995, 333 S., 515 Abb., kart., ISBN 3-8167-4201-7
€ 40,- | sFr 69,50
- Heizung und Lüftung im Niedrigenergiehaus**
Gerhard Hausladen, Peter Springl
Band 1, 1994, 214 S., 74 Abb., 17 Tab., kart., ISBN 3-8167-4200-9
€ 25,- | sFr 44,-
- Informieren Sie mich bitte laufend über neue **Fachbücher**

BESTELLSCHEIN

☛ Titel ankreuzen und im Umschlag oder
☛ per Fax (07 11) 970 - 2508 oder -2507
☛ senden an:

☛ **Fraunhofer IRB Verlag**

☛ Fraunhofer-Informationszentrum
☛ Raum und Bau IRB

☛ Postfach 80 04 69, D-70504 Stuttgart

☛ Telefon (07 11) 970 - 2500

☛ E-Mail: info@irb.fhg.de

☛ URL: <http://www.IRBbuch.de>

☛ Absender

☛

☛

☛ Straße/PF

☛ PLZ/Ort

☛ Datum

☛ Unterschrift

Schadenfreies Bauen

Herausgegeben von Professor Günter Zimmermann

- Schadenfreies Bauen**
Gesamtausgabe Bände 1 – 26
 2002, alle Bände mit festem Einband
 ISBN 3-8167-5796-0
 € 1037,- | sFr 1744,-
 Bei Abnahme der Gesamtausgabe
 sparen Sie € 115,-
- Schäden an polymeren Beschichtungen**
 Robert Engelfried
 Band 26: 2001, 146 S., 94 Abb., 14 Tab.,
 ISBN 3-8167-5795-2
 € 40,- | sFr 68,50
- Schäden an Belägen und Bekleidungen mit Keramik- und Werksteinplatten**
 Günter Zimmermann
 Band 25: 2001, 200 S., 175 Abb., 16 Tab.,
 ISBN 3-8167-5791-X
 € 48,- | sFr 82,50
- Schäden an Installationsanlagen**
 Heizungs- und Raumluftechnische Anlagen,
 Trinkwasser-, Abwasser- und Gasinstallations-
 anlagen
 Heinz Wirth, Stefan Wirth
 Band 24: 2001, 270 S., 114 Abb., 33 Tab.,
 ISBN 3-8167-5790-1
 € 57,- | sFr 96,-
- Schäden an Türen und Toren**
 Ralf Schumacher
 Band 23: 2001, 372 S., 291 Abb., 32 Tab.,
 ISBN 3-8167-4169-X
 € 71,- | sFr 118,-
- Schäden an elastischen und textilen Bodenbelägen**
 Hans-Joachim Scheewe
 Band 22: 2001, 232 S., 80 überw. farb. Abb.,
 50 Tab.,
 ISBN 3-8167-4168-1
 € 50,- | sFr 86,-
- Schäden an Glasfassaden und -dächern**
 Peter Küffner, Oliver Lummertzheim
 Band 21: 2000, 132 S., 106 z.T. farb. Abb.,
 6 Tab.,
 ISBN 3-8167-4165-7
 € 40,- | sFr 68,50
- Schäden an Wärmedämm-Verbundsystemen**
 Erich Cziesielski, Frank Ulrich Vogdt
 Band 20: 2000, 202 S., 75 Konstruktionsskiz-
 zen, 28 Tab. u. Diagramme, 98 Fotos,
 ISBN 3-8167-4164-9
 € 50,- | sFr 86,-
- Schäden an Außenwänden aus Mehrschicht-Betonplatten**
 Ralf Ruhnau, Nabil Fouad
 Band 19: 1998, 104 S., 61 Abb.; 7 Tab.,
 ISBN 3-8167-4160-6
 € 35,- | sFr 60,50
- Schäden an Deckenbekleidungen und abgehängten Decken**
 Hubert Satzger
 Band 18: 1998, 78 S., 59 Abb., 5 Tab.,
 ISBN 3-8167-4159-2
 € 23,- | sFr 40,50
- Schäden an Dränanlagen**
 Wilfried Muth
 Band 17: 1997, 114 S., 128 Abb., 10 Tab.,
 ISBN 3-8167-4154-1
 € 35,- | sFr 60,50
- Tauwasserschäden**
 Richard Jenisch
 Band 16: 2. überarb. Aufl., 2001, 129 S.,
 66 Abb., 6 Tab., ISBN 3-8167-5792-8
 € 37,- | sFr 62,50
- Schäden an Estrichen**
 Klaus G. Aurnhammer
 Band 15: 2., erg. Aufl., 1999, 216 S., 44 Abb.;
 17 Tab.,
 ISBN 3-8167-4162-2
 € 46,- | sFr 78,-
