

**Stabförmige Verbindungsmittel im
Brandfall
Grundlagenuntersuchungen**

T 3006

T 3006

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 3-8167-6509-2

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 info@irb.fhg.de

URL <http://www.IRBbuch.de>

TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN

FAKULTÄT VI – BAUINGENIEURWESEN UND ANGEWANDTE GEOWISSENSCHAFTEN

INSTITUT FÜR BAUINGENIEURWESEN – FACHGEBIET BAUKONSTRUKTIONEN

Forschungsbericht

**Stabförmige Verbindungsmittel
im Brandfall**

Grundlagenuntersuchungen

**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-2000/07

**Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Claus Scheer
Dipl.-Ing. Daniel Povel
cand.-Ing. Stefan Stöhr**

Berlin, April 2002

Zusammenfassung

Konkrete Aussagen über die Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen metallischen Verbindungsmitteln im Brandfall waren bisher nur über Versuche möglich, da eine theoretische Methode zur differenzierten Bestimmung fehlte. Ziel dieser Arbeit war daher die Entwicklung einer entsprechenden theoretischen Methode. Hierfür wurden thermische und mechanische Betrachtungen durchgeführt.

Die thermischen Betrachtungen wurden unter Berücksichtigung der physikalischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten an Finite-Elemente-Modellen vorgenommen. Bei der Modellierung des Holzes wurden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften, die Pyrolyse des Holzes und die Verdunstung der Holzfeuchte berücksichtigt. Die Ergebnisse zeigten eine Abhängigkeit der Temperaturen von Verbindungsmitteldurchmesser und -länge sowie von der Größe der brandbeanspruchten Oberfläche des Verbindungsmittelkopfes.

Für die mechanische Betrachtung wurde die plastische Theorie von K. W. Johansen für den Brandfall erweitert. Unter Berücksichtigung der nichtlinearen und temperaturabhängigen Verläufe der Lochleibungsfestigkeit und des Biegewiderstandes des Verbindungsmittels entlang der Stabachse des Verbindungsmittels wurden Algorithmen zur Bestimmung der Tragfähigkeiten entwickelt. Vergleichsberechnungen mit bekannten Versuchsergebnissen zeigten für zweischnittige Stabdübelverbindungen eine gute Übereinstimmung der ermittelten Versagensfälle und Tragfähigkeiten.

Als maßgebende Einflüsse auf die im Brandfall auftretende Tragfähigkeitsreduzierung gegenüber der Tragfähigkeit einer Verbindung bei Normaltemperatur wurden neben der Branddauer die Seitenholzdicke, die Verbindungsmittellänge und der Verbindungsmitteldurchmesser festgestellt.

Abschließend konnte auf der Grundlage zahlreicher Berechnungen eine differenzierte, praxisrelevante Bemessungsmethode für zweischnittige Stabdübelverbindungen entwickelt werden.

Abstract

In the past the load-bearing capacity of timber connections with metal dowel-type fasteners under fire exposure could only be determined exactly by experiments because a differentiating theoretical method was missing. The aim of this publication was to develop such a theoretical model. Therefore thermal and mechanical investigations were necessary.

For thermal investigations numerical finite elements calculations were used considering physical and thermodynamic laws. The modelling of timber was based on data about the temperature depending material properties, the pyrolysis of timber and the evaporation of timber moisture. The results showed a temperature dependence upon diameter and length of the fastener and upon the size of the fire exposed surface of the fastener top.

For mechanical investigations the plastic theory of K. W. Johansen was extended for its application under fire exposure. Considering the non-linear and temperature depending curves of the characteristic embedding strength and yield moment of the fastener over its length, some special algorithms to determine the load-bearing capacity were developed. Calculations based on known results of fire experiments were compared to data determined using the developed theoretical method. The determined failure modes and load-bearing capacities conformed well.

It can be stated that the reduction concerning the load-bearing capacity under fire exposure compared to the load-bearing capacity under normal temperature is mainly influenced by the thickness of the side member and by length and diameter of the fastener in addition to the duration of fire exposure.

Furthermore based on numerous calculations a differentiated dimensioning method of practical relevance has been developed for double shear joints with dowels.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abbildungsverzeichnis	V
Tabellenverzeichnis	XIII
Verwendete Bezeichnungen	XV
1 Einführung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Derzeitige Verfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeit im Brandfall	2
1.2.1 Nationale Regelungen	2
1.2.2 Europäische Regelungen (DIN V ENV 1995-1-2 [23])	3
1.2.3 Europäische Regelungen (Draft prEN 1995-1-2 [28])	5
1.2.4 Grundlage der Regelungen	6
1.3 Ziel der Arbeit	7
1.4 Aufbau der Arbeit	7
2 Kenntnisstand – Verwandte Arbeiten	9
2.1 Temperaturverläufe	10
2.1.1 Temperaturverläufe im Holz	10
2.1.1.1 Pyrolyse von Holz	10
2.1.1.2 Abbrandraten und Temperaturen im Holz	15
2.1.2 Temperaturverläufe im Stahl	22
2.1.3 Temperaturverläufe innerhalb von Verbindungen	24
2.2 Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln	24
2.2.1 Tragfähigkeit bei Normaltemperatur	25

2.2.2	Tragfähigkeit im Brandfall	27
2.3	Ergebnisse der Literaturrecherche	30
3	Bestimmung der Temperaturverläufe	31
3.1	Theoretische Grundlagen	31
3.1.1	Wärmeleitung (Konduktion)	32
3.1.2	Konvektiver Wärmeübergang (Konvektion)	33
3.1.3	Wärmestrahlung	34
3.1.4	Pyrolyse von Holz	35
3.1.5	Berücksichtigung der Feuchteänderung im Holz	36
3.2	Materialeigenschaften	37
3.2.1	Holz und Holzkohle	37
3.2.1.1	Wärmeleitfähigkeit	38
3.2.1.2	Spezifische Wärmekapazität	39
3.2.1.3	Masseabnahme	40
3.2.1.4	Enthalpie	41
3.2.1.5	Temperaturverläufe	42
3.2.2	Stahl	46
3.2.2.1	Wärmeleitfähigkeit	46
3.2.2.2	Spezifische Wärmekapazität	46
3.2.2.3	Masse	47
3.3	Temperaturberechnungen	48
3.3.1	Verwendete Elemente	49
3.3.2	Randbedingungen	50
3.3.3	Geometrie des FE-Grundmodells	52
3.3.4	Betrachtung eines einzelnen Stabdübels	56
3.3.4.1	Beschreibung der durchgeführten Parameterstudie	56
3.3.4.2	Ergebnisse für den einzelnen Stabdübel	62
3.3.5	Betrachtung von Stabdübelgruppen	66
3.3.5.1	Angepaßtes FE-Modell für die Stabdübelgruppe	66
3.3.5.2	Ergebnisse für die Stabdübelgruppen	69

3.3.6	Betrachtung einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung	72
3.3.6.1	Seitliche Brandbeanspruchung quer zur Faser	73
3.3.6.2	Seitliche Brandbeanspruchung parallel zur Faser	73
3.3.6.3	Beurteilung der seitlichen Brandbeanspruchungen	76
3.3.7	Betrachtung weiterer Verbindungsmitteltypen	77
3.3.7.1	Stabdübel mit Überstand	77
3.3.7.2	Paßbolzen	79
3.3.7.3	Nägeln	80
3.3.7.4	Schrauben	82
3.3.7.5	Vergleich der unterschiedlichen Verbindungsmitteltypen	84
3.3.8	Kontrolle der Ergebnisse	85
3.3.8.1	Kontrolle der Verbindungsmitteltemperaturen	86
3.3.8.2	Kontrolle der Wärmeströme	94
3.4	Ergebnisse der Temperaturberechnungen	97
4	Bestimmung der Tragfähigkeit	99
4.1	Materialeigenschaften	99
4.1.1	Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k,fi}$	99
4.1.2	Biege­widerstand des Verbindungsmittels (Fließmoment $M_{y,k,fi}$)	103
4.2	Modelle und Lösungs­algorithmen	105
4.2.1	Grundgedanken zum Aufstellen der Tragmodelle für den Brandfall	107
4.2.2	Lösungs­algorithmen für zweischnittige Verbindungen	108
4.2.2.1	Versagensfall 1 und Versagensfall 2	111
4.2.2.2	Versagensfall 3	112
4.2.2.3	Versagensfall 4	113
4.2.2.4	Versagensfall X	113
4.2.3	Bestimmung der Tragfähigkeiten mit Hilfe eines EDV-Programmes	115
4.3	Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen	116
4.3.1	Untersuchte Verbindungen	116
4.3.2	Bestimmung der Tragfähigkeiten	117
4.3.3	Ergebnisse der Tragfähigkeitsbestimmung	119

4.4	Beurteilung der Randabstände	120
4.5	Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten mit Versuchsergebnissen . . .	123
4.5.1	Tragfähigkeiten von Stabdübelverbindungen	124
4.5.1.1	Stabdübelverbindungen mit $d = 12 \text{ mm}$ nach [8, 63] . .	124
4.5.1.2	Stabdübelverbindungen mit $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63] . .	127
4.5.1.3	Stabdübelverbindungen mit $d = 10 \text{ mm}$ nach [77] . . .	130
4.5.2	Tragfähigkeiten von Bolzenverbindungen	132
4.5.3	Bewertung der Vergleiche mit den Versuchsergebnissen	135
4.6	Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten mit den bisherigen Regeln . .	135
4.7	Ergebnisse der Tragfähigkeitsbestimmung	139
5	Bemessungsvorschlag	143
5.1	Konzeption des Bemessungsvorschlages	143
5.2	Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall	145
5.3	Normierte Seitenholzdicke \bar{t}_1 und Bemessungsgeraden	151
5.4	Erforderliche Randabstände im Brandfall	155
5.5	Beispiel zur Ermittlung der Tragfähigkeit einer Stabdübelverbindung im Brandfall	156
5.6	Zusammenfassung und Beurteilung des Bemessungsvorschlages	158
6	Schlußbetrachtungen	161
6.1	Zusammenfassung	161
6.2	Diskussion	163
6.3	Ausblick	164
	Anhänge	167
A	Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen	167
B	Tragfähigkeitsreduzierung η	177
C	Bemessungsverfahren für Stabdübelverbindungen im Brandfall	195
	Literaturverzeichnis	199

Abbildungsverzeichnis

2.1	Kurven der Differential-Temperatur-Analyse (DTA) aus [80]	12
2.2	Darstellung der Abbrandtiefe in Abhängigkeit von der Zeit für ungeschütztes und geschütztes Holz	20
2.3	Versuchsergebnisse: Temperaturen entlang eines einseitig brandbeanspruchten Stabdübels mit einem Durchmesser von 12 mm und einer Länge von 160 mm [36]	25
2.4	Abminderungsfaktor k_{θ} für die Lochleibungsfestigkeit nach Norén [74] .	29
2.5	Tragfähigkeitsabnahme von Holz-Holz-Stabdübelverbindungen [8, 63] . .	29
3.1	Wärmeleitfähigkeit λ_{\perp} von Holz senkrecht zur Faserrichtung	38
3.2	Spezifische Wärmekapazität c_p für Holz	40
3.3	Dichte ρ von Holz	40
3.4	Angesetzte Enthalpie H für Holz	42
3.5	Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 10, 20, 30, 40 und 50 mm mit Versuchsergebnissen von M. Lache [66]	43
3.6	Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 6, 18, 30, 42 und 54 mm mit Versuchsergebnissen von J. König [61]	43
3.7	Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 10, 20, 30 und 40 mm mit Versuchsergebnissen von J. Fornather [34]	44
3.8	Auf die Abbrandgrenze bezogene Temperaturverläufe	45
3.9	Wärmeleitfähigkeit λ_{St} von Stahl	46
3.10	Spezifische Wärmekapazität $c_{p,St}$ für Stahl	47
3.11	Masse ρ_{St} von Stahl	47
3.12	3-dimensionales Volumenelement – Solid 70 [1]	49
3.13	Oberflächenelement – Surf 22 [1]	50

3.14 Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK)	51
3.15 Verbindungsgeometrie (Draufsicht)	53
3.16 Gewählte Elementierung	54
3.17 Gewählte Elementierung, Draufsicht	55
3.18 Isoflächen der Temperaturen des Stabdübels SDü12-40 nach 30 und 60 Minuten Brandbelastung	57
3.19 Stellen zur Erfassung der Temperaturen entlang der Modellhöhe	58
3.20 Temperaturverläufe für die Branddauer von 30 Minuten für unterschied- liche Stabdübeldurchmesser und eine Verbindungsmittellänge von 300 mm	60
3.21 Temperaturverläufe für die Branddauer von 60 Minuten für unterschied- liche Stabdübeldurchmesser und eine Verbindungsmittellänge von 300 mm	61
3.22 Temperaturverläufe im Stabdübel für unterschiedliche Stabdübellängen l bei einem Durchmesser von 12 mm und einer Branddauer von 30 Minuten	62
3.23 Temperaturverläufe im Stabdübel für unterschiedliche Stabdübellängen l bei einem Durchmesser von 12 mm und einer Branddauer von 60 Minuten	63
3.24 Einfluß des Stabdübels $d = 12$ mm auf die Holztemperaturen in Rich- tung parallel zur Faser nach 30 Minuten Branddauer	64
3.25 Einfluß des Stabdübels $d = 12$ mm auf die Holztemperaturen in Rich- tung senkrecht zur Faser nach 30 Minuten Branddauer	64
3.26 Einfluß des Stabdübels $d = 12$ mm auf die Holztemperaturen in Rich- tung parallel zur Faser nach 60 Minuten Branddauer	65
3.27 Einfluß des Stabdübels $d = 12$ mm auf die Holztemperaturen in Rich- tung senkrecht zur Faser nach 60 Minuten Branddauer	65
3.28 Vergleich der Stabdübeltemperaturen für die Stabdübelgruppe mit de- nen des einzelnen Stabdübels bei einer Branddauer von 30 Minuten ($l = 300$ mm)	67
3.29 Vergleich der Stabdübeltemperaturen für die Stabdübelgruppe mit de- nen des einzelnen Stabdübels bei einer Branddauer von 60 Minuten ($l = 300$ mm)	68
3.30 Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübel- gruppe parallel zur Faser, Branddauer 30 Minuten, Stabdübellänge $l = 300$ mm	70

3.31 Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe quer zur Faser, Branddauer 30 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$	70
3.32 Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe parallel zur Faser, Branddauer 60 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$	71
3.33 Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe quer zur Faser, Branddauer 60 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$	71
3.34 Isoflächen der Temperaturen des Stabdübels SDü 12-40 nach 30 Minuten Branddauer mit einer zusätzlichen seitlichen Brandbelastung quer zur Faserrichtung	72
3.35 Stabdübeltemperaturen bei einer seitlichen Brandbelastung quer zur Faser, 30 und 60 Minuten Branddauer	74
3.36 Stabdübeltemperaturen bei einer seitlichen Brandbelastung parallel zur Faser, 30 und 60 Minuten Branddauer	75
3.37 Elementierung Bolzenkopf M24	80
3.38 Elementierung einer Sechskantschraube $d = 16 \text{ mm}$	83
3.39 Vergleich der Temperaturverläufe der Schraube mit denen des Stabdübels und des Paßbolzens bei einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten	83
3.40 Temperaturverläufe im Verbindungsmittel für unterschiedliche Verbindungsmitteltypen bei einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten	84
3.41 Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den französischen Versuchsergebnissen aus [8, 63]	88
3.42 Vergleich der Temperaturverläufe von Bolzenverbindungen mit den französischen Versuchsergebnissen aus [8, 63]	89
3.43 Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [36]	90
3.44 Vergleich der Temperaturverläufe entlang des Verbindungsmittels mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [35] ($d = 12 \text{ mm}$)	91
3.45 Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [35] ($d = 12 \text{ mm}$)	92
3.46 Mittlere Wärmestromdichten entlang des Verbindungsmittels für unterschiedliche Branddauern am Beispiel SDü 12-30	96

4.1	Abminderungsfaktor k_{θ} für die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k}$	101
4.2	Abminderungsfaktor $k_{y,\theta}$ für die Streckgrenze von Stahl nach DIN V ENV 1993-1-2 [20] und DIN V ENV 1994-1-2 [21]	104
4.3	Vergleich der unterschiedlichen Fließmomente	105
4.4	Versagensfälle nach K. W. Johansen [51]	106
4.5	Versagensfälle im Brandfall	109
4.6	Zusätzlicher Versagensfall X im Brandfall	110
4.7	Grundkonzept zur Bestimmung der Tragfähigkeit von zweischnittigen Verbindungen im Brandfall	111
4.8	Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 1 und den Versagensfall 2	111
4.9	Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 3 . . .	112
4.10	Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 4 . . .	113
4.11	Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall X . . .	114
4.12	Eingabemaske des EDV-Programmes	115
4.13	Tragfähigkeit $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen, Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$ (Mittelholzdicke \geq Seitenholzdicke)	118
4.14	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmes- ser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235	119
4.15	Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ bei reduzierten Randabständen, Stabdübeldurch- messer $d = 12 \text{ mm}$	121
4.16	Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ bei reduzierten Randabständen, Stabdübeldurch- messer $d = 24 \text{ mm}$	122
4.17	Stabdübel- und Bolzentragfähigkeiten im Brandfall, $d = 12 \text{ mm}$	126
4.18	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ mit den Ver- suchsergebnissen aus [8, 63], $d = 12 \text{ mm}$	126
4.19	Stabdübel- und Bolzentragfähigkeiten im Brandfall, $d = 20 \text{ mm}$	128
4.20	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Verbin- dung A mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20 \text{ mm}$	128
4.21	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Verbin- dung B mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20 \text{ mm}$	129
4.22	Isoflächen der Temperaturen nach 30 Minuten Branddauer für die Ver- bindung nach Tabelle 4.6	131

4.23	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ mit den Versuchsergebnissen aus [77], $d = 10 \text{ mm}$	132
4.24	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Bolzenverbindung mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 12 \text{ mm}$	133
4.25	Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Bolzenverbindung mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20 \text{ mm}$	134
4.26	Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$ und $t_2 = t_1$	137
4.27	Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$ und $t_2 = 2 \cdot t_1$	137
4.28	Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 24 \text{ mm}$ und $t_2 = t_1$	138
4.29	Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 24 \text{ mm}$ und $t_2 = 2 \cdot t_1$	138
4.30	Vergleich der berechneten Tragfähigkeitsreduzierungen η im Brandfall mit den Angaben des Entwurfes der prEN 1995-1-2 [28]	140
5.1	Konzept zur Bestimmung der Bemessungsgeraden für die Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall	144
5.2	Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel, $d = 12 \text{ mm}$, Stahl S235 und $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ (Mittelholzdicke $t_2 \geq$ Seitenholzdicke t_1)	146
5.3	Tragfähigkeitsreduzierung η für unterschiedliche Materialien, Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$	147
5.4	Tragfähigkeitsreduzierung η für unterschiedliche Materialien, Stabdübeldurchmesser $d = 30 \text{ mm}$	147
5.5	Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	149
5.6	Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	149
5.7	Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	150
5.8	Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	150
5.9	Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 30 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$	153

5.10	Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 60 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$	153
5.11	Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 30 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$	154
5.12	Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 60 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$	154
5.13	Bestimmung der char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ und R_k der Beispielverbindung	157
A.1	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235	168
A.2	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235	168
A.3	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	169
A.4	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	169
A.5	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	170
A.6	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S355	170
A.7	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S355	171
A.8	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S355	171
A.9	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 6 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	172
A.10	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 8 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	172
A.11	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 10 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	173
A.12	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 16 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	173
A.13	Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 20 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	174

A.14 Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 24 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	174
A.15 Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 30 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275	175
B.1 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	178
B.2 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	178
B.3 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	179
B.4 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	179
B.5 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	180
B.6 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	180
B.7 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	181
B.8 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	181
B.9 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	182
B.10 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	182
B.11 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	183
B.12 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	183
B.13 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	184
B.14 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	184
B.15 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer	185

B.16 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer	185
B.17 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	186
B.18 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	186
B.19 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	187
B.20 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	187
B.21 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	188
B.22 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	188
B.23 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	189
B.24 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	189
B.25 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	190
B.26 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	190
B.27 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	191
B.28 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	191
B.29 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	192
B.30 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	192
B.31 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer	193
B.32 Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer	193

Tabellenverzeichnis

3.1	Wärmeübergangskoeffizient und Emissionsgrad für Holz und Stahl . . .	52
3.2	Angaben unterschiedlicher Arbeiten zum Emissionsgrad ϵ	52
3.3	Betrachtete Stabdübelgeometrien	56
3.4	Einflußbereich des einzelnen Stabdübels auf die Holztemperatur	63
3.5	Temperaturerhöhung ΔT durch eine zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung	76
3.6	Empfohlene Mindestrandabstände	77
3.7	Einfluß des 5 mm Überstandes des Stabdübels auf die Verbindungsmitteltemperaturen bei 30 Minuten Branddauer	78
3.8	Einfluß des 5 mm Überstandes des Stabdübels auf die Verbindungsmitteltemperaturen bei 60 Minuten Branddauer	78
3.9	Bolzenkopfgeometrien	79
3.10	Prozentualer Temperaturanstieg beim Bolzen gegenüber dem einfachen Stabdübel bezogen auf die Ausgangstemperatur von 293 K	80
3.11	Angesetzte Nagelkopfgrößen	81
3.12	Temperaturerhöhung bei den Nägeln gegenüber dem einfachen Stabdübel bezogen auf 293 K bei einer Branddauer von 30 Minuten . . .	81
3.13	Schraubengeometrie	82
3.14	Vergleich der unterschiedlichen Verbindungsmitteltypen	85
3.15	Relevante Geometriegrößen der Versuchsverbindungen	86
3.16	Temperaturen und Wärmestromdichten aus den FE-Berechnungen an der Holzoberfläche	94
3.17	Vergleichsberechnung der Wärmeströme an der Holzoberfläche	95
3.18	Vergleichsberechnung der maximalen Wärmestromdichten im Stabdübel SDü 12-30	97

4.1	Rohdichtekennwerte der verwendeten Sortierklassen für Nadelholz . . .	103
4.2	Stahleigenschaften der verwendeten Stahlsorten	105
4.3	Betrachtete Stabdübelverbindungen bei der Tragfähigkeitsbestimmung .	117
4.4	Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 12 \text{ mm}$ nach [8, 63]	125
4.5	Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63]	127
4.6	Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 10 \text{ mm}$ nach [77]	130
4.7	Versuchsverbindung, Bolzen $d = 12 \text{ mm}$ nach [8, 63]	133
4.8	Versuchsverbindung, Bolzen $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63]	134
4.9	Geometrie- und Materialdaten der untersuchten Stabdübelverbindungen	136
5.1	Normierte Seitenholzdicke \bar{t}_1	151
5.2	Bemessungsgeraden für die Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall für zweischnittige Stabdübelverbindungen	152
5.3	Vorschlag für die erforderlichen Abstände im Brandfall (Stabdübel) . . .	156
5.4	Geometrie- und Materialdaten der Beispielverbindung	156
5.5	Charakteristische Tragfähigkeiten und erforderliche Abstände des Bei- spielstabdübels	158
A.1	Übersicht der Abbildungen zu den Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$	167
B.1	Übersicht der Abbildungen zur Tragfähigkeitsreduzierung η	177
C.1	Pauschale Werte für die Tragfähigkeitsreduzierung η von zweischnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall	196
C.2	Bestimmungsgleichungen für die Tragfähigkeitsreduzierung η von zwei- schnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall	196
C.3	Erforderliche Abstände für Stabdübel im Brandfall	197

Verwendete Bezeichnungen

Zeichen	Bedeutung
x, y, z	Koordinaten, Koordinatenachsen
A	Fläche
V	Volumen
t	Zeit, Branddauer, Feuerwiderstandsdauer
i, j, k	Komponenten des Einheitsvektors
$l_{Modell}, b_{Modell}, h_{Modell}$	Modelllänge, -breite und -höhe
d	Verbindungsmitteldurchmesser
l	Verbindungsmittellänge
\ddot{u}	Überstand des Stabdübels über die Holzoberfläche
t_1, t_2	Seiten- und Mittelholzdicke
\bar{t}_1	normierte Seitenholzdicke
a_1, a_2, a_3, a_4	Abstände bei Normaltemperatur
$a_{1,fi}, a_{2,fi}, a_{3,fi}, a_{4,fi}$	Abstände für den Brandfall
n, n_{ef}	Verbindungsmittellanzahl, effektive Anzahl
m	Masse
$\rho, \rho_{Holz}, \rho_c, \rho_{St}$	Dichte, Dichte von Holz, Holzkohle und Stahl
λ, λ_{St}	Wärmeleitfähigkeit, Wärmeleitfähigkeit von Stahl
$\lambda_{ }$	Wärmeleitfähigkeit von Holz in Faserrichtung
λ_{\perp}	Wärmeleitfähigkeit von Holz quer zur Faserrichtung
c_p	spez. Wärmekapazität bei konstantem Druck
c_{Holz}, c_w	spez. Wärmekapazität von trockenem Holz, von Wasser
$c_{p,St}$	spez. Wärmekapazität von Stahl
H	Enthalpie
β, β^*	Abbrandrate, fiktive Abbrandrate

Zeichen	Bedeutung
$T, \Delta T$	Temperatur, Änderung der Temperatur
E_{th}, W	thermische Arbeit, mechanische Arbeit
ΔU	Änderung der inneren Energie
ΔE_{kin}	Änderung der kinetischen Energie
ΔE_{pot}	Änderung der potentiellen Energie
Q, \dot{Q}	Wärmemenge, Wärmestrom (pro Zeit)
$\dot{Q}_{Konvektion}$	Wärmestrom infolge Konvektion
$\dot{Q}_{Strahlung}$	Wärmestrom infolge Strahlung
Q_{lat}	latente Wärmemenge
u	Feuchtegehalt des Holzes
r	Verdampfungswärme von Wasser
q	Wärmestrom (pro Fläche)
\dot{q}	Wärmestromdichte
$\dot{q}_{Konvektion}$	Wärmestromdichte infolge Konvektion
$\dot{q}_{Strahlung}$	Wärmestromdichte infolge Strahlung
\dot{f}	Wärmeerzeugungsrate
α	Wärmeübergangskoeffizient
ϵ_{ij}, ϵ	Effektiver Emissionsgrad
$\epsilon_{Material}, \epsilon_{Flamme}$	Emissionsgrad des Materials, Emissionsgrad der Flamme
F_{ij}	Formfaktor zwischen Fläche i und j
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante
K	Reaktionsgeschwindigkeit
K_0	Geschwindigkeitskonstante
ΔE	Aktivierungsenergie
\mathcal{R}	allgemeine Gaskonstante
q_z	Zersetzungsenthalpie
$E_{d,fi}$	Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall
$R_{d,fi}$	Bemessungswert des Tragwiderstandes im Brandfall
R_k	char. Tragfähigkeit bei Normaltemperatur
$R_{k,fi}$	char. Tragfähigkeit im Brandfall (20%-Fraktilwert)
$\gamma_{M,fi}$	Teilsicherheitsbeiwert im Brandfall (Material)
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert bei Normaltemperatur (Material)
η	Tragfähigkeitsreduzierung für den Brandfall

Zeichen	Bedeutung
$f_{h,k}$	char. Lochleibungsfestigkeit bei Normaltemperatur
$f_{h,1,k}$	char. Lochleibungsfestigkeit für das Seitenholz
$f_{h,2,k}$	char. Lochleibungsfestigkeit für das Mittelholz
β	Verhältnis $f_{h,2,k}/f_{h,1,k}$
$f_{h,k,fi}$	char. Lochleibungsfestigkeit im Brandfall (20%-Fraktilwert)
M_y	Fließmoment des Verbindungsmittels
$M_{y,k}$	char. Fließmoment bei Normaltemperatur
$M_{y,k,fi}$	char. Fließmoment im Brandfall
$f_{u,k}$	char. Zugfestigkeit des Stahls
$f_{y,k}$	char. Streckgrenze des Stahls
$k_{\theta}, k_{y,\theta}$	Abminderungsfaktoren infolge Temperatur
k_{fi}	Faktor zur Berücksichtigung des 20%-Fraktilwertes
ETK	Einheits-Temperaturzeitkurve
VF	Versagensfall
FE	Finite-Elemente

Kapitel 1

Einführung

1.1 Problemstellung

Für die brandschutztechnische Bemessung von Bauwerken und Konstruktionen ist vor allem die Betrachtung des Grenzzustandes der Tragfähigkeit dieser für die geforderte Branddauer erforderlich. Für Holzkonstruktionen bedeutet dies neben weiteren Nachweisen eine Betrachtung der Holzbauteile und deren Verbindungen für den Brandfall. Die Verbindungen werden im modernen Holzbau zumeist als scherbeanspruchte Verbindungen mit stabförmigen metallischen Verbindungsmitteln ausgeführt. Zu diesen Verbindungsmitteln gehören Stabdübel, Bolzen, Paßbolzen, Schrauben, Nägel und Klammern.

Die Brandbeanspruchung kann bei ungeschützten Verbindungen zu einer erheblichen Tragfähigkeitsreduzierung führen. Durch den Abbrand des Holzes werden die Holzquerschnitte, die zur Kraftübertragung innerhalb der Verbindung dienen, reduziert. Zusätzlich wird vor allem über das metallische Verbindungsmittel Wärme ins Innere der Verbindung geleitet, so daß sich über die gesamte Länge des Verbindungsmittels erhöhte Temperaturen im Verbindungsmittel und im umgebenden Holz einstellen. Diese erhöhten Temperaturen beeinflussen zusätzlich die Tragfähigkeit einer Verbindung negativ.

Um die Tragfähigkeiten von ungeschützten Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln für den Brandfall bestimmen zu können, sind somit vor allem der Einfluß des Abbrandes und der sich einstellenden Temperaturen im und um das Verbindungsmittel zu berücksichtigen. Zusätzlich sind die Versagensmechanismen derartiger brandbeanspruchter Verbindungen zu untersuchen, um aufbauend auf diesen Mechanismen ein theoretisches Modell zur Ermittlung der Tragfähigkeit im Brandfall entwickeln zu können.

1.2 Derzeitige Verfahren zur Ermittlung der Tragfähigkeit im Brandfall

Die Bemessung von ungeschützten Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall kann derzeit mit den nationalen Regeln nach DIN 4102 Teil 4 [14] und mit den europäischen Regeln nach DIN V ENV 1995 Teil 1-2 [23] unter Berücksichtigung des Nationalen Anwendungsdokumentes [73], erfolgen. Im Entwurf der überarbeiteten europäischen Regeln, Draft prEN 1995-1-2 [28], werden veränderte Regeln zur Bestimmung der Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln angegeben. Im folgenden werden die unterschiedlichen nationalen und europäischen Regeln vorgestellt.

1.2.1 Nationale Regelungen

Nach den nationalen Regeln der DIN 4102 Teil 4 ist für den Brandschutznachweis von Verbindungen mit ungeschützten Stabdübeln ein Lochleibungsnachweis für das Seitenholz zu führen. Außerdem sind die Mindestwerte der Seitenholzdicken $\min a_{s,f}$ sowie der Randabstände $\min e_{r,f}$ einzuhalten.

Die Randabstände $\min e_{r,f}$ werden wie folgt bestimmt:

$$\min e_{r,f} = e_r + c_f \quad (1.1)$$

Mit e_r Randabstand nach DIN 1052 Teil 2 [10]
 $c_f = 10 \text{ mm}$ für F-30
 $c_f = 30 \text{ mm}$ für F-60

Die Mindestseitenholzdicke $\min a_{s,f}$ wird für die Feuerwiderstandsdauer F-30 mit 50 mm und für F-60 mit 100 mm angegeben, bzw. mit Gleichung 1.2 aus der Mindestholzdicke $\min a$ nach DIN 1052 Teil 1 [9] bestimmt.

$$\min a_{s,f} = \min a + c_f \quad (1.2)$$

Für den Lochleibungsnachweis des Seitenholzes für ungeschützte Stabdübelverbindungen ohne Stahlblech gilt für die Feuerwiderstandsklasse F30:

$$N \leq 1,25 \cdot \text{zul } \sigma_l \cdot (a_s - 30 \cdot v) \cdot d_{st} \cdot \eta \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{360}\right) \quad (1.3)$$

mit der Abminderung

$$\eta = \frac{d_{st}/a_s}{\min(d_{st}/a_s)} \leq 1,0 \quad (1.4)$$

Es bedeuten:

$$\min (d_{st}/a_s) = 0,16 \cdot \sqrt{a_m/a_s} \cdot \left(1 + \left[\frac{110}{l'_{st}}\right]^4\right) \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{360}\right) \quad (1.5)$$

und

$$\begin{aligned} l'_{st} &= l_{st} && \text{für Stabdübel ohne Überstand } (\ddot{u} \leq 5 \text{ mm}) \\ l'_{st} &= 0,6 \cdot l_{st} && \text{für Stabdübel mit Überstand} \end{aligned} \quad (1.6)$$

und

$$\begin{aligned} l_{st} &= 2 \cdot a_s + a_m \geq 120 \text{ mm} && \text{für Stabdübel ohne Überstand} \\ l_{st} &= 2 \cdot a_s + a_m + 2 \cdot \ddot{u} \geq 200 \text{ mm} && \text{für Stabdübel mit Überstand} \\ &&& 5 \text{ mm} < \ddot{u} \leq 20 \text{ mm} \end{aligned} \quad (1.7)$$

Die Nachweise für ungeschützte Stabdübel mit innenliegendem Stahlblech sowie für Paßbolzen und Nägel sind ähnlich und können der DIN 4102 Teil 4 [14] entnommen werden. Für reine Bolzenverbindungen wird für die Feuerwiderstandsklasse F30 eine Reduzierung auf 25% der zulässigen Tragfähigkeit bei Normaltemperatur nach DIN 1052 Teil 2 [10] vorgeschrieben.

1.2.2 Europäische Regelungen (DIN V ENV 1995-1-2 [23])

Der Brandschutznachweis für ungeschützte Verbindungen nach DIN V ENV 1995 Teil 1-2 [23] erfolgt in Verbindung mit den Bemessungsregeln für Normaltemperatur nach DIN V ENV 1995 Teil 1-1 [22]. Im Brandfall wird für die Verbindungen das Verhältnis der Bemessungswerte von Beanspruchung und Tragfähigkeit bei Normaltemperatur mit η begrenzt.

$$\frac{E_d}{R_{d,n}} \leq \eta \quad (1.8)$$

Vereinfacht kann für den Feuerwiderstand R 30 für ungeschützte Stabdübel $\eta_{30} = 0,80$ angesetzt werden. Hierbei sind jedoch folgende Bedingungen einzuhalten:

$$\begin{aligned} l &\leq 2 \cdot t_1 + t_2 \\ l &\geq 150 \text{ mm} \\ t_{max}/d &\leq 6 \end{aligned}$$

Nach DIN V ENV 1995 1-2 Anhang B kann η_{30} speziell für jede Verbindung einzeln bestimmt werden:

$$\eta_{30} \leq \frac{c \cdot d}{\mu \left(1,0 + \left[\frac{110}{l'}\right]^4\right) \cdot \left(1 - \frac{\alpha}{360}\right)} \quad (1.9)$$

$$\eta_{30} \leq 1,0 \quad (1.10)$$

mit	$\mu = \sqrt{t_1 \cdot t_2}$	im allgemeinen
	$\mu = t_1$	für Stahlplatte als Mittellage
	$c = 12$	für Stahlplatte als Mittellage
	$c = 6$	für Mittelhölzer
	$l' = l$	für Stabdübel ohne Überstand
	$l' = 0,6 \cdot l$	für Stabdübel mit Überstand
	t_1	Dicke des Seitenholzes in Millimetern
	t_2	Dicke des Mittelholzes in Millimetern
	l	absolute Dübellänge in Millimetern

Bei der Anwendung von η_{30} nach Gleichung 1.9 ist darüberhinaus nachzuweisen, daß

$$l \geq 120 \text{ mm} \quad \text{für Stabdübel ohne Überstand bzw.}$$

$$l \geq 200 \text{ mm} \quad \text{für Stabdübel mit Überstand.}$$

Zusätzlich sind für den Nachweis im Brandfall die Dicken der Hölzer sowie die End- und Randabstände um a_{fi} zu vergrößern.

$$a_{fi} = \beta_0 \cdot (t_{fi,req} - 15) \quad (1.11)$$

mit β_0 Abbrandrate
 $t_{fi,req}$ erforderlicher Feuerwiderstand in Minuten

Im einzelnen sind für die Seitenholzdicken sowie für die End- und Randabstände folgende Mindestmaße gefordert:

Für die Seitenholzdicke t_1 :

$$t_1 \geq \frac{t_{fi,req}}{1,25 - \eta_n} \quad (1.12)$$

$$t_1 \geq 1,6 \cdot t_{fi,req} \quad (1.13)$$

$$t_1 \geq t_{1,min} + a_{fi} \quad (1.14)$$

mit $\eta_n = E_d/R_{d,n}$ Verhältnis der Bemessungswerte bei Normaltemp.
 t_1 Dicke der Seitenhölzer in Millimetern
 $t_{1,min}$ erforderliche Mindestdicke für das Seitenholz
bei Bemessung unter Normaltemperatur
 E_d Bemessungswert der Beanspruchung bei Normaltemp.
 $R_{d,n}$ Bemessungswert der Tragfähigkeit bei Normaltemp.

Für die End- und Randabstände a_3 und a_4 :

$$a_3 \geq a_{3,min} + a_{fi} \quad (1.15)$$

$$a_4 \geq a_{4,min} + a_{fi} \quad (1.16)$$

mit $a_{3,min}$, $a_{4,min}$ End- und Randabstände nach DIN V ENV 1995 1-1

Die End- und Randabstände brauchen nicht vergrößert zu werden, wenn folgende Bedingungen eingehalten sind:

$$a_3 \geq \beta_0 \cdot (t_{fi,req} + 15) \quad (1.17)$$

$$a_4 \geq \beta_0 \cdot (t_{fi,req} + 15) \quad (1.18)$$

1.2.3 Europäische Regelungen (Draft prEN 1995-1-2 [28])

Der Entwurf zum Eurocode 5-1-2 (Draft prEN 1995-1-2) sieht ähnlich der Regeln der DIN V ENV 1995-1-2 eine vereinfachte und eine genauere Bemessung von ungeschützten Verbindungen vor. Im Detail unterscheiden sich die Regeln jedoch erheblich von denen der DIN V ENV 1995-1-2.

Die vereinfachten Regeln geben eine pauschale Feuerwiderstandsdauer für unterschiedliche Verbindungstypen mit Werten zwischen 15 und 20 Minuten an. Um eine Tragfähigkeit über den pauschal angegebenen Feuerwiderstandsdauern bis maximal 30 Minuten gewährleisten zu können, sind nach den vereinfachten Regeln lediglich die Seitenholzdicken, die Länge und Breite der Seitenhölzer und die Rand- und Endabstände der Verbindungsmittel um a_{fi} zu vergrößern.

$$a_{fi} = \beta_n \cdot k_{flux} \cdot (t_{req} - t_{fi,d}) \quad (1.19)$$

mit β_n Abbrandrate in mm/min
 $k_{flux} = 1,5$ Beiwert zur Berücksichtigung der Wärmeleitung
 t_{req} erforderliche Feuerwiderstandsdauer in Minuten
 $t_{fi,d}$ pauschal angegebene Feuerwiderstandsdauer in Minuten

Die genaueren Regeln sehen eine Bestimmung der reduzierten Tragfähigkeit im Brandfall vor, mit der eine konkrete Bemessung für den Brandfall in Anlehnung an die Bemessung bei Normaltemperatur durchgeführt werden kann.

$$F_{Rk,fi} = \eta_{conn} \cdot F_{Rk} \quad (1.20)$$

mit $F_{Rk,fi}$ char. Tragfähigkeit im Brandfall
 F_{Rk} char. Tragfähigkeit bei Normaltemperatur
 $\eta_{conn} = e^{-k \cdot t_{fi,d}}$ Abminderungsfaktor für den Brandfall
 k Parameter, abhängig von der Verbindung

Für unterschiedliche Verbindungstypen werden der Parameter k und eine maximale Feuerwiderstandsdauer angegeben. Stabdübel mit einem Überstand von mehr als 5 mm sind brandschutztechnisch wie Bolzen zu behandeln.

Zusätzlich kann die Feuerwiderstandsdauer $t_{fi,d}$ einer Verbindung bestimmt werden:

$$t_{fi,d} = -\frac{1}{k} \cdot \ln \frac{\eta_{fi} \cdot \gamma_{M,fi}}{\gamma_M \cdot k_{fi}} \quad (1.21)$$

mit η_{fi}	Reduzierung des Bemessungswertes der Beanspruchung im Brandfall
$\gamma_{M,fi}/\gamma_M$	Verhältnis der Teilsicherheitsbeiwerte der Widerstände im Brandfall und bei Normaltemperatur
k_{fi}	Faktor zur Berücksichtigung der 20%-Fraktile

Es ist festzustellen, daß weder bei den vereinfachten noch bei den genaueren Regeln die Geometrie der Verbindung, wie die Seitenholzdicke, die Verbindungsmittellänge oder der Verbindungsmitteldurchmesser, berücksichtigt werden. Die späteren Berechnungen dieser Arbeit zeigen jedoch gerade von diesen Geometriegrößen eine starke Abhängigkeit der Tragfähigkeiten im Brandfall.

1.2.4 Grundlage der Regelungen

Die Bemessungsregeln für stabförmige Verbindungsmittel im Brandfall nach der nationalen DIN 4102 T.4 und der europäischen DIN V ENV 1995-1-2 sind aus den Forschungsarbeiten [54] und [55] entstanden. Die Bemessungsregeln wurden von einem theoretischen Modell und der anschließenden Kalibrierung mit Versuchsergebnissen abgeleitet. In [86] wurden die gewählten Grundlagen näher betrachtet und die unterschiedlichen Modelle für die Bemessung für den Brandfall und bei Normaltemperatur miteinander verglichen. Es wurde festgestellt, daß vereinfachte Grundlagen und sehr unterschiedliche Modelle verwendet wurden, und die Kombination der unterschiedlichen Regeln zur Bemessung zumindest beim Eurocode 5 aufgrund der unterschiedlichen Modellansätze und Sicherheitskonzepte kritisch zu beurteilen ist.

Die Regeln des Entwurfes zur prEN 1995-1-2 [28] beruhen auf den Ergebnissen von Arbeiten aus Schweden [74] und aus Frankreich [8, 63]. In den Arbeiten wurde die Tragfähigkeit vorwiegend empirisch ermittelt. Für die Reduzierung der Tragfähigkeiten im Brandfall zeichnete sich eine exponentiale Abhängigkeit von der Branddauer ab, die sich in den genaueren Bemessungsregeln des europäischen Entwurfs wiederfindet. Anzumerken ist jedoch die geringe Anzahl der durchgeführten Versuche, so daß die Größe der Streuung der Versuchsergebnisse nicht erfaßt werden konnte.

1.3 Ziel der Arbeit

Die derzeitigen Kenntnisse über die Tragfähigkeit von ungeschützten Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall wurden vorwiegend empirisch gewonnen oder zumindest in weiten Teilen über Versuche kalibriert. Zumeist können nur Angaben bis zu einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten angegeben werden, obwohl einige Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln auch höhere Feuerwiderstandsdauern erreichen können. Ein umfassendes theoretisches Modell zur variablen Bestimmung der Tragfähigkeiten und zur Beschreibung der Versagensmechanismen existiert bislang nicht.

Ziel dieser Arbeit ist daher, Modelle für Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln zur Bestimmung der Tragfähigkeit und der Versagensmechanismen im Brandfall bereitzustellen, die bis zu einer Branddauer von mindestens 60 Minuten ihre Gültigkeit behalten. Zuerst ist die Bestimmung der Temperaturen innerhalb der Verbindung für unterschiedliche Branddauern erforderlich. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode sind hierfür dreidimensionale Wärmestromberechnungen durchzuführen. Unter Verwendung der berechneten Temperaturen sind anschließend Modelle zu entwickeln, um die Tragfähigkeit und Versagensmechanismen im Brandfall bestimmen zu können.

Die Kenntnis theoretischer Modelle zur Bestimmung der Tragfähigkeiten im Brandfall erleichtert die variable brandschutztechnische Beurteilung von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln. Daher werden diese Modelle dazu beitragen, daß in Zukunft die Anzahl entsprechender Brandversuche reduziert werden oder die Versuche sogar gänzlich entfallen können.

Des weiteren soll ein praxisgerechtes Bemessungsverfahren für ungeschützte Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln erarbeitet werden, das die derzeitigen Bemessungsregeln für die Normaltemperatur berücksichtigt und eventuell einbezieht.

1.4 Aufbau der Arbeit

Im ersten Kapitel sind die Problemstellung, die derzeitigen Bemessungsregeln für Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln für den Brandfall und das Ziel dieser Arbeit dargestellt.

Das zweite Kapitel enthält eine ausführliche Betrachtung des derzeitigen Kenntnisstandes und verwandter Arbeiten. Dabei werden sowohl die Themenbereiche der Temperaturentwicklung im Holz und Stahl sowie der Pyrolyse von Holz als auch die Bestimmung der Tragfähigkeit bei Normaltemperatur und im Brandfall betrachtet.

In Kapitel 3 werden die verwendeten thermischen Grundlagen zusammengestellt und

im Anschluß die Temperaturen innerhalb von unterschiedlichen Verbindungen mit Hilfe der finiten Elemente bestimmt und beurteilt.

Aufbauend auf den in Kapitel 3 bestimmten Temperaturen folgen in Kapitel 4 Betrachtungen zu den Tragfähigkeiten. Zunächst werden die mechanischen Grundlagen in Bezug auf den Brandfall zusammengestellt. Unter Verwendung dieser Grundlagen und der mechanischen Gleichgewichte sowie der thermischen Einwirkungen wird ein Tragmodell mit unterschiedlichen Versagensmechanismen für zweischnittige Stabdübelverbindungen aufgestellt. Anschließend werden die mit diesem Modell berechneten Tragfähigkeiten kritisch betrachtet und Vergleiche mit vorhandenen Versuchsergebnissen von Bolzen- und Stabdübelverbindungen sowie mit Ergebnissen der bisherigen Bemessungsregeln durchgeführt.

In Kapitel 5 wird auf der Grundlage zahlreicher Tragfähigkeitsberechnungen von zweischnittigen Stabdübelverbindungen für unterschiedliche Branddauern ein Bemessungsvorschlag erarbeitet. Die Regeln dieses Vorschlags sind zusätzlich in Anhang C zusammengestellt.

Abschließend werden in Kapitel 6 Vorgehen und Ergebnisse dieser Arbeit zusammengefaßt und diskutiert. Ein Ausblick auf weitergehende Arbeiten zum Themenbereich der Tragfähigkeit von Verbindungen im Brandfall schließt das Kapitel und diese Arbeit ab.

Kapitel 2

Kenntnisstand – Verwandte Arbeiten

Als Grundlage für diese Arbeit sind Veröffentlichungen und Untersuchungen aus den folgenden Themenbereichen zu nennen:

- Pyrolyse des Holzes
- Temperaturentwicklung während des Brandfalls im Holz (Temperaturen und Abbrandraten)
- Temperaturentwicklung während des Brandfalls im Stahl
- Tragfähigkeiten von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln bei Normaltemperatur und im Brandfall

Bisherige Arbeiten aus diesen Bereichen behandeln meist Sachverhalte, die Aufschlüsse über das thermische oder mechanische Verhalten von brandbeanspruchten Verbindungen zulassen. Dabei sei unter anderem auf die theoretische Ermittlung der Temperaturverläufe innerhalb der Verbindung hingewiesen, die von der Ermittlung der Temperaturverläufe innerhalb von Holz-, Stahl- und Verbundbauteilen abgeleitet werden kann. Weiterhin sind die versuchstechnischen Arbeiten zu nennen, die zur Überprüfung der theoretischen Betrachtungen benötigt werden.

Im folgenden werden die wichtigsten Arbeiten aus den o.g. Themenbereichen chronologisch in die Bereiche Temperaturverläufe in Holz, Stahl und innerhalb von Verbindungen sowie den Bereich der Tragfähigkeit aufgeteilt.

2.1 Temperaturverläufe

2.1.1 Temperaturverläufe im Holz

Unter erhöhten Temperaturen ändert Holz seine Eigenschaften bezüglich Festigkeit, Dichte, Feuchtigkeit, Wärmeleitfähigkeit und Wärmespeichervermögen. Weiterhin werden durch die Pyrolyse des Holzes Reaktionsprodukte wie Gase, Kohle, Asche und Energie freigesetzt, wobei die Eigenschaften der Kohle wiederum von der Temperatur abhängig sind. Die Pyrolyse ist u.a. von der Holzart und der Art der Temperatureinwirkung abhängig.

2.1.1.1 Pyrolyse von Holz

Bei der Pyrolyse handelt es sich um die thermische Zersetzung von organischen Stoffen bei hohen Temperaturen unter Sauerstoffmangel. Im Anschluß an die Pyrolyse findet eine Verbrennung der flüchtigen und festen Bestandteile statt.

R. Domanský und F. Rendoš (1962) [24]

Domanský und Rendoš stellten mit Hilfe der modernen differentiellen thermischen Analyse (DTA) fest, daß sich bei der thermischen Holzzerlegung die thermochemischen Wirkungen einzelner Holzkomponenten überlagern. Zu diesem Zweck führten sie Versuche mit Cellulose-, Lignin- und Hemicellulosegemischen durch und verglichen diese mit getrockneten Sägespänen verschiedener Holzarten.

Dabei ermittelten sie drei ausgezeichnete Bereiche: Der erste Bereich reicht von 373 K bis 443 K und weist eine mäßige Endothermität auf. Im zweiten Bereich beginnt die exotherme Reaktion bei 488 K und erreicht bei 543 K ein Maximum. Letztlich finden im dritten Bereich bei Temperaturen über 623 K Veränderungen nur noch mit geringer thermischer Aktivität statt.

Abschließend gelangten die Autoren zu der Erkenntnis, daß es genügt, Holz in seiner Gesamtheit brandtechnisch zu untersuchen, da die Summe der einzelnen Komponenten sich so verhält, wie das Holz selbst.

A. M. Kanury und P. L. Blackshear, Jr. (1970) [53]

Eine Zusammenfassung etlicher Informationen aus verschiedenen Literaturquellen über die Energie- und Massenentwicklung beim Brand von Holz haben Kanury und Blackshear 1970 erarbeitet. Anschließend klassifizierten sie den Verlauf der Zersetzung des Holzes aufgrund thermischer Einwirkung folgendermaßen:

Bei 378 K findet die Verdunstung der absorptiven Feuchtigkeit statt. Die Zersetzung der Hemicellulose und der Verlust der Festigkeit der Cellulose beginnt

bei 473 K. Die Masse des Holzes nimmt ab 553 K rapide ab und geht mit der Zersetzung einher.

A. F. Roberts (1970, 1971) [79, 80]

Da frühere Veröffentlichungen bei der Pyrolyse eine beachtliche Variation in der Beschreibung der kinetischen Daten aufzeigten, beschäftigte sich Roberts mit den beeinflussenden Faktoren der Katalyse und der selbsttätigen Katalyse sowie mit den aus der physikalischen Struktur des Holzes und aus unterschiedlichen Versuchsanordnungen resultierenden Einflüssen.

In den von Roberts untersuchten Literaturstellen werden die Ermittlungen der kinetischen Daten von Holz in zwei Gruppen aufgeteilt: in Kleinversuche, bei denen die Bedingungen während des Experimentes geschlossen kontrolliert werden und in Großversuche, die das brandtechnische Verhalten des Holzes in wirklichkeitsnahen Situationen beschreiben. Die Schwankung des Holzengewichtes erschwerete eine theoretische Beschreibung erheblich. Cellulose, Hemicellulose und Lignin zeigten separiert unterschiedliches Brandverhalten. Roberts ermittelte, daß die Pyrolyse von Cellulose und Hemicellulose (beide machen etwa 75% des Holzgewichtes aus) zeitlich gesehen fast abgeschlossen sein muß, bevor die Zersetzung von Lignin beginnt. Weiterhin stellte er fest, daß der Verlauf der Pyrolysereaktion in der Cellulose und die Abbrandraten in hohem Maße von katalytischen Effekten abhängig sind. Die frei werdende Energie bei der Pyrolyse von Cellulose und Hemicellulose hat vor allem Einfluß auf die später einsetzende Ligninzersetzung.

Der Vergleich der Ergebnisse von Klein- und Großversuchen ergab, daß die Ergebnisse der Kleinversuche bei Beachtung der Randbedingungen auf Großversuche übertragbar sind. Bis zu Temperaturen zwischen 573 K und 593 K kann im Holz keine nennenswerte Zersetzung beobachtet werden. Das Entzünden von Holz wird von dem Verhalten der am stärksten reaktiven Komponente beeinflusst, während die benötigte Zeit durch die Höhe der Temperatur vorgegeben wird. Der Prozeß der langsamen Temperaturzunahme auf 573 K beeinflusst die Eigenkatalyse, von der die Pyrolyse maßgeblich abhängt.

In einer weiteren Arbeit [80] untersuchte Roberts 1971 die freiwerdenden Energien während der Pyrolyse. Die in früherer Veröffentlichungen festgestellten Größe der freiwerdenden Energien reichen für die Gesamtenergie während der Pyrolyse von endothermen ($q = 370 \text{ J/g}$ für Cellulose) bis exothermen Werten (Gesamtheit Holz $q = -1700 \text{ J/g}$). Nach Roberts hängt die freiwerdende Energie stark von den Umgebungs- und Brandbedingungen ab. Unter normalen Brandverhältnissen kann von einem exothermen Prozeß ausgegangen werden, wobei plausible Werte bei $q = -(160 \text{ bis } 240) \text{ J/g}$ liegen. Die Pyrolyseenergie wird zu 65% vom Lignin und zu 35% von Cellulose getragen. Führt die Erwärmung des Holzes

nicht über 593 K, so kann eine „zweite Pyrolyse“ die freiwerdende Energie auf bis zu 1600 J/g ansteigen lassen. Roberts stellte mit der modernen differentiellen thermischen Analyse fest: Lignin beginnt mit der exothermen Reaktion ab ca. 573 K und erreicht ein Maximum zwischen 673 K und 693 K. Cellulose ist bis 653 K endotherm, danach findet ein steiler Anstieg in den exothermen Bereich statt. Holz als Gesamtheit folgt dem Reaktionsverlauf des Lignins, wobei zwischen 613 K und 673 K der stark endotherme Einfluß der Cellulose zu beachten ist. Diese Verläufe sind in der Abbildung 2.1 dargestellt.

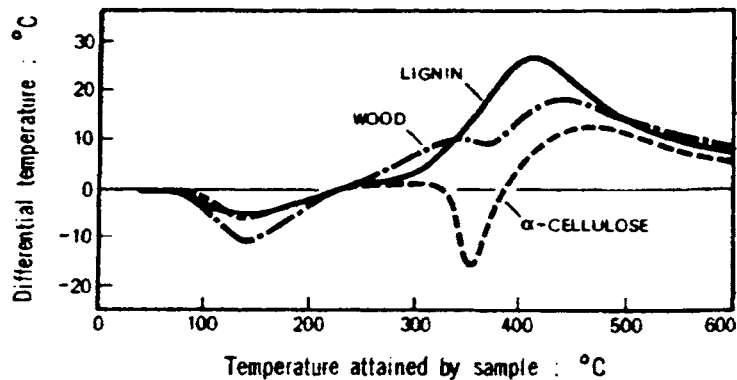


Abbildung 2.1: Kurven der Differential-Temperatur-Analyse (DTA) aus [80]

Hsiang-Cheng Kung (1972, 1973) [64, 65]

Hsiang-Cheng Kung stellt in seiner Veröffentlichung von 1972 ein mathematisches Modell zur Erfassung der Pyrolyse im Holz vor. Die Berechnung berücksichtigt: 1. die transitive Wärmeleitung, 2. die innere Wärmeleitung durch Gase, 3. die Zersetzung des Holzes nach Arrhenius in Gas und verbleibende Kohle, 4. endotherme Prozesse und 5. die Veränderung der Holzdichte, der spezifischen Wärmekapazität und der Wärmeleitung durch die Temperaturerhöhung.

Für die Berechnung wurden Annahmen getroffen, für die bis dato keine versuchstechnischen Bestätigungen vorlagen.

1973 wurden die oben genannten Ergebnisse von Hsiang-Cheng Kung in [65] durch Versuchsergebnisse verifiziert und eine endotherme Reaktion der Holzpyrolyse bestätigt.

J. A. Havens, H. T. Hashemi, L. E. Brown und J. R. Welker (1972) [47]

Die Autoren entwickelten ein mathematisches Modell, welches die thermische Zersetzung des Holzes berücksichtigt und dem Modell von Hsiang-Cheng Kung [64] ähnelt. Temperaturabhängige Materialkennwerte wurden mit dem Kalorimeter

und dem Gravimeter versuchstechnisch gewonnen und dienten als Eingangswerte für das Modell.

W. Patzak (1972) [76]

In seiner Arbeit untersuchte Patzak die Theorie des Brandgeschehens von Holz. Neben einer ausführlichen Literaturrecherche und schematischen Darstellungen zu den Gesetzmäßigkeiten, die das Brandgeschehen beherrschen, wurden auch eigene Versuche zum Einfluß der Umgebungsatmosphäre auf das Brandgeschehen von Holz durchgeführt. Als Besonderheit ist zu nennen, daß Patzak unterschiedliche Untersuchungsverfahren wie die Thermogravimetrie (TG) in Verbindung mit der Differentialthermogravimetrie (DTG), die Differenzialthermoanalyse (DTA) und die Druckanalyse (DA) während der Versuche gleichzeitig an einer Probe angewandt hat und dadurch gegenseitige Rückschlüsse bezüglich der Reaktionen ziehen konnte.

H. Rusche (1973) [83]

An trockenen Rotbuchen- und Fichtenholzproben untersuchte Rusche den Masseverlust des Holzes bei Wärmebehandlung in Stickstoff, im Vakuum und an der Luft bis 473 K. Er stellte fest, daß der Masseverlust ein Indiz für den Grad der thermischen Zersetzung ist. Mit Hilfe der Versuchsergebnisse konnte er die Gleichung von Arrhenius erweitern und Konstanten zur genaueren mathematischen Beschreibung der Zersetzung während der Wärmebehandlung bestimmen. Die eingeführten Konstanten berücksichtigen die Atmosphäre im Reaktionsraum und die verwendete Holzart. Es wurde festgestellt, daß das Verhältnis der Aktivierungsenergien für die Holzersetzung bei Wärmebehandlung unter Luftzutritt und im Vakuum für beide Hölzer gleich ist.

In einem zweiten Artikel [82] stellt Rusche anschließend den Zusammenhang zwischen dem Masseverlust und der Festigkeits- und Steifigkeitsabnahme dar.

E. J. Kansa, H. E. Perlee und R. F. Chaiken (1977) [52]

In dieser Arbeit wurde 1977 ebenfalls ein mathematisches Berechnungsmodell zur Beschreibung der Pyrolyse erarbeitet, jedoch weichen die theoretischen Ergebnisse gerade bei hohen Temperaturen, wie sie im Brandfall vorliegen, sehr von festgestellten Versuchsergebnissen ab.

B. E. Cutter und E. Allen McGinnes, Jr. (1981) [6]

Cutter und McGinnes ermittelten die Dichteänderung des Holzes während des Brandgeschehens und machten Angaben über die temperaturabhängige Dichte des Holzes bzw. der Kohle. Untersucht wurden sieben Holzarten zwischen 293 K und 873 K. Die Ergebnisse lassen auf eine Abhängigkeit von der Holzart schließen.

Generell läßt sich zwischen den Temperaturen von 523 *K* bis 623 *K* eine stärkere Abnahme der Dichte über der Temperatur feststellen.

Z. Huntierová (1995) [50]

In dieser Arbeit wird der Einsatz von schaumschichtbildenden Schutzmitteln bei Holz und Holzwerkstoffen zur Erhöhung der Feuerwiderstandsdauer beurteilt. In einer umfangreichen Literaturzusammenstellung wird der Einfluß der Brandeinwirkung auf die Veränderung der Sorptionseigenschaften von Holz und auf die thermische Zersetzung der einzelnen Holzkomponenten beurteilt und durch eigene Untersuchungen ergänzt.

Mit Hilfe der Methode der Differential Scanning Calorimetry wurde der Beginn der chemischen Zersetzung bei massiven Buchen- und Fichtenholzproben bei 527 *K* und 550 *K* festgestellt. Des weiteren konnte bei der Pyrolyse ein Masseverlust des Holzes um ca. 80% festgestellt werden.

Als Ergebnis wurde gezeigt, daß die untersuchten Feuerschutzmittel neben der Verringerung der Entflammbarkeit auch eine erhebliche Reduzierung der Abbrandraten und der Temperaturen im Holzquerschnitt hervorrufen. Dadurch konnte im Brandfall eine gewisse tragfähigkeitssteigernde Wirkung festgestellt werden, obwohl die verwendeten Mittel bei Normaltemperatur eine Festigkeitsreduzierung bewirken.

Aus der Literaturrecherche über die Pyrolyse von Holz können für die Erstellung eines thermischen Modells folgende Erkenntnisse abgeleitet werden:

Die unterschiedlichen Angaben zur Reaktionswärme reichen von endo- bis exothermen Werten und können auf unterschiedliche Untersuchungsmethoden und Brandbelastungen zurückgeführt werden. Aufgrund der umfangreichen Untersuchungen von Roberts [80] kann darauf geschlossen werden, daß sich bei einer Temperaturbelastung entsprechend der Einheits-Temperaturzeit-Kurve, bei der eine Erwärmung über 593 *K* stattfindet, eher eine endotherme Reaktion einstellt.

Die Dichteabnahme des Holzes geht mit der Zersetzung einher und hat ihr Maximum zwischen 523 *K* und 673 *K* [76]. Durch die Pyrolyse reduziert sich die Masse auf 20% bis 25% [49, 50, 76].

Der Verlauf der Zersetzung des Holzes während der Temperaturbeanspruchung kann in mehrere Bereiche unterteilt werden:

1. bei 373 *K* verdunstet die Feuchtigkeit des Holzes [53, 76],
2. ab 473 *K* beginnt die Zersetzung mit der Veränderung von Hemicellulose. Die Zersetzungsgeschwindigkeit nimmt mit steigenden Temperaturen zu [76, 24],

3. ab 473 K verliert die Cellulose ihre Festigkeit [53],
4. im Temperaturbereich von 543/553 K bis 623 K befindet sich das Maximum der Zersetzung, welches durch den starken Gewichtsverlust und die Kohlebildung charakterisiert wird [53, 59, 76],
5. ab 623 K kann von einem Abklingen der Pyrolyse von Holz ausgegangen werden, da ab dieser Temperatur nur noch geringe thermische Aktivitäten beobachtet werden können [24, 76] und
6. ab 1073 K wird abschließend von einer vollständigen Verbrennung der Kohle ausgegangen [92, 62].

2.1.1.2 Abbrandraten und Temperaturen im Holz

Von besonderer Bedeutung bei der Berechnung von Holzbauteilen und Verbindungen aus brandschutztechnischer Sicht ist die Kenntnis über den zeitlichen Verlauf der thermischen Zersetzung, gemessen durch den Abbrand, und über die sich einstellenden Temperaturen innerhalb des verbrannten und unverbrannten Holzes.

Der Abbrand wird über die Abbrandrate β in mm/min als Abbrandtiefe pro Zeit beschrieben. Bei der Bestimmung der rechnerisch anzusetzenden Abbrandrate ist vor allem bei der Betrachtung von Bauteilen der Einfluß des erhöhten Eckabbrandes zu berücksichtigen. Durch Verminderung der Querschnittsfläche aufgrund des Abbrandes entstehen bei konstanter Last in brandbeanspruchten Bauteilen höhere Spannungen. Bei Bauteilverbindungen kommt es ebenfalls durch den Abbrand zu größeren Belastungen, da die Seitenholzdicken und die Randabstände durch den Abbrand reduziert werden.

Die Temperaturverläufe unterhalb der Abbrandgrenze innerhalb des unverbrannten Holzes sind ebenfalls für die Bestimmung der Tragfähigkeit von Holzbauteilen und Verbindungen von Bedeutung, da die mechanischen Werkstoffeigenschaften von diesen abhängen.

Im folgenden werden Arbeiten zu den Abbrandraten und zu den sich einstellenden Temperaturverläufen genannt und erläutert. Dabei werden vor allem auch Arbeiten betrachtet, die eine theoretische Ermittlung der Temperaturverläufe mit Hilfe von FE-Berechnungen durchführen oder hierfür Angaben bezüglich der Materialkennwerte oder der Berechnungsmethoden machen.

W. Fritz und H. Moser (1940) [39]

1940 haben Fritz und Moser die thermischen Eigenschaften von Stein- und Holzkohle sowie von Koks untersucht. Unter anderem haben sie durch Versuche an kleinen Holzkohleproben die Wärmeleitfähigkeit für Kiefer-/Meiler-Holzkohle festge-

stellt. Das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten parallel und senkrecht zur Faser der Holzkohle entspricht den Verhältnissen der Wärmeleitfähigkeiten des Holzes, das von Kollmann in [60] mit 2,0 angegeben wird. Die Faserrichtungsabhängigkeit wurde durch senkrechte und parallele Schnitte im Ausgangsmaterial versuchs-technisch gelöst. Da die Messungen der Wärmeleitfähigkeit an der Holzkohle bei 303 K durchgeführt wurden, sind die Ergebnisse wegen der wesentlich höheren Temperaturen nicht uneingeschränkt auf brandbeanspruchte Bauteile übertragbar. Aufgrund der anatomischen Struktur der Holzkohle werden die Ergebnisse der Untersuchungen jedoch auch für höhere Temperaturen als plausibel erachtet.

F. Kollmann und L. Malmquist (1956) [60]

Kollmann und Malmquist entwickelten eine theoretisch begründete Gleichung für die Wärmeleitfähigkeiten. Als Basis wurden die bis dato veröffentlichten empirischen Formeln für die Wärmeleitfähigkeiten von Holz und Holzwerkstoffen senkrecht zur Faser verwendet. Diese sind eine Funktion der Dichte und weisen einen linearen oder quadratischen Anstieg auf. Der eingeführte Brückenfaktor berücksichtigt die unterschiedliche Anordnung der Holzfasern oder -späne im Holz und in den Holzwerkstoffen. Das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeit senkrecht zur Faser zur parallelen Richtung wird mit 1 zu 2 angegeben. Der zusätzliche Einfluß der Feuchtigkeit auf die Wärmeleitfähigkeiten wurde ebenfalls erfaßt.

W. Schwarzott (1972) [89]

Schwarzott hat ein Elementverfahren zur Berechnung von Temperaturfeldern in anspruchsvollen Strukturen entwickelt, welches allgemeingültig und flexibel in der Erfassung von Randbedingungen ist. Es können alle Arten der Wärmeübertragung wie Strahlung, Leitung und Konvektion sowie Wärmequellen und -senken innerhalb des Körpers aber auch der Wärmetransport durch Massetransport berücksichtigt werden. Als Grundlage wurde die allgemeine Wärmedifferentialgleichung verwendet und mit Randbedingungen so verknüpft, daß ein FE-Programm zur Beschreibung eines Wärmefeldes formuliert werden konnte. Für die Lösung des stationären Falles wurde das Iterationsverfahren und für den instationären Fall das Runge-Kutta-Verfahren angewandt.

Da das Elementverfahren nicht für den Holzbau entwickelt worden ist, wurde die Zersetzung des Holzes nicht berücksichtigt. Es wurde jedoch die Möglichkeit angegeben, entsprechende Phasenübergänge der Masse einzubinden.

N. Deliiski (1977) [7]

Deliiski hat ein mathematisches Modell zur Beschreibung der Erwärmung des Holzes bei thermischer Behandlung durch Wärmeleitung bis 373 K entwickelt. Zur Lösung der Wärmeleitungsgleichung nach Fourier wurde das Rechenverfah-

ren der finiten Differenzen verwendet. Des weiteren wurde eine mathematische Beschreibung der benötigten Materialkennwerte wie der Wärmeleitfähigkeiten, der spezifischen Wärmekapazität und der Dichte des Holzes erarbeitet. Um den Richtungseinfluß des Wärmestroms zu erfassen, wurde ein Verhältnis der Wärmeleitfähigkeiten der parallelen zur senkrechten Faser von 2,0 empfohlen.

F. Hoffmann (1979) [49]

Hoffmann untersuchte das thermische Verhalten von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit. Durch Versuche und mit Hilfe eines Rechenprogramms stellte er fest, daß durch die hygroskopisch gebundene Feuchtigkeit die Zündvorgänge bei hohen Temperaturen kaum beeinflusst werden und diese Feuchtigkeit für brandtechnische Betrachtungen keinen Einfluß hat, da mit Zunahme der Aufheizgeschwindigkeit der Feuchteeinfluß im Randbereich auf den Temperaturverlauf und das Zersetzungsgeschehen abnimmt. Jedoch konnte ein geringer Einfluß des Feuchtegehaltes bei einer Durchwärmung des Holzes festgestellt werden.

R. H. White und E. L. Schaffer (1981) [97]

White und Schaffer untersuchten den Feuchtetransport innerhalb des Holzes während einer Brandeinwirkung. Sie stellten aufgrund von Versuchen fest, daß eine Feuchteerhöhung im Anschluß der Verkohlungs-schicht im unverbrannten Restquerschnitt meßbar ist, die bis zu 60% über den Ausgangswerten liegen kann. Diese Feuchteerhöhung konnte jedoch durch andere Autoren nicht bestätigt werden (siehe [66]).

A. Haksever (1982) [43]

Haksever hat sich mit dem Brandverhalten von brett-schichtverleimten Holzstützen und Balken beschäftigt. Zu klären war, inwieweit Stützen und Balken abhängig von Querschnittswerten, Gebrauchsspannung und Auflagerbedingungen den Feuerwiderstandsklassen genügen. Es wurden Versuche mit einer Brandbeanspruchung nach der ETK durchgeführt. Für den gemittelten seitlichen Abbrand von verleimten Nadelholzstützen wurde eine Rate von $0,7 \text{ mm/min}$ festgestellt. Für die Biegebalken aus Brett-schichtholz wurde ein seitlicher Abbrand von $0,8 \text{ mm/min}$ und für den oberen und unteren Rand von $1,1 \text{ mm/min}$ ermittelt.

Bei den Versuchen wurden ebenfalls die Temperaturen im Holz gemessen und ein steileres Ansteigen der Temperaturverläufe ab ca. 373 K festgestellt, welches mit der Rißbildung im Randbereich begründet wurde. Die aus der Literatur [75] bekannten Temperaturverläufe unter der Verkohlungs-schicht konnten bestätigt werden, wobei ein kürzerer Haltepunkt des Temperaturanstieges bei 373 K von

nur 5 bis 15 Minuten beobachtet wurde.

M. Lache (1992) [66]

Lache betrachtete das Verhalten von Holz bei einer Brandbeanspruchung experimentell in Klein- und Großversuchen. Er stellte anhand dieser Untersuchungen fest, daß bei Holz die Abbrandgeschwindigkeit hauptsächlich von der Holzart beeinflusst wird. Bei Eiche ist zusätzlich eine Abhängigkeit von der Rohdichte festzustellen und die Ausgangsfeuchte des Holzes hat nur einen unwesentlichen Einfluß.

Lache führte 50 Kleinversuche mit den Holzarten Fichte, Kiefer, Eiche, Buche und Meranti mit einer einseitigen Brandbeanspruchung nach der ETK durch. Benutzt wurden fehlerfreie Kleinproben nach DIN 52180 mit annähernd gleicher Holzstruktur sowie Holzfeuchten von 8 und 20%. Diese Feuchteunterschiede zu Beginn der Versuche zeigten in der Auswertung der Abbrandraten keine signifikanten Unterschiede. In den ersten 2 – 3 cm hinter der Abbrandgrenze des unverbrannten Restquerschnitts wurde eine starke Austrocknung gemessen. Ein Anstieg der Feuchte im unverbranntem Holz, wie durch White und Schaffer [97] gemessen, konnte nicht festgestellt werden. M. Lache [66] bewertete das von White und Schaffer verwendete Meßverfahren kritisch, da die Meßapparatur bei zunehmender Temperatur den Feuchtegehalt überschätzt.

Die Großversuche wurden an 10 biegebeanspruchten Brettschichtholz-Trägern durchgeführt. Es konnten keine erhöhten Abbrandraten an der Zugseite der Träger, wie in [43] beschrieben, gemessen werden.

Weiterhin wurden von Lache Temperaturmessungen im Holz- bzw. Balkeninneren mit Hilfe von Thermoelementen durchgeführt. Die Thermoelemente wurden in Tiefen zur temperaturbeanspruchten Seite von 5, 10, 20, 30, 40 und 50 mm eingebaut. Für jede Holzart konnte ein zeitunabhängiges Temperaturprofil erstellt werden, wobei sich der Verlauf für die unterschiedlichen Holzarten kaum unterscheidet.

Klingsch, Tavakkol-Khah, Wesche und Kersken-Bradley (1993) [57]

In diesem Forschungsvorhaben wurden Temperaturprofile und mittlere Querschnittstemperaturen aus Berechnungen entwickelt.

Im ersten Teil des Forschungsberichtes wurde versucht, eine einfache Formulierung der Temperaturverteilung im unverbrannten Holz für die Normung zu erarbeiten. Infolge der Sichtung von früheren Versuchsergebnissen konnte belegt werden, daß der Temperaturgradient unabhängig von der Querschnittsgröße ist, solange es keine gegenseitige Beeinflussung von temperaturbeanspruchten Oberflächen gibt. Der Temperaturgradient wird mit zunehmender Branddauer flacher. In ei-

ner Tiefe von 30 bis 40 mm wird die Ausgangstemperatur nicht überschritten. Aus diesen Fakten wurde ein einfaches Temperaturprofil entwickelt. Für kleine Querschnitte, bei denen es zu einer Überlagerung der gegenüberliegenden Temperaturverläufe kommt, wurde ein Profil abgeleitet. Analog wurde bei einer vierseitigen Beflammung vorgegangen. Aufgrund der Temperaturüberlagerung sind kleine Querschnitte ungünstiger, große etwas günstiger bewertet worden.

Im zweiten Teil dieses Forschungsberichtes wurde ein numerisches Verfahren zur thermischen Querschnittsanalyse für brandbeanspruchte Querschnitte entwickelt, um die Einflußgrößen differenzierter untersuchen zu können. Die Brandbelastung der ETK diente als Grundlage, wobei auch andere Brandeinwirkungen berücksichtigt werden konnten. Grundlage war die nichtlineare instationäre zweidimensionale Wärmeleitgleichung. Berücksichtigt wurden nichtlineare Wärmeübergangs- und Strahlungsbedingungen, sowie Temperatur- und Zeitabhängigkeit der Stoffwerte. Die Holzpyrolyse wurde mit dem Gesetz von Arrhenius erfaßt. Das erarbeitete Rechenprogramm zur theoretischen Querschnittsanalyse ist in der Lage, eine drei- bzw. vierseitige Brandbeanspruchung nach ETK zu behandeln, wobei ein Vergleich mit Versuchsergebnissen [61, 66] zeigte, daß bei größeren Branddauern die Temperaturen unterschätzt werden. Die von Lache [66] aus Experimenten ermittelten Temperaturen und Erkenntnisse, wie Linearität des Abbrands und Auftreten eines Haltepunktes der Erwärmung bei 373 K, werden somit nur qualitativ bestätigt.

J. König und L. Walleij (1999, 2000) [61, 62]

König und Walleij haben Abbrandversuche mit geschütztem und ungeschütztem Bauholz unter einer Brandbeanspruchung nach der Einheits-Temperaturzeitkurve und anderen Temperaturzeitkurven durchgeführt. Die anfangs geschützten Hölzer dienten als Beweis für die Verkohlung bei reiner Temperaturbeanspruchung.

In Abbildung 2.2 zeigt die Gerade (1) den linearen Verlauf der Abbrandraten von ungeschütztem Holz über die Zeit. Die Verläufe (2a, 2b, 2c) geben die veränderlichen Abbrandraten, bzw. Verkohlungstiefen von geschütztem Holz während und nach dem Versagen der Schutzmaßnahme an. (2a): Der Beginn der Verkohlung verschiebt sich aufgrund des Schutzes bis zur Zeit t_{ch} . Die Verkohlungsrate ist bis zum Zeitpunkt t_f , dem Versagen des Schutzes, reduziert. (2b): Nach dem Ausfall der Schutzmaßnahme ist die Verkohlungsrate aufgrund der vorigen Temperaturbeanspruchung und der zu dem Zeitpunkt vorhandenen höheren Temperaturen im Brandraum doppelt so hoch. (2c): Nach einer Verkohlungstiefe von 25 mm reduziert sich die Abbrandrate auf den Wert des ungeschützten Falls.

Ein weiteres Ziel der Arbeit war es, ein analytisches Modell für die Temperaturermittlung bereitzustellen. Hierfür wurden an den Holzproben Temperaturverläufe

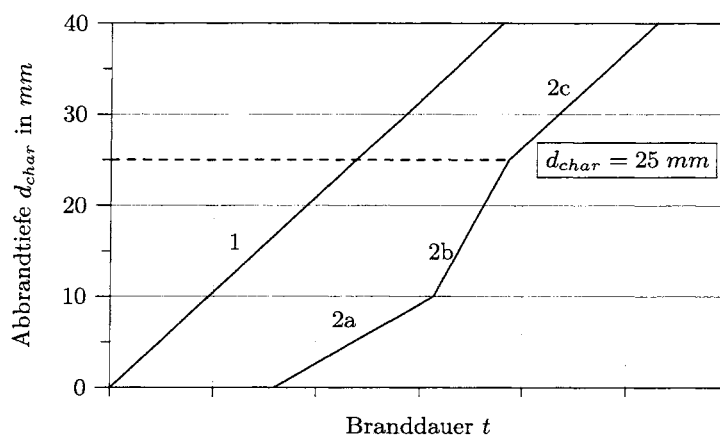


Abbildung 2.2: Darstellung der Abbrandtiefe in Abhängigkeit von der Zeit für ungeschütztes und geschütztes Holz

bestimmt. Die Thermoelemente zur Temperaturmessung lagen in Tiefen von 0, 6, 18, 30, 42 und 54 mm vom brandbeanspruchten Rand. In Querrichtung betrug ihr Abstand jeweils 50 mm, so daß eine gegenseitige Beeinflussung ausgeschlossen werden konnte.

Ein generelles Problem bei der Benutzung von analytischen Modellen zur Berechnung der Wärmeübertragung ist die Kalibrierung der Eingangswerte. Um geeignete Resultate zu erzielen, wurden diese anhand der Ergebnisse aus den vorangegangenen Versuchen kalibriert. Bei dem Modell wurden der Massetransport der Feuchte und auftretende Reaktionsenergien aus der Pyrolyse vernachlässigt, die Rißbildung durch den Abbau von Material dagegen über die Anpassung der Materialkennwerte über Umwege erfaßt. Aus diesem Grund können die angegebenen thermischen Eigenschaften nicht generell zur Berechnung herangezogen werden, sondern sollten für verschiedene Untersuchungen individuell kalibriert werden.

Die Autoren benutzten ein zweidimensionales FE-Programm, in dem die thermischen Eigenschaften über der Temperatur variabel sind. Als Wärmeübertragung wurden Konvektion und Strahlung angesetzt.

In [62] wurden die Materialkennwerte für das Modell durch Ansatz weiterer Versuchsergebnisse modifiziert.

R. Ehrlenspiel, M. Seemann und G. Wegener (2000) [32]

In dieser Arbeit wurden die ermittelten Abbrandraten anderer Autoren statistisch ausgewertet, eigene Versuche wurden nicht durchgeführt. Nach dem Vergleich der unterschiedlichen Abbrandraten wurde festgestellt, daß bei Kiefer und Fichte keine Abhängigkeit von der Dichte besteht und daß die erhöhten Abbrandraten von Vollholz gegenüber Brettschichtholz durch die stärkere Rißbildung und die

damit verbundene Abbrandbeschleunigung zu erklären sind.

Die Auswertung der verschiedenen Autorenangaben am Beispiel Fichte nach dem höchsten Abbrand lieferte einen Wert für die Abbrandrate von $0,7 \text{ mm/min}$. Die Mittelung der Werte nach einer Gewichtung über die Probenanzahlen (197 Proben) ergab eine mittlere Abbrandrate von $0,64 \text{ mm/min}$. Bei der Bildung des Mittelwertes aus dem Maximalwert und dem gewichteten Ergebnis erhält man den für die Autoren plausiblen Wert der Abbrandrate von $0,67 \text{ mm/min}$. Diese ermittelte Abbrandrate für Fichte stimmt weitgehend mit den Normenangaben überein. Abschließend wurde jedoch angemerkt, daß die Einteilung der Abbrandraten nach Laub- und Nadelhölzern, als auch nach den Rohdichten, in den Normen nicht befriedigend gelöst ist.

M. Tavakkol-Khah (2001) [92]

Die Dissertation von M. Tavakkol-Khah baut auf den Ergebnissen der beiden Forschungsvorhaben [56, 57] auf.

Es wurde ein Verfahren entwickelt, bei dem im Anschluß an die Berechnung der Temperaturverteilung mit Hilfe der nichtlinearen instationären Wärmeleitgleichung eine numerische Simulation des Trag- und Verformungsverhaltens durchgeführt wird. Dabei wurde die Spannungs-Dehnungs-Beziehung für Holz, die im Zugbereich ein linear-elastisches und im Druckbereich ein plastisches Verhalten zeigt, in Form einer vereinfachten bilinearen Beziehung berücksichtigt. Mit dem Verfahren ist es möglich, die Tragfähigkeit von Bauteilen mit einer Normalkraft- oder einer Momentenbeanspruchung sowie einer kombinierten Beanspruchung brandschutztechnisch zu beurteilen. Es fehlen jedoch umfangreiche Berechnungen bzw. ein abgeleitetes Bemessungsverfahren, um die Ergebnisse des Verfahrens nutzen zu können.

J. Fornather, K. Bergmeister (2000/2001) [34, 37, 38, 88]

Im Rahmen des österreichischen Forschungsprojektes „Brandverhalten und Brennbarkeit von Holz, Holzwerkstoffen und Holzkonstruktionen“ wurden zahlreiche Brandversuche mit unterschiedlichen Brandszenarien an einseitig beflammtten Brettschichtholzplatten durchgeführt. Die Platten waren teilweise mit Schlitzen und Blechen versehen. Bei den Versuchen wurde kontinuierlich der Temperaturgradient im Holz und der Abbrand nach 30, 60 und 90 Minuten bestimmt. Der festgestellte lineare Abbrand für die Holzplatten ohne Bleche und Schlitze betrug nach [34] bei einer 90-minütigen Brandbelastung nach der ETK im Durchschnitt $0,66 \text{ mm/min}$.

Die Temperaturmessungen wurden mit Thermoelementen vorgenommen, die von der Rückseite der Platten aus eingebaut wurden. Die qualitativ festgestellten

Temperaturverläufe für die Holzplatten ohne Bleche oder Schlitze sind mit denen von M. Lache [66] vergleichbar, jedoch wurden vor allem in den Bereichen höherer Temperaturen geringere Werte gemessen. Ein Vergleich mit seitlich eingebrachten Thermoelementen zeigte höhere und gegenüber M. Lache [66] und J. König [61] nicht nur qualitativ sondern auch quantitativ vergleichbare Temperaturen im Holz.

Die Auswertung der Versuchsergebnisse der Brettschichtholzplatten mit Rissen (Schlitzen) und Blechen [37, 88] zeigten den nicht zu vernachlässigenden Einfluß von Rissen und Blechen auf die Temperaturverläufe und Abbrandraten.

Zusammenfassend kann bezüglich der Temperaturverläufe im Holz festgestellt werden, daß seit Jahren daran gearbeitet wird, mit Hilfe von Versuchen und Berechnungen die Temperaturverläufe und besonders auch die Abbrandraten zu ermitteln. Dabei unterscheiden sich die Ansätze erheblich. Zumeist werden die Temperaturen und Abbrandraten über umfangreiche Versuche bestimmt. In einigen Arbeiten wurden zusätzlich theoretische Ansätze verfolgt, die sich jedoch auf ein- und zweidimensionale Betrachtungen beschränken. Gute Ergebnisse wurden von M. Lache [66] und J. König et al [61] erzielt.

2.1.2 Temperaturverläufe im Stahl

Als Grundlage der theoretischen Ermittlung der Temperaturen im Stahl sind vorwiegend theoretische und versuchstechnische Untersuchungen aus dem Stahl- und Verbundbau zu nennen.

Dabei ist vor allem die Kenntnis der thermischen Materialeigenschaften wie der Wärmeleitfähigkeit λ_a , der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Dichte ρ sowie des Wärmeübergangskoeffizienten α und des Emissionsgrades ϵ von Interesse.

F. Richter(1973) [78]

F. Richter untersuchte die physikalischen Eigenschaften von unterschiedlichen Eisenwerkstoffen bei Temperaturerhöhung durch Versuche. Unter anderem betrachtete er auch die unlegierten Baustähle St 35.8 und St 45.8 nach DIN 17175 (01/59). Die Ergebnisse wurden graphisch in Form von Diagrammen angegeben.

Für die Dichte gibt Richter eine geringe Abnahme bei höheren Temperaturen an, die auf die thermische Dehnung von Stahl zurückzuführen ist.

R. Haß, C. Meyer-Ottens, E. Richter (1993) [46]

Im Stahlbau-Brandschutz-Handbuch werden die thermischen Eigenschaften der im Bauwesen üblichen Stahlsorten St 37 und St 52, bzw. S235 und S355 beschrieben. Die angegebenen Werte entsprechen den von F. Richter [78] gemessenen.

Weiterhin werden Angaben zu der sich im Brandfall bzw. im Versuchsbrandraum einstellenden Wärmeübergangszahl α und zum Emissionsverhältnis ϵ gemacht. Es wird festgestellt, daß die im Eurocode festgelegten Werte mit den von R. Haß in [44] durchgeführten Rückrechnungen umfangreicher Temperaturmessungen übereinstimmen. Es werden für beflamnte Stahloberflächen eine Wärmeübergangszahl α von $25 \text{ W/m}^2\text{K}$ und eine Emissionszahl ϵ zwischen 0,5 und 0,8 angegeben.

C. Steinert(1996) [90]

Die Aufgabe dieser Arbeit war, die Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteilen im Brandfall durch Rückrechnung von Versuchsergebnissen zu bestimmen. Dafür wurden die innerhalb und außerhalb des Bauteils ermittelten Wärmeströme gleichgesetzt, und es bestand somit die Möglichkeit, den Wärmeübergangskoeffizienten aus gemessenen Größen zu bestimmen. Die angegebenen Koeffizienten sollten als relative, auf die vorgegebene Temperaturdifferenz bezogene Größen verstanden werden. Einflüsse der Brandraumabmessungen oder Brandraumauskleidungsmaterialien auf einen effektiven Emissionsgrad gemäß Hohlraumstrahlerwirkung konnte bei den in dieser Arbeit variierten Versuchseinrichtungen nicht nachgewiesen werden. Dies ist durch die Dominanz der Gasstrahlung gegenüber der Umfassungsbauteil-Oberflächenstrahlung zu erklären. Auch wenn in der Arbeit Werte für die Wärmeübertragung angegeben werden konnten, muß festgestellt werden, daß bei natürlichen Bränden mit einer weitaus größeren Streuung zu rechnen ist.

R. Haß, C. Meyer-Ottens, U. Quast (1989) [45]

Die Autoren des Verbundbau-Brandschutz-Handbuches geben temperaturabhängige Rechenwerte für die thermischen Materialeigenschaften von Stahl an. Für die Wärmeübergangszahl und das Emissionsverhältnis werden die gleichen Werte wie in [44] angegeben. Weiterhin wird auf die Berechnungsverfahren von Verbundbauteilen im Brandfall eingegangen. Dabei ist anzumerken, daß ein rechnerischer Nachweis des Brandverhaltens als Ergänzung zur Brandprüfung aus wirtschaftlichen Gründen sinnvoll erscheint und eine gezielte, objektbezogene brandschutztechnische Bemessung ermöglicht. Für den rechnerischen Nachweis werden zuerst die instationären Temperaturfelder ermittelt, dann die nichtlineare Beziehung zwischen Biegemoment und Krümmung erarbeitet und schließlich die Zustandsgrößen nach Theorie II. Ordnung berechnet. Dabei werden die Temperaturen der Bauteilquerschnitte in einem vorgegebenen Elementraster nach der Methode der finiten Elemente in Verbindung mit einem Integrationsverfahren für die Zeitschritte ermittelt.

Dorn, Hosser, Muess und Schaumann (1990, 1994) [26, 25]

In diesen Veröffentlichungen wurde ein Rechenverfahren auf der Grundlage der

Methode der finiten Elemente zur brandschutztechnischen Bemessung von Verbunddeckenträgern mit Kammerbeton erarbeitet. Dabei werden zunächst die Temperaturverteilung im Querschnitt berechnet und anschließend mit Hilfe der von den Temperaturen abhängigen Festigkeiten der Baustoffe die Tragfähigkeit bestimmt. Abschließend werden die Rechenergebnisse mit zahlreichen Versuchen verglichen.

Es kann festgestellt werden, daß die thermischen Eigenschaften von Stahl für eine Brandbemessung aus dem Stahl- und Verbundbau gut erforscht sind. Es sind ausreichende Kenntnisse bezüglich der Wärmeleitung, der spezifischen Wärmekapazität und der Dichte von Stahl für Normaltemperatur und erhöhte Temperaturen sowie bezüglich der Wärmeübergangsbedingungen zum Brandraum vorhanden.

2.1.3 Temperaturverläufe innerhalb von Verbindungen

Bei den meisten Brandversuchen an Verbindungen wurden nur die Tragfähigkeiten bestimmt und nicht die Temperaturen innerhalb der Verbindungen gemessen. Erst seit einigen Jahren werden Versuche durchgeführt, bei denen die entsprechenden Temperaturen gemessen werden.

In Österreich werden zur Zeit im Rahmen des groß angelegten Forschungsvorhabens „Brandverhalten und Brennbarkeit von Holz, Holzwerkstoffen und Holzkonstruktionen“ unter anderem auch entsprechende Temperaturen versuchstechnisch bestimmt [36]. Hierbei wurden einseitig brandbeanspruchte, 160 mm lange Stabdübel und Bolzen in unterschiedlichen Ausführungen untersucht. In Abbildung 2.3 sind die Temperaturen eines Stabdübels dargestellt. Es kann erkannt werden, daß die Temperaturen zur nicht brandbeanspruchten Seite der Verbindung stark abnehmen.

In weiteren Arbeiten aus Schweden [74] und aus Frankreich [8, 63] wurden neben der Tragfähigkeitsbestimmung im Brandfall auch die Temperaturen innerhalb von Verbindungen näher betrachtet. Diese Arbeiten werden im Abschnitt 2.2.2 näher beschrieben.

2.2 Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln

Der Abschnitt über den Kenntnisstand der Tragfähigkeiten von auf Abscheren beanspruchten stabförmigen Verbindungsmitteln kann in zwei Bereiche unterteilt werden.

Zum einen liegen eine Reihe von Arbeiten über die Bestimmung der Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln bei Normaltemperatur vor, von denen hier nur die wichtigsten genannt werden sollen.

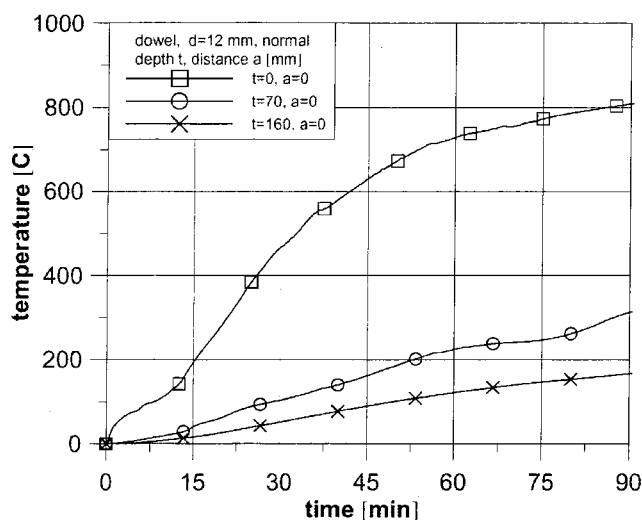


Abbildung 2.3: Versuchsergebnisse: Temperaturen entlang eines einseitig brandbeanspruchten Stabdübels mit einem Durchmesser von 12 mm und einer Länge von 160 mm [36]

Zum anderen existieren ein paar Arbeiten, die sich mit der Tragfähigkeit entsprechender Verbindungen im Brandfall auseinander gesetzt haben. Diese werden im Abschnitt 2.2.2 genannt.

2.2.1 Tragfähigkeit bei Normaltemperatur

Eine ausführliche Literaturrecherche bezüglich Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln bis zum Jahr 1978 kann der Arbeit „Nailed Joints in Wood Structures“ [30] entnommen werden.

Die Grundlage der heutigen rechnerischen Bestimmung der Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln im Holzbau bei Normaltemperatur ist die Theorie von K. W. Johansen [51]. Diese berücksichtigt neben der Lochleibung auch die sich im Verbindungsmittel einstellenden Fließmomente, wobei für die beiden Werkstoffe Holz und Stahl ein ideal starr-plastisches Verhalten angenommen wird. Auf der Grundlage der in Versuchen festgestellten Biegeformen der stabförmigen Verbindungsmittel wurden theoretisch begründete Gleichungen aufgestellt, die eine rechnerische Bestimmung der Tragfähigkeit ermöglichen, wobei jedoch die mögliche Spaltgefahr der Hölzer gesondert durch ausreichende Randabstände und Abstände der Verbindungsmittel untereinander berücksichtigt werden muß.

In den Jahren 1951 und 1957 wurde die Theorie von K. W. Johansen durch T. Möller

[70] und A. Meyer [69] für Nägel erweitert. Dabei wurde durch A. Meyer erstmals versucht, einen Einhängeeffekt näher zu erfassen.

In der Dissertation von H. Werner [94] wurden aufbauend auf mehreren vorangegangenen Forschungsarbeiten die Einflußfaktoren auf die Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln neben der geometrischen Ausführung aufgeführt und detaillierter betrachtet.

Als Einflußfaktoren sind zu nennen:

1. die Lochleibungsfestigkeit des Holzes,
2. der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels,
3. die mechanische Verankerung des Verbindungsmittels im Holz,
 - innerhalb der Hölzer entlang des Verbindungsmittels eventuell durch zusätzliche Profilierung und
 - an der Holzoberfläche durch eine entsprechende Endverankerung (z.B. Bolzenkopf mit Unterlegscheibe, Nagelkopf, ...) sowie
4. die Spaltanfälligkeit der Hölzer.

Für die Lochleibungsfestigkeit konnte bei den meisten Forschungsarbeiten eine Abhängigkeit von der Rohdichte und dem Durchmesser des Verbindungsmittels festgestellt werden. Eine Zusammenstellung der entsprechenden Forschungsarbeiten kann den Arbeiten [31] und [94] entnommen werden. Die festgestellten Abhängigkeiten wurden in die aktuellen Entwürfe zur nationalen Holzbaunorm E DIN 1052 (05/01) [29] und zur europäischen Norm prEN 1995-1-2 [28] aufgenommen und sollen auch in dieser Arbeit entsprechende Verwendung finden.

Der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels aus Stahl wird durch das Fließmoment M_y charakterisiert. Die Wiederverfestigung ist bei der Bestimmung des Fließmomentes zu berücksichtigen [95]. Da jedoch eine genaue Bestimmung weder über die Streckgrenze, noch über die Zugfestigkeit zuverlässig möglich ist [94], wurde für die Bestimmung von M_y für Stabdübel bei Normaltemperatur ein Prüfgerät auf der Grundlage des Prinzips nach DIN EN 409 [18] entwickelt. Dabei wird der maximale Biege- und Torsionswiderstand durch den spröden Bruch oder das Erreichen des Biege- und Torsionswinkels von 45° bestimmt.

Eine Korrektur des anzusetzenden Fließmomentes wurde durch H. J. Blaß [3] vorgenommen. Anhand von Versuchsergebnissen wurde festgestellt, daß die Biege- und Torsionswinkel nie einen Wert von 45° erreichen und daher nicht von der vollen Plastifizierung des Verbindungsmittels ausgegangen werden kann. Anhand der Berechnung der tatsächlich

auftretenden Biegewinkel unterschiedlicher Durchmesser bei einer erlaubten Verschiebung von 15 mm wurde unter zusätzlicher Berücksichtigung der Wiederverfestigung des Stahls nach J. Scheer [87] ein reduziertes aufnehmbares Fließmoment angegeben.

Die mechanische Verankerung des Verbindungsmittels kann durch den Einhängeeffekt eine Tragfähigkeitssteigerung bewirken [94]. Jedoch stellte A. Meyer in [69] fest, daß bei Verbindungen mit glattschaftigen Nägeln durch die Austrocknung der Hölzer der Einfluß des Einhängeeffektes abnimmt, da bei Versuchen geringere Auszieh Widerstände festgestellt worden sind. Das Schwinden des Holzes hat ebenfalls einen Einfluß auf die Größe des Einhängeeffektes, wodurch der Kraftfluß durch Kontakt in der Fuge reduziert wird. Zumindest muß festgestellt werden, daß der Einfluß des Einhängeeffektes auf die Tragfähigkeit großen Schwankungen unterliegt und bis zur jetzigen Zeit in seiner Größe nicht konkret angegeben werden kann.

Um die Spalttempfindlichkeit der Hölzer beurteilen zu können, wurden in [94] umfangreiche bruchmechanische Betrachtungen durchgeführt. Es konnte festgestellt werden, daß die Spalttempfindlichkeit vorwiegend von den Abständen der Verbindungsmittel untereinander und zum Rand, aber auch von der Rohdichte, der Lage der Jahrringe, der Ausbildung der Rißspitze und der Holzfeuchte abhängig ist.

2.2.2 Tragfähigkeit im Brandfall

Im Bereich der Tragfähigkeit im Brandfall sind Arbeiten über die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und die Streckgrenze des Stahls bei hohen Temperaturen sowie über die Bestimmung der Tragfähigkeit mit Versuchen und mit Berechnungen zu nennen.

Über die Abnahme der Lochleibungsfestigkeit aufgrund einer Temperaturbeanspruchung existieren derzeit keine allgemeinen Kenntnisse. Eine Abnahme entsprechend der Druckfestigkeit nach König et al. [62], Glos et al. [40, 41] oder Schaffer [84] ist jedoch denkbar. Norén hat in [74] versucht, eine entsprechende Abhängigkeit für Nägel aus Versuchsergebnissen abzuleiten (s.u.).

Eine Brandbeanspruchung kann die Tragfähigkeit des Stahls entscheidend herabsetzen, da die Proportionalitätsgrenze, die Streckgrenze und die Bruchfestigkeit des Stahls bei erhöhten Temperaturen schnell abnehmen. Für Temperaturen bis 1073 K wurden die Spannungs-Dehnungsbeziehungen mit den zugehörigen temperaturbedingten Abnahmen des Elastizitätsmoduls, der Proportionalitätsgrenze und der Streckgrenze durch R. Lær [67] mit Hilfe der Methode der finiten Elemente und einem Vergleich mit Versuchsergebnissen entwickelt. Die Werte der temperaturabhängigen Streckgrenze wurden für Dehnungen von 2% ermittelt.

Die durch Lær [67] angegebenen Werte sind mit den Angaben anderer Autoren [4, 81],

mit der DIN V ENV 1993-1-2 [20] und mit den Empfehlungen der Europäischen Konvention für Stahlbau (EKS) für den Brandschutz von Stahlkonstruktionen [33] vergleichbar. Abweichend werden jedoch die Streckgrenzen in der EKS-Empfehlung [33] mit geringeren Dehnungen ermittelt, so daß sich eine über die Temperatur gesehene stärkere Abnahme dieser Streckgrenzen ergibt. Bock und Erbay [4] bestimmten auf der Grundlage von FE-Rechnungen und Versuchen unter Verwendung der in [67] hergeleiteten Spannungs-Dehnungsbeziehungen für erhöhte Temperaturen die Abnahme der Tragfähigkeiten und stellten für Träger eine gute Übereinstimmung fest.

Bezüglich der Ermittlung der Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall sind folgende Arbeiten zu nennen:

M. Kersken-Bradley, W. Klingsch und H. Witte (1989) [55]

Diese Forschungsarbeit bildet die Grundlage der derzeitigen Regeln in DIN 4102 Teil 4 (03/94) und DIN V ENV 1995-1-2 (07/97).

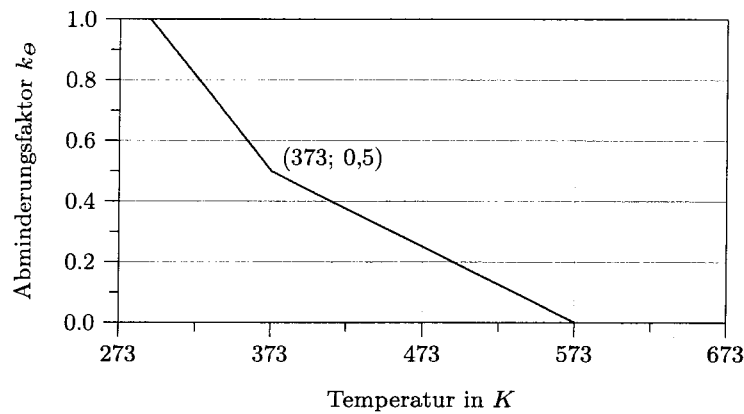
Bei der Tragfähigkeitsermittlung für Stabdübel wird die Tragwirkung des elastisch gebetteten Trägers (das Verbindungsmittel) und einer indirekten Kraftübertragung durch Reibung angesetzt. Das Versagen wird auf ein Überschreiten der aufnehmbaren Reibungskräfte der indirekten Kraftübertragung zurückgeführt. Dies geschieht über die Begrenzung des Verhältnisses der direkten zur indirekten Kraftübertragung, das wiederum durch Auswertung von Versuchen und deren Varianten bestimmt wurde.

Bei dieser Arbeit wurden einige Vereinfachungen bezüglich der sich einstellenden Temperaturen, Abbrandraten und mechanischen Kenngrößen getroffen. Des weiteren wurden zur Tragfähigkeitsermittlung im Brandfall entsprechend den o. g. Normen teilweise sehr unterschiedliche Modelle miteinander kombiniert, die eine nicht korrekte Ermittlung der Tragfähigkeit vermuten lassen. Ein genaue Betrachtung der verwendeten Grundlagen und Vereinfachungen dieser Forschungsarbeit sowie ein Vergleich der unterschiedlichen Modelle wurde in [86] ausgearbeitet.

J. Norén (1996) [74]

J. Norén untersuchte die Tragfähigkeiten von einschnittigen, brandbeanspruchten Nagelverbindungen. Er führte zunächst Brandversuche an Nagelverbindungen durch. Während der Versuche wurden die Temperaturen im Nagel und im Holz in einer Entfernung von 2 und 20 mm gemessen.

Mit Hilfe der plastischen Theorie von K. W. Johansen [51] wurde die Tragfähigkeit der Nägel unter Verwendung der gemessenen Temperaturen bestimmt. Durch den Vergleich mit den Tragfähigkeiten aus den Versuchen wurde eine Abnahme der Lochleibungsfestigkeit entsprechend Abbildung 2.4 festgestellt.

Abbildung 2.4: Abminderungsfaktor k_θ für die Lochleibungsfestigkeit nach Norén [74]**D. Dhima (1999) [8] / J. Kruppa, T. Lamadon und P. Rachet (2000) [63]**

In der Forschungsarbeit [8] wurden systematisch Brandversuche an unterschiedlichen Verbindungen mit Stabdübeln, Paßbolzen und Nägeln mit und ohne innenliegenden Stahlblechen durchgeführt. Dabei wurden die Tragfähigkeiten der Verbindungen und die Temperaturen im Holz und in den Verbindungsmitteln in unterschiedlichen Abständen von der brandbeanspruchten Oberfläche bestimmt. Anhand der festgestellten Tragfähigkeiten wurde eine Abnahme bezüglich der Tragfähigkeit bei Normaltemperatur nach Eurocode 5 und dem französischen nationalen Anwendungsdokument [98] ermittelt. In Abbildung 2.5 ist diese Abnahme für Holz-Holz-Stabdübelverbindungen und die dazugehörige Näherungsfunktion angegeben. Die Ergebnisse wurden in den Berichten [8, 63] veröffentlicht.

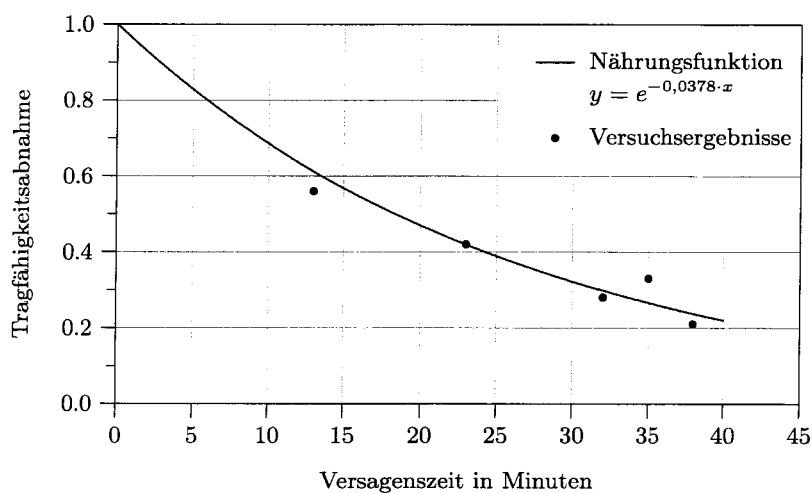


Abbildung 2.5: Tragfähigkeitsabnahme von Holz-Holz-Stabdübelverbindungen [8, 63]

2.3 Ergebnisse der Literaturrecherche

Die Literaturrecherche hat gezeigt, daß zu den Teilgebieten der Pyrolyseeigenschaften von Holz, der Temperaturverläufe im Holz und im Stahl während des Brandfalls sowie der Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln bei Normaltemperatur und im Brandfall teilweise umfassende Kenntnisse existieren. Derzeit ist jedoch kein geschlossener Ansatz zur theoretischen Bestimmung der Tragfähigkeiten von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall vorhanden.

Im folgenden werden die erarbeiteten Kenntnisse für die in dieser Arbeit angestrebte Lösung zur Bestimmung der Tragfähigkeiten eingesetzt. Dabei werden vor allem für die thermischen Betrachtungen und die Entwicklung eines thermischen Modells die Kenntnisse über die Temperaturverläufe im Holz und im Stahl und über deren Bestimmung sowie über die Pyrolyse des Holzes verwendet. Die ermittelten Temperaturen aus Versuchen früherer Arbeiten werden anschließend zur Überprüfung des Modells herangezogen.

Für die mechanischen Betrachtungen zur Bestimmung der Tragfähigkeiten im Brandfall sind die derzeit bekannten Modelle für die Bestimmung der Tragfähigkeiten bei Normaltemperatur von Interesse, da angestrebt wird, diese für den Brandfall zu erweitern. Des weiteren werden die versuchstechnisch bestimmten Tragfähigkeiten entsprechender Verbindungen im Brandfall zur Verifikation der berechneten Tragfähigkeiten herangezogen.

Kapitel 3

Bestimmung der Temperaturverläufe

In diesem Kapitel werden die Temperaturverläufe innerhalb der Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln ermittelt. Zunächst werden die theoretischen Grundlagen und Kennwerte für diese Berechnungen aufgezeigt und für die hier verwendeten Materialien näher definiert.

Mittels einer transienten Finite-Elemente-Berechnung werden die Temperaturen innerhalb des Verbindungsmittels und im umgebenden Holz für unterschiedliche Geometrien bestimmt. Anschließend werden die ermittelten Temperaturen diskutiert und mit Versuchsergebnissen verglichen.

3.1 Theoretische Grundlagen

Die Grundgleichung für die Temperaturberechnungen ist der 1. Hauptsatz der Thermodynamik.

1. Hauptsatz der Thermodynamik:

„Die Energie eines Systems ändert sich nur durch Zu- und Abfuhr von Energie über die Systemgrenzen.“ [68]

Für ein geschlossenes System bedeutet dieses nach C. Groth und G. Müller [42] mathematisch:

$$E_{th} + W = \Delta U + \Delta E_{kin} + \Delta E_{pot} \quad (3.1)$$

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

Bei einer Reduzierung des 1. Hauptsatzes auf die thermischen Größen ohne Beachtung der mechanischen Größen ergibt sich Gleichung 3.2.

$$E_{th} = \Delta U \quad (3.2)$$

Dies bedeutet, daß von außen zu- oder abgeführte thermische Arbeit E_{th} zu einer Änderung der inneren Energie des Bauteils führt, d. h. zu einer Änderung der Temperatur. Wird bei einer transienten Berechnung die Wärmemenge Q des zu- und abgeführten Wärmestroms betrachtet, so resultiert daraus die zeitliche Änderung der inneren Energie. Die innere Energie kann auch mit Hilfe der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Masse m ausgedrückt werden. Somit ergibt sich Gleichung 3.3 [42]:

$$Q = \frac{\Delta U}{\Delta t} = \frac{m \cdot c_p \cdot \Delta T}{\Delta t} = \frac{\rho \cdot V \cdot c_p \cdot \Delta T}{\Delta t} \quad (3.3)$$

mit	Q	Summe der Wärmeströme (incl. innerer Wärmequellen)
	Δt	Änderung der Zeit
	m	Masse
	c_p	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
	ΔT	Änderung der Temperatur
	ρ	Dichte
	V	Volumen

3.1.1 Wärmeleitung (Konduktion)

Die Wärmeleitung ist auf die Gleichung von Fourier zurückzuführen. Diese beschreibt die Abhängigkeit des Wärmestroms \dot{Q} vom räumlichen Temperaturgradienten $\frac{\partial T}{\partial n}$ [48, 93].

$$\dot{q} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial n} \quad (3.4)$$

mit	$\dot{q} = \frac{\Delta Q}{A \cdot \Delta t} = \frac{\dot{Q}}{A}$	Wärmestromdichte
	λ	Wärmeleitfähigkeit
	$\frac{\partial T}{\partial n} = \frac{\partial T}{\partial x} i + \frac{\partial T}{\partial y} j + \frac{\partial T}{\partial z} k$	räumlicher Temperaturgradient
	T	Temperatur (t, x, y, z)
	n	Raumrichtungen (x, y, z)
	i, j, k	Komponenten des Einheitsvektors

Aus den Gleichungen 3.3 und 3.4 ergibt sich unter Berücksichtigung unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeiten $\lambda_x, \lambda_y, \lambda_z$ und der Abhängigkeit der Materialkennwerte von der Temperatur T die folgende Differentialgleichung:

$$\left(\frac{\partial}{\partial x} \cdot \lambda_x(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \lambda_y(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial z} \cdot \lambda_z(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) = c_p(T) \cdot \rho(T) \frac{\partial T}{\partial t} - \dot{f} \quad (3.5)$$

mit \dot{f} Wärmeerzeugungsrate

Die Gleichung 3.5 beschreibt die zeitliche Änderung der Temperatur innerhalb eines Körpers. Um die instationären Temperaturfelder berechnen zu können, sind zusätzlich Anfangs- und Randbedingungen erforderlich. Diese Bedingungen werden durch Anfangstemperaturen, Wärmeübergänge an den freien Rändern durch Konvektion und Strahlung sowie durch Wärmequellen und -senken im Inneren definiert.

3.1.2 Konvektiver Wärmeübergang (Konvektion)

Der konvektive Wärmeübergang beschreibt die Wärmeübertragung zwischen zwei thermodynamischen Systemen, z. B. einem Fluid oder Gas und einer Wand (Körper). Der Wärmestrom ist im wesentlichen von den Temperaturen des Mediums und des Körpers sowie dem Wärmeübergangskoeffizienten α abhängig, der die Strömungsgrenzschicht repräsentiert. Die Adhäsionskräfte zwischen Fluid- (bzw. Gas-) und Körperatomen sind die Ursache für diese Grenzschicht, in der die Strömungsgeschwindigkeit der Umgebungsatome gegenüber den Körperatomen null ist. Es ergibt sich damit für den Wärmestrom $\dot{Q}_{Konvektion}$ [48]:

$$\dot{Q}_{Konvektion} = \alpha \cdot A \cdot (T_F - T_K) \quad (3.6)$$

mit	$\dot{Q}_{Konvektion}$	Wärmestrom infolge Konvektion
	α	Wärmeübergangskoeffizient
	A	Fläche
	T_F	Temperatur im Fluid bzw. Gas außerhalb der Grenzschicht
	T_K	Körper-, Oberflächentemperatur

Im Brandfall kann aufgrund von hohen Temperatur- und Druckunterschieden in der umgebenden Luft von einer turbulenten Strömung an der Oberfläche des Körpers ausgegangen werden.

In der Regel wird für den Brandfall ein Wärmeübergangskoeffizient α von $25 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ angesetzt. Dieser Wert wurde in einer Untersuchung am Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz in Braunschweig für Brandversuche unter einer Brandlast entsprechend der Einheits-Temperaturkurve bestätigt [44].

3.1.3 Wärmestrahlung

Der Wärmeübergang durch Wärmestrahlung ist abhängig von den Temperaturen der Strahlungsquelle und des Körpers sowie der Beschaffenheit der Körperoberfläche. Die Wärmestrahlung des grauen Körpers wird von der des schwarzen Körpers abgeleitet. Der schwarze Körper zeichnet sich durch die Absorption der gesamten auffallenden Strahlungsenergie aus, der graue Körper durch eine geringere Absorption.

Das Stefan-Boltzmann-Gesetz faßt die physikalischen und geometrischen Einflüsse zusammen und beschreibt den durch Wärmestrahlung ausgetauschten Wärmestrom $\dot{Q}_{Strahlung}$ entsprechend Gleichung 3.7 [48, 58, 91]. Die Gesetze für die Wärmestrahlung des grauen Körpers gelten näherungsweise auch für die im Brandfall auftretende Flammenstrahlung, da die strahlende Flamme auch als grauer Körper behandelt werden kann [5].

$$\dot{Q}_{Strahlung} = A_i \cdot F_{ij} \cdot \epsilon_{ij} \cdot \sigma \cdot (T_i^4 - T_j^4) \quad (3.7)$$

mit	$\dot{Q}_{Strahlung}$	Wärmestrom infolge Strahlung
	A_i	Oberfläche des Körpers i
	F_{ij}	Formfaktor zwischen Fläche i und j
	ϵ_{ij}	Effektiver Emissionsgrad
	σ	Stefan-Boltzmann-Konstante $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}^4}$
	T_i	Absolute Temperatur der Oberfläche i
	T_j	Absolute Temperatur der Oberfläche j

Der Formfaktor F_{ij} beschreibt den Einfluß zueinander geneigter und voneinander ent-

fernter Flächen. Für den in dieser Arbeit zu untersuchenden Fall des Brandes kann der Formfaktor entfallen bzw. auf einen Wert von 1,0 gesetzt werden, da angenommen werden kann, daß in der Umgebung ausreichend Flammen, also abstrahlende Oberflächen mit einer entsprechenden Orientierung zur Oberfläche A_i und einer relativ geringen Entfernung zur betrachteten Oberfläche, vorhanden sind.

Der effektive Emissionsgrad ϵ_{ij} ergibt sich für zwei graue Körper unter Berücksichtigung der gegenseitigen Reflexionen aus:

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{\frac{1}{\epsilon_i} + \frac{1}{\epsilon_j} - 1} \quad (3.8)$$

Für den Brandfall bzw. die Flammenstrahlung entfällt der Einfluß der Reflexion [90] und der Emissionsgrad ϵ_{ij} ergibt sich aus dem Produkt der einzelnen Emissionsgrade des Materials und der Flammen [57, 91, 19]:

$$\epsilon_{ij} = \epsilon_{Material} \cdot \epsilon_{Flamme} \quad (3.9)$$

3.1.4 Pyrolyse von Holz

Die Pyrolyse des Holzes kann bei der Temperaturberechnung auf unterschiedliche Weise berücksichtigt werden. Einerseits kann die Pyrolyse mit Hilfe der genauen Modellierung des Zersetzungsprozesses oder andererseits vereinfacht über die Anpassung der Materialkennwerte modelliert werden.

Bei Anwendung der ersten Methode wird mit Hilfe der Gleichung von Arrhenius die Reaktionsgeschwindigkeit K des Zersetzungsprozesses und somit die Masseabnahme $\frac{\partial \rho}{\partial t}$ beschrieben und anschließend wird mit der Masseabnahme die Größe der Wärmeerzeugungsrate \dot{f} bestimmt [49, 57, 79, 83].

Reaktionsgeschwindigkeit K :

$$K = K_0 \cdot e^{-\frac{\Delta E}{\Re T}} \quad (3.10)$$

mit	K	Reaktionsgeschwindigkeit
	K_0	Geschwindigkeitskonstante ($4 \cdot 10^8$ 1/s)
	ΔE	Aktivierungsenergie
	\Re	allgemeine Gaskonstante ($8,314$ J/mol K)
	T	Temperatur

Masseabnahme $\frac{\partial \rho}{\partial t}$:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -K(\rho - \rho_c) \quad (3.11)$$

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

Wärmeerzeugungsrate \dot{f} :

$$\dot{f} = \frac{\partial \rho}{\partial t} \cdot q_z \quad (3.12)$$

mit ρ Dichte des Holzes (t, x, y, z)
 q_z Zersetzungsenthalpie
 t Zeit

Die zweite Methode sieht eine vereinfachte Erfassung der Masseabnahme und der exo- bzw. endothermen Reaktion mit einer Variation der temperaturabhängigen Materialkennwerte vor. Dabei ist zum einen der Masseverlust entsprechend separater Rechnungen oder Versuchsergebnisse zu definieren und zum anderen mit Hilfe der Anpassung der spezifischen Wärmekapazität c_p oder der Enthalpie des Holzes H die benötigte und frei werdende Reaktionsenergie zu berücksichtigen.

In dieser Arbeit wird die zweite Methode weiterverfolgt. Ihre Anwendung erscheint auch für spätere Arbeiten sinnvoll, da sie in jegliche FE-Programme implementiert werden kann. Weiterhin haben Untersuchungen in Schweden [61, 62] gezeigt, daß diese Methode zu ausreichend genauen Ergebnissen führt.

3.1.5 Berücksichtigung der Feuchteänderung im Holz

Für die Verdampfung des Wassers im Holz wird Energie benötigt. Die nötige Wärmemenge (latente Wärme) ergibt sich aus der Beziehung:

$$Q_{lat} = V \cdot \rho \cdot r \cdot \frac{u}{100} \quad (3.13)$$

mit Q_{lat} latente Wärme
 V Volumen
 ρ Rohdichte von Holz
 r Verdampfungswärme von Wasser (2256 kJ/kg)
 u Feuchtegehalt in %

Bei einer Holzfeuchte von 12% ergibt dies eine nötige Wärmemenge $H_{lat,0.12}$ pro Volumeneinheit von:

$$H_{lat,0.12} = \frac{Q_{lat,0.12}}{V} = 480 \cdot 2256 \cdot \frac{12}{100} = 130000 \text{ kJ/m}^3 = 2167000 \text{ Wmin/m}^3$$

Die Berücksichtigung innerhalb der FE-Berechnung erfolgt über die Enthalpie H pro Volumeneinheit.

$$H_{(T_2)} = H_{(T_1)} + \Delta H = H_{(T_1)} + \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p dT + H_{lat} \quad (3.14)$$

3.2 Materialeigenschaften

3.2.1 Holz und Holzkohle

Die Materialeigenschaften von Holz sind von der Holzart, der Sortierklasse und dem Feuchtegehalt, aber auch von der anatomischen Richtung abhängig. Für die thermischen Betrachtungen ist vor allem die Anisotropie zu beachten, da diese die Temperaturverläufe beeinflusst. Der Einfluß der Holzart, der Sortierklasse und der Holzfeuchte spielen nach M. Lache [66] bei der thermischen Betrachtung nur eine untergeordnete Rolle. Im folgenden werden Nadelhölzer mit einer Ausgangsfeuchte von $u = 12\%$ betrachtet.

Der Abbrand des Holzes wird in dieser Arbeit als Phasenübergang des Materials und nicht als Querschnittsreduzierung angesehen. Beim Phasenübergang gehen die Materialeigenschaften des Holzes in die der Holzkohle über. Dadurch ist bei der Finite-Elemente-Modellierung keine Reduzierung des Holzquerschnittes bzw. der Elemente zu berücksichtigen, sondern nur eine Veränderung der Materialeigenschaften. Auch die im Brandfall in der Holzkohle zu erkennende Ribbildung wird indirekt über die Materialeigenschaften, vorwiegend über die Wärmeleitfähigkeit, berücksichtigt.

Für die Berechnung der Temperaturverläufe war es notwendig, die Temperaturabhängigkeiten der Materialeigenschaften anhand von Versuchsergebnissen zu überprüfen und zu kalibrieren, da die in der Literatur [57, 61, 62, 28] angegebenen Werte sehr unterschiedlich sind.

Die Kalibrierung erfolgte anhand von Versuchsergebnissen von M. Lache [66] aus München und J. König [61] aus Schweden. Bei beiden Untersuchungen wurden die Temperaturverläufe innerhalb der Probekörper sehr ausführlich gemessen und protokolliert. Bei den schwedischen Untersuchungen wurden jedoch nur Nadelhölzer mit 12% Holzfeuchte untersucht, wogegen in München unterschiedliche Holzarten und Holzfeuchten berücksichtigt wurden.

Die Kalibrierung der Temperaturabhängigkeiten der Materialkennwerte des Holzes und der Holzkohle wurde an einem zweidimensionalen FE-Modell mit einseitiger Brandbeanspruchung durchgeführt und anschließend mit dem in Kapitel 3.3 beschriebenen dreidimensionalen Modell verifiziert. Für das zweidimensionale Modell wurden Elemen-

te und Oberflächenelemente verwendet, die denen des dreidimensionalen Modells nach Kapitel 3.3.1 entsprechen.

Bei der Kalibrierung wurden als „Ausgangswerte“ die Materialkennwerte aus dem Eurocode-Entwurf prEN 1995-1-2 (Stage 34) [28] angesetzt. Die durchgeführte Kalibrierung ergab vor allem für die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität leicht veränderte Kennwerte.

3.2.1.1 Wärmeleitfähigkeit

In Abbildung 3.1 ist die Wärmeleitfähigkeit λ_{\perp} senkrecht zur Faser dargestellt. Dabei wurde im Gegensatz zu den Werten der prEN 1995-1-2 (Stage 34) die Wärmeleitfähigkeit der Holzfeuchte bei Temperaturen bis 373 K mit berücksichtigt. Nach Kollmann [59] ergeben sich bei höheren Temperaturen sowie bei höheren Holzfeuchten höhere Wärmeleitfähigkeiten. Weiterhin steigt die Leitfähigkeit von Wasser bei Anstieg der Temperatur von 293 K auf fast 373 K um ca. 13% (VDI-Wärmeatlas [93]). Unter Berücksichtigung dieser Tatsachen ergibt sich eine Wärmeleitfähigkeit des Holzes bei 373 K von ca. 0,20 W/(m · K).

Die stark ansteigende Leitfähigkeit bei hohen Temperaturen begründet sich auf entstehende Risse in den verbrannten Zonen, die in einer FE-Berechnung nicht explizit berücksichtigt werden können.

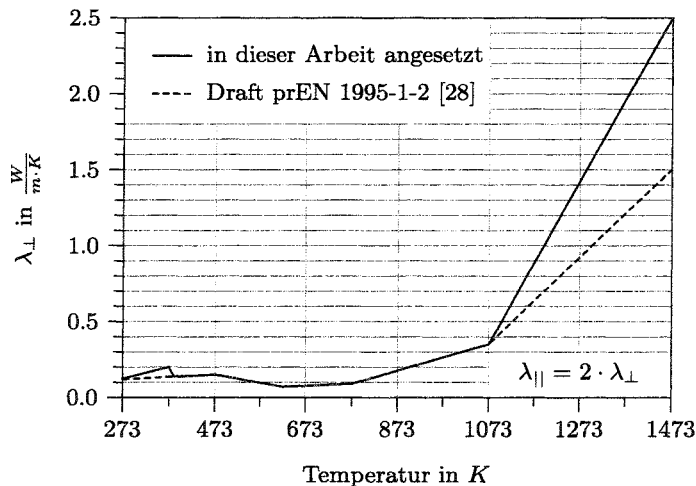


Abbildung 3.1: Wärmeleitfähigkeit λ_{\perp} von Holz senkrecht zur Faserrichtung

Nach Kollmann [60] und anderen Autoren kann die Wärmeleitfähigkeit λ_{\parallel} parallel zur Faser vereinfacht mit dem doppelten Wert der Wärmeleitfähigkeit λ_{\perp} senkrecht zur Faser angesetzt werden. Diese unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeiten sind im stark

anisotropen Aufbau des Holzes begründet.

$$\lambda_{||} = 2 \cdot \lambda_{\perp} \quad (3.15)$$

3.2.1.2 Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_p von Holz wurde den Angaben aus [28] entnommen. Der Einfluß des Feuchtigkeitsverlustes im Holz bei Temperaturen um 373 K wurde jedoch separat betrachtet, so daß der Sprung der Wärmekapazität entsprechend dem Phasenübergang des Wassers hier bei der spezifischen Wärmekapazität nicht in Ansatz gebracht wird (vgl. Abschnitt 3.1.5 und [42]).

Bis zu Temperaturen von 373 K ist bei der spezifischen Wärmekapazität der Feuchteanteil im Holz zu berücksichtigen. Nach Kollmann [59] ergibt sich die Wärmekapazität aus:

$$c_p = \frac{u}{1+u} \cdot c_w + \left(1 - \frac{u}{1+u}\right) \cdot c_{Holz} \quad (3.16)$$

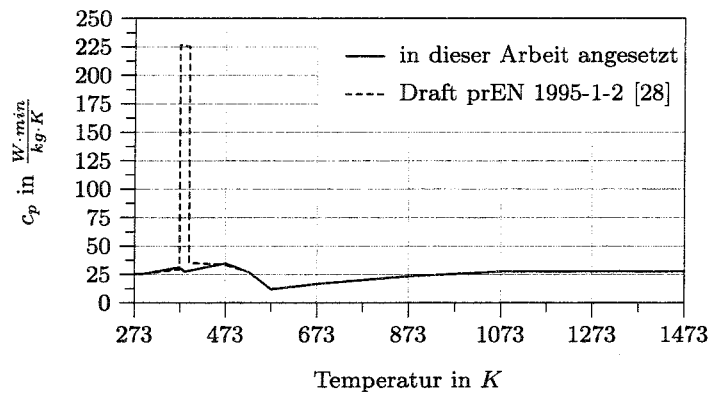
mit u Holzfeuchte
 c_{Holz} spez. Wärmekapazität von trockenem Holz
 c_w spez. Wärmekapazität von Wasser
 $(4187 \text{ kJ/kg} \cdot \text{K} = 69,78 \text{ W} \cdot \text{min/kg} \cdot \text{K})$

Die spezifische Wärme von trockenem Holz wird von Kollmann entsprechend Gleichung 3.17 angegeben:

$$c_{Holz} = \frac{4,187}{60} \cdot (0,266 + 0,00116 \cdot T) \quad \left[\frac{\text{W} \cdot \text{min}}{\text{kg} \cdot \text{K}} \right] \quad (3.17)$$

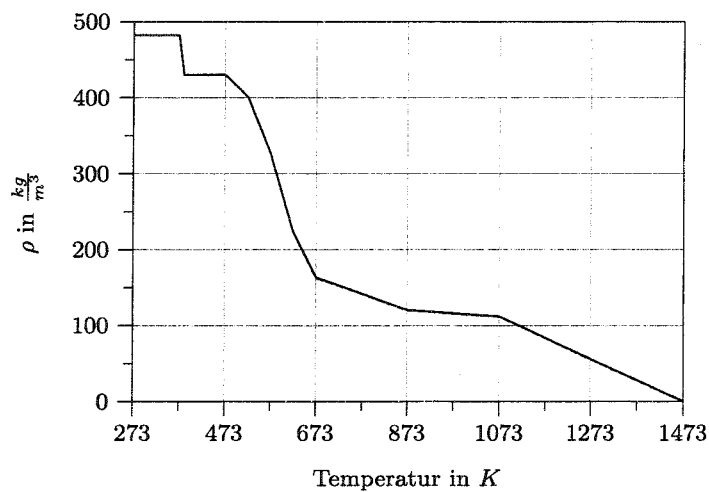
mit T Temperatur, hier in $^{\circ}\text{C}$

Somit ergibt sich bei einer Ausgangsfeuchte von 12% die spezifische Wärmekapazität entsprechend Abbildung 3.2.

Abbildung 3.2: Spezifische Wärmekapazität c_p für Holz

3.2.1.3 Masseabnahme

Die in dieser Arbeit angesetzte Abnahme der Rohdichte des Holzes bzw. der Holzkohle kann Abbildung 3.3 entnommen werden.

Abbildung 3.3: Dichte ρ von Holz

Die angesetzte Masseabnahme des Holzes entspricht den vielfältigen Angaben über die Pyrolyse von Nadelholz, die mit der Masseabnahme einhergeht und hauptsächlich zwischen 523 K und 673 K stattfindet, und den Angaben über die Dichte von Holzkohle von ca. 100 kg/m^3 .

Die Abnahme ab einer Temperatur von 1073 K berücksichtigt die vollständige Zersetzung der Holzkohle.

3.2.1.4 Enthalpie

Die Änderung der Enthalpie H pro Volumeneinheit ergibt sich aus dem Integral des Produktes der spezifischen Wärmekapazität c_p und der Dichte ρ über einem Temperaturintervall.

$$\Delta H = \int_{T_1}^{T_2} \rho \cdot c_p \, dT \quad (3.18)$$

Da sowohl die Dichte als auch die spezifische Wärmekapazität entsprechend den Abschnitten 3.2.1.2 und 3.2.1.3 mit der Temperatur variieren, ist für die Lösung des oben angegebenen Integrals eine partielle Integration nötig.

$$\begin{aligned} \Delta H &= \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \cdot c_p(T) \, dT \\ &= \int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \, dT \cdot c_p(T) - \int_{T_1}^{T_2} \left(\int_{T_1}^{T_2} \rho(T) \, dT \right) \cdot c_p'(T) \, dT \end{aligned} \quad (3.19)$$

Die Werte $c_p(T)$ und $\rho(T)$ sind bereichsweise linear und können somit bereichsweise durch zwei Geradengleichungen ausgedrückt werden.

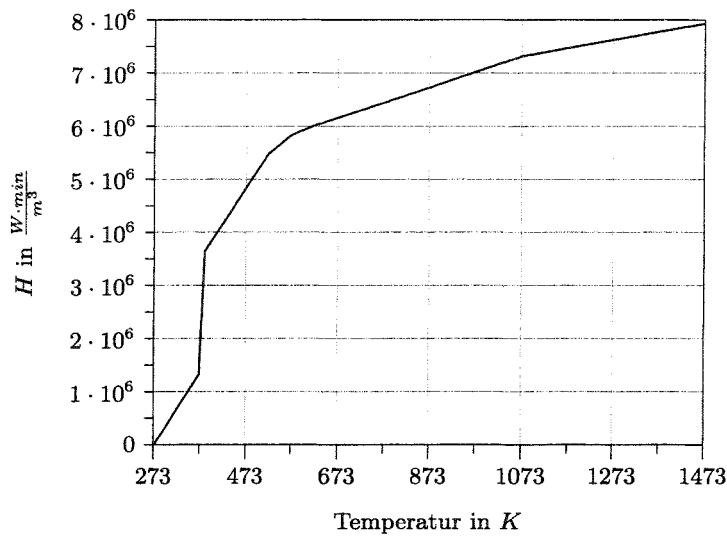
$$\rho(T) = a \cdot T + b \quad (3.20)$$

$$c_p(T) = c \cdot T + d \quad (3.21)$$

Dies ermöglicht die bereichsweise Lösung der Gleichung 3.18.

$$\Delta H = \left[\left(\frac{a}{2} \cdot T^2 + b \cdot T \right) \cdot (c \cdot T + d) \right]_{T_1}^{T_2} - c \cdot \left[\frac{a}{6} \cdot T^3 + \frac{b}{2} \cdot T^2 \right]_{T_1}^{T_2} \quad (3.22)$$

Ausgehend von einer Temperatur von 273 K und unter Berücksichtigung der latenten Wärme nach Abschnitt 3.1.5 ergibt sich der angenetzte Enthalpieverlauf entsprechend der Abbildung 3.4.

Abbildung 3.4: Angesetzte Enthalpie H für Holz

3.2.1.5 Temperaturverläufe

Die für das Holz angesetzten Materialkennwerte sind anhand der errechneten Temperaturverläufe zu überprüfen. Die Temperaturverläufe der Versuche von M. Lache [66] und J. König [61] werden den eigenen Rechenergebnissen in den Abbildungen 3.5 und 3.6 gegenübergestellt.

Bei den verwendeten Versuchsergebnissen von M. Lache [66] handelt es sich um Versuche mit Fichtenholz mit einer Ausgangsfeuchte von 20%. Versuchsergebnisse mit einer Ausgangsfeuchte von 12% konnten hier nicht verwendet werden, da diese nicht in [66] veröffentlicht sind. M. Lache stellte jedoch keine relevanten Unterschiede in den Temperaturverläufen bei unterschiedlichen Holzfeuchten fest, so daß ein Verwenden der Verläufe mit einer 20%-igen Ausgangsfeuchte gerechtfertigt erscheint.

Der Vergleich der Rechenergebnisse mit den Versuchsergebnissen von M. Lache in Abbildung 3.5 zeigt eine gute Übereinstimmung in den Bereichen oberhalb von 373 K. Im Bereich unterhalb dieser Temperatur wurden in den Versuchen leicht höhere Temperaturen gemessen. Dies kann eventuell darauf zurückgeführt werden, daß das Material bei höherer Feuchte eine höhere Wärmeleitfähigkeit besitzt und daher die Temperaturen bis 373 K schneller ansteigen. Diese höheren Temperaturen werden jedoch durch die höhere benötigte latente Wärme zum Verdampfen der größeren Wassermenge kompensiert. Dies erklärt auch die grundsätzlich ähnlichen Temperaturverläufe für unterschiedliche Holzfeuchten, wie sie M. Lache festgestellt hat.

Die Abbildung 3.6 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der Rechenergebnisse mit den Versuchsergebnissen von J. König. Nur bei höheren Temperaturen und größeren

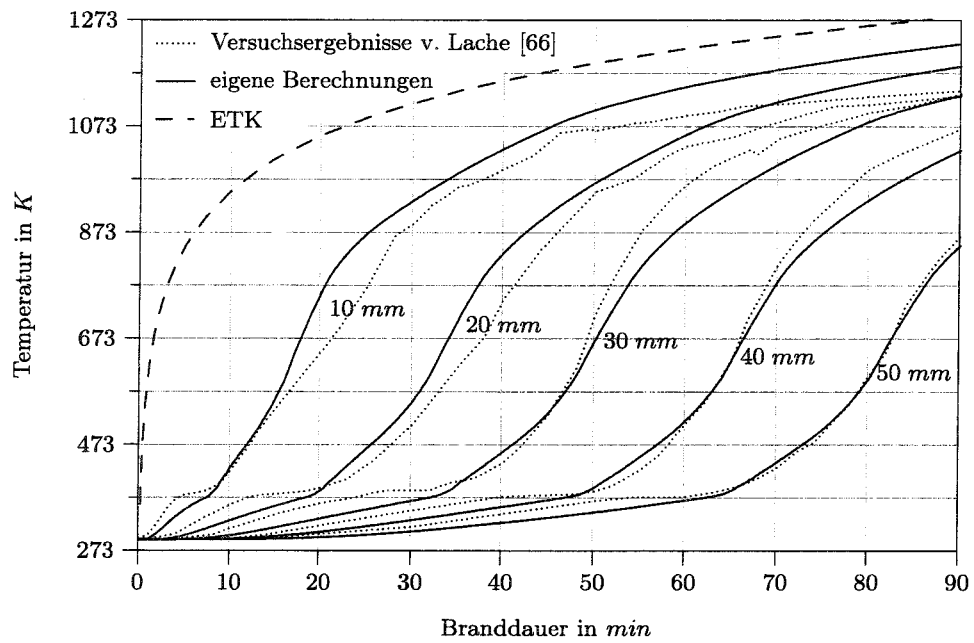


Abbildung 3.5: Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 10, 20, 30, 40 und 50 mm mit Versuchsergebnissen von M. Lache [66]

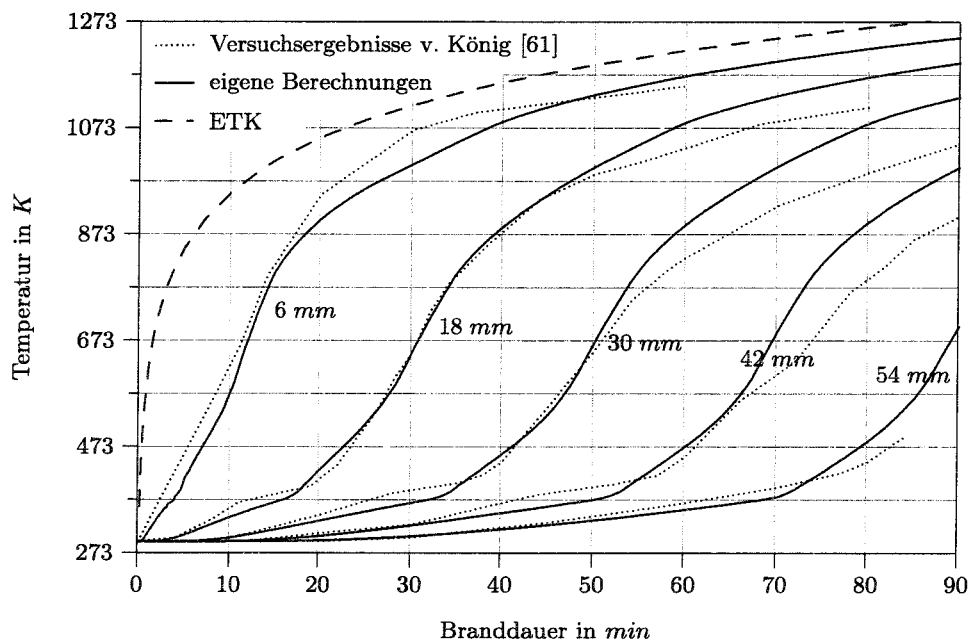


Abbildung 3.6: Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 6, 18, 30, 42 und 54 mm mit Versuchsergebnissen von J. König [61]

Branddauern liegen die errechneten Temperaturen über den gemessenen.

Beim Vergleich mit den in Österreich bei Versuchen bestimmten Temperaturverläufen [34, 38] mußte festgestellt werden, daß dort grundsätzlich erheblich geringere Temperaturen gemessen worden sind. Ein in [34] angestellter Vergleich zweier unterschiedlicher Meßmethoden zeigte große Unterschiede in den gemessenen Temperaturen. Die oben genannten zu geringen Temperaturen werden auf die erste Meßmethode zurückgeführt, bei der die Temperaturen von der Rückseite der Probe gemessen worden sind. Bei der zweiten Meßmethode wurden die Thermoelemente von der Seite eingebracht. Die auf diese Art gemessenen Temperaturen zeigen ähnliche Verläufe wie die in dieser Arbeit berechneten (Abbildung 3.7).

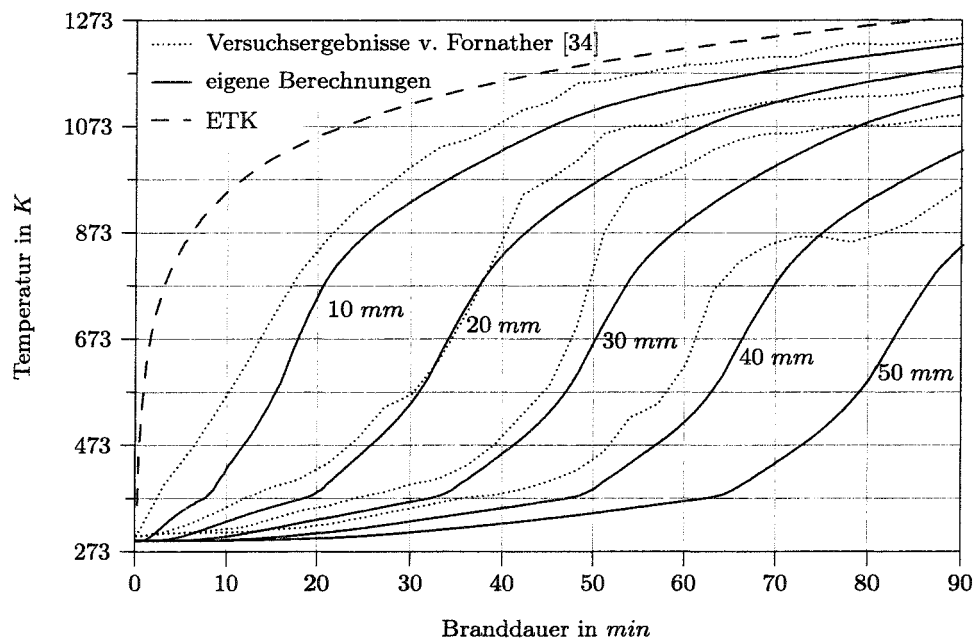


Abbildung 3.7: Vergleich der errechneten Temperaturverläufe in einer Tiefe von 10, 20, 30 und 40 mm mit Versuchsergebnissen von J. Fornather [34]

Bei der Ermittlung der Abbrandrate anhand der errechneten Temperaturverläufe stellt sich das Problem, daß die Abbrandtemperatur in der Literatur zwischen 473 K und 573 K angegeben wird, und somit keine klare Grenze definiert ist. Für diese Arbeit wird bei Brandbeginn die Grenztemperatur mit 573 K und nach einer Brandbelastung von 60 Minuten mit ca. 523 K angenommen. Daraus läßt sich für die errechneten Temperaturverläufe eine Abbrandrate von $\beta = 0,67 \text{ mm/min}$ bestimmen, die mit den Angaben in [32] für Nadelholz übereinstimmt.

In der Literatur werden häufig die Temperaturverläufe in Bezug auf die Abbrandgrenze angegeben. Abbildung 3.8 zeigt einen Vergleich der in dieser Arbeit errechneten bezo-

genen Temperaturverläufe mit Verläufen aus Versuchen von M. Lache [66] und aus Berechnungen von C. Scheer [85] und W. Klingsch (Forschungsvorhaben F-90/1) [57].

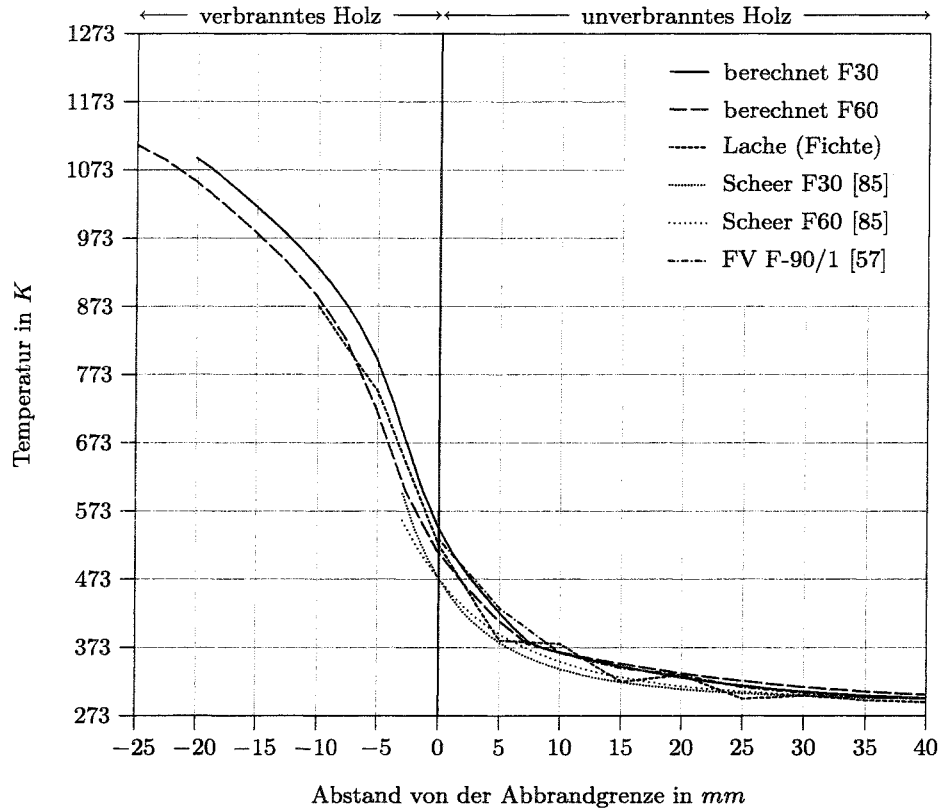


Abbildung 3.8: Auf die Abbrandgrenze bezogene Temperaturverläufe

Dabei ist zu erkennen, daß die errechneten bezogenen Temperaturen gut mit den gemessenen Temperaturen von M. Lache für Fichte übereinstimmen. Auch die berechneten Temperaturen des Forschungsvorhabens F-90/1 ergeben vergleichbare bezogene Temperaturkurven.

Die bezogenen Temperaturkurven nach C. Scheer [85] gelten nur für die Temperaturen im unverbrannten Holz, also im positiven Bereich des Diagrammes, und stellen rechnerisch ermittelte Temperaturverläufe dar, die anhand von Versuchsergebnissen für die rechnerische Brandschutzbemessung von Holzbauteilen kalibriert worden sind. Da für die Brandschutzbemessung nur die Temperaturverteilung unter 473 K von Bedeutung ist, wurde die Grenztemperatur des Abbrandes auf diesen Wert festgelegt, genaue genommen also nicht auf die exakte Abbrandgrenze, sondern ein wenig unterhalb der eigentlichen Grenze. Aus diesem Grund liegen die Temperaturen nach [85] in Abbildung 3.8 ein wenig unter den anderen Temperaturen.

Bis zu einer Branddauer von 60 Minuten, bis zu der die Tragfähigkeiten der Verbindungen in dieser Arbeit untersucht werden, kann in den Abbildungen 3.5 und 3.6 eine

sehr gute Übereinstimmung der Temperaturverläufe festgestellt werden. Weiterhin ist eine gute Übereinstimmung mit den bezogenen Temperaturverläufen in Abbildung 3.8 zu erkennen. Daher werden die oben genannten Materialkennwerte für die weiteren Berechnungen der Temperaturen innerhalb eines Verbindungsknotens verwendet.

3.2.2 Stahl

Die Materialkennwerte des Stahls bezüglich Temperaturberechnungen sind relativ gut erforscht, da diese für FE-Berechnungen der Temperaturverläufe im Stahlbau und Stahlbeton-Verbundbau seit Jahren verwendet werden.

In dieser Arbeit werden die Kennwerte der Europäischen Normung entsprechend Eurocode 3 Teil 1-2 [20] und Eurocode 4 Teil 1-2 [21] übernommen und im folgenden angegeben.

3.2.2.1 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit λ von Stahl wird entsprechend Abbildung 3.9 angesetzt.

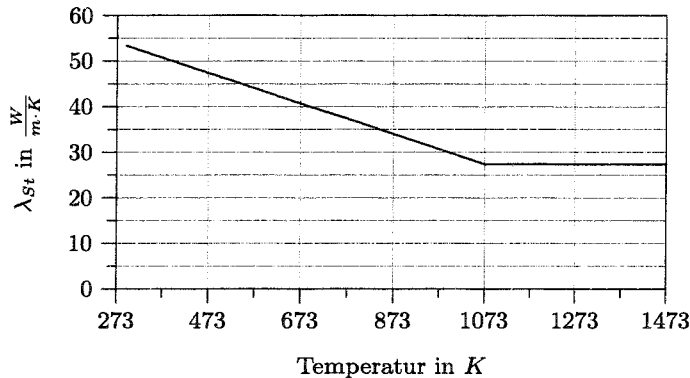
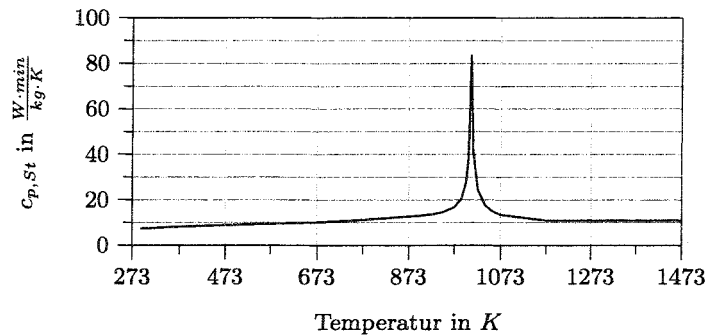


Abbildung 3.9: Wärmeleitfähigkeit λ_{St} von Stahl

3.2.2.2 Spezifische Wärmekapazität

Abbildung 3.10 ist der Verlauf der spezifischen Wärmekapazität von Stahl zu entnehmen. Das auffallende Maximum bei 1008 K ist auf die Gefügeänderung des erhitzten Stahls von der ferritischen in die austenitische Gitterstruktur zurückzuführen. Dieser Vorgang ist endotherm und wird über eine Vergrößerung der spezifischen Wärmekapazität näherungsweise erfasst.

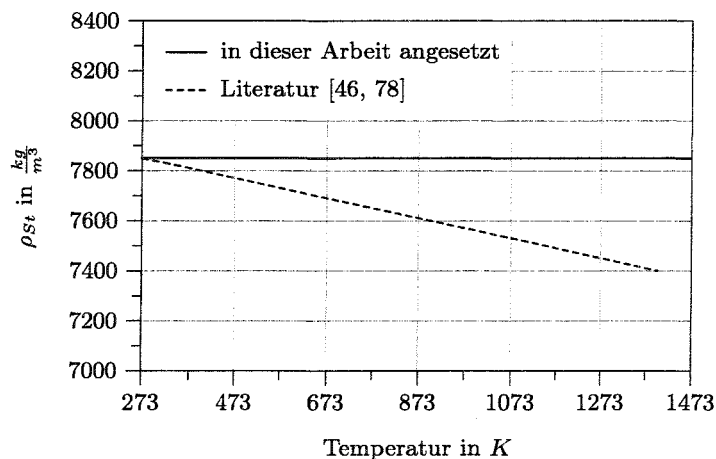
Abbildung 3.10: Spezifische Wärmekapazität $c_{p,St}$ für Stahl

3.2.2.3 Masse

Die Angaben in der Literatur [46, 78] bezüglich der Veränderung der Masse von Stahl bei hohen Temperaturen unterscheiden sich von denen im Eurocode 3-1-2 [20] bzw. Eurocode 4-1-2 [21].

Nach den Eurocodes ändert sich die Masse von Stahl bei höheren Temperaturen nicht und beträgt 7850 kg/m^3 . Dieser konstante Verlauf entspricht aber nicht dem in Versuchen festgestellten Verlauf der Masse. In [46] und [78] wird mit steigender Temperatur eine Abnahme der Masse von Stahl auf 7400 kg/m^3 bei 1400 K festgestellt. Dies ist auf die ausgeprägte thermische Dehnung des Stahls zurückzuführen.

Die Abnahme der Masse von Stahl wird in dieser Arbeit nicht angesetzt, da die thermische Dehnung ebenfalls nicht berücksichtigt wird (Abbildung 3.11), und somit eine Berücksichtigung der Masseabnahme zur Berechnung von falschen Wärmekapazitäten der Verbindungsmittel führen würde.

Abbildung 3.11: Masse ρ_{St} von Stahl

3.3 Temperaturberechnungen

Für die Berechnung eines instationären, zeitabhängigen Vorgangs ist ein Iterationsverfahren nach der Methode der finiten Elemente notwendig.

Zunächst sind die Gleichung 3.5 aus Abschnitt 3.1.1 und die Randbedingungen aus den Abschnitten 3.1.2 und 3.1.3 in ein Gleichungssystem entsprechend den finiten Elementen umzuwandeln. In der Matrixschreibweise erhält man Gleichung 3.23.

$$[(c_p \rho)] \cdot \{\dot{T}\} + [k_{th}] \cdot \{T\} = -\{Q\} \quad (3.23)$$

mit	$\{T\}$	Vektor der gesuchten Knotentemperaturen
	$\{\dot{T}\}$	Vektor der 1. zeitlichen Ableitung der Temperaturen
	$[(c_p \rho)]$	Matrix der Material-Wärmekapazität
	$[k_{th}]$	Matrix der Wärmeleitfähigkeiten der Elemente
	$\{Q\}$	Vektor der von außen zu- und abgeführten Wärmeströme

Bei Verwendung der Enthalpie anstelle der Wärmekapazität verändert sich das Gleichungssystem entsprechend Gleichung 3.24.

$$\{\dot{H}\} + [k_{th}] \cdot \{T\} = -\{Q\} \quad (3.24)$$

mit	$\{\dot{H}\}$	Vektor der 1. zeitlichen Ableitung der Enthalpie
-----	---------------	--

Die Berechnungen dieser Arbeit werden mit dem FE-Programm ANSYS[®] Release 5.6.1 durchgeführt. Es wird eine dreidimensionale Modellierung für die Berechnung der transienten Wärmeströme innerhalb des Stahls und des Holzes vorgenommen. Im folgenden werden die verwendeten Elemente, die Randbedingungen und das FE-Grundmodell für Stabdübelverbindungen näher erläutert. Anschließend werden die durchgeführte Parameterstudie für den einzelnen Stabdübel dargestellt und die Ergebnisse zusammengefaßt.

Des weiteren werden in den Abschnitten 3.3.5 und 3.3.6 die Temperaturen innerhalb von Stabdübelgruppen sowie die sich einstellenden Temperaturen bei einer zusätzlichen seitlichen Randbrandbeanspruchung senkrecht und parallel zur Faser betrachtet und beurteilt.

In Abschnitt 3.3.7 werden dann die verwendeten Modelle für Verbindungen mit überstehenden Stabdübeln, Paßbolzen, Nägeln und Schrauben dargestellt und die Ergebnisse dieser Temperaturberechnungen ausgewertet.

3.3.1 Verwendete Elemente

Für die Modellierung der Verbindung für die Temperaturberechnung werden Volumenelemente mit der Möglichkeit zur Berechnung dreidimensionaler Wärmeströme benötigt. Am brandbeanspruchten Rand sind die Wärmeübergänge aus Konvektion und Strahlung zu berücksichtigen und entsprechend zu modellieren. Da das gewählte Volumelement diese Aufgabe nicht leisten kann, wurden am beanspruchten Rand spezielle Surface-Elemente zur Modellierung der Wärmestrahlung angeordnet. Im folgenden werden die gewählten Elemente näher beschrieben.

3-dimensionales Volumelement – Solid 70

Bei diesem Element handelt es sich um ein 8-Knoten Volumelement zur Modellierung von 3-dimensionalen Wärmeströmen (Abbildung 3.12). An den Oberflächen des Elementes können Lasten als Wärmeübertragung aus Konvektion oder als konkrete Wärmestromdichten angegeben werden. Die freien Oberflächen der Elemente des Modells werden bei der FE-Berechnung als adiabat angenommen. Eine Modellierung der Wärmestrahlung an den Oberflächen dieses Elementes ist nicht möglich.

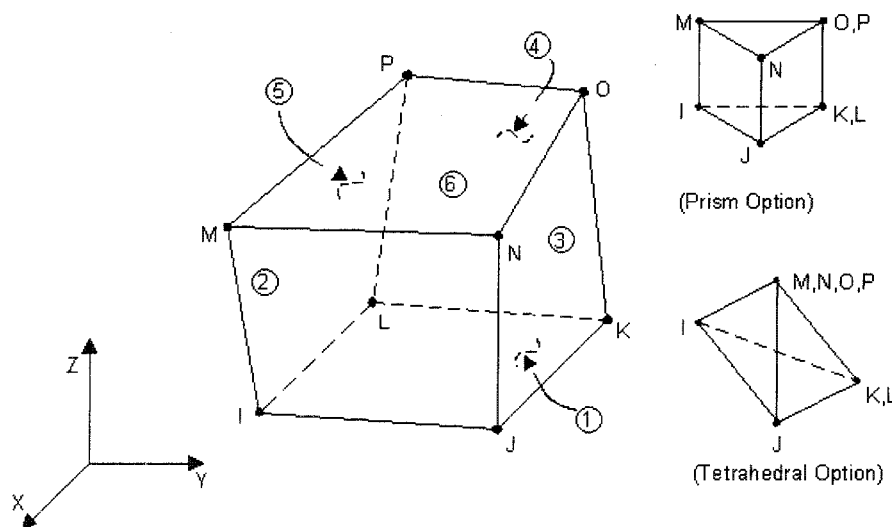


Abbildung 3.12: 3-dimensionales Volumelement – Solid 70 [1]

Oberflächenelement – Surf 22

Dieses Oberflächenelement kann am Rand von beliebigen 3-dimensionalen Volumenelementen angeordnet werden und bei 3-dimensionalen Struktur- und Temperaturfeldanalysen eingesetzt werden. Es ermöglicht die Berücksichtigung von unterschiedlichsten Oberflächenlasten wie der Wärmestrahlung oder der Konvektion auf das Modell. Das Element wird durch 4 bis 8 Knoten aufgespannt und kann

zusätzlich einen Knoten im Raum beinhalten, der entweder die Strahlungsquelle oder den Referenzknoten für die Temperatur des Mediums bei der Konvektion repräsentiert (siehe Abbildung 3.13).

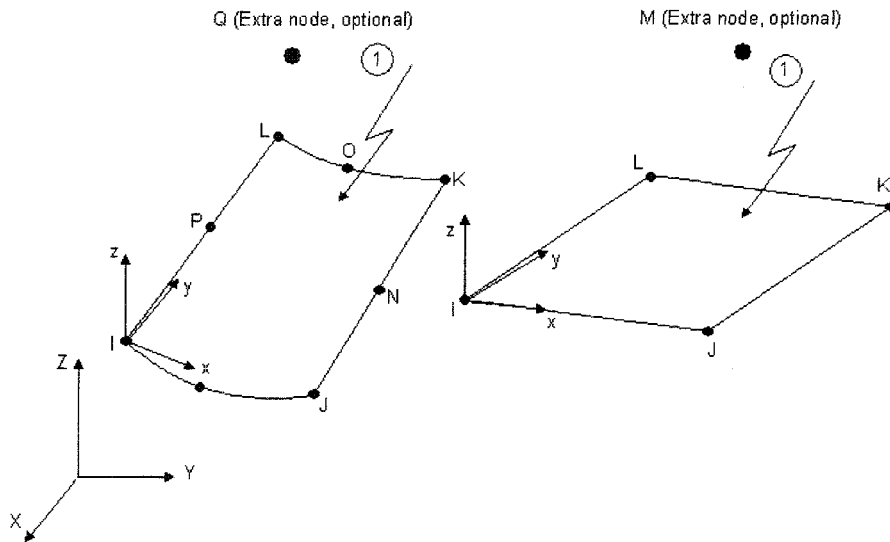


Abbildung 3.13: Oberflächenelement – Surf 22 [1]

Beide Elemente eignen sich sowohl für eine stationäre als auch für eine transiente Temperaturfeldanalyse. Den Elementen werden die temperaturabhängigen Materialkennwerte für Holz und Stahl entsprechend Abschnitt 3.2 zugewiesen. Die Berücksichtigung der Wärmestrahlung auf die brandbeanspruchte Oberfläche wird durch das Oberflächenelement (Surf 22) realisiert und die Konvektion durch entsprechende Angaben bezüglich der der Oberfläche zugewandten Flächen der Volumenelemente (Solid 70).

3.3.2 Randbedingungen

Die Systemränder des FE-Modells können in zwei grundsätzliche Gruppen eingeteilt werden:

1. adiabate Systemränder, an denen aufgrund von Symmetrieeigenschaften keine Wärmeenergie ausgetauscht wird und
2. brandbeanspruchte Ränder, an denen Konvektion und Strahlung zu berücksichtigen sind.

Die Brandbelastung wird in dieser Arbeit nach der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) nach der europäischen Norm DIN EN 1363-1 (ISO 834-1) [16] angesetzt. Die

Brandraumtemperatur T ergibt sich aus Gleichung 3.25 und kann bis zu einer Branddauer von 90 Minuten der Abbildung 3.14 entnommen werden. Bei Brandversuchen darf nach den ersten 10 Minuten die Brandraumtemperatur maximal 100 K von der ETK abweichen. Weiterhin darf bei Brandversuchen das Integral der mittleren Brandraumtemperatur über die Zeit nur innerhalb bestimmter Grenzen von dem Integral der ETK-Temperaturen über die Zeit abweichen. Die Abweichungen dürfen bei 5 bis 10 Minuten Branddauer 15% betragen und nehmen bis 30 Minuten auf 5% und weiter bis 60 Minuten auf 2,5% ab.

$$T - T_0 = 345 \cdot \lg(8t + 1) \quad (3.25)$$

mit T Brandraumtemperatur in K
 $T_0 = 293 K$ Temperatur des Probekörpers bei Versuchsbeginn in K
 t Zeit in Minuten

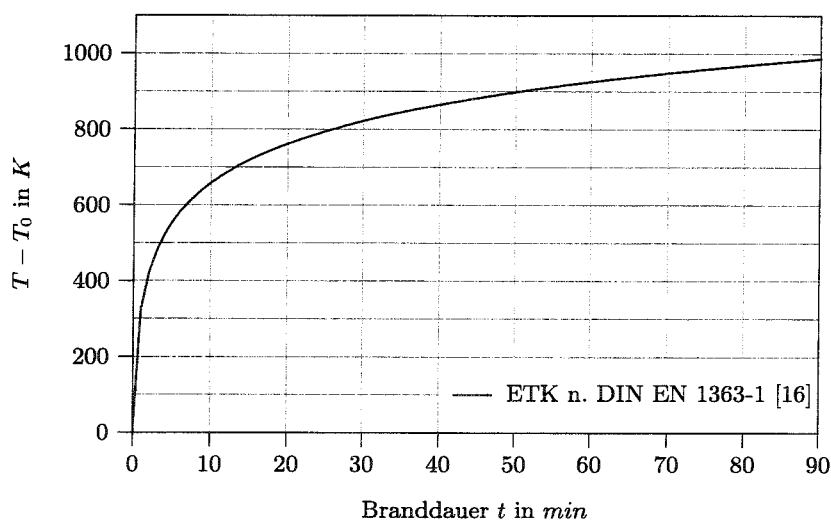


Abbildung 3.14: Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK)

Die Kenntnis der Brandraumtemperaturen bildet die Grundlage für die Berechnung der Wärmeübergänge aus Konvektion und Strahlung.

Die Wärmeübergangskoeffizienten α und die Emissionsgrade ϵ für Holz und Stahl wurden entsprechend Tabelle 3.1 angenommen. Diese wurden von anderen Autoren durch Rückrechnungen der Wärmeübergänge mit der Hilfe von gemessenen Temperaturen bei Brandversuchen oder Vergleichsrechnungen ermittelt.

Tabelle 3.1: Wärmeübergangskoeffizient und Emissionsgrad für Holz und Stahl

Material:	Holz	Stahl
Wärmeübergangskoeffizient α in $W/(m^2K)$	25	25
Resultierender Emissionsgrad ϵ	0,56	0,56

Der für die Stahl- und die Holzoberfläche angenommene Wärmeübergangskoeffizient α stimmt mit den Angaben anderer Arbeiten überein, z.B. [44, 61, 57, 19].

Die Angaben für die Emissionsgrade ϵ für Holz und Stahl sind in der Literatur recht unterschiedlich. Nicht alle Autoren differenzieren die einzelnen Emissionsgrade der Flamme ϵ_{Flamme} und der Materialoberfläche $\epsilon_{Material}$. Eine Zusammenstellung der unterschiedlichen Angaben zeigt Tabelle 3.2. Die in dieser Arbeit verwendeten resultierenden Emissionsgrade liegen innerhalb der Angaben der verschiedenen Arbeiten und konnten durch die späteren Vergleiche mit gemessenen Temperaturen bestätigt werden.

Tabelle 3.2: Angaben unterschiedlicher Arbeiten zum Emissionsgrad ϵ

	ϵ_{Flamme}	$\epsilon_{Material}$	$\epsilon = \epsilon_{Flamme} \cdot \epsilon_{Material}$
Stahloberfläche:			
R. Hass [44]	–	–	0,5 - 0,8
T. Dorn et al. [26]	–	–	0,8
DIN V ENV 1993-1-2 [20]	0,8	0,7	0,56
DIN V ENV 1994-1-2 [21]	0,8	0,625	0,5
NAD zur DIN V ENV 1993-1-2 [72]	–	0,7	–
Holzoberfläche:			
J. König [61]	–	–	0,56
F. Hoffmann [49]	–	0,65 - 0,8	–
Forschungsbericht F-90/1 [57]	0,6	0,8	0,48
DIN V ENV 1991-2-2 [19]	0,8	0,7	0,56
NAD zur DIN V ENV 1991-2-2 [71]	0,8	0,9	0,72

3.3.3 Geometrie des FE-Grundmodells

Als Ausgangsmodell für die Temperaturberechnungen wird ein Stabdübel in einem seitlich unbegrenzten Holz betrachtet. Der Stabdübel wird hierbei als mit der Holzoberfläche abschließend angenommen. Überstehende Stabdübel werden in Abschnitt 3.3.7 näher betrachtet. Die Brandbeanspruchung erfolgt über die Stirnseiten des Stabdübels und über die angrenzenden Holzflächen. Die Berücksichtigung einer Fuge zwischen Seiten- und Mittelholz ist für die Temperaturberechnungen nicht notwendig, da im Brandfall von einem engen Kontakt zwischen diesen ausgegangen werden kann und

somit die Temperaturübertragung ungehindert erfolgt.

Bei der Modellierung wurden die Symmetrieeigenschaften bezüglich der Temperaturverteilung ausgenutzt. Es bilden sich folgende adiabate Symmetrieebenen aus:

1. senkrecht zur Stabachse bei halber Stabdübellänge,
2. in der Stabdübelachse senkrecht zur Holzfaserrichtung und
3. in der Stabdübelachse parallel zur Holzfaserrichtung.

Unter Berücksichtigung dieser Symmetrien muß nur ein Achtel der eigentlichen Verbindung modelliert werden. Eine Draufsicht einer solchen Verbindung mit den dazugehörigen Symmetrieachsen ist in der Grafik in Abbildung 3.15 dargestellt.

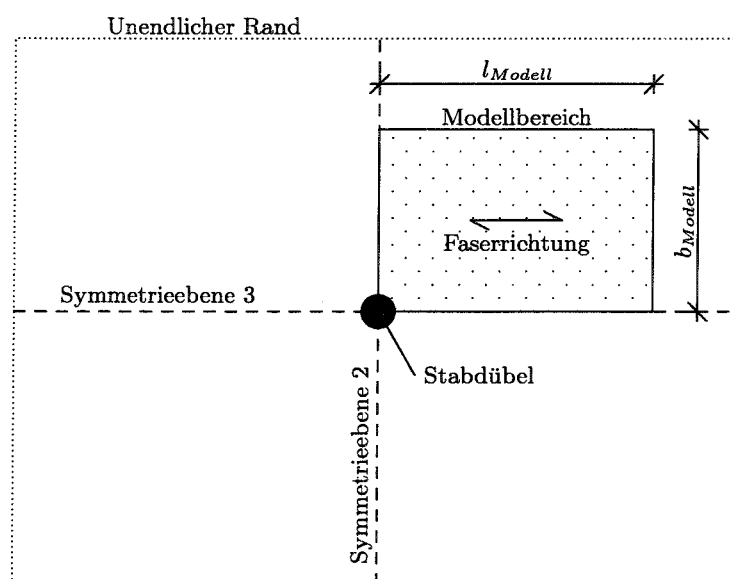


Abbildung 3.15: Verbindungsgeometrie (Draufsicht)

Die zu modellierende Länge l_{Modell} und Breite b_{Modell} der Verbindung wurden so gewählt, daß eine Beeinflussung der Stabdübeltemperatur durch diese Ränder ausgeschlossen wurde. Vergleichsrechnungen haben gezeigt, daß für unterschiedliche Verbindungsgeometrien folgende Modelllängen und -breiten ausreichend sind:

$$l_{Modell} = 160 \text{ mm} \quad b_{Modell} = 80 \text{ mm}$$

Bei Reduzierung dieser Maße können aus den Symmetriebedingungen benachbarte Verbindungsmittel in einem Abstand der doppelten gewählten Länge bzw. Breite simuliert werden. In Kapitel 3.3.5 wird der Einfluß solcher Verbindungsmittelgruppen auf die Temperaturen näher betrachtet.

Die Elementierung des Modells wurde den zu erwartenden Temperaturgradienten angepaßt. Dabei war es vor allem aufgrund der Brandbeanspruchung und des fortschreitenden Abbrandes notwendig, in vertikaler, also in Richtung der Verbindungsmittelachse, eine sehr feine Elementierung vorzusehen. Um die Elementanzahl gering zu halten, wurden die vertikalen Elementgrößen im unteren, nicht direkt brandbeanspruchten Bereich größer gewählt als im oberen Bereich des Modells. Diese Abnahme der Elementgrößen in Richtung der Brandbeanspruchung ist aus Abbildung 3.16 ersichtlich.

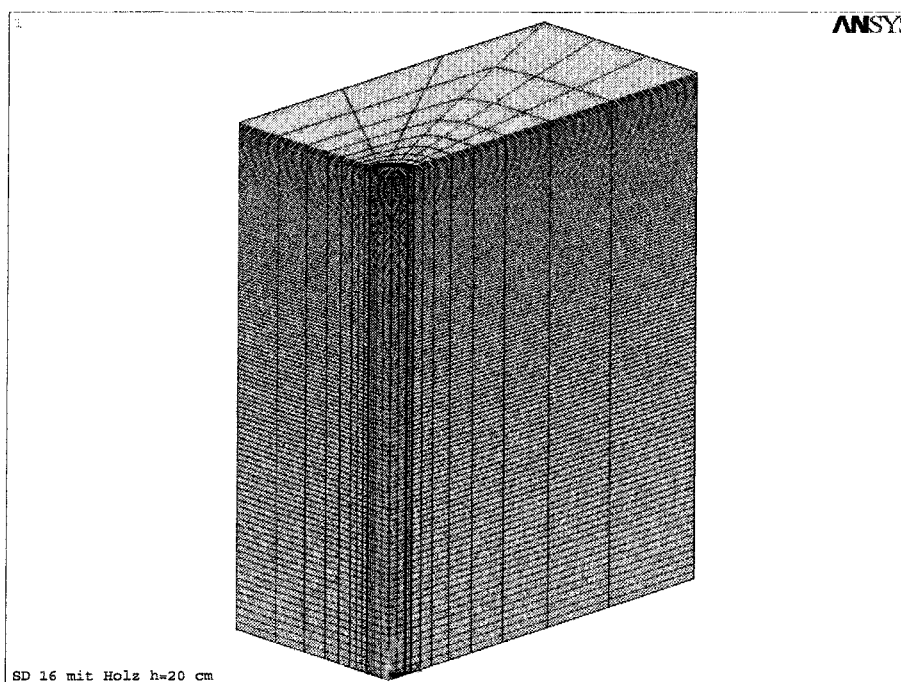


Abbildung 3.16: Gewählte Elementierung

Auch in einem Bereich senkrecht zum Verbindungsmittel wurde eine feinere Elementierung als in entfernteren Bereichen erforderlich. In der Draufsicht auf das Modell in Abbildung 3.17 wird die senkrecht zum Verbindungsmittel gewählte Elementierung deutlich. Um das Verbindungsmittel wurden in einem Holzbereich von 4 mm sehr kleine Elemente gewählt. Außerhalb dieses Bereichs sind zunehmende Elementgrößen ange-setzt worden.

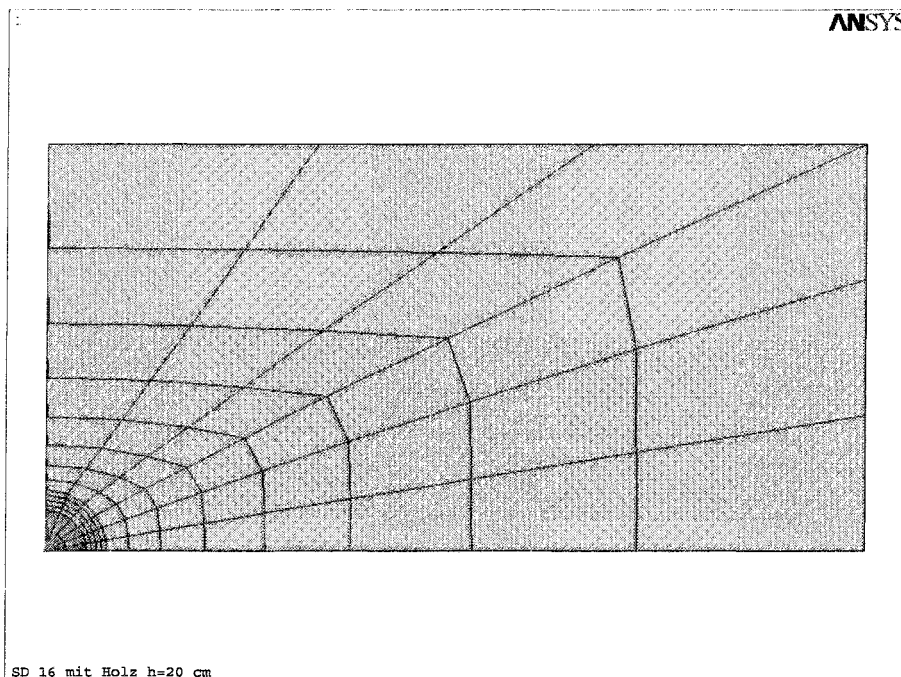


Abbildung 3.17: Gewählte Elementierung, Draufsicht

Vergleichsrechnungen mit anderen Elementierungen, bei denen teilweise auch 20-Knoten-Volumenelemente verwendet wurden, zeigten eine Konvergenz zu den Ergebnissen der endgültig gewählten Elementierung. Dies zeigt, daß die gewählte Elementierung für die Berechnung der Temperaturen geeignet ist. Ein weiterer Gesichtspunkt für die Wahl der dargestellten Elementierung und der verwendeten Elemente waren die benötigten Rechenzeiten, die sich mit feineren Elementierungen und 20-Knoten-Volumenelementen erheblich verlängerten.

3.3.4 Betrachtung eines einzelnen Stabdübels

Um die Wärmeströme und die sich einstellenden Temperaturen in einer Verbindung zunächst grundsätzlich zu betrachten, wurden die Temperaturverläufe mit Hilfe des unter 3.3.3 erläuterten Grundmodells an einem einzelnen, im unendlichen Holz befindlichen Stabdübel berechnet und analysiert.

3.3.4.1 Beschreibung der durchgeführten Parameterstudie

Die Berechnung der Temperaturverläufe wurde an unterschiedlichen Stabdübelgeometrien durchgeführt. Aus Tabelle 3.3 sind die dabei verwendeten Stabdübeldurchmesser und -längen zu entnehmen.

Tabelle 3.3: Betrachtete Stabdübelgeometrien

		betrachtete Stabdübelgeometrien
Stabdübeldurchmesser	d	6, 8, 10, 12, 16, 20, 24 und 30 mm
Stabdübellängen	l	100 bis 1000 mm in 100 mm Schritten

Die Isoflächen der sich einstellenden Temperaturen nach 30 und 60 minütiger Brandeinwirkung sind am Beispiel eines Stabdübels mit einem Durchmesser $d = 12\text{ mm}$ und einer Länge $l = 400\text{ mm}$ in Abbildung 3.18 dargestellt. Die Isoflächen stellen die Temperaturen in einem Abstand von 50 K dar. Die Modellhöhe h_{Modell} beträgt aufgrund der Symmetrieeigenschaften die Hälfte der Stabdübellänge l .

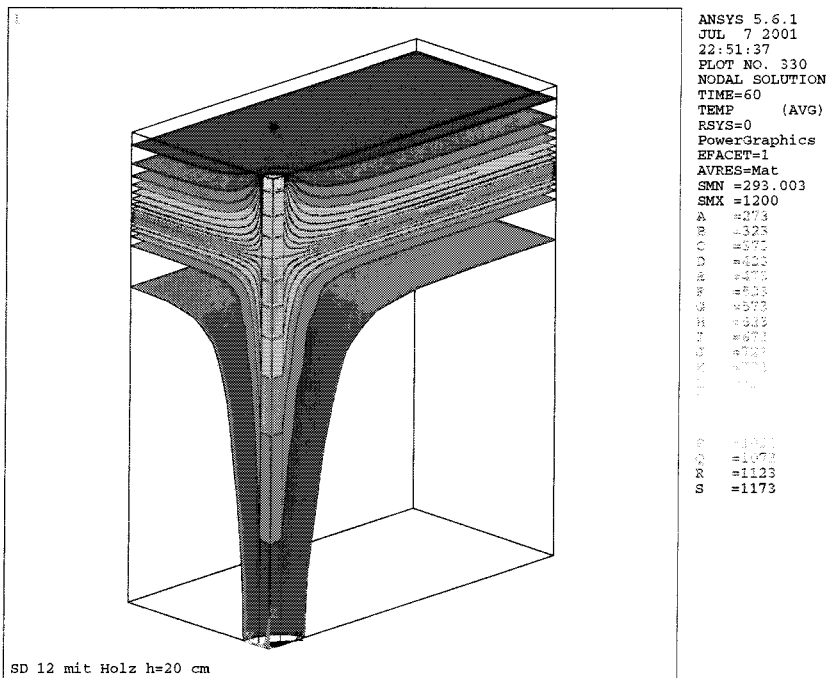
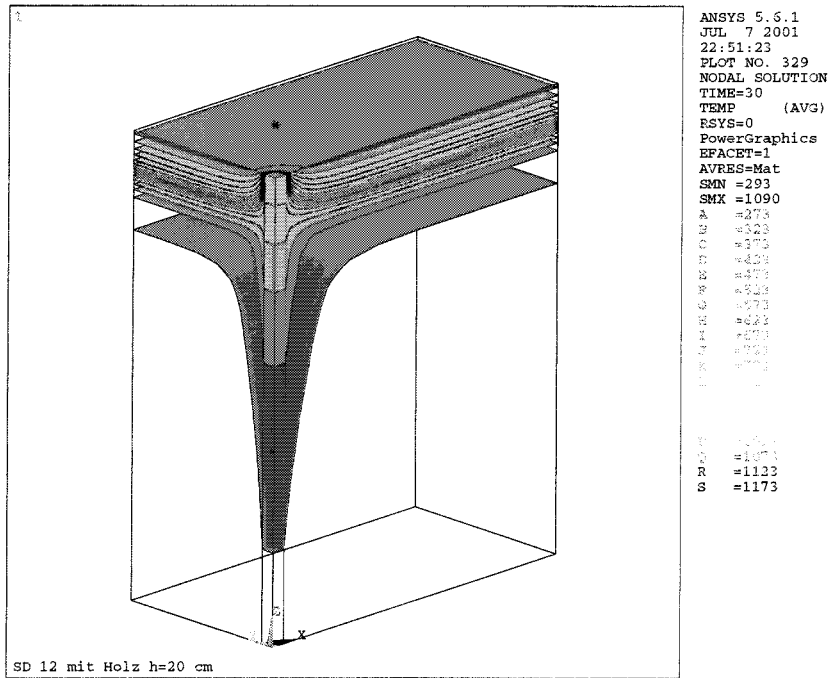
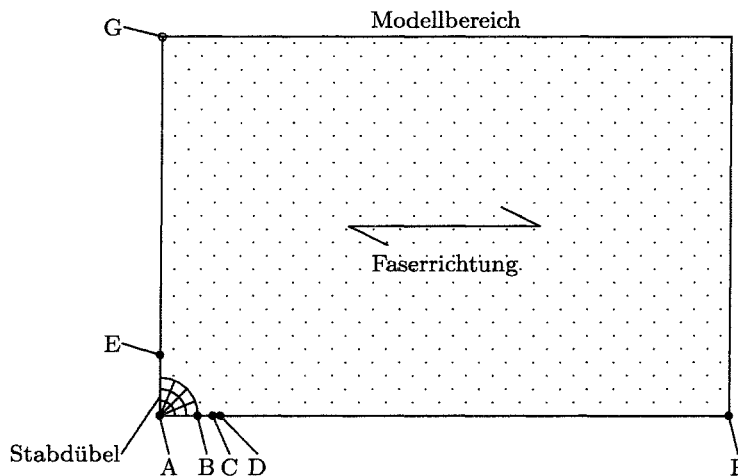


Abbildung 3.18: Isoflächen der Temperaturen des Stabdübels SDü12-40 nach 30 und 60 Minuten Brandbelastung

Für eine weitere Auswertung der Temperaturverläufe wurden für jede Verbindung unter anderem die Temperaturen im Zentrum (A) und am Rand des Verbindungsmittels (B) sowie in Abständen von 2 und 3 mm vom Verbindungsmittel parallel bzw. quer zur Faser (C, D, E) und, in Faserrichtung gesehen, am äußersten Rand (F) entlang der Modellhöhe erfaßt. Die unterschiedlichen Erfassungsstellen sind in Abbildung 3.19 skizziert. Ferner wurden die Temperaturen in unterschiedlichen Tiefen parallel und quer zur Faser in horizontaler Richtung ausgehend vom Verbindungsmittel für jede untersuchte Verbindung gespeichert, um den Bereich des Verbindungsmiteleinflusses auf die Holztemperatur bestimmen zu können. Zur weiteren Kontrolle wurden die Grafiken mit den Isoflächen der Temperaturen für jedes berechnete Modell zu unterschiedlichen Branddauern ausgegeben.



Stellen zur Erfassung der berechneten Temperaturen:

- in allen Modellen ◦ nur teilweise

A – Temperaturen im Zentrum des Verbindungsmittels

B – Temperaturen am Rand des Verbindungsmittels

C – Temperaturen in 2-mm-Abstand vom Verbindungsmittel in Faserrichtung

D – Temperaturen in 3-mm-Abstand vom Verbindungsmittel in Faserrichtung

E – Temperaturen in 3-mm-Abstand vom Verbindungsmittel quer zur Faser

F – Holztemperaturen am Rand des Modells in Faserrichtung

G – Holztemperaturen am Rand des Modells quer zur Faser

Abbildung 3.19: Stellen zur Erfassung der Temperaturen entlang der Modellhöhe

In Abbildung 3.20 sind die rechnerisch bestimmten Temperaturen für eine Branddauer von 30 Minuten und in Abbildung 3.21 für eine Branddauer von 60 Minuten in Abhängigkeit des Abstandes zur brandbeanspruchten Oberfläche am Beispiel von Stabdübeln mit einer Länge von $l = 300 \text{ mm}$ in Abhängigkeit des Durchmessers dargestellt. Dabei sind die Temperaturen im Zentrum des Stabdübelns und im Abstand

von 3 *mm* vom Verbindungsmittel in Faserrichtung sowie die durch den Stabdübel nicht beeinflusste Holztemperatur (Stelle F) angegeben. Die Temperatur am Rand des Stabdübels entspricht in etwa der Temperatur im Zentrum und wurde daher nicht separat dargestellt.

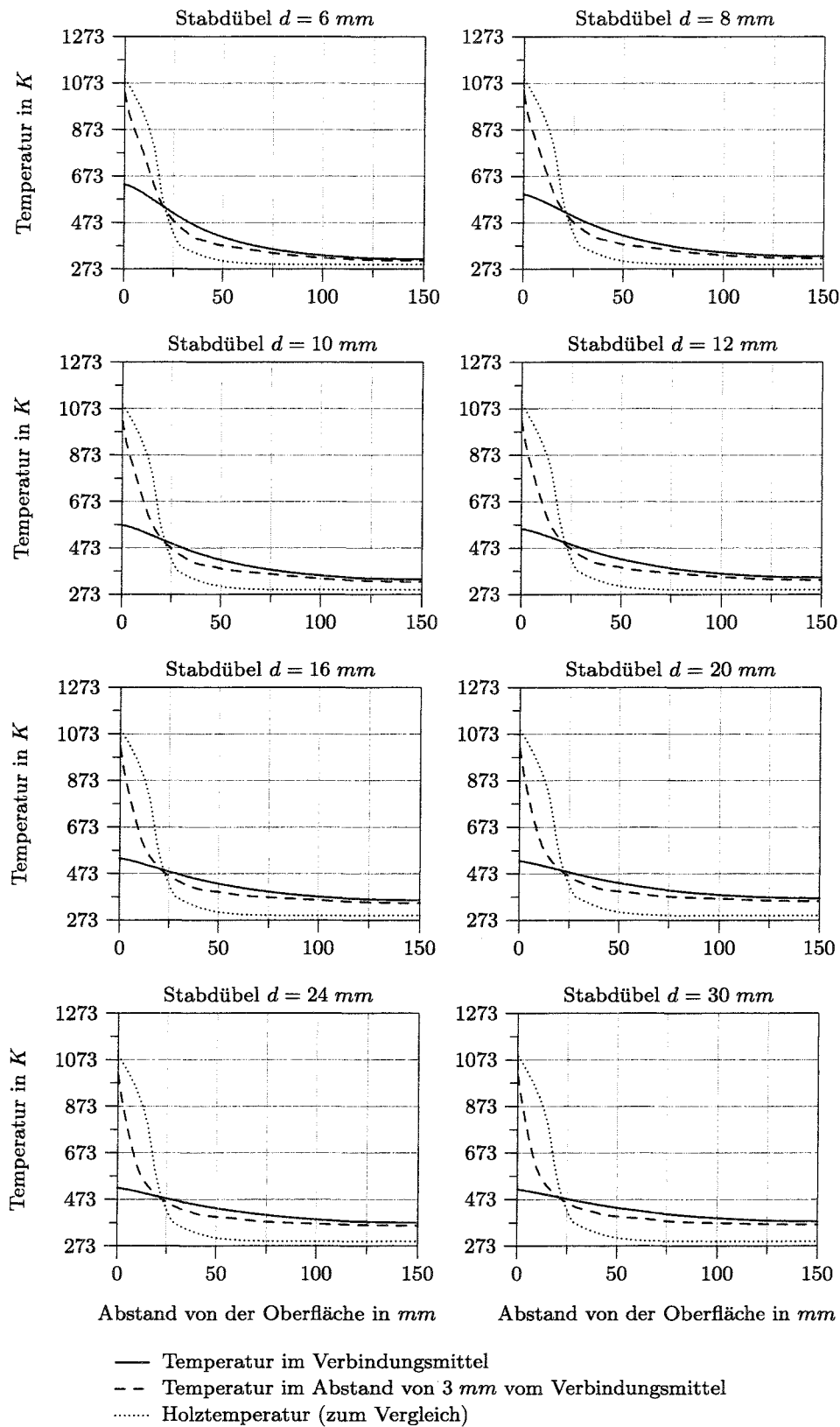


Abbildung 3.20: Temperaturverläufe für die Branddauer von 30 Minuten für unterschiedliche Stabdübeldurchmesser und eine Verbindungsmittellänge von 300 mm

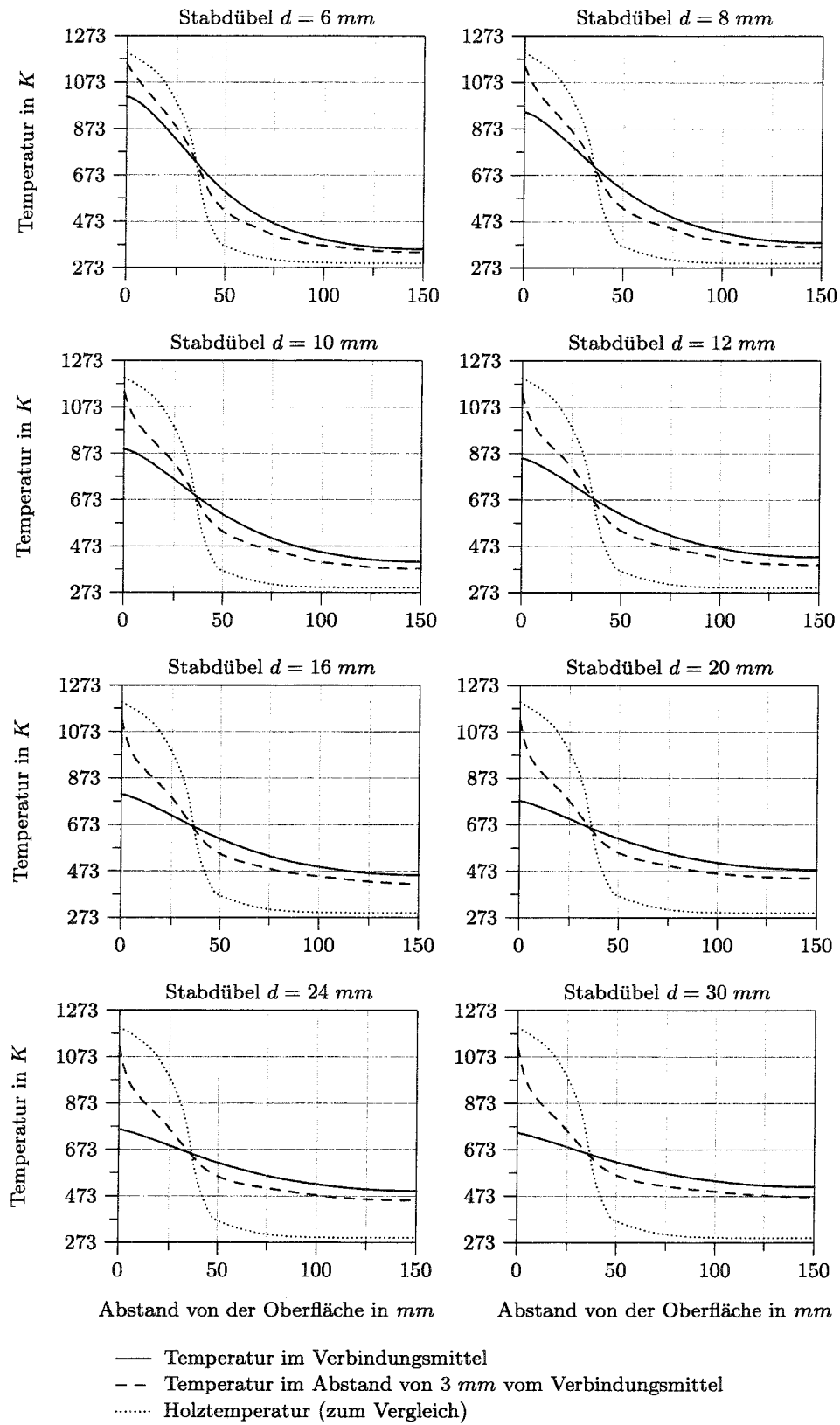


Abbildung 3.21: Temperaturverläufe für die Branddauer von 60 Minuten für unterschiedliche Stabdübeldurchmesser und eine Verbindungsmittellänge von 300 mm

3.3.4.2 Ergebnisse für den einzelnen Stabdübel

Aus den Diagrammen der Abbildungen 3.20 und 3.21 ist ersichtlich, daß Stabdübel mit einem größeren Durchmesser wie erwartet besser in der Lage sind, Wärme ins Innere der Verbindung zu leiten und somit die Stabdübeltemperaturen bei diesen außen geringer und innen höher als bei dünneren Stabdübeln sind. Des weiteren ist erkennbar, daß die Temperaturen im Holz in einem Abstand vom Verbindungsmittel von 3 mm ähnlich wie die Stahltemperaturen vom Durchmesser des Stabdübels abhängig sind.

Für die weitere Betrachtung der Stabdübel und die Beurteilung anderer Verbindungsmitteltypen werden aufgrund der letztgenannten Abhängigkeit vorwiegend die Verbindungsmitteltemperaturen (Stahltemperaturen) als Beurteilungsgröße verwendet.

Der Einfluß der Verbindungsmittellänge l auf die Verbindungsmitteltemperaturen wird in den Abbildungen 3.22 und 3.23 am Beispiel eines Stabdübels mit einem Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$ für die Branddauern von 30 und 60 Minuten erkennbar. Bei kürzeren Verbindungsmitteln ist die Stahltemperatur höher als bei längeren. Dieses Phänomen ist auf die gegenseitige Beeinflussung der Stahltemperaturen durch die Brandbeanspruchung an beiden Enden des Verbindungsmittels zurückzuführen. Diese Beeinflussung nimmt bei längeren Verbindungsmitteln und kleineren Durchmessern ab und bei kürzeren Verbindungsmitteln und größeren Durchmessern zu. Zum Vergleich sind in den Abbildungen zusätzlich die sich einstellenden Temperaturen im Holz ohne Einfluß eines Verbindungsmittels dargestellt.

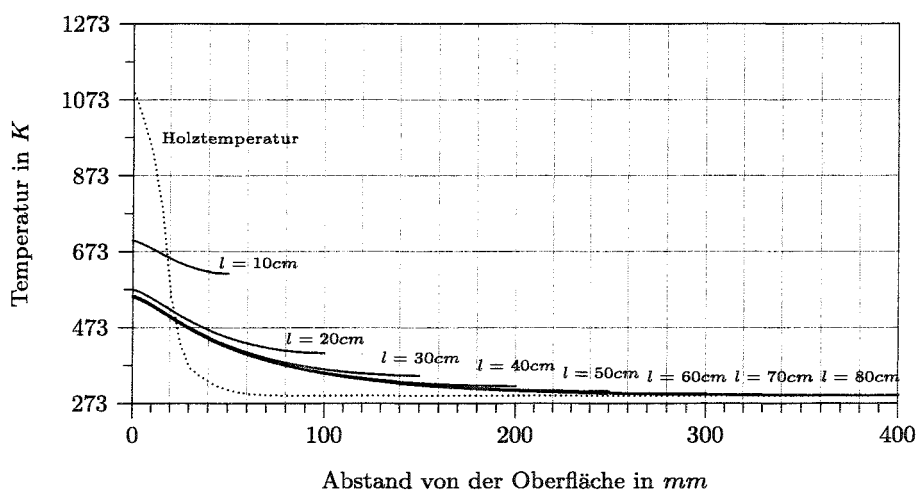


Abbildung 3.22: Temperaturverläufe im Stabdübel für unterschiedliche Stabdübel-längen l bei einem Durchmesser von 12 mm und einer Branddauer von 30 Minuten

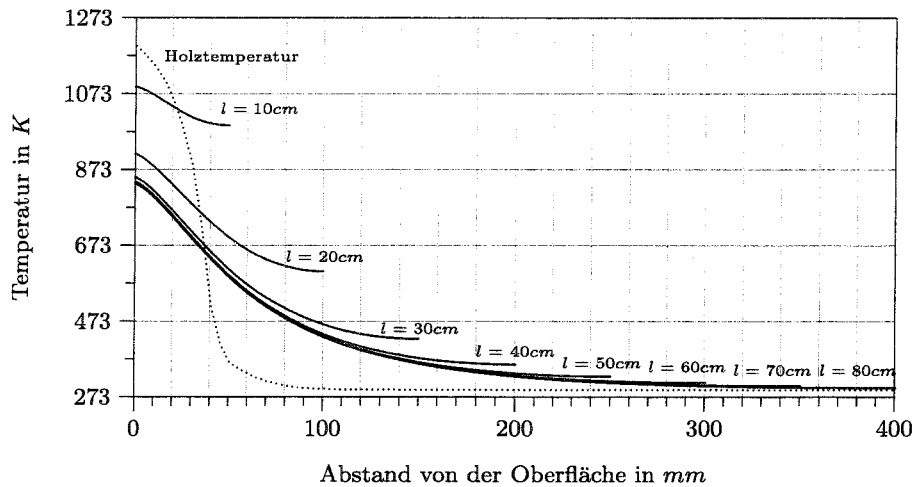


Abbildung 3.23: Temperaturverläufe im Stabdübel für unterschiedliche Stabdübel-längen l bei einem Durchmesser von 12 mm und einer Branddauer von 60 Minuten

Um den Einfluß des Verbindungsmittels auf die Holztemperatur und vor allem auf den durch das Verbindungsmittel beeinflussten Bereich zu bestimmen, wurden die Holztemperaturen ausgehend vom Verbindungsmittel parallel und senkrecht zur Faser betrachtet. In den Abbildungen 3.24 bis 3.27 sind diese Verläufe für unterschiedliche Tiefen am Beispiel eines Stabdübels mit einem Durchmesser $d = 12\text{ mm}$ abgebildet.

Der Einfluß auf die Holztemperatur ist nur in einem begrenzten Bereich um den Stabdübel festzustellen. Die Größe des Bereiches für unterschiedliche Richtungen und Branddauern ist in Tabelle 3.4 angegeben. Stabdübel mit anderen Durchmessern beeinflussen die Holztemperatur in einem etwa gleich großen Bereich, so daß die in Tabelle 3.4 angegebenen Werte unabhängig vom Stabdübeldurchmesser sind. Als Grenze der relevanten Temperaturdifferenz wurde eine Abweichung von der Holztemperatur von 5 K angesetzt.

Tabelle 3.4: Einflußbereich des einzelnen Stabdübels auf die Holztemperatur

Branddauer	senkrecht zur Faser	parallel zur Faser
30 Minuten	40 mm	50 mm
60 Minuten	50 mm	80 mm

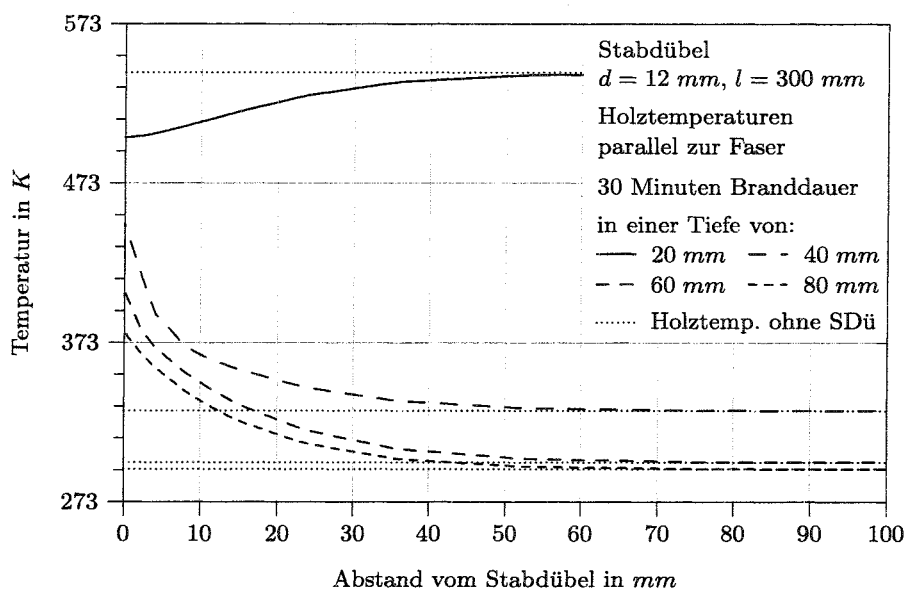


Abbildung 3.24: Einfluß des Stabdübels $d = 12 \text{ mm}$ auf die Holztemperaturen in Richtung parallel zur Faser nach 30 Minuten Branddauer

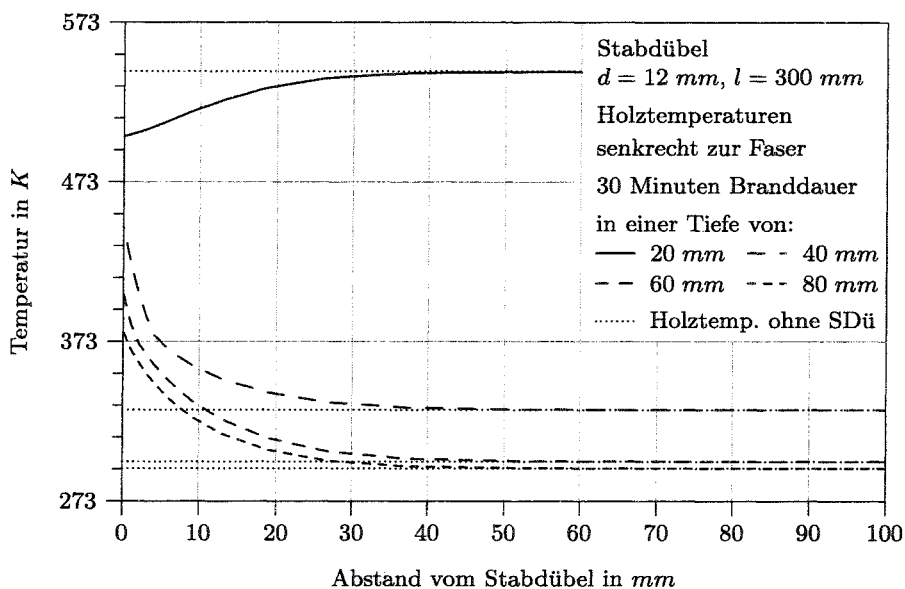


Abbildung 3.25: Einfluß des Stabdübels $d = 12 \text{ mm}$ auf die Holztemperaturen in Richtung senkrecht zur Faser nach 30 Minuten Branddauer

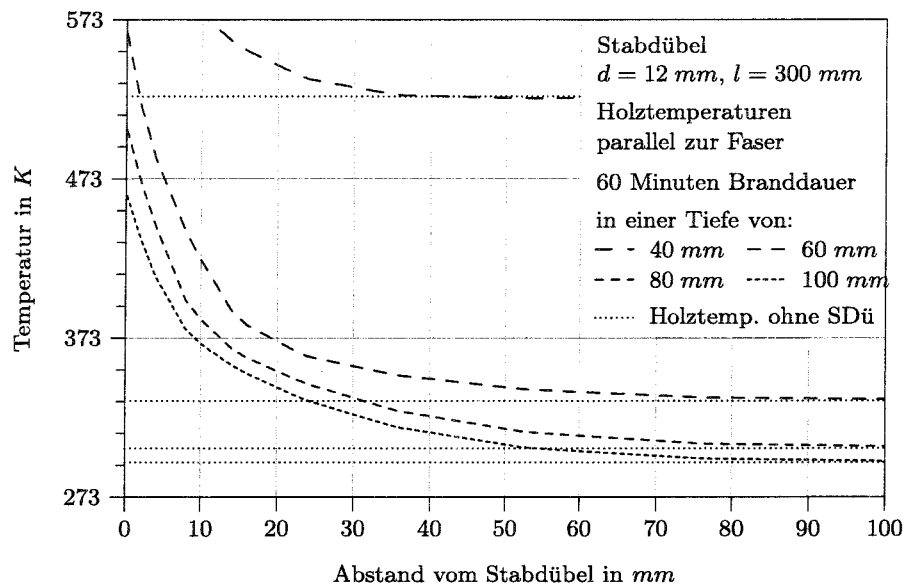


Abbildung 3.26: Einfluß des Stabdübels $d = 12 \text{ mm}$ auf die Holztemperaturen in Richtung parallel zur Faser nach 60 Minuten Branddauer

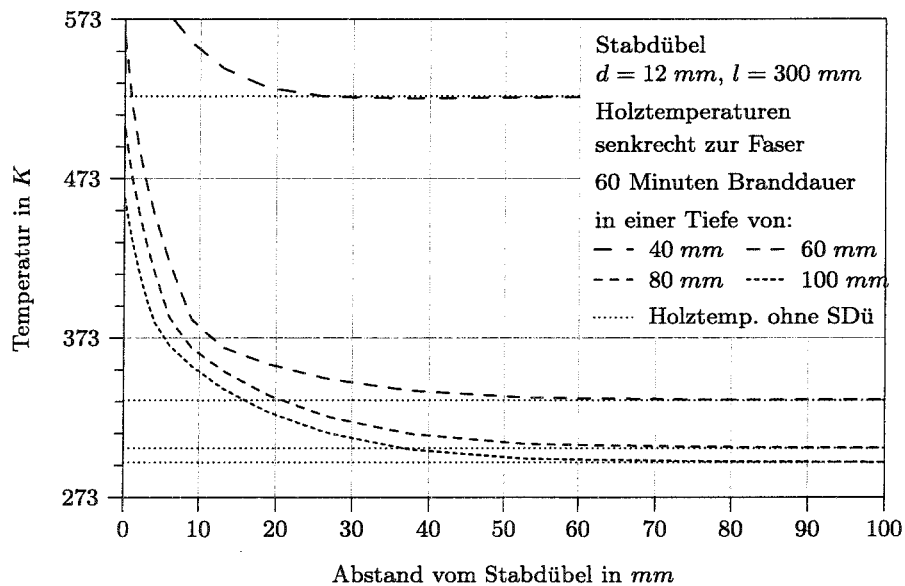


Abbildung 3.27: Einfluß des Stabdübels $d = 12 \text{ mm}$ auf die Holztemperaturen in Richtung senkrecht zur Faser nach 60 Minuten Branddauer

Zusammenfassend sind folgende Erkenntnisse aus den Temperaturberechnungen des einzelnen Stabdübels im zu den Seiten unendlichen Holz abzuleiten:

1. Bei größeren Durchmessern findet ein größerer Wärmeausgleich über das Verbindungsmittel statt, so daß im Inneren höhere Temperaturen und außen geringere als bei kleineren Durchmessern festgestellt werden können.
2. Bei kürzeren Stabdübeln sind überproportional höhere Temperaturen als bei längeren festzustellen. Dies ist auf die gegenseitige Beeinflussung der brandbeanspruchten Enden des Stabdübels zurückzuführen.
3. Der Einflußbereich des einzelnen Stabdübels auf die Holztemperatur ist nahezu unabhängig vom Durchmesser. Die Maße des Bereiches können Tabelle 3.4 entnommen werden.

3.3.5 Betrachtung von Stabdübelgruppen

Da benachbarte Verbindungsmittel die Temperaturverläufe im Holz und im Verbindungsmittel beeinflussen können, werden im folgenden die Temperaturverläufe von Verbindungsmittelgruppen untersucht. Als Abstände wurden die Mindestabstände für Stabdübel bei einer Belastung parallel zur Faserrichtung entsprechend DIN V ENV 1995-1-1 [22] und E DIN 1052 [29] mit $3 \cdot d$ senkrecht zur Faser und mit $7 \cdot d$ parallel zur Faser angesetzt.

3.3.5.1 Angepaßtes FE-Modell für die Stabdübelgruppe

Für die Betrachtung von Stabdübelgruppen muß das Stabdübel-Grundmodell aus Abschnitt 3.3.3 nur bezüglich der Modelllänge und -breite angepaßt werden. Die Einflüsse benachbarter Stabdübel werden durch die Symmetriebedingungen berücksichtigt. Genaugenommen wird durch diese Änderung eine unendliche Gruppe von hinter- und nebeneinanderliegenden Verbindungsmitteln betrachtet.

Bei Verwendung der oben genannten Mindestabstände ergeben sich die veränderten Modelllängen und die Modellbreiten zu:

$$l_{Modell} = 3,5 \cdot d \quad b_{Modell} = 1,5 \cdot d \quad \text{für Stabdübelgruppen}$$

Die Verbindungsmitteldurchmesser und -längen wurden innerhalb der im Abschnitt 3.3.4 in Tabelle 3.3 genannten Werte variiert.

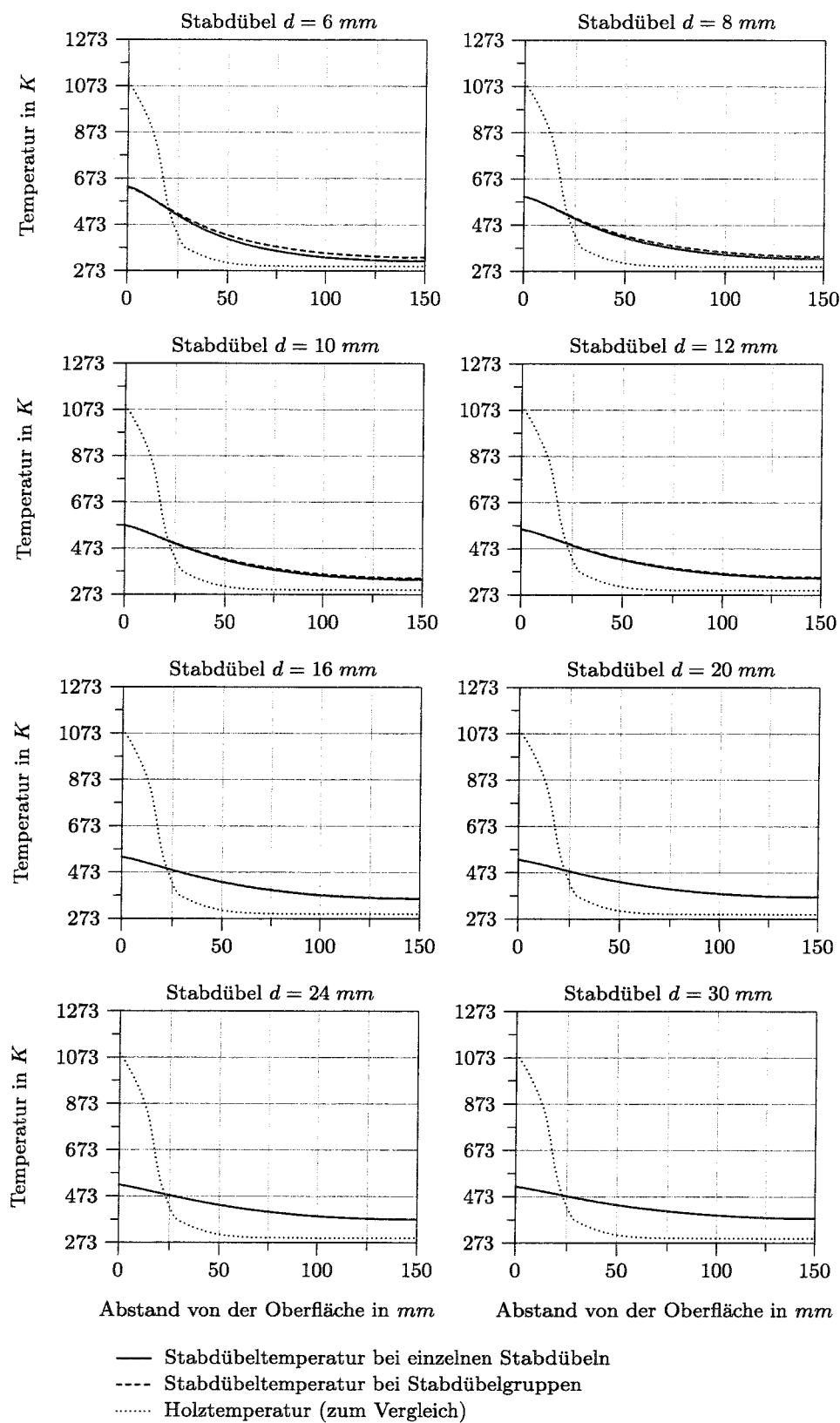


Abbildung 3.28: Vergleich der Stabdübeltemperaturen für die Stabdübelgruppe mit denen des einzelnen Stabdübels bei einer Branddauer von 30 Minuten ($l = 300 \text{ mm}$)

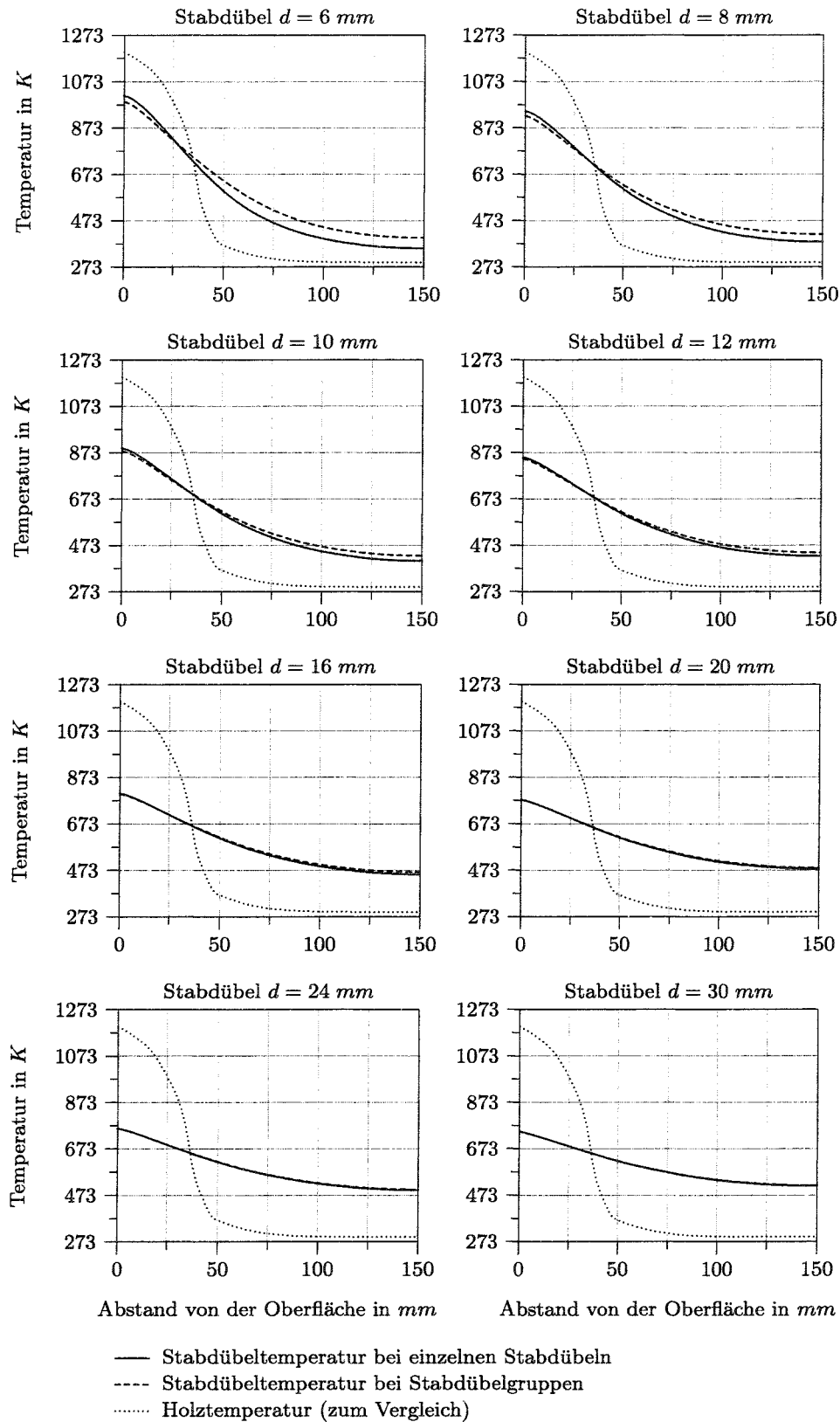


Abbildung 3.29: Vergleich der Stabdübeltemperaturen für die Stabdübelgruppe mit denen des einzelnen Stabdübels bei einer Branddauer von 60 Minuten ($l = 300 \text{ mm}$)

3.3.5.2 Ergebnisse für die Stabdübelgruppen

In den Abbildungen 3.28 und 3.29 sind die berechneten Stabdübeltemperaturen der Verbindungsmittelgruppen denen des einzelnen Verbindungsmittels gegenübergestellt. Die Ergebnisse der Temperaturberechnungen zeigen, daß vor allem bei den Verbindungsmitteln mit kleinerem Durchmesser und einer längeren Brandbeanspruchung bedingt durch die geringeren Abstände eine Erhöhung der Temperaturen durch die gegenseitige Beeinflussung eintritt und daß der Einfluß gegenüber dem einzelnen Stabdübel mit zunehmendem Durchmesser abnimmt.

Des weiteren ist vor allem für kleinere Durchmesser, ebenfalls bedingt durch die geringen Abstände, eine Erhöhung der Holztemperatur zwischen den Verbindungsmitteln festzustellen. Die Holztemperaturverläufe in der Mitte zwischen den Stabdübeln parallel und senkrecht zur Faser sind für die Branddauern von 30 und 60 Minuten und für Stabdübel mit einer Länge $l = 300 \text{ mm}$ in den Abbildungen 3.30 bis 3.33 über die Tiefe dargestellt.

Bei diesen Holztemperaturverläufen kann der Einfluß der Holzfeuchtigkeit bei der Erwärmung des Holzes gut erkannt werden. Die Wärmeenergie, die durch die umliegenden Stabdübel in das Holz eingeleitet wird, reicht in größeren Tiefen nur noch für eine Erwärmung des Holzes bis zur 373-K -Grenze. Für ein weiteres Erwärmen fehlt hingegen die Energie, die für die Verdunstung der Feuchtigkeit benötigt wird. So sind teilweise Temperaturverläufe entlang der Temperatur von 373 K zu beobachten.

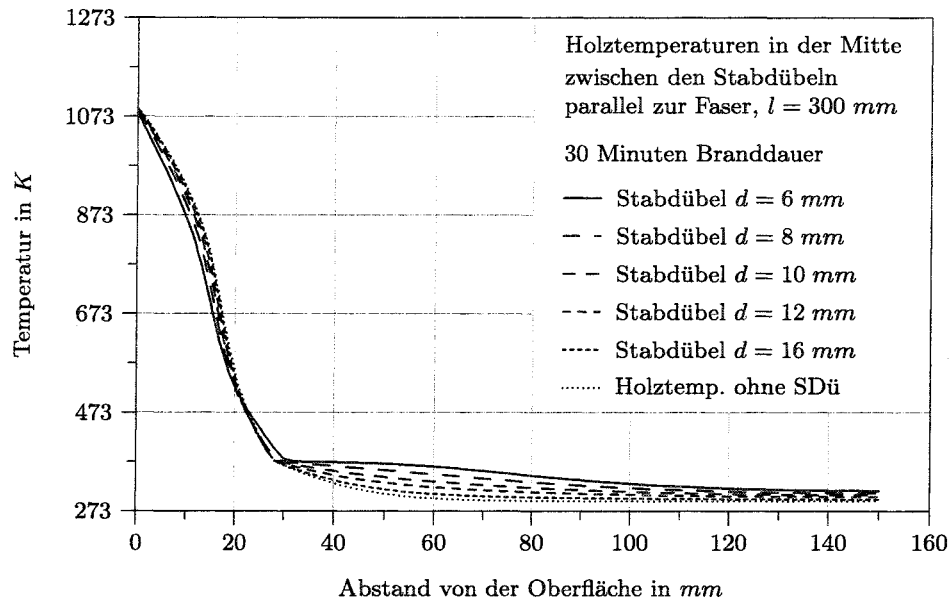


Abbildung 3.30: Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe parallel zur Faser, Branddauer 30 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$

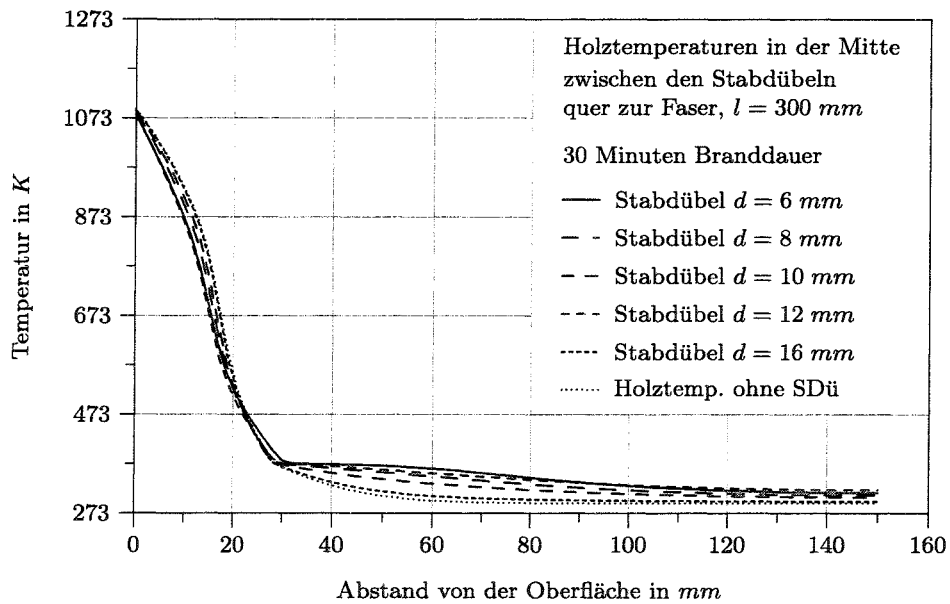


Abbildung 3.31: Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe quer zur Faser, Branddauer 30 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$

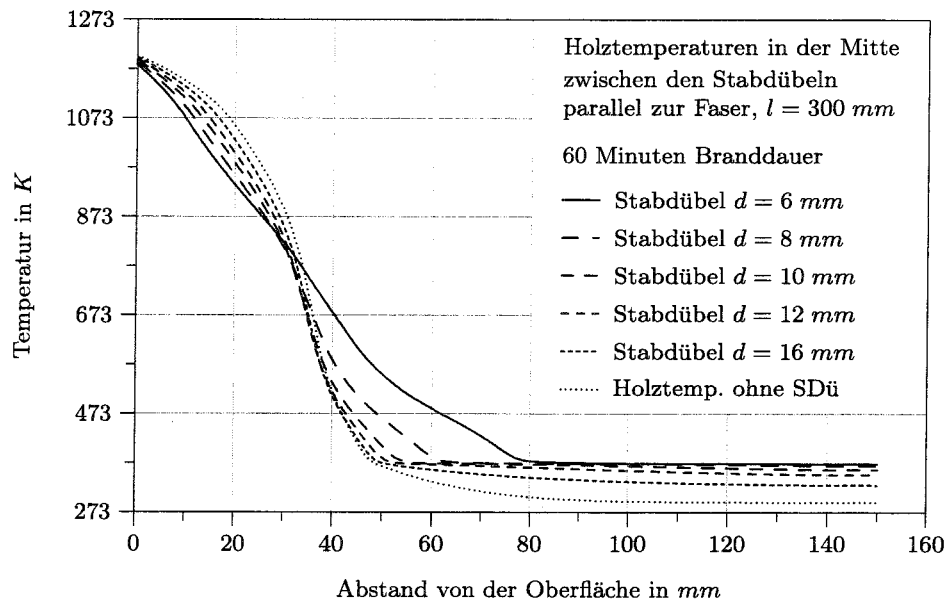


Abbildung 3.32: Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe parallel zur Faser, Branddauer 60 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$

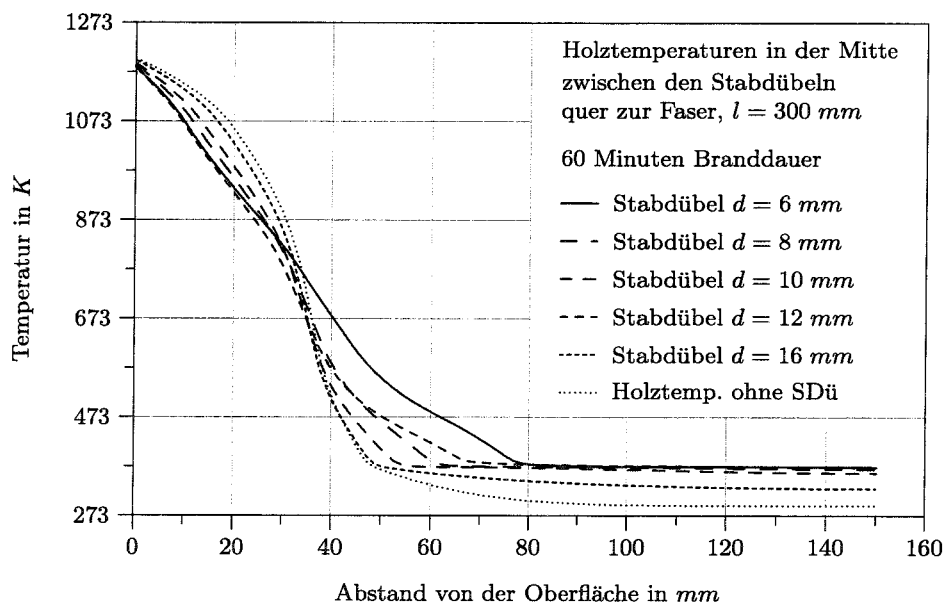


Abbildung 3.33: Holztemperaturen in der Mitte zwischen den Stabdübeln der Stabdübelgruppe quer zur Faser, Branddauer 60 Minuten, Stabdübellänge $l = 300 \text{ mm}$

3.3.6 Betrachtung einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung

Einen weiteren Einfluß auf die Temperaturen hat eine zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung. Um diesen Einfluß zu betrachten, wurden nach einer entsprechenden Erweiterung des FE-Modells Berechnungen mit unterschiedlichen Randabständen an den Rändern parallel und senkrecht zur Faserrichtung durchgeführt. Die Modelllängen und -breiten zu den nicht brandbeanspruchten Rändern wurden entsprechend dem Modell für die Stabdübelgruppen gewählt, um benachbarte Verbindungsmittel zusätzlich zu berücksichtigen.

Ein beispielhafter Isothermenverlauf bei einer seitlichen Brandbeanspruchung quer zur Faser und einem Randabstand des Stabdübel von 70 mm ist für eine Verbindung mit einem Stabdübel SDü 12-40 in Abbildung 3.34 gezeigt. Der Abstand der Isoflächen beträgt 50 K.

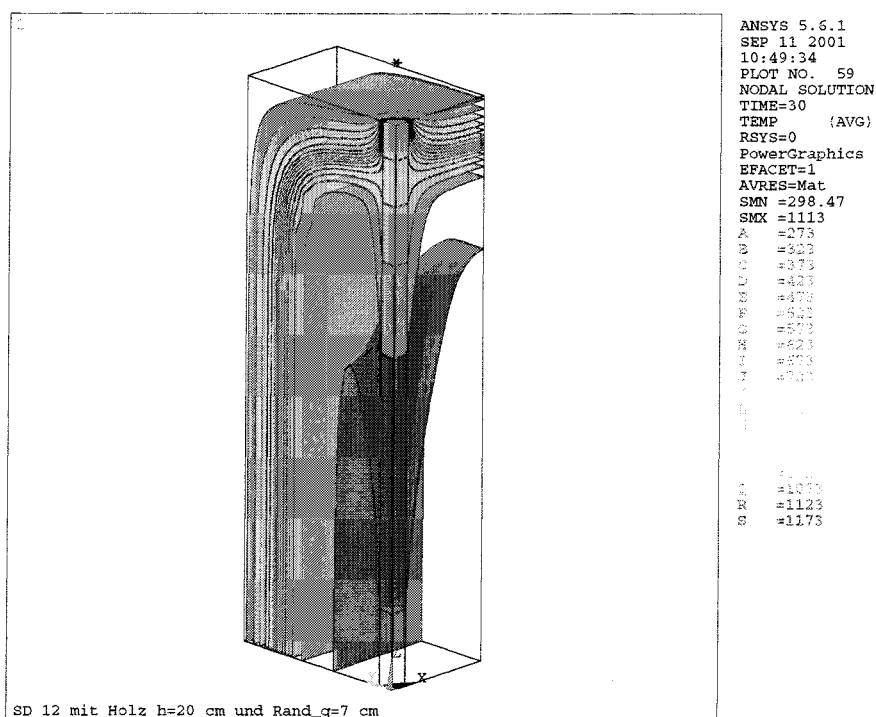


Abbildung 3.34: Isoflächen der Temperaturen des Stabdübel SDü 12-40 nach 30 Minuten Branddauer mit einer zusätzlichen seitlichen Brandbelastung quer zur Faserrichtung

3.3.6.1 Seitliche Brandbeanspruchung quer zur Faser

In Abbildung 3.35 sind für Stabdübel mit einer Länge von $l = 400 \text{ mm}$ und Durchmessern von 6 mm , 12 mm und 30 mm die Verbindungsmitteltemperaturen für unterschiedliche Randabstände quer zur Faserrichtung $a_{4,fi}$ sowie für Branddauern von 30 und 60 Minuten dargestellt.

Die Vergleiche der Temperaturverläufe für unterschiedliche Randabstände zeigen bei geringen Randabständen einen erheblichen Einfluß auf die Verbindungsmitteltemperatur. Dieser Einfluß erstreckt sich besonders auf die Bereiche der Temperaturen unter 573 K , die hauptsächlich die Tragfähigkeit der Verbindung charakterisieren. Bei einer Branddauer von 30 Minuten kann relativ unabhängig vom Verbindungsmitteldurchmesser ab einem Randabstand quer zur Faser von $a_{4,fi} = 60 \text{ mm}$ von annähernd keinem Einfluß der seitlichen Brandbeanspruchung auf die Temperaturen im und am Stabdübel ausgegangen werden. Bei 60 Minuten Branddauer erhöht sich der Wert auf $a_{4,fi} = 80 \text{ mm}$.

3.3.6.2 Seitliche Brandbeanspruchung parallel zur Faser

Auch für eine seitliche Brandbeanspruchung in Faserrichtung wurden die Einflüsse unterschiedlicher Randabstände untersucht (Abbildung 3.36). Ähnlich den Ergebnissen der seitlichen Brandbeanspruchung quer zur Faserrichtung kann bei zu geringen Randabständen $a_{3,fi}$ parallel zur Faser ein erheblicher Einfluß auf die Temperaturen im Verbindungsmittel beobachtet werden.

Als Randabstände, bei denen annähernd kein Einfluß zu erkennen ist, sind für 30 Minuten Branddauer in Faserrichtung ein Abstand von ca. $a_{3,fi} = 80 \text{ mm}$ und für 60 Minuten Branddauer ein Abstand von ca. $a_{3,fi} = 110 \text{ mm}$ ebenfalls relativ unabhängig vom Verbindungsmitteldurchmesser festzustellen.

Stabdübeltemperaturen bei seitlicher Brandbeanspruchung quer zur Faser

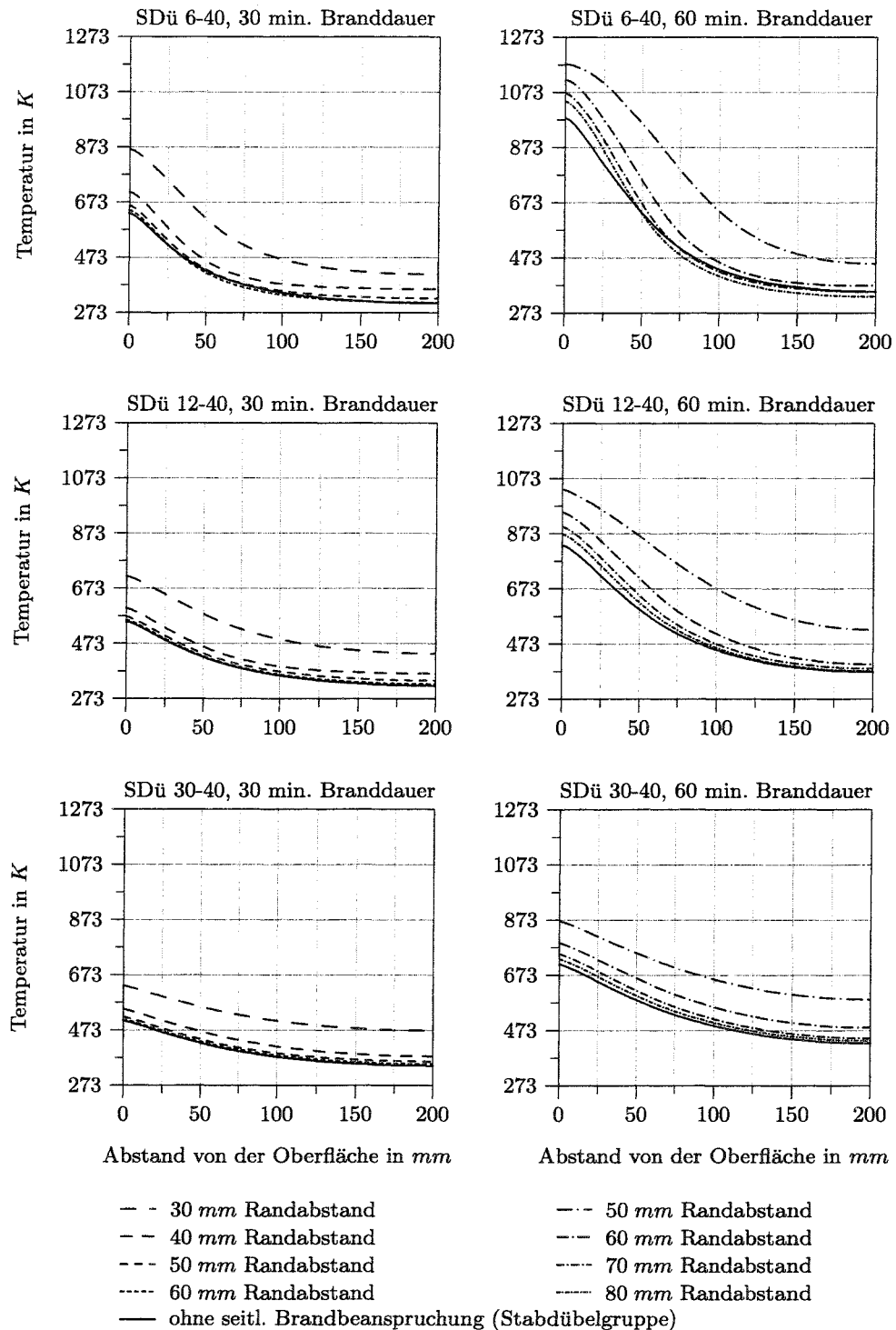


Abbildung 3.35: Stabdübeltemperaturen bei einer seitlichen Brandbelastung quer zur Faser, 30 und 60 Minuten Branddauer

Stabdübeltemperaturen bei seitlicher Brandbeanspruchung parallel zur Faser

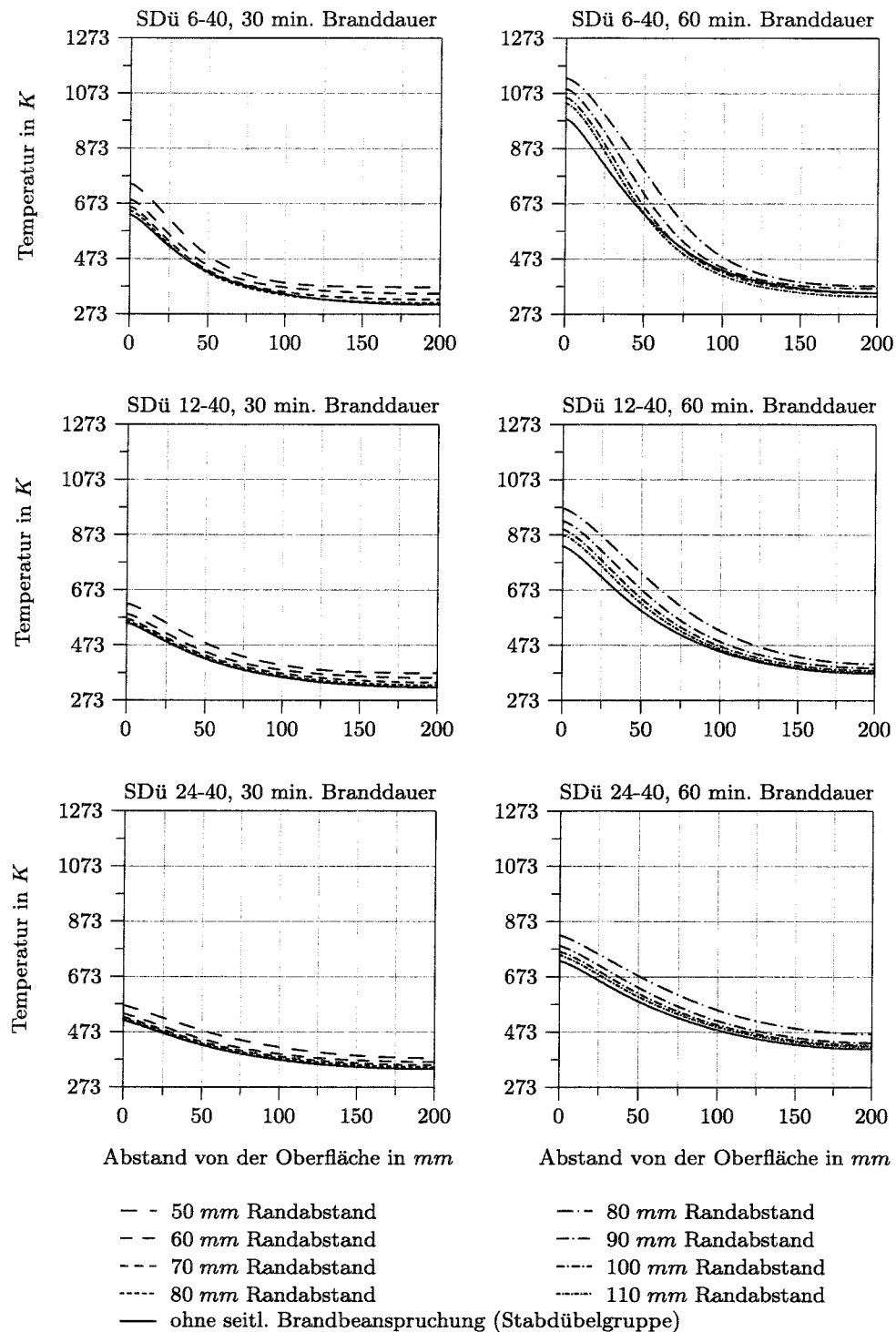


Abbildung 3.36: Stabdübeltemperaturen bei einer seitlichen Brandbelastung parallel zur Faser, 30 und 60 Minuten Branddauer

3.3.6.3 Beurteilung der seitlichen Brandbeanspruchungen

Für zu geringe Randabstände quer und parallel zur Faserrichtung wurde eine zum Teil erhebliche Temperaturerhöhung im Verbindungsmittel gegenüber den Temperaturen eines Stabdübels einer Stabdübelgruppe rechnerisch festgestellt. In Tabelle 3.5 werden die durchschnittlichen Temperaturerhöhungen ΔT in Abhängigkeit von den Randabständen zusammenfassend angegeben. Es handelt sich bei diesen Temperaturerhöhungen um Werte, die sich näherungsweise über die gesamte Länge des Verbindungsmittels einstellen. Kleinere Schwankungen aufgrund unterschiedlicher Verbindungsmitteldurchmesser werden bei der Angabe der Werte in der Tabelle nicht erfaßt.

Tabelle 3.5: Temperaturerhöhung ΔT durch eine zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung

seitlicher Randabstand	Temperaturerhöhungen ΔT im Verbindungsmittel durch eine zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung			
	quer zur Faser		in Faserrichtung	
	Branddauer		Branddauer	
	30 Minuten	60 Minuten	30 Minuten	60 Minuten
quer zur Faserrichtung				
30 mm	> 100 K			
40 mm	45 K			
50 mm	15 K	> 100 K		
60 mm	5 K	45 K		
70 mm		15 K		
80 mm		5 K		
in Faser- richtung				
50 mm			45 K	
60 mm			25 – 35 K	
70 mm			15 K	
80 mm			7 K	55 K
90 mm				25 – 30 K
100 mm				15 K
110 mm				5 – 10 K

Um eine nennenswerte Temperaturerhöhung gegenüber den Temperaturen bei den Stabdübelgruppen zu verhindern, sollten die Mindestrandabstände nach Tabelle 3.6 nicht unterschritten werden.

Ein Vergleich mit den zur Zeit in DIN 4102 Teil 4 [14] geregelten Randabständen zeigt, daß diese für Durchmesser ≤ 16 mm geringer als die oben festgestellten sind, und damit bei den Verbindungen nach DIN mit einer zum Teil erheblichen Temperaturerhöhung gerechnet werden muß.

Tabelle 3.6: Empfohlene Mindeststrandabstände

	quer zur Faser <i>min a_{4,fi}</i>	parallel zur Faser <i>min a_{3,fi}</i>
30 Minuten Branddauer	60 mm	80 mm
60 Minuten Branddauer	80 mm	110 mm
Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden.		

3.3.7 Betrachtung weiterer Verbindungsmitteltypen

Bisher wurden nur Stabdübelverbindungen mit einem oder mehreren ungeschützten Stabdübeln, die bündig mit der Holzoberfläche abschließen, bezüglich der Temperaturen untersucht. In diesem Abschnitt sollen überstehende Stabdübel und weitere Verbindungstypen wie Paßbolzen, Nägel und Schrauben thermisch beurteilt werden. Hierfür wird zunächst entsprechend Abschnitt 3.3.3 ein einzelnes Verbindungsmittel der unterschiedlichen Typen im zu den Seiten nicht begrenzten Holz betrachtet.

3.3.7.1 Stabdübel mit Überstand

Um einen Stabdübel mit Überstand zu beurteilen, wurden unterschiedliche Stabdübelgeometrien mit einem 5 mm Überstand untersucht und mit Stabdübeln ohne Überstand verglichen. Das FE-Modell wurde entsprechend verändert. Als brandbeanspruchte Oberfläche des Stabdübels war nun neben der Stirnseite zusätzlich die aus dem Holz ragende Mantelfläche des Stabdübels zu berücksichtigen.

Für die Stabdübel mit 5 mm Überstand ergeben sich für die Verbindungsmitteltemperaturen und für die Holztemperaturen in der näheren Umgebung des Verbindungsmittels über die gesamte Länge höhere Temperaturen. Nur bei unverhältnismäßig langen Verbindungsmitteln sinken die Temperaturen im Inneren auf die Werte des nicht überstehenden Stabdübels ab.

Die Verbindungsmitteltemperaturen am Kopf auf der Höhe der Holzoberfläche und in der Mitte des Verbindungsmittels ($x = l/2$) sind für die Branddauern von 30 und 60 Minuten in den Tabellen 3.7 und 3.8 denen beim nicht überstehenden Stabdübel gegenübergestellt. Für eine Brandbelastung von 30 Minuten kann eine Erhöhung der Temperaturen von im Durchschnitt um 35 bis 45%, bezogen auf die Ausgangstemperatur von 293 K, gegenüber den Temperaturen des nicht überstehenden Stabdübels festgestellt werden. Bei einer Brandbelastung von 60 Minuten verringert sich diese bezogene Erhöhung aufgrund der grundsätzlich höheren Temperaturen auf durchschnittlich 20 bis 25%.

Tabelle 3.7: Einfluß des 5 mm Überstandes des Stabdübels auf die Verbindungsmitteltemperaturen bei 30 Minuten Branddauer

d in mm	l in mm	An der Oberfläche			In der Mitte der Verbindung		
		SDü ohne Überst. Temp. in K	SDü mit Überst. Temp. in K	Faktor bezg. auf 293 K –	SDü ohne Überst. Temp. in K	SDü mit Überst. Temp. in K	Faktor bezg. auf 293 K –
6	200	642	800	1,45	361	382	1,31
8	200	605	742	1,48	379	413	1,40
8	300	596	742	1,48	327	339	1,35
12	200	573	705	1,47	405	451	1,41
12	400	556	678	1,46	318	326	1,32
12	600	556	678	1,46	298	300	1,40
16	200	561	676	1,43	422	470	1,37
16	400	535	641	1,44	327	338	1,32
16	600	535	636	1,43	301.2	303.9	1,33
24	200	551	642	1,35	440	488	1,33
24	400	516	597	1,36	339	351	1,26
24	600	515	595	1,36	306	310	1,31

Tabelle 3.8: Einfluß des 5 mm Überstandes des Stabdübels auf die Verbindungsmitteltemperaturen bei 60 Minuten Branddauer

d in mm	l in mm	An der Oberfläche			In der Mitte der Verbindung		
		SDü ohne Überst. Temp. in K	SDü mit Überst. Temp. in K	Faktor bezg. auf 293 K –	SDü ohne Überst. Temp. in K	SDü mit Überst. Temp. in K	Faktor bezg. auf 293 K –
6	200	1024	1098	1,10	481	505	1,13
8	200	977	1063	1,13	537	581	1,18
8	300	947	1039	1,14	380	397	1,20
12	200	915	1022	1,17	606	678	1,23
12	400	843	971	1,23	359	375	1,24
12	600	844	970	1,23	310	315	1,29
16	200	884	999	1,19	641	725	1,24
16	400	786	921	1,27	380	403	1,26
16	600	782	917	1,28	321	329	1,29
24	200	856	968	1,20	676	760	1,22
24	400	733	856	1,28	410	441	1,26
24	600	722	844	1,28	339	350	1,24

Die Temperaturerhöhungen sind auf die größeren direkt brandbeanspruchten Oberflächen des überstehenden Stabdübels zurückzuführen und gelten daher auch für vergleichbar überstehende Stabdübel mit Fase. Bei einem Überstand kleiner 5 mm ist mit einem geringeren Einfluß zu rechnen.

3.3.7.2 Paßbolzen

Ähnlich den überstehenden Stabdübeln ist auch bei den Paßbolzen durch den Bolzenkopf, die Bolzenmutter und die Unterlegscheiben eine Erhöhung der Temperaturen entlang des Verbindungsmittels im Vergleich zum einfachen Stabdübel zu erwarten. Vereinfachend wird in dieser Arbeit an beiden Enden des Bolzens eine Mutter mit Unterlegscheibe und einem Bolzenüberstand über die Mutter hinaus angesetzt und die Bolzenmutter als Kreisring modelliert. Untersucht wurden Bolzen mit Durchmessern von 12, 16 und 24 mm. Die Geometrien für die an den Enden angenommenen Unterlegscheiben, Bolzenmutter und Überstände können der Tabelle 3.9 entnommen werden. Die Elementierung des Bolzenendes ist am Beispiel des Bolzens $d = 24$ mm in Abbildung 3.37 dargestellt. Sämtliche Oberflächen des Bolzenendes, Stirn- und Mantelflächen, werden bei der FE-Berechnung als brandbeansprucht angesetzt.

Tabelle 3.9: Bolzenkopfgeometrien

Bolzendurchmesser in mm	Bolzenmutter		Unterlegscheibe		Bolzenüberstand Höhe in mm
	Durchmesser in mm	Höhe in mm	Durchmesser in mm	Höhe in mm	
12	18	11,5	58	6	5
16	24	15,35	68	6	5
24	36	21,9	105	8	5

Der Vergleich mit den Temperaturverläufen des einfachen Stabdübels ohne Überstand ergibt den erwarteten starken Einfluß der brandbeanspruchten Bolzenenden auf die Temperaturen. Für Branddauern von 30 und 60 Minuten sind in Tabelle 3.10 die auf die Ausgangstemperatur von 293 K bezogenen Temperaturerhöhungen des einfachen Stabdübels angegeben.

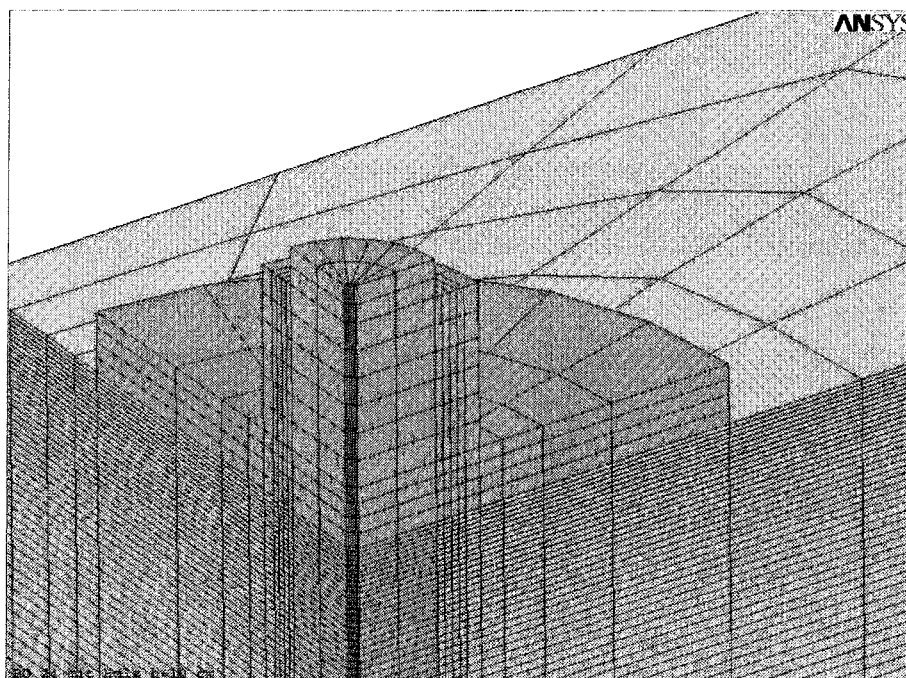


Abbildung 3.37: Elementierung Bolzenkopf M24

Tabelle 3.10: Prozentualer Temperaturanstieg beim Bolzen gegenüber dem einfachen Stabdübel bezogen auf die Ausgangstemperatur von 293 K

Branddauer in Minuten	An der Oberfläche in %	In der Mitte der Verbindung in %
30	150 bis 190	100 bis 190
60	40 bis 90	40 bis 110

3.3.7.3 Nägel

Für die Nägel wurden ins Holz eingeschlagene Nagelköpfe modelliert. Die Nagelkopfoberfläche schließt dabei mit der Holzoberfläche ab. Somit wird für die FE-Modellierung nur die Kopffläche als direkt brandbeansprucht angenommen. Die übrigen Flächen des Nagelkopfes liegen am Holz an und können über Kontakt Wärmeenergie aufnehmen oder abgeben. Als Modellhöhe für das FE-Modell wurde die Länge des Nagels gewählt, so daß eigentlich aufgrund der Symmetrieeigenschaften ein Nagel mit doppelter Länge und Nagelköpfen an beiden Enden modelliert wurde. Vergleichsrechnungen mit einem auf der einen Seite mit einem Nagelkopf versehenen und auf der anderen Seite durch eine 20-mm-Holzüberdeckung geschützte Nagelspitze ergaben für Branddauern von 30

Minuten gleichwertige Ergebnisse. Die angesetzten Nagelkopfgrößen sind in Tabelle 3.11 angegeben.

Tabelle 3.11: Angesetzte Nagelkopfgrößen

Nagelschaft- durchmesser d in mm	Nagelkopf- durchmesser in mm	Nagelkopf- höhe in mm	in Anlehnung an
3,4	8	1,22	DIN EN 10230-1 [15] / DIN 1143-1[11]
6	12	1,82	DIN EN 10230-1 [15]
8	16	2,45	DIN EN 10230-1 [15]

Die sich einstellenden Temperaturverläufe der Nägel sind wiederum vergleichbar mit denen des überstehenden Stabdübels. Der Einfluß des Nagelkopfes auf die Temperaturen ist dabei jedoch aufgrund der größeren brandbeanspruchten Oberfläche und Holzberührungsfläche am Kopf ein wenig größer. Die Erhöhung liegt aber unterhalb der Temperaturerhöhung bei den Paßbolzen. Die Temperaturerhöhungen gegenüber dem einfachen Stabdübel bezogen auf 293 K sind in Tabelle 3.12 für die untersuchten Nagelgeometrien aufgeführt. Es ist erkennbar, daß die Vergrößerung der Temperaturen mit zunehmenden Durchmesser ansteigt.

Tabelle 3.12: Temperaturerhöhung bei den Nägeln gegenüber dem einfachen Stabdübel bezogen auf 293 K bei einer Branddauer von 30 Minuten

d in mm	l in mm	An der Oberfläche Faktor bezg. auf 293 K –	In der Mitte der Verbindung Faktor bezg. auf 293 K –
3,4	9	1,28	1,24
6	10	1,52	1,37
6	20	1,56	1,39
8	10	1,72	1,64
8	15	1,84	1,65
8	20	1,92	1,77
8	28	2,02	1,76

Eine Branddauer von 60 Minuten wird für die ungeschützten Nägel hier nicht weiter betrachtet, da bei Nägeln durch die geringen Längen und den Einfluß des Nagelkopfes hohe Temperaturen bis weit ins Innere der Verbindung berechnet wurden, bei denen minimale, bzw. keine Tragfähigkeiten mehr erwartet werden.

3.3.7.4 Schrauben

Als weiterer Verbindungsmitteltyp sind die Schrauben zu nennen. Aufgrund der Vielzahl von unterschiedlichen Schraubenarten und -geometrien können die Schrauben in dieser Arbeit nur beispielhaft untersucht werden. Hierfür wurde eine Sechskant-Schraube nach DIN 571 mit einem Durchmesser von $d = 16 \text{ mm}$ und einer Länge von $l = 100 \text{ mm}$ betrachtet. Um einen Vergleich mit anderen Verbindungsmitteltypen zu ermöglichen und die vereinfachte Rechnung mit zwei Schraubenköpfen durchführen zu können, wurde ähnlich den Nägeln eine doppelte Schraubenlänge von 200 mm ($2 \cdot 100 \text{ mm}$) modelliert. Eine Verjüngung der Schraube vom Gewindeansatz zur Spitze wurde bei der Modellierung ebenfalls vereinfachend vernachlässigt.

Eine weitere Schwierigkeit bei der Modellierung der Schraube war die Berücksichtigung des Gewindes. Daß das Gewinde eine Oberflächenvergrößerung der Schraube darstellt, die einen erhöhten Wärmeaustausch mit dem Holz bewirkt, mußte in geeigneter Art und Weise berücksichtigt werden. Es wurden rechteckige Ringe um den Schraubenschaft mit einer äquivalenten Oberfläche zur eigentlichen Gewindegeometrie modelliert. Die modellierten Geometrien des Schraubenkopfes und der Gewinderinge können der Tabelle 3.13 entnommen werden. In Abbildung 3.38 ist das Modell der Schraube mit der Elementierung abgebildet.

Tabelle 3.13: Schraubengeometrie

Schraubenkopf:	
Kopfdurchmesser	24 mm
Kopfhöhe	10 mm
Gewinderinge:	
Gewindeansatz bei	30 mm
Ringbreite	2 mm
Ringdicke	0,58 mm
Ringabstand	5,8 mm

Die Temperaturverläufe der Schraube im Vergleich zu denen des Stabdübels und des Paßbolzens sind in Abbildung 3.39 für eine Branddauer von 30 Minuten dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, daß der Schraubenkopf eine ähnlich große Temperaturerhöhung wie der Bolzenkopf im Kopfbereich hervorruft. Des weiteren kann der Einfluß des Gewindes und des geringeren effektiven Durchmessers im Bereich des Gewindes durch eine entsprechend steilere Abnahme der Temperaturen im Inneren der Verbindung festgestellt werden.

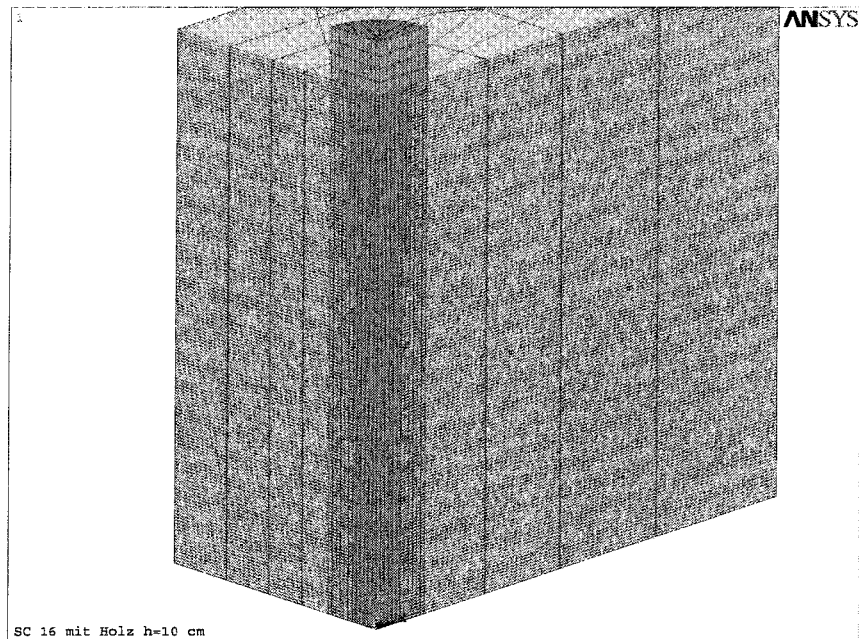
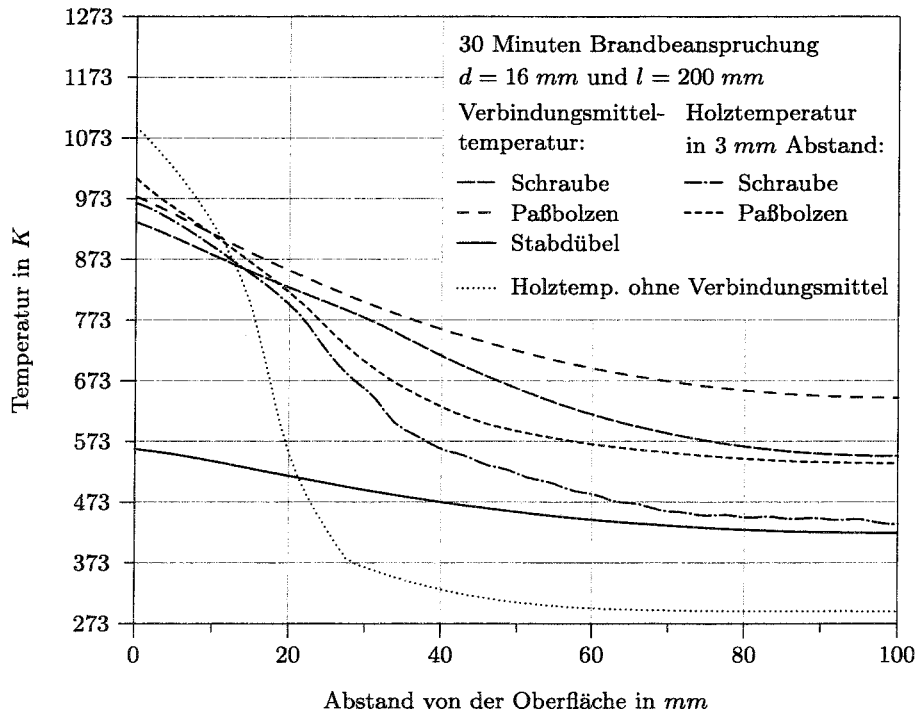
Abbildung 3.38: Elementierung einer Sechskantschraube $d = 16 \text{ mm}$ 

Abbildung 3.39: Vergleich der Temperaturverläufe der Schraube mit denen des Stabdübels und des Paßbolzens bei einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten

3.3.7.5 Vergleich der unterschiedlichen Verbindungsmitteltypen

Der Vergleich der berechneten Temperaturverläufe für die weiteren Verbindungsmitteltypen mit dem einfachen Stabdübel ohne Überstand ergab teilweise erheblich höhere Temperaturen. Dies ist auf die größere brandbeanspruchte Oberfläche des Verbindungsmittels und die größere Kontaktfläche zwischen Holz und Verbindungsmittelkopf zurückzuführen. Ein Vergleich zwischen Paßbolzen, überstehendem Stabdübel und Stabdübel ohne Überstand für eine 30-minütige Brandbeanspruchung ist in Abbildung 3.40 gezeigt.

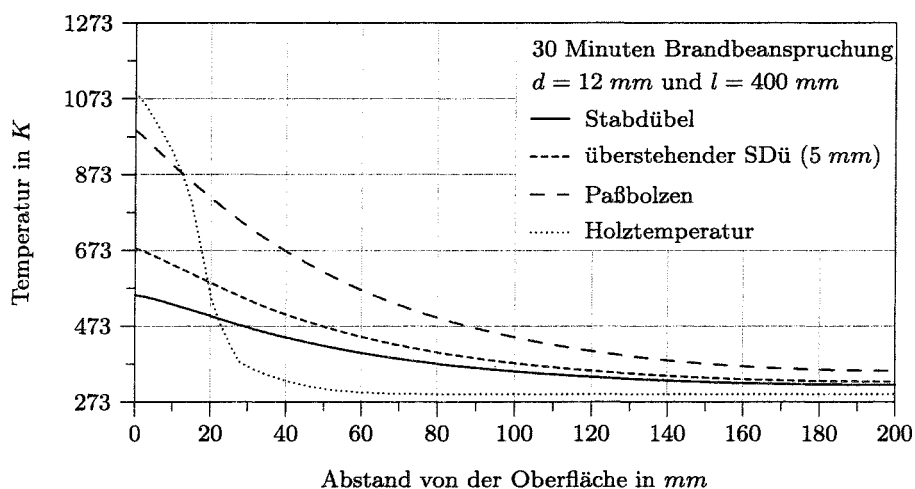


Abbildung 3.40: Temperaturverläufe im Verbindungsmittel für unterschiedliche Verbindungsmitteltypen bei einer Brandbeanspruchung von 30 Minuten

Die abgebildeten Temperaturverläufe zeigen deutlich, daß ein Überstand des Stabdübel und vor allem auch ein ungeschützter Bolzenkopf die Temperaturen und somit auch die Tragfähigkeiten negativ beeinflusst. In Tabelle 3.14 werden die durchschnittlichen Temperaturerhöhungen der einzelnen Verbindungsmitteltypen gegenüber dem Stabdübel ohne Überstand bezogen auf die Ausgangstemperatur von 293 K aufgeführt.

Tabelle 3.14: Vergleich der unterschiedlichen Verbindungsmitteltypen

Verbindungs- mitteltyp	Faktor zur Beschreibung der Temperaturerhöhung gegenüber dem einfachen Stabdübel ohne Überstand bezogen auf die Ausgangstemperatur von 293 K	
	30 Minuten Branddauer	60 Minuten Branddauer
Stabdübel ohne Überstand	1,00	1,00
Stabdübel mit 5 mm Überstand	1,39 ¹	1,22 ¹
Paßbolzen	2,67 ¹	1,68 ¹
Nägel	1,62 ¹	–
	¹ Durchschnittswerte der jeweils untersuchten Geometrien	

3.3.8 Kontrolle der Ergebnisse

Um das gewählte Modell in Bezug auf die verwendeten thermischen Materialeigenschaften zu verifizieren, ist eine Kontrolle der Ergebnisse erforderlich. Diese Kontrolle erfolgt in erster Linie durch Vergleiche der errechneten Temperaturen mit ausgewählten Versuchsergebnissen.

Die berechneten Holztemperaturen ohne Einfluß eines Verbindungsmittels wurden bereits in Abschnitt 3.2.1.5 mit einem zweidimensionalen FE-Modell anhand von Versuchsergebnissen von M. Lache [66], J. König [61] und J. Fornather [34, 38] verifiziert. Unter Beachtung der Streuung der unterschiedlichen Versuchsergebnisse, konnte eine sehr gute Übereinstimmung der in den Versuchen gemessenen Temperaturen mit den in dieser Arbeit berechneten Holztemperaturen festgestellt werden. Ein Vergleich der Holztemperaturen des zweidimensionalen und des dreidimensionalen Modells ergab eine exakte Übereinstimmung. Daher ist ein erneuter Vergleich der berechneten Holztemperaturen mit Versuchsergebnissen nicht mehr erforderlich.

Im folgende Abschnitt werden die berechneten Verbindungsmitteltemperaturen durch Vergleiche mit Versuchsergebnissen überprüft. Anschließend wird die Größe der mit Hilfe der FE-Modelle errechneten Wärmeströme im Verbindungsmittel mit einfachen Handrechnungen auf Plausibilität überprüft.

3.3.8.1 Kontrolle der Verbindungsmitteltemperaturen

Die Verifikation wurde anhand der in Frankreich [8, 63] und Österreich [35, 36] bei Versuchen an Stabdübeln und Bolzen gemessenen Temperaturen durchgeführt. Um die Temperaturen zu berechnen, wurden zunächst die exakten Geometrien der Versuchsverbindungen in FE-Modellen nachgebildet und die Temperaturverläufe ermittelt. Die Geometrien der unterschiedlichen Verbindungen werden in Tabelle 3.15 angegeben.

Tabelle 3.15: Relevante Geometriegrößen der Versuchsverbindungen

Verbindungsmitteltyp	Durchm. d in mm	Länge l in mm	Abstände a_1, a_2 in mm	Meßpunkte Tiefen in mm	Bemerkungen
Stabdübel	12	180	84, 36	25, 50 und 90	nach [8, 63]
Stabdübel	20	220	140, 60	30, 60 und 110	nach [8, 63]
Bolzen	12	180	84, 48	25, 50 und 90	nach [8, 63]
Bolzen	20	220	140, 80	30, 60 und 110	nach [8, 63]
Stabdübel	12	160 ¹	ca. 100, ca. 100	0, 70 und 160	nach [36], $\dot{u} = 3 \text{ mm}$
Stabdübel	20	160 ¹	ca. 100, ca. 100	0, 70 und 160	nach [36], $\dot{u} = 3 \text{ mm}$
Stabdübel	12	160 ¹	ca. 120, ca. 120	10, 40 und 70	nach [35], $\dot{u} = 3 \text{ mm}$
Stabdübel	16	160 ¹	ca. 120, ca. 120	10, 40 und 70	nach [35], $\dot{u} = 3 \text{ mm}$
Stabdübel	20	160 ¹	ca. 120, ca. 120	10, 40 und 70	nach [35], $\dot{u} = 3 \text{ mm}$
¹ Einseitige Brandbeanspruchung, im FE-Modell wird ein Stabdübel mit doppelter Länge und zweiseitiger Brandbeanspruchung modelliert.					

Im folgenden werden die in den Versuchen gemessenen Verbindungsmitteltemperaturen mit den entsprechend berechneten Temperaturen für unterschiedliche Abstände von der brandbeanspruchten Oberfläche (Tiefen) über die Branddauer vergleichend gegenübergestellt. Für die Versuchsergebnisse nach [35] wird zusätzlich ein Vergleich der sich über die Tiefe einstellenden Stabdübeltemperaturen für bestimmte Branddauern durchgeführt.

Beim Vergleich der Stabdübeltemperaturen mit den Versuchsergebnissen der französischen Untersuchungen [8, 63] in Abbildung 3.41 kann festgestellt werden, daß die gemessenen Temperaturen für die Stabdübel mit einem Durchmesser von 12 mm und 20 mm über den berechneten Stabdübeltemperaturen liegen. Bei den 12-mm-Stabdübeln liegen die Abweichungen durchschnittlich im Bereich von 10 bis 15%, bei den 20-mm-Stabdübeln bei ca. 20%, im Maximum jedoch bei 31% über den berechneten Temperaturen. Die in den Brandversuchen gemessenen Temperaturen sind von verschiedensten Parametern abhängig, so daß eine exakte Übereinstimmung nicht zu erwarten war. Bei diesen Versuchen könnten die Kabel der Thermoelemente entlang des Stabdübels einen Einfluß auf die Temperaturen haben, da sie den Schutz durch das Holz reduzieren. Im Kopfbereich des Stabdübels kann es durch die parallel zum Stabdübel verlegten Ka-

bel zu einer erhöhten Brandbeeinflussung kommen, die einer Vergrößerung der brandbeanspruchten Oberfläche gleichkommt. Um den Einfluß größerer brandbeanspruchter Oberflächen auf die Verbindungsmitteltemperaturen aufzuzeigen, wurden in Abbildung 3.41 zusätzlich berechnete Temperaturen mit 2 und 4 *mm* überstehenden Stabdübeln dargestellt.

In Abbildung 3.42 werden die errechneten Bolzentemperaturen ebenfalls mit den Versuchsergebnissen der französischen Untersuchungen verglichen. Im allgemeinen können für die unterschiedlichen Bolzen recht gute Übereinstimmungen der Temperaturverläufe im Verbindungsmittel festgestellt werden. Die erkennbare Streuung der Meßergebnisse ist auf die Schwierigkeiten bei der Durchführung entsprechender Brandversuche nach der Einheits-Temperaturzeitkurve und bei der Messung entsprechender Temperaturen zurückzuführen.

Die Versuchsergebnisse aus Österreich [36] zeigten in Abbildung 3.43 im Vergleich zu den berechneten Stabdübeltemperaturen für größere Tiefen eine gute Übereinstimmung. Für die Temperaturen an der Oberfläche (Tiefe 0 *mm*) wurden bei den Versuchen jedoch erheblich höhere Verbindungsmitteltemperaturen als die berechneten gemessen. Bei diesen Versuchen waren die Thermoelemente in der Fuge zwischen dem Holz und dem Verbindungsmittel angeordnet. Daher wird vermutet, daß die Thermoelemente aufgrund des an der Oberfläche sehr hohen Temperaturgradienten zwischen Holz und Verbindungsmittel durch die hohe Holztemperatur beeinflusst wurden und deshalb höhere Temperaturen ausgegeben wurden, als eigentlich am Stabdübel vorhanden waren. Zur Veranschaulichung dieses Sachverhaltes wurden in den Diagrammen zusätzlich die Holztemperaturen in einem Abstand von 2 *mm* dargestellt. Bei den tiefer gelegenen Meßpunkten kommt es nicht zu einer solchen Beeinflussung, da hier ein entsprechend großer Temperaturgradient zwischen Holz und Stahl nicht vorhanden ist.

Vergleich der Stabdübeltemperaturen mit Versuchsergebnissen aus [8, 63]

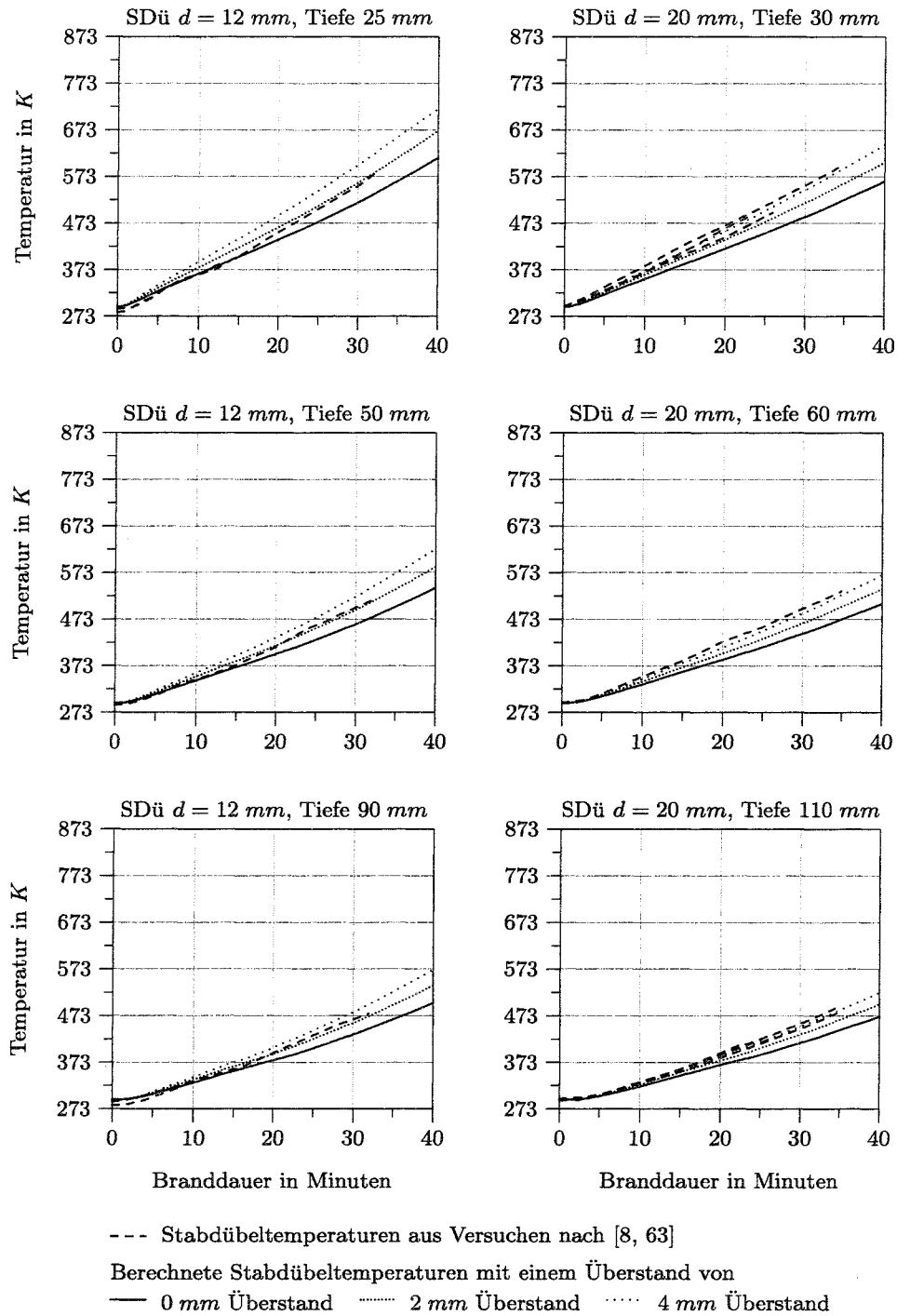


Abbildung 3.41: Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den französischen Versuchsergebnissen aus [8, 63]

Vergleich der Bolzentemperaturen mit Versuchsergebnissen aus [8, 63]

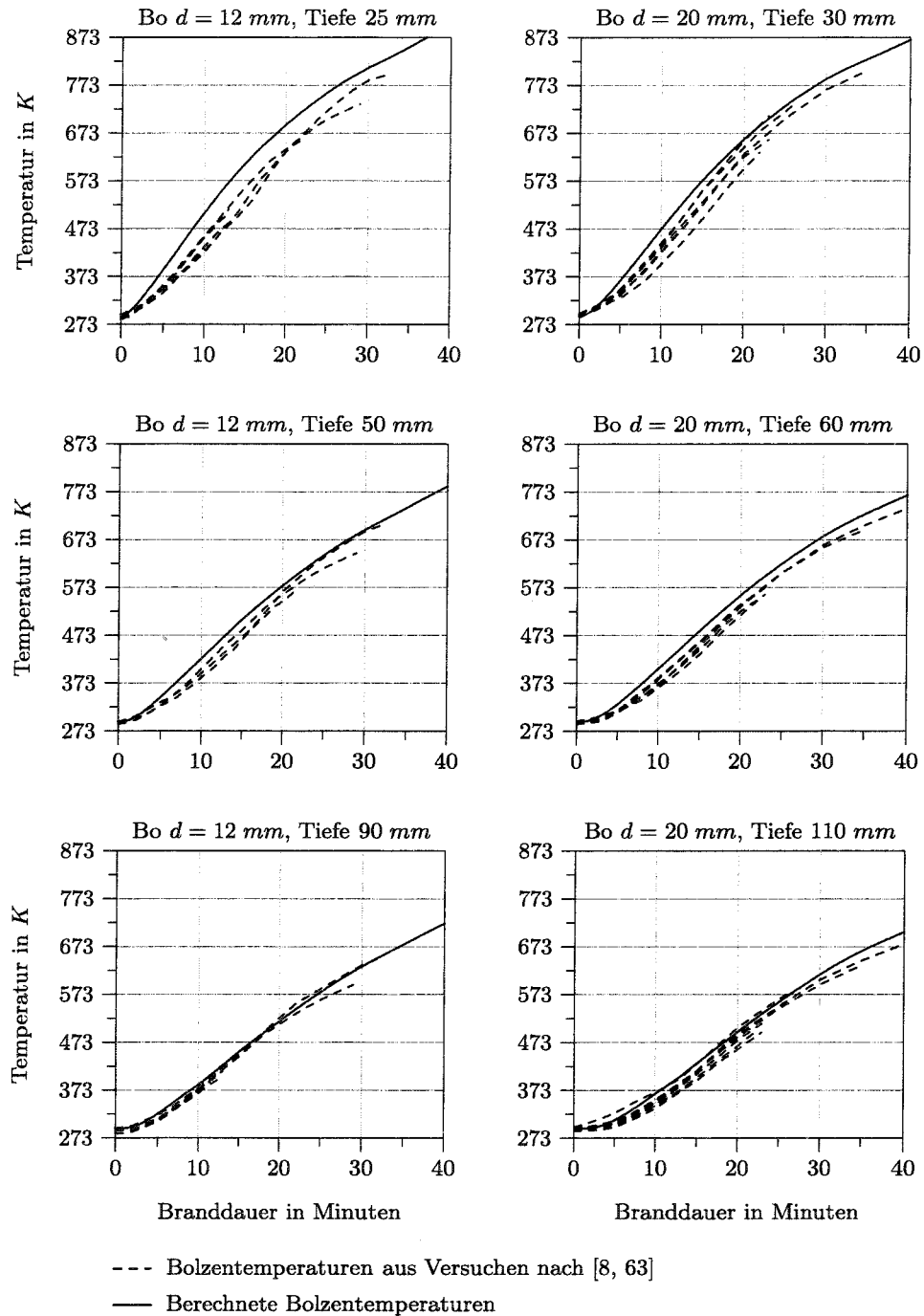


Abbildung 3.42: Vergleich der Temperaturverläufe von Bolzenverbindungen mit den französischen Versuchsergebnissen aus [8, 63]

Vergleich der Stabdübeltemperaturen mit Versuchsergebnissen aus [36]

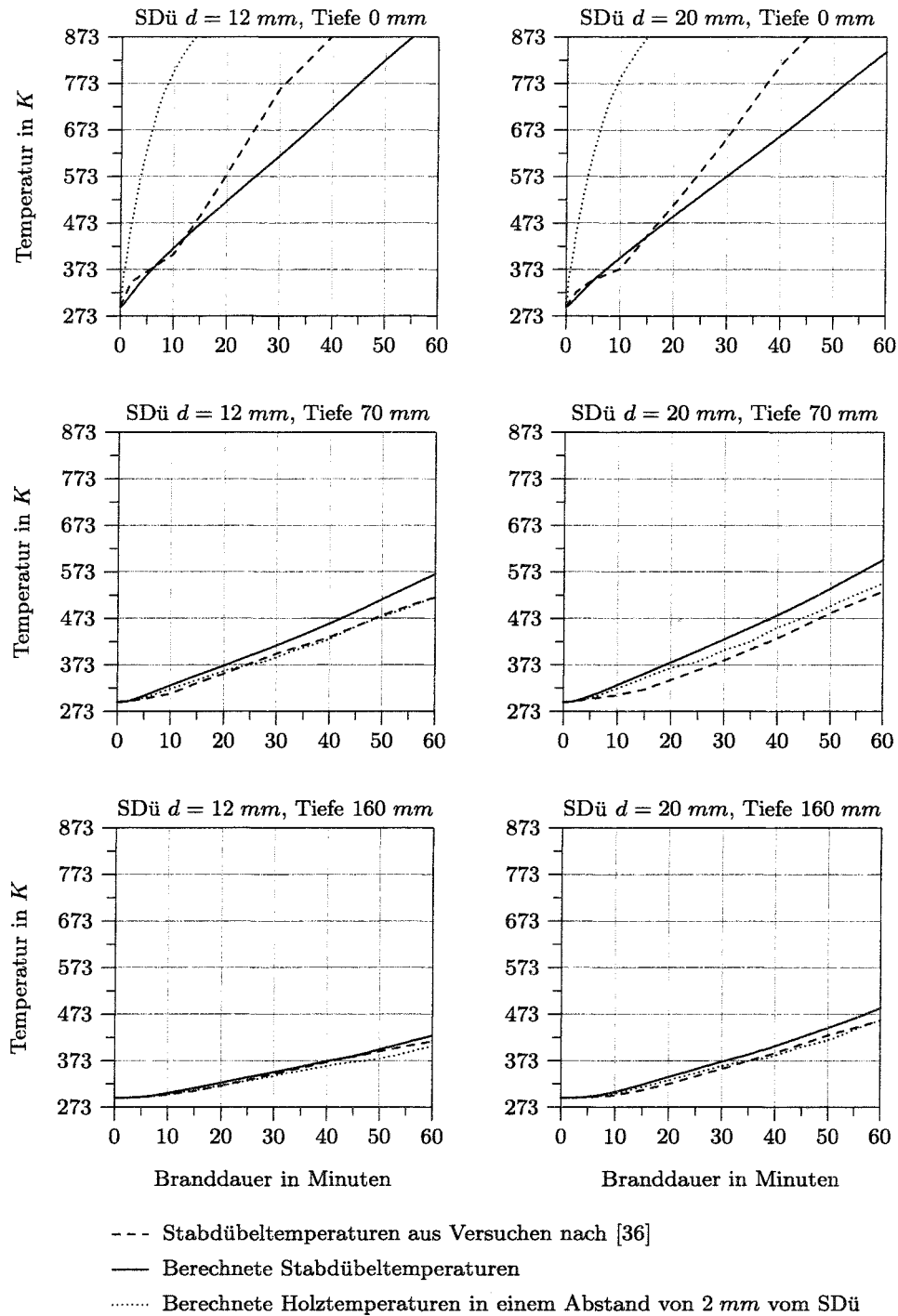


Abbildung 3.43: Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [36]

Bei weiteren österreichischen Versuchen [35] wurde das Problem bezüglich der Messung der Verbindungsmitteltemperaturen erkannt. Bei diesen Versuchen wurden die Thermoelemente in eine Bohrung innerhalb des Verbindungsmittels eingebracht, so daß eine Beeinflussung durch die Holztemperatur ausgeschlossen wurde. Die Temperaturverläufe entlang des 12-mm-Stabdübels für die Branddauern von 30 und 60 Minuten sind in Abbildung 3.44 den berechneten gegenübergestellt. In größeren Tiefen kann eine gute Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den Berechnungen festgestellt werden. Im Bereich geringerer Tiefen wurden jedoch bei diesen Versuchen um 50 bis 100 K geringere Temperaturen gemessen.

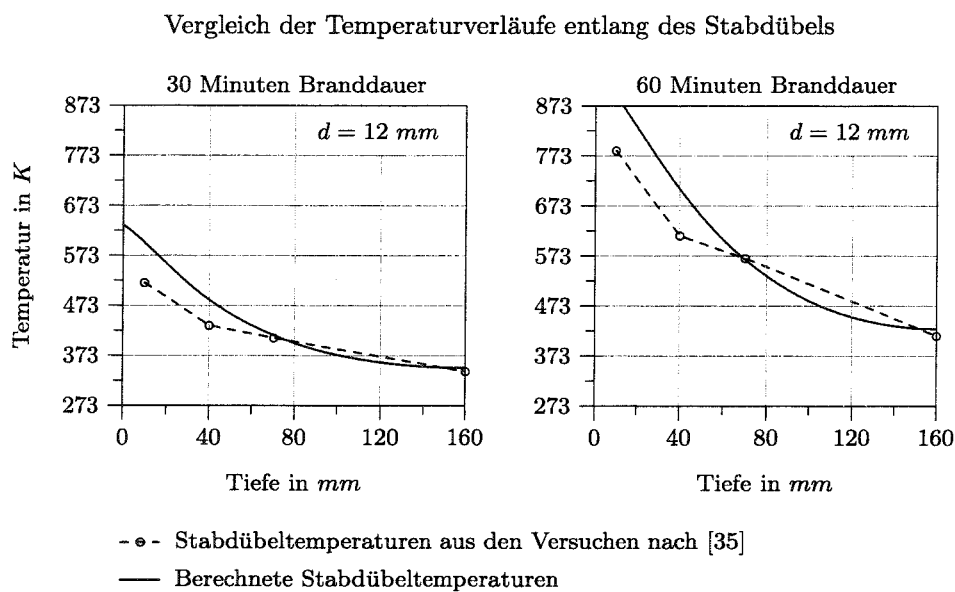


Abbildung 3.44: Vergleich der Temperaturverläufe entlang des Verbindungsmittels mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [35] ($d = 12 \text{ mm}$)

Während der Versuche wurden neben den Temperaturen im Stabdübel auch die Temperaturen in einer Entfernung von 10 mm im Holz gemessen. Die Stahl- und Holztemperaturen der einzelnen Meßpunkte sind für die schon in Abbildung 3.44 betrachteten Stabdübel mit den entsprechend berechneten Temperaturen über die Branddauer in Abbildung 3.45 gegenübergestellt. Es zeigt sich, daß auch die gemessenen Holztemperaturen geringere Werte als die berechneten aufweisen. Ein Vergleich der Temperaturen bei den Stabdübeln mit Durchmessern von 16 und 20 mm weist ähnliche Abweichungen zu den berechneten Temperaturen auf.

Für die Abweichungen der Temperaturen existieren mehrere mögliche Ursachen. Bei den Versuchen wurden die Probekörper einseitig brandbeansprucht und die Thermoelemente von der feuerabgewandten Seite über entsprechende Bohrungen eingebracht. Dieser Aufbau wurde auch schon für die Versuche zur Ermittlung der Temperaturpro-

Vergleich der Temperaturen mit Versuchsergebnissen aus [35]
für den Stabdübel mit $d = 12 \text{ mm}$ und $\dot{u} = 3 \text{ mm}$

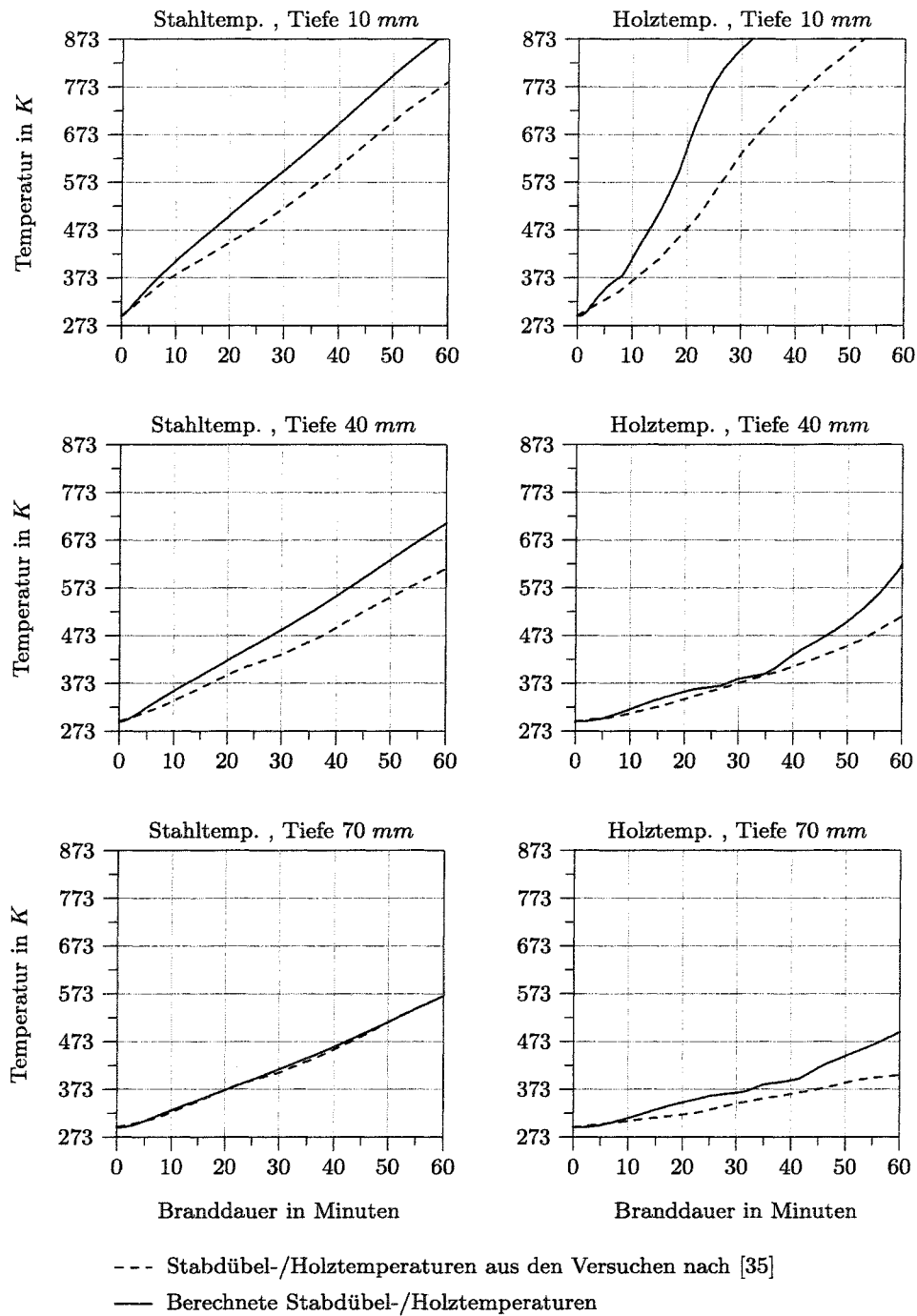


Abbildung 3.45: Vergleich der Temperaturverläufe von Stabdübelverbindungen mit den österreichischen Versuchsergebnissen aus [35] ($d = 12 \text{ mm}$)

file im reinen Holz verwendet [34, 38]. Die Temperaturmessungen von der Rückseite zeigten bereits bei der Verifikation der Holztemperaturen in Abschnitt 3.2.1.5 erhebliche Abweichungen gegenüber Versuchen, bei denen die Thermolemente von der Seite eingebracht wurden und somit die Bohrungen im Holz in einer Isotherme verlaufen. Diese Tatsache erklärt zumindest die geringeren Holztemperaturen der Versuche, jedoch noch nicht unbedingt die geringen Stahltemperaturen. Allerdings kann auch bei diesen die Messung von der Rückseite einen Einfluß haben.

Einen weiteren Einfluß auf die gemessenen Stahltemperaturen hat die einseitige Brandbeanspruchung. Das Verbindungsmittel ist auf der brandabgewandten Seite dem Raumklima ausgesetzt. Somit findet ein Abfluß von Wärmeenergie statt, wodurch die Temperaturen im gesamten Stabdübel reduziert werden.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß sämtliche Vergleiche der Versuchsergebnisse mit den FE-Berechnungen eine gute Übereinstimmung der grundsätzlichen Temperaturverläufe zeigen. Im einzelnen treten allerdings Abweichungen der berechneten gegenüber den gemessenen Temperaturen auf. Teilweise liegen die berechneten Temperaturen oberhalb der in den Versuchen gemessenen, teilweise jedoch auch unterhalb der gemessenen Temperaturen. Diese Abweichungen sind durch die verbundenen Schwierigkeiten bei der exakten Durchführung von Brandversuchen und bei der korrekten Messung der entsprechenden Temperaturen zu erklären.

Zur endgültigen Bestätigung der Rechenergebnisse wäre eine Durchführung von zusätzlichen Versuchen zur Ermittlung der Temperaturen wünschenswert. Es wird jedoch davon ausgegangen, daß mit den angenommenen thermischen Materialeigenschaften von Holz und Stahl und dem aufgestellten FE-Modell auf der Grundlage der thermodynamischen und physikalischen Phänomene eine ausreichend genaue Bestimmung der Temperaturen innerhalb von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln erreicht wird.

3.3.8.2 Kontrolle der Wärmeströme

Zur weiteren Verifizierung der Finite-Elemente-Berechnungen wurden die sich einstellenden Wärmeströme in Holz und Stabdübel mit einfachen Handrechnungen überprüft. Dabei wurde die Wärmeübertragung durch Strahlung und Konvektion anhand der bestimmten Oberflächentemperaturen für unterschiedliche Zeitpunkte ermittelt und mit den im FE-Modell auftretenden Wärmestromdichten an der Holzoberfläche und im Verbindungsmittel verglichen.

Die Ergebnisse der FE-Berechnungen für die Holzoberfläche sind in Tabelle 3.16 angegeben. Anhand der Temperaturen ergeben sich die Wärmeübergänge aus Strahlung und Konvektion entsprechend den Gleichungen 3.26 und 3.27.

Tabelle 3.16: Temperaturen und Wärmestromdichten aus den FE-Berechnungen an der Holzoberfläche

Branddauer in Minuten	Brandraum- temperatur in K	Holzoberflächen- temperatur in K	Wärmestromdichte senkrecht zur Holzoberfläche in W/m^2
30	1114,8	1090,3	4731,7
60	1218,4	1199,8	4627,7

$$\dot{q}_{\text{Strahlung}} = \epsilon \cdot \sigma \cdot (T_{\text{Brand}}^4 - T_K^4) \quad (3.26)$$

$$\dot{q}_{\text{Konvektion}} = \alpha \cdot (T_{\text{Brand}} - T_K) \quad (3.27)$$

mit $\dot{q}_{\text{Strahlung}}$	Wärmestromdichte infolge Strahlung
$\dot{q}_{\text{Konvektion}}$	Wärmestromdichte infolge Konvektion
T_{Brand}	Brandraumtemperatur
T_K	Temperatur der Körperoberfläche
$\epsilon = 0,56$	Effektiver Emissionsgrad (Strahlung)
$\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$	Stefan-Boltzmann-Konstante
$\alpha = 25 \frac{W}{m^2 K}$	Wärmeübergangskoeffizient (Konvektion)

Die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen zu den Wärmeübergängen sind in Tabelle 3.17 aufgeführt. Die Werte aus den FE-Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung mit der in Handrechnung vereinfacht bestimmten Wärmestromdichte, so daß von einer korrekten Modellierung der Oberflächenübergänge beim Holz in den FE-Modellen ausgegangen werden kann.

Tabelle 3.17: Vergleichsberechnung der Wärmeströme an der Holzoberfläche

Branddauer in Minuten	Wärmeübergang		resultierende Wärmestrom- dichte senkrecht zur Holzoberfläche in W/m^2	Wärmestromdichte entsprechend den FE-Berechnungen in W/m^2
	durch Strahlung in W/m^2	durch Konvektion in W/m^2		
30	4171	612	4783	4731,7
60	4176	465	4641	4627,7

Bei der Kontrolle der Wärmestromdichten im Verbindungsmittel ergibt sich das Problem, daß das Verbindungsmittel nicht nur durch seine Stirnfläche Wärmeenergie aufnimmt, sondern außerdem eine Wärmeübertragung vom erhitzten Holz und der Holzkohle in das Verbindungsmittel stattfindet. Des weiteren ist in der Realität auch mit einer Reduzierung des Holzquerschnittes zu rechnen, welches eine zusätzliche direkte Beflammung der Mantelfläche des Verbindungsmittels bewirkt. Um diese Phänomene bei den Vergleichsrechnungen mit zu berücksichtigen, werden im Verbindungsmittel nicht nur die an der Oberfläche auftretenden Wärmestromdichten mit vereinfachten Berechnungen überprüft, sondern es wird auch die maximal auftretende Wärmestromdichte entlang des Verbindungsmittels betrachtet.

Die mit Hilfe des FE-Modells berechneten mittleren Wärmeströme entlang des Verbindungsmittels sind in Abbildung 3.46 für unterschiedliche Branddauern am Beispiel eines Stabdübels mit einem Durchmesser von 12 mm und einer Länge von 300 mm dargestellt. Das Verschieben des Punktes der rechnerischen Abbrandgrenze im Holz über das Maximum in den Bereich abnehmender Wärmestromdichten bei höheren Branddauern ist auf die Trägheit der Temperaturerhöhung des Verbindungsmittels zu Beginn des Brandgeschehens zurückzuführen. Der Stabdübel nimmt bei einer Branddauer von 15 Minuten aufgrund seiner geringen Temperatur auch noch vom erwärmten Holz unterhalb der Abbrandgrenze Wärmeenergie auf. Jedoch schon bei einer Branddauer von 30 Minuten hat der Stabdübel im Anfangsbereich Temperaturen über der Abbrandtemperatur von 523 bis 573 K erreicht und nimmt daher nur Wärmeenergien von dem verbrannten Holz auf. Aus der Abnahme der Wärmestromdichte vor der Abbrandgrenze bei 60 Minuten Branddauer kann sogar gefolgert werden, daß der Stabdübel in diesem Bereich Wärmeenergie an das verbrannte Holz abgibt.

Um eine vereinfachte Berechnung des maximal auftretenden Wärmestroms entlang des Verbindungsmittels durchführen zu können, wird der oberste Bereich der Mantelfläche des Verbindungsmittels im Gegensatz zum FE-Modell als direkt beflammt angesehen. Hierfür wird eine fiktive Abbrandrate β^* eingeführt, die den Einfluß des verbrannten Holzes auf das Verbindungsmittel beschreiben soll. Die fiktive Abbrandrate wird ent-

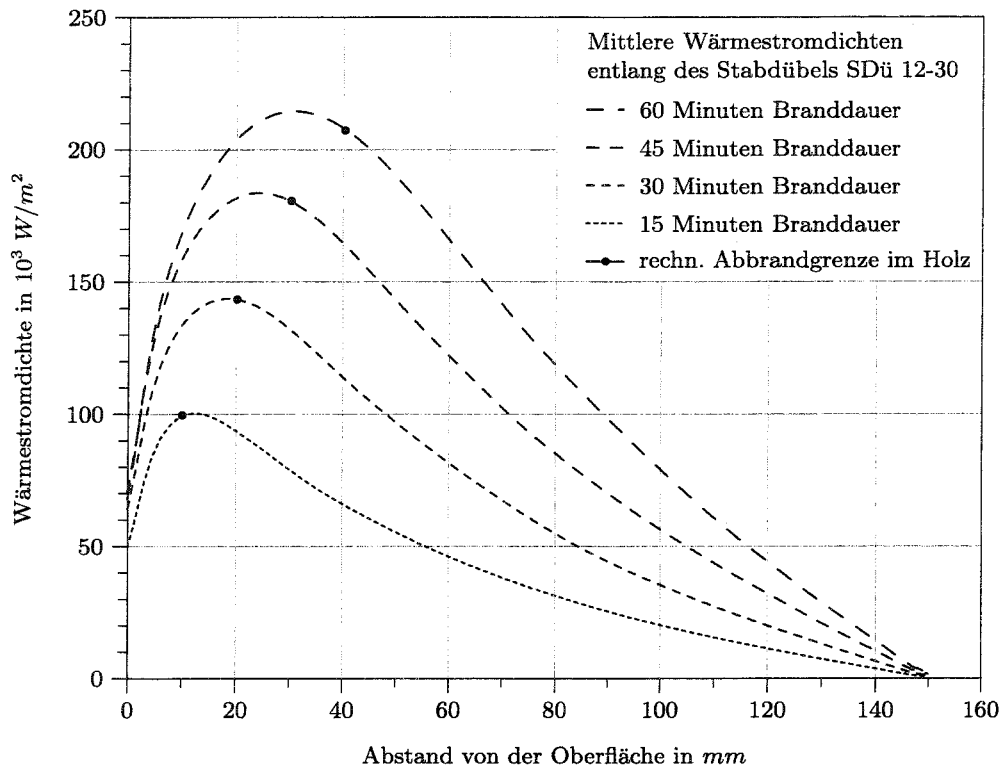


Abbildung 3.46: Mittlere Wärmestromdichten entlang des Verbindungsmittels für unterschiedliche Branddauern am Beispiel SDü 12-30

sprechend Gleichung 3.28 angesetzt.

$$\beta^* = \frac{\beta}{4} \quad (3.28)$$

Die errechneten Oberflächen sowie die zugehörigen Wärmeübergänge und Wärmestromdichten im Stabdübel sind in Tabelle 3.18 aufgelistet. Da es sich bei dem Verfahren mit der fiktiven Abbrandrate β^* um eine sehr vereinfachte Berechnung der Wärmeströme handelt, sind entsprechend große Abweichungen zu den Ergebnissen der FE-Berechnung festzustellen. Die Größenordnungen der im FE-Modell ermittelten maximalen Wärmestromdichten können mit den vereinfachten Berechnungen jedoch bestätigt werden. Des Weiteren stimmen die an der Oberfläche im FE-Modell berechneten Wärmestromdichten mit den vereinfacht berechneten Wärmeübergängen aus Strahlung und Konvektion überein.

Anhand der Kontrolle der Wärmestromdichten an der Holzoberfläche und im Verbindungsmittel können keine grundsätzlichen Ungenauigkeiten oder Fehler des verwendeten FE-Modells festgestellt werden. Die Ergebnisse des FE-Modells erscheinen in den Bereichen der berechneten Temperaturen und der berechneten Wärmestromdichten plausibel und richtig. So kann davon ausgegangen werden, daß das verwendete

Tabelle 3.18: Vergleichsberechnung der maximalen Wärmestromdichten im Stabdübel SDü 12-30

Branddauer in Minuten	brandbeanspruchte Oberfläche		Wärmeübergang an den Oberflächen in W/m^2	max. Wärme- stromdichte im Stabdübel in W/m^2	max. Wärme- stromdichte (FEM) in W/m^2
	Stirnfläche in mm^2	Mantelfläche in mm^2			
15	113,1	94,7	46463	85377	100250
30	113,1	189,4	59939	160337	143640
45	113,1	284,2	65286	229316	183640
60	113,1	378,9	62340	271177	214510

Modell mit der den Stabdübel umgebenden Holzkohle und dem Ansatz einer relativ hohen Wärmeleitfähigkeit der Holzkohle bei hohen Temperaturen ausreichend für die Modellierung von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln ist. Eine Modellierung der Querschnittsreduzierung durch den Abbrand und einer zusätzlichen direkten Brandbeanspruchung der Mantelflächen des Verbindungsmittels konnte daher entfallen.

3.4 Ergebnisse der Temperaturberechnungen

Um die Temperaturen innerhalb von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln bestimmen zu können, war zunächst ein Modell zu entwickeln, mit dem die Temperaturen innerhalb eines reinen Holzquerschnittes berechnet werden können. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode wurde ein entsprechendes Verfahren erarbeitet, mit dem die Temperaturen in einem Holzquerschnitt unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen thermischen Materialeigenschaften, der Pyrolyse und des Feuchtegehalts des Holzes bei einer Brandbeanspruchung bestimmt werden können. Als Brandbeanspruchung wurde die Einheits-Temperaturzeitkurve angesetzt. Berechnungen mit Naturbrandkurven wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt, können jedoch ohne größeren Aufwand in den erstellten FE-Modellen berücksichtigt werden. Der Vergleich der berechneten Holztemperaturen mit Versuchsergebnissen zeigte eine sehr gute Übereinstimmung.

Aufbauend auf diesem Verfahren wurden FE-Modelle für Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung der thermischen Materialeigenschaften des Stahls erarbeitet. Um die Temperaturen innerhalb der Verbindungen korrekt zu ermitteln, war eine dreidimensionale FE-Modellierung erforderlich. Der Einfluß der Verbindung auf die Temperaturen im Holz und im Verbindungsmittel wurde mit zahlreichen Berechnungen an unterschiedlichen Geometrien und Verbindungsmitteltypen untersucht. Dabei konnte ein erheblicher Einfluß der Art des direkt brandbeanspruch-

ten Verbindungsmittelkopfes sowie der Verbindungsmittellänge und des Durchmessers auf die Temperaturen festgestellt werden. Einen weiteren entscheidenden Einfluß auf die Temperaturen haben benachbarte Verbindungsmittel und zusätzliche seitliche Brandbeanspruchungen.

Durch Vergleiche mit vorhandenen Versuchsergebnissen konnte gezeigt werden, daß es mit Hilfe der FE-Modelle möglich ist, die Temperaturen innerhalb einer Verbindung ausreichend genau zu berechnen. Bei den Vergleichen mit Versuchsergebnissen ist jedoch darauf hinzuweisen, daß die in Versuchen ermittelten Temperaturen Schwankungen unterliegen, die auf die Schwierigkeit einer entsprechend genauen Versuchsdurchführung und der Messung entsprechender Temperaturen zurückzuführen sind. Zusätzlich haben die Inhomogenitäten des Holzes einen gewissen Einfluß auf die Streuung der Versuchsergebnisse. Aus diesen Gründen sind keine exakten Übereinstimmungen der berechneten Temperaturen mit den in Versuchen gemessenen Temperaturen zu erwarten. Eine ausreichend genaue Bestimmung der Temperaturen wurde jedoch festgestellt.

Die berechneten Temperaturen der unterschiedlichen Verbindungsmitteltypen und -geometrien lassen einen großen Einfluß auf die Tragfähigkeiten erwarten, da diese in erheblicher Weise von den Temperaturen abhängen. Entsprechende Betrachtungen und Berechnungen werden im folgenden Kapitel am Beispiel der Stabdübel durchgeführt.

Kapitel 4

Bestimmung der Tragfähigkeit

Die Grundlage zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall bildet die plastische Theorie nach K. W. Johansen [51], die auch für die Ermittlung der Tragfähigkeiten von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln bei Normaltemperatur nach E DIN 1052 und DIN V ENV 1995-1-1 [22] verwendet wird.

Für den Brandfall sind jedoch Erweiterungen der Theorie und der Lösungsansätze erforderlich, da die Verläufe der Lochleibungsfestigkeit und des Biege widerstandes des Verbindungsmittels entlang des Verbindungsmittels aufgrund der Temperaturbeanspruchung nicht konstant sind.

4.1 Materialeigenschaften

Die mechanischen Materialeigenschaften von Holz und Stahl sind von der Temperatur abhängig. Für die Tragfähigkeitsbestimmung von stabförmigen Verbindungsmitteln sind die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k,fi}$ im Holz und der Biege widerstand des Verbindungsmittels unter Beachtung der Plastifizierung von Interesse.

4.1.1 Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k,fi}$

Im Holz stellt sich bei einem rechtwinklig zur Holzoberfläche verlaufenden Verbindungsmittel, welches rechtwinklig zu seiner Achse belastet wird, ein sehr komplexer Spannungsverlauf ein. Die Lochleibungsspannung wird dabei nur als vereinfachender Wert angesetzt, der sich aus der mittleren Druckspannung über den Durchmesser des Verbindungsmittels ergibt.

Die Lochleibungsfestigkeit kann mit Hilfe von Versuchen nach DIN EN 383 [17] be-

stimmt werden, wobei die Lochleibungsfestigkeit f_h unter der Höchstlast definiert ist, bei der der Probenkörper bricht, oder ein Eindringen des Verbindungsmittels von 5 mm erreicht wird.

$$f_h = \frac{\max F}{d \cdot t_P} \quad \text{in } N/mm^2 \quad (4.1)$$

mit $\max F$ Höchstlast in N
 d Durchmesser des Verbindungsmittels in mm
 t_P Dicke des Probekörpers in mm

Umfangreiche Untersuchungen bei der TRADA (Timber Research and Development Association) in England [96] haben eine Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Rohdichte ρ und dem Verbindungsmitteldurchmesser d festgestellt. Für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung bei Stabdübeln in Voll- und Brettschichtholz bei Normaltemperatur wurde eine Abhängigkeit nach Gleichung 4.2 beobachtet, die entsprechend in die aktuelle Holzbaunormung (E DIN 1052, DIN V ENV 1995-1-1 und den Entwurf zur prEN 1995-1-1) aufgenommen wurde.

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (4.2)$$

mit $f_{h,0,k}$ char. Lochleibungsfestigkeit in N/mm^2
 d Stabdübeldurchmesser in mm
 ρ_k Rohdichtekennwert des Holzes in kg/m^3

Für erhöhte Lochleibungstemperaturen im Allgemeinen und im Brandfall existieren bisher keinerlei Aussagen über die Größe der Lochleibungsfestigkeit bei Stabdübeln. Da die Lochleibungskräfte hauptsächlich über Druckspannungen im Holz abgetragen werden, wäre eine Abnahme der Lochleibungsfestigkeit aufgrund der Temperatur entsprechend den Regeln des Entwurfes zur prEN 1995-1-2 [28] bezüglich der Abnahme der Druckfestigkeit denkbar. Diese Regeln sehen eine Abnahme der Festigkeit bei 373 K auf 25% des Ausgangswertes und eine Resttragfähigkeit linear abnehmend bis 573 K vor. Diese Reduzierung der Druckfestigkeit ist jedoch sehr konservativ und wird an anderen Stellen [40, 41, 84] mit geringeren Abnahmen der Druckfestigkeit angegeben. Über Vergleichsrechnungen hat J. Norén [74] bei Nagelverbindungen eine Reduzierung der Lochleibungsfestigkeit bei 373 K auf 50% der Festigkeit bei Normaltemperatur bestimmen können. Die unterschiedlichen Verläufe sind in Abbildung 4.1 dargestellt.

Für die Abminderung der Lochleibungsfestigkeit für Stabdübel konnte durch eine Vergleichsbetrachtung mit vorhandenen Versuchsergebnissen nach Abschnitt 4.5 ein Verlauf entsprechend Abbildung 4.1 festgestellt werden. Die Lochleibungsfestigkeit wird

bei 373 K mit einem Wert von 60% der Festigkeit bei Normaltemperatur und einer anschließenden totalen Abnahme bis 573 K angenommen. Diese Annahme liegt zwischen den von Glos et al. [40, 41] und Schaffer [84] festgestellten Abnahmen der Druckfestigkeit.

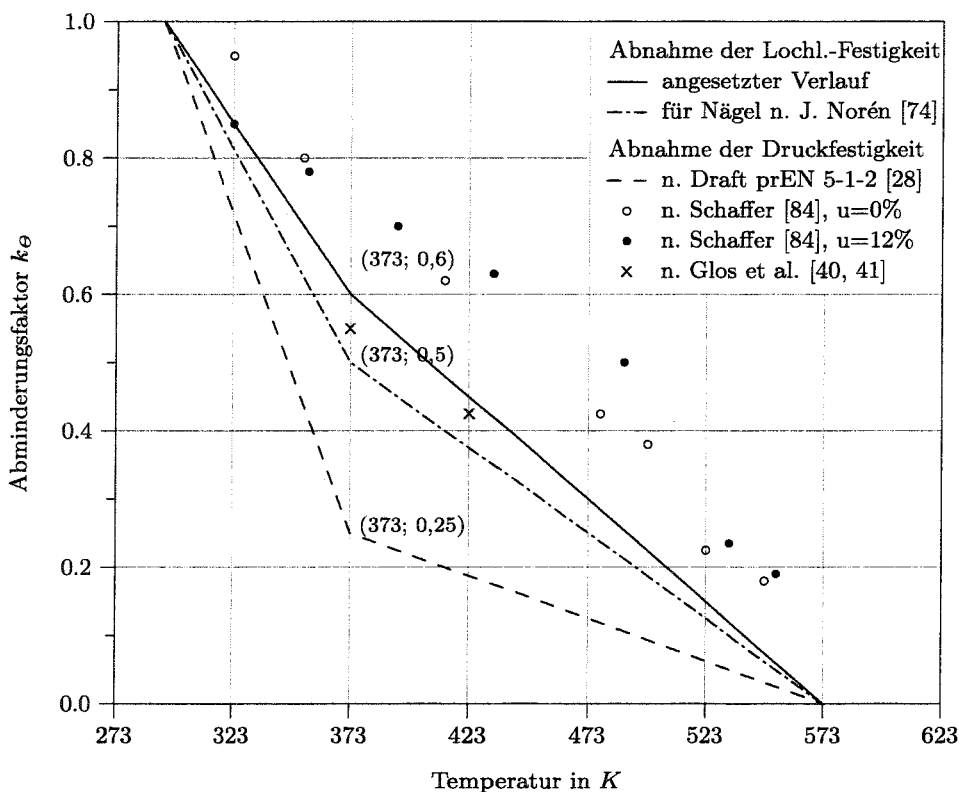


Abbildung 4.1: Abminderungsfaktor k_{θ} für die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k}$

Des Weiteren ist für die Brandbemessung im Gegensatz zur Bemessung bei Normaltemperatur nicht der 5%-Fraktilwert, sondern der 20%-Fraktilwert zu beachten. Betrachtungen bezüglich der Überarbeitung der europäischen Regeln ergaben zur Berücksichtigung des 20%-Fraktilwertes der Tragfähigkeiten von Verbindungen mit Seitenhölzern einen Faktor von $k_{fi} = 1,15$ [28]. Da der streuende Einfluß auf die Tragfähigkeit vorwiegend von den Lochleibungsfestigkeiten im Holz ausgeht, wurde in dieser Arbeit der k_{fi} -Faktor direkt bei der Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit angesetzt.

Unter Berücksichtigung des Einflusses der Temperatur und des Unterschiedes bezüglich des anzusetzenden Fraktilwertes ergibt sich die Lochleibungsfestigkeit im Brandfall entsprechend Gleichung 4.3.

$$f_{h,0,k,fi} = k_{\theta} \cdot k_{fi} \cdot 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad \text{in } N/mm^2 \quad (4.3)$$

mit k_{θ}	Abminderungsfaktor infolge der Temperatur (Abb. 4.1)
$k_{fi} = 1,15$	Faktor zur Berücksichtigung des 20% Fraktilwertes

Abschließend wird für die Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit im Brandfall die „Lochleibungstemperatur“ benötigt. Im Bereich der Lochleibungsspannungen nehmen die Temperaturen im Holz vom Verbindungsmittel ausgehend schnell ab. Dies erschwert eine konkrete Angabe der maßgebenden Temperatur. Im direkten Bereich des Übergangs vom Stahl zum Holz ergeben sich durch die Dominanz der Stahlelemente sehr hohe und für die Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit nicht praktikable Temperaturen. Durch Vergleichsrechnungen mit vorhandenen Versuchsergebnissen entsprechend Abschnitt 4.5 wurde festgestellt, daß der Ansatz der sich einstellenden Temperaturen in einem Abstand von 3 mm für die Bestimmung der temperaturabhängigen Lochleibungsfestigkeit sinnvoll erscheint.

Mit Ansatz dieser Lochleibungstemperatur wird ein Überschreiten der Lochleibungsfestigkeiten aufgrund höherer Temperaturen im Zwischenbereich zwischen Verbindungsmittel und der Temperaturstelle implizit geduldet und als unkritisch angesehen. Denn ein Eindringen des Verbindungsmittels um einen so geringen Wert führt nicht zum Versagen der Verbindung. Jedoch beeinflusst das ins Holz eingedrückte Verbindungsmittel die Temperaturen negativ, so daß bei Berücksichtigung des Eindringens höhere Temperaturen an der Meßstelle errechnet würden. Daher sollte die Stelle der angesetzten Temperatur nicht zu weit im Holz liegen, um keine unrealistisch geringen Temperaturen und somit zu hohe Lochleibungsfestigkeiten zu berechnen.

Eine genauere Betrachtung des Aspektes des unter Belastung sich im Holz verschiebenden Verbindungsmittels wurde weder bei der Temperaturberechnung noch im Rahmen der Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit berücksichtigt. Hierfür wäre ein thermo-mechanisches FE-Modell notwendig.

In Tabelle 4.1 werden die für die in dieser Arbeit betrachteten Nadelhölzer angesetzten Rohdichten angegeben. Die Werte entsprechen den in E DIN 1052 [29] für Nadelhölzer der Sortierklassen nach DIN 4074-1 [12] angegebenen Rohdichtekennwerten.

Tabelle 4.1: Rohdichtekennwerte der verwendeten Sortierklassen für Nadelholz

Sortierklasse n. DIN 4074-1	Rohdichtekennwert ρ_{Holz} in kg/m^3
S10 u. MS10	380
S13	380
MS13	400
MS17	420
BS11	410
BS14	410
BS16	430
BS18	450

4.1.2 Biege­wider­stand des Ver­bin­dungs­mittels (Fließ­moment $M_{y,k,fi}$)

Das Versagen von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln wird in einigen Fällen durch sich einstellende Fließmomente charakterisiert. Umfangreiche Untersuchungen in Karlsruhe [3] haben für Normaltemperatur mit Hilfe von Versuchen unter Berücksichtigung der Wiederverfestigung und der sich real einstellenden Biege­winkel eine Größe des Fließ­momentes $M_{y,k}$ zur Beschreibung des Biege­wider­standes des Ver­bin­dungs­mittels für stabförmige Ver­bin­dungs­mittel mit einem Durchmesser größer 6 mm entsprechend Gleichung 4.4 festgestellt (siehe auch Abschnitt 2.2.1). Diese Beziehung für das Fließ­moment wurde in die Regeln der E DIN 1052 [29] und den Entwurf zur prEN 1995-1-1 [27] aufgenommen.

$$M_{y,k} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (4.4)$$

mit $f_{u,k}$ charakteristische Zugfestigkeit des Stahls
 d Durchmesser des Verbindungsmittels

In dieser Gleichung sind allerdings die Wiederverfestigung des Stahls und die maximal erlaubte Verformung der Verbindung von 15 mm enthalten [3, 87], die im Brandfall eine geringere Bedeutung als bei Normaltemperatur haben.

In Gleichung 4.5 ist das theoretisch aufnehmbare Fließ­moment $M_{y,k,fi}$ des Ver­bin­dungs­mittels bei voller Plastifizierung, jedoch ohne Ansatz der Wiederverfestigung für den Brandfall angegeben.

$$M_{y,k,fi} = k_{y,\theta} \cdot f_{y,k} \cdot \frac{d^3}{6} \quad (4.5)$$

mit $f_{y,k}$ charakteristische Streckgrenze des Stahls
 $k_{y,\theta}$ Reduzierung der Streckgrenze im Brandfall

Die Reduzierung der Streckgrenze $f_{y,k}$ durch die Temperaturbeanspruchung wird entsprechend der DIN V ENV 1993-1-2 [20] und DIN V ENV 1994-1-2 [21] angenommen und ist in Abbildung 4.2 dargestellt. Dieser Verlauf wurde für Biegeträger von Bock und Erbay [4] durch Versuche und FE-Rechnungen bewiesen. Die dort angesetzten temperaturabhängigen Spannungsdehnungslinien für Baustahl wurden bereits 1989 durch Läger [67] entwickelt (vgl. Abschnitt 2.2.2).

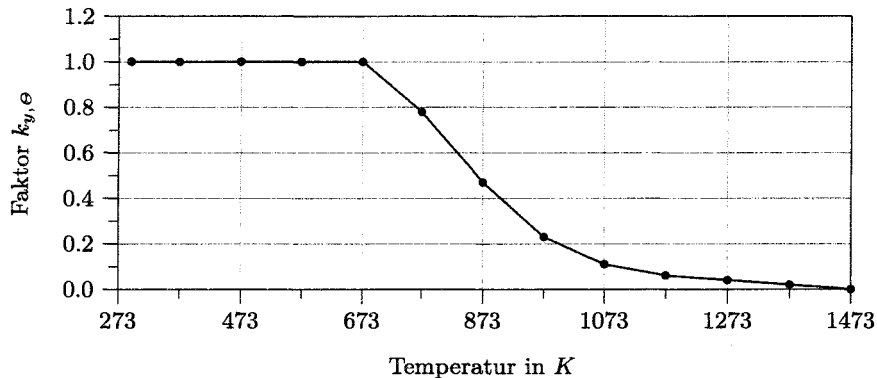


Abbildung 4.2: Abminderungsfaktor $k_{y,\theta}$ für die Streckgrenze von Stahl nach DIN V ENV 1993-1-2 [20] und DIN V ENV 1994-1-2 [21]

Da auch im Brandfall davon ausgegangen werden kann, daß sich die Fließzonen aufgrund von zu kleinen Biegewinkeln vor allem bei größeren Durchmessern nicht über den gesamten Querschnitt ausbilden können, wird hier die Beziehung entsprechend Gleichung 4.6 angenommen.

$$M_{y,k,fi} = 0,46 \cdot k_{y,\theta} \cdot f_{y,k} \cdot d^{2,6} \quad (4.6)$$

Bei Ansatz dieser Funktion wird für eine Temperatur von 293 K ein etwa gleichwertiges Fließmoment wie nach Gleichung 4.4 im kalten Zustand erreicht, das vor allem für größere Durchmesser wesentlich geringer ist als das theoretisch mögliche Fließmoment nach Gleichung 4.5. Ein Vergleich der unterschiedlichen Funktionen für das Fließmoment kann Abbildung 4.3 entnommen werden.

Da für den Brandfall keine Erkenntnisse über die sich einstellenden Biegewinkel insbesondere für unterschiedliche Verbindungsmitteldurchmesser existieren, sollte der Ansatz dieser Beziehung für das Fließmoment im Brandfall noch durch geeignete Versuche bestätigt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden nur Verbindungsmittel aus normalen Baustählen entsprechend Tabelle 4.2 betrachtet. Die für die Tragfähigkeitsbestimmung bei Normaltemperatur und im Brandfall relevanten Eigenschaften sind in der Tabelle aufgeführt.

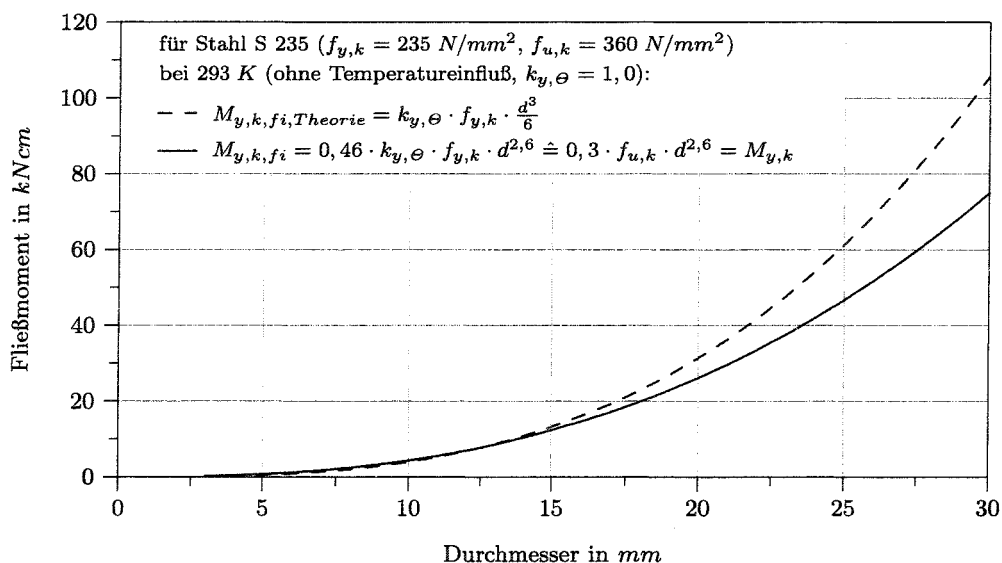


Abbildung 4.3: Vergleich der unterschiedlichen Fließmomente

Tabelle 4.2: Stahleigenschaften der verwendeten Stahlsorten

Stahlsorte	Streckgrenze $f_{y,k}$ in N/mm^2	Zugfestigkeit $f_{u,k}$ in N/mm^2
S235	235	360
S275	275	410
S355	355	510

4.2 Modelle und Lösungsalgorithmen

Als Grundlage für die Bemessung im Brandfall wird die plastische Theorie nach K. W. Johansen [51] verwendet. Aufgrund der im Brandfall auftretenden stärkeren Verformungen der Bauteile und der Verbindung sind symmetrische, also zweiseitige Verbindungen für eine Kraftübertragung anzustreben. Bei einschnittigen Verbindungen kann es aufgrund der asymmetrischen Belastung der anschließenden Bauteile zu einer Verdrehung des Knotens kommen, so daß ein einfaches Herausziehen zum Versagen führt. Daher werden im Rahmen dieser Arbeit nur zweiseitige Verbindungen betrachtet. In Abbildung 4.4 sind die vier maßgebenden Versagensfälle nach K. W. Johansen für zweiseitige Verbindungen bei Normaltemperatur dargestellt.

Die Tragfähigkeit bei Normaltemperatur kann bei diesen Versagensfällen geschlossen gelöst werden und wurde von P. Aune und M. Patton-Mallory in [2] für unterschiedliche Lochleibungsfestigkeiten in den Seitenhölzern und im Mittelholz hergeleitet. Die Bestimmung der Tragfähigkeiten und der Orte z der auftretenden Fließmomente basiert auf einfachen Kräfte- und Momentengleichgewichten. Die charakteristische Tragfähig-

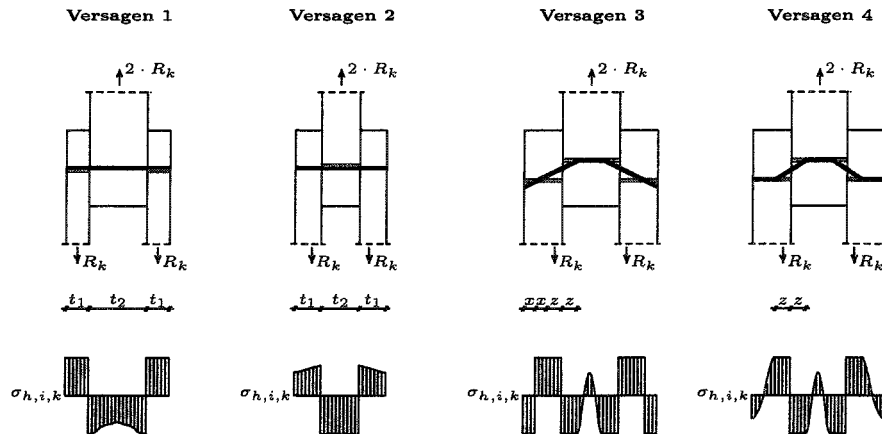


Abbildung 4.4: Versagensfälle nach K. W. Johansen [51]

keit errechnet sich entsprechend der folgenden Gleichung (4.7).

$$R_k = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \\ 0,5 \cdot f_{h,1,k} \cdot \beta \cdot t_2 \cdot d \\ \frac{f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d}{2 + \beta} \cdot \left[\sqrt{2 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) + \frac{4 \cdot \beta \cdot (1 + \beta) \cdot M_{y,k}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - \beta \right] \\ \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,k} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \end{array} \right. \quad (4.7)$$

- mit R_k char. Tragfähigkeit pro Schnitt, in N
 t_1, t_2 Seitenholz-, Mittelholzdicke, in mm
 $f_{h,1,k}$ char. Lochleibungsfestigkeit für das Seitenholz, in N/mm^2
 $f_{h,2,k}$ char. Lochleibungsfestigkeit für das Mittelholz, in N/mm^2
 β Verhältnis $f_{h,2,k}/f_{h,1,k}$
 d Durchmesser des Verbindungsmittels, in mm
 $M_{y,k}$ char. Fließmoment des Verbindungsmittels, in Nmm

Bei hintereinanderliegenden Verbindungsmitteln sind die Tragfähigkeiten zu reduzieren, um ein vorzeitiges Aufspalten der Verbindung und eine ungleichmäßige Kräfteverteilung aufgrund der Inhomogenitäten zu berücksichtigen. Die Reduzierung erfolgt durch den Ansatz einer reduzierten Verbindungsmittelanzahl, der effektiven Anzahl n_{ef} . Diese wurde über Versuchsreihen mit jeweils unterschiedlicher Anzahl hintereinanderliegender Verbindungsmittel ermittelt und im aktuellen nationalen Normenentwurf E DIN 1052 [29] n_{ef} entsprechend Gleichung 4.8 angegeben.

$$n_{ef} = \min \begin{cases} n \\ n^{0.9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 \cdot d}} \end{cases} \quad (4.8)$$

Im folgenden werden die Grundgedanken für die Aufstellung der Tragmodelle für den Brandfall und die entwickelten Lösungsalgorithmen näher erläutert. Anschließend wird deren Umsetzung in ein EDV-Programm beschrieben.

4.2.1 Grundgedanken zum Aufstellen der Tragmodelle für den Brandfall

Beim Aufstellen der Modelle zur Tragfähigkeitsbestimmung im Brandfall sind folgende Punkte zu berücksichtigen:

- der nichtlineare und temperaturabhängige Verlauf der Lochleibungsfestigkeit entlang des Verbindungsmittels,
- der nichtlineare und temperaturabhängige Verlauf des Biege Widerstandes des Verbindungsmittels entlang des Verbindungsmittels,
- die Kräfte- und Momentengleichgewichte im Seiten- und Mittelholz,
- die Symmetrie der Verbindung durch die Betrachtung der halben Verbindung und
- ein mögliches Auftreten zusätzlicher Versagensfälle durch die Nichtlinearitäten der maßgebenden Holz- und Verbindungsmittleigenschaften über die Länge des Verbindungsmittels.

Des weiteren wird für den Brandfall angenommen, daß die Abnahme der Tragfähigkeit bei nicht parallel zur Faserrichtung belasteten Verbindungen gegenüber der Tragfähigkeit parallel zur Faserrichtung ähnlich ist wie bei Normaltemperatur. So reicht es zunächst in dieser Arbeit aus, parallel zur Faserrichtung belastete Verbindungen zu betrachten, um später mit der für diese bestimmten Tragfähigkeitsreduzierung gegenüber der Tragfähigkeit bei Normaltemperatur auch die Tragfähigkeit für nicht parallel zur Faserrichtung belastete Verbindungen im Brandfall angeben zu können.

Der Einhängeeffekt, der bei Verbindungen im kalten Zustand teilweise festgestellt werden kann (Abschnitt 2.2.1), wird in dieser Arbeit für die Tragfähigkeitsbestimmung von Verbindungen mit glattschaftigen stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall nicht berücksichtigt¹. Es wird davon ausgegangen, daß weder eine eventuell vorhandene

¹Für glattschaftige Verbindungsmittel bleibt der Einhängeeffekt auch bei Normaltemperatur unberücksichtigt.

Endverankerung noch eine tragfähigkeitssteigernde Reibungskraft entlang des Verbindungsmittels wirksam werden kann, da einerseits die Endverankerung durch den Abbrand des Holzes und andererseits die Reibung entlang des Verbindungsmittels durch die erhöhten Lochleibungstemperaturen unwirksam werden.

Für hintereinanderliegende Verbindungsmittel im Brandfall wird eine vergleichbare Reduzierung der Tragfähigkeit wie bei Normaltemperatur angenommen, so daß die effektiv anzusetzende Verbindungsmittelanzahl n_{ef} entsprechend Gleichung 4.8 ermittelt werden kann.

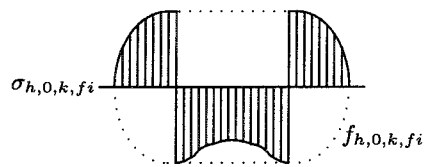
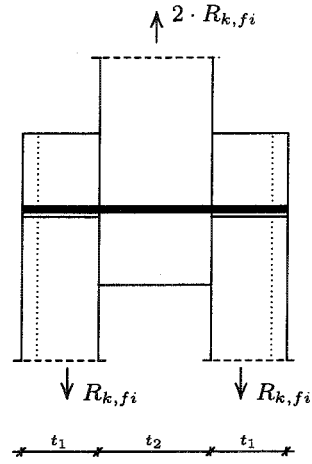
4.2.2 Lösungsverfahren für zweischnittige Verbindungen

Für die Bestimmung der Tragfähigkeit im Brandfall können zunächst die vier Versagensfälle entsprechend denen bei Normaltemperatur maßgebend werden. In Abbildung 4.5 sind die Versagensmechanismen und qualitativen Lochleibungsspannungen für diese abgebildet. Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit $f_{h,0,k,fi}$ ist entsprechend Abschnitt 4.1.1 von der Lochleibungstemperatur abhängig, und nimmt ab der Abbrandgrenze (in der Abbildung gepunktet dargestellt) stetig zu.

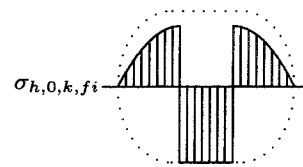
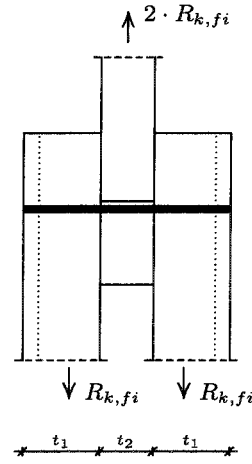
Bei den Versagensfällen 1 und 2 tritt ein reines Lochleibungsversagen im Seiten- bzw. Mittelholz ein. Ein kombiniertes Lochleibungs- und Stahlversagen ist bei den Versagensfällen 3 und 4 zu erkennen. Im Versagensfall 3 stellen sich dabei zwei Fließmomente im Verbindungsmittel im Bereich des Mittelholzes ein, die auch zusammenfallen können. Zusätzlich treten beim Versagensfall 4 zwei Fließmomente im Bereich des Seitenholzes auf.

Im Brandfall kann durch eine im Seitenholz auftretende starke Abnahme des vom Verbindungsmittel aufnehmbaren Momentes theoretisch noch ein zusätzlicher Versagensfall (Versagen X) maßgebend werden. Dieser ist durch ein kombiniertes Lochleibungs- und Stahlversagen im Seitenholz gekennzeichnet (Abb. 4.6).

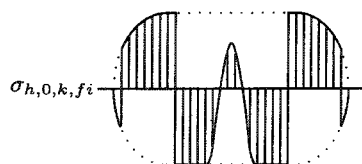
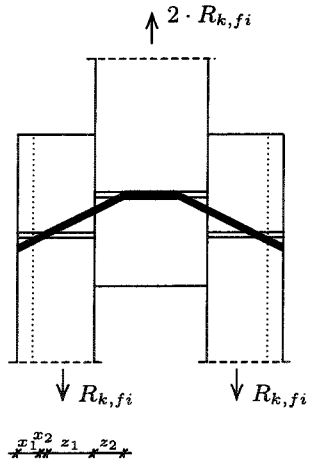
Versagensfall 1



Versagensfall 2



Versagensfall 3



Versagensfall 4

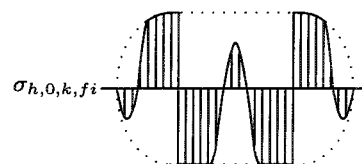
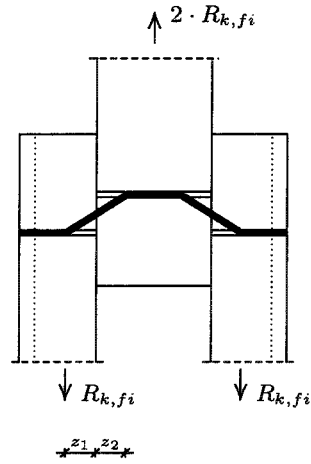


Abbildung 4.5: Versagensfälle im Brandfall

Versagensfall X

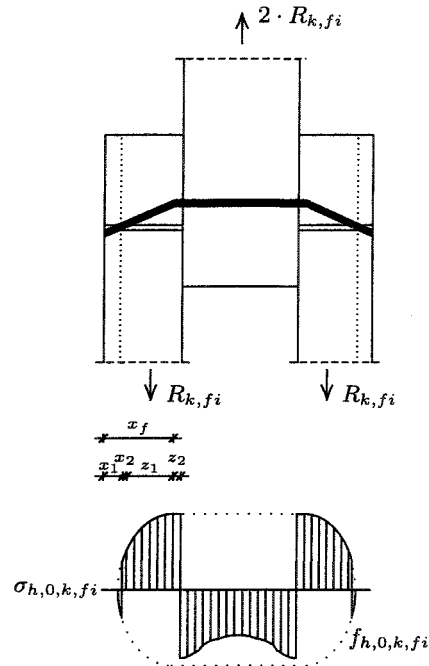


Abbildung 4.6: Zusätzlicher Versagensfall X im Brandfall

In Abbildung 4.7 ist das Grundkonzept zur rechnerischen Bestimmung der Tragfähigkeit zweischrittiger Verbindungen dargestellt. Aufgrund der Abhängigkeiten von den Temperaturverläufen ist eine Berechnung in mehreren Schritten durchzuführen. Für die abschließende Berechnung der einzelnen Tragfähigkeiten der unterschiedlichen Versagensfälle sind teilweise mehrfach iterative Ansätze erforderlich, die im weiteren näher erläutert werden.

Schritte zur Berechnung der Tragfähigkeit einer Verbindung:

1. Eingabe der Verbindungsgeometrie, der Materialkennwerte und der Brandeinwirkung,
2. Bestimmung der Temperaturverläufe anhand der Verbindungsgeometrie und der Brandeinwirkung,
3. Bestimmung der Einzeltragfähigkeiten der Versagensfälle unter Verwendung der Eingangsdaten und der temperaturabhängigen Lochleibungsfestigkeit sowie des temperaturabhängigen Biege widerstandes des Verbindungsmittels und
4. Bestimmung des maßgebenden Versagensfalls und der maßgebenden Tragfähigkeit.

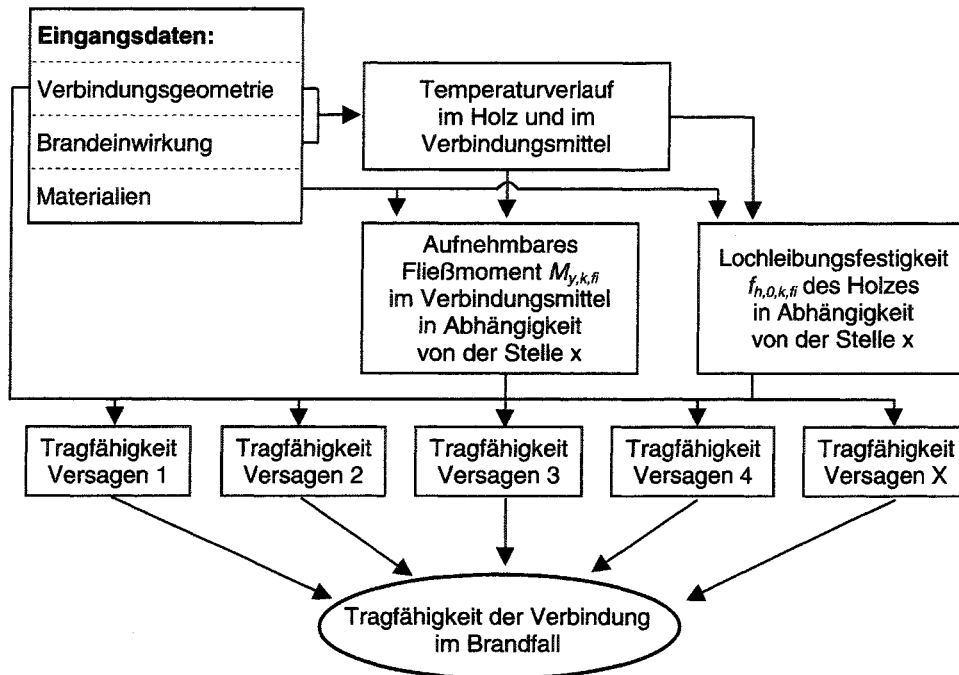


Abbildung 4.7: Grundkonzept zur Bestimmung der Tragfähigkeit von zweischnittigen Verbindungen im Brandfall

4.2.2.1 Versagensfall 1 und Versagensfall 2

Die Tragfähigkeiten der Versagensfälle 1 und 2 ergeben sich aus der Integration der Lochleibungsfestigkeit über die Seitenholz- bzw. die Hälfte der Mittelholzdicke (Abbildung