- Schäden an Tragwerken aus Stahlbeton**
 Bernhard Brand, Gerhard Glatz
 Band 14: 1996, 217 S., 129 Abb., 24 Tab.,
 ISBN 3-8167-4153-3
 € 46,- | sFr 78,-
- Schäden an Außenwänden aus Ziegel- und Kalksandstein-Verblendmauerwerk**
 Helmut Klaas, Erich Schulz
 Band 13: 1995, 224 S., 162 Abb., 13 Tab.,
 ISBN 3-8167-4152-5
 € 46,- | sFr 78,-
- Schäden an Metallfassaden und -dachdeckungen**
 Franz Lubinski, Fritz Röbber, Uwe Nagel, u. a.
 Band 12: 2. erw. Aufl., 2001, 415 S., 303
 Abb., 22 Tab.,
 ISBN 3-8167-4166-5
 € 76,- | sFr 127,-
- Schäden an Außenmauerwerk aus Naturstein**
 Martin Sauder, Renate Schloenbach
 Band 11: 1995, 274 S., 95 Abb., 31 Tab.,
 ISBN 3-8167-4150-9
 € 50,- | sFr 86,-
- Schäden an Außenwänden mit Asbestzement-, Faserzement- und Schieferplatten**
 Klaus W. Liersch
 Band 10: 1995, 146 S., 86 Abb., 20 Tab.,
 ISBN 3-8167-4149-5
 € 38,- | sFr 65,-
- Schäden an Fassadenputzen**
 Helmut Künzel
 Band 9: 2. erw. Aufl., 2000, 142 S., mit zahlr.
 Abb. und Tab.,
 ISBN 3-8167-4167-3
 € 38,- | sFr 65,-
- Schäden an Abdichtungen in Innenräumen**
 Erich Cziesielski, Michael Bonk
 Band 8: 1994, 112 S., 55 Abb., 4 Tab.,
 ISBN 3-8167-4147-9
 € 33,- | sFr 57,-
- Rissschäden an Mauerwerk**
 Ursachen erkennen - Rißschäden vermeiden.
 Werner Pfefferkorn
 Band 7: 3. überarb. Aufl., 2002, 292 S.,
 290 Abb., 18 Tab.,
 ISBN 3-8167-5793-6
 € 53,- | sFr 89,-
- Schäden an Fenstern**
 Wolfgang Klein
 Band 6: 1994, 154 S., 92 Abb., 2 Tab.,
 ISBN 3-8167-4145-2
 € 37,- | sFr 64,-
- Schäden an Wänden und Decken in Holzbauart**
 Horst Schulze
 Band 5: 1993, 158 S., 140 Abb.,
 ISBN 3-8167-4144-4
 € 37,- | sFr 64,-
- Schäden an Industrieböden**
 Erich Cziesielski, Thomas Schrepfer
 Band 4: 2., erw. Aufl., 1999, 169 S., 69 Abb.,
 33 Tab.,
 ISBN 3-8167-4163-0
 € 46,- | sFr 78,-
- Schäden an Sichtbetonflächen**
 Heinz Klopfer
 Band 3: 1993, 123 S., 77 Abb., 9 Tab.,
 ISBN 3-8167-4142-8
 € 35,- | sFr 60,50
- Schäden an Flachdächern und Wannenaus wasserundurchlässigem Beton**
 Gottfried C.O. Lohmeyer
 Band 2: 3. neu bearb. Aufl., 2001, 272 S.,
 171 Abb., 28 Tab.,
 ISBN 3-8167-5794-4
 € 50,- | sFr 86,-
- Schäden an Außenwandfugen im Beton- und Mauerwerksbau**
 Ralf Ruhnau
 Band 1: 1992, 132 S., 87 Abb.,
 ISBN 3-8167-4140-1
 € 35,- | sFr 60,50

BESTELLSCHEIN

* Titel ankreuzen und im Umschlag oder
 * per Fax (07 11) 970 - 25 08 oder -25 07
 * senden an:

Fraunhofer IRB Verlag

* Fraunhofer-Informationszentrum
 * Raum und Bau IRB

* Postfach 80 04 69, D-70504 Stuttgart

* Telefon (07 11) 9 70 - 25 00

* E-Mail: info@irb.fhg.de

* URL: <http://www.IRBbuch.de>

* Absender
 *
 *
 *
 *
 * Straße/PF
 *
 * PLZ/Ort
 *
 * Datum
 *
 * Unterschrift

Die »Bauschäden-Sammlung« in 13 Bänden

Herausgegeben von Professor Günter Zimmermann



In der Fachwelt hat diese Zusammenstellung von typischen Bauschadensfällen als wichtiger Beitrag zur Verbesserung der Bau- und Planungsleistungen großes Ansehen erlangt.

Die 13 Bände mit dem Untertitel »Sachverhalt - Ursachen - Sanierung« enthalten Schadensberichte aus allen baukonstruktiven Bereichen und sind durch Themen- und Sachregister erschlossen.

Der Nutzer kann so auf Anhieb feststellen,

- ob ein gleicher oder ähnlicher Schaden bereits dokumentiert ist,
- welche Schäden für ein bestimmtes Bauteil typisch sind,
- wie diese Schäden vermieden werden können oder welche Maßnahmen zu ihrer Behebung in Frage kommen.

Seit 3 Jahrzehnten ist die »Bauschäden-Sammlung« eine ständige Rubrik des »Deutschen Architektenblattes«.

Bauschäden-Sammlung, Band 13 Sachverhalt - Ursachen - Sanierung

2001, 184 Seiten,
zahlreiche, überwiegend farbige
Abbildungen, fester Einband,
ISBN 3-8167-4185-1
€ 27,- | sFr 44,-

Der Herausgeber

Professor Günter Zimmermann, ein bekannter Bausachverständiger mit langjähriger Erfahrung, betreut seit 3 Jahrzehnten die »Bauschäden-Sammlung« im »Deutschen Architektenblatt« und ist auch für die Herausgabe der Buchausgabe verantwortlich.

BESTELLSCHEIN

- Band 1: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 2: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 3: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 4: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 5: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 6: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 7: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 8: 168 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 9: 184 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 10: 184 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 11: 184 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 12: 184 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-
- Band 13: 184 Seiten
€ 27,- | sFr 44,-

Sie sparen € 36,- bei Abnahme der

- Bände 1-13 komplett:
€ 315,- | sFr 476,-

Alle Bände im Format A 5 quer, mit zahlreichen, zum Teil farbigen Abbildungen, festem Einband und Fadenheftung

Titel ankreuzen und im Umschlag oder per Fax (07 11) 970 - 25 08 oder -25 07 senden an:

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum
Raum und Bau IRB

Postfach 80 04 69, D-70504 Stuttgart
Telefon (07 11) 970 - 25 00
E-Mail: info@irb.fhg.de
URL: <http://www.IRBbuch.de>

Absender

Straße/PF

PLZ/Ort

Datum

Unterschrift

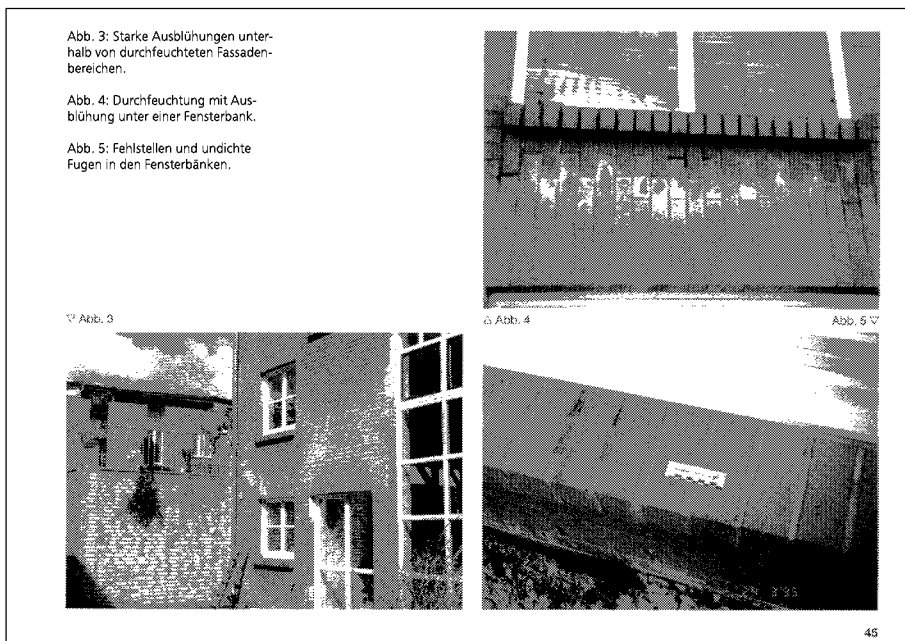


Abb. 3: Starke Ausblühungen unterhalb von durchfeuchteten Fassadenbereichen.

Abb. 4: Durchfeuchtung mit Ausblühung unter einer Fensterbank.

Abb. 5: Fehlstellen und undichte Fugen in den Fensterbänken.

Abb. 3

Abb. 4

Abb. 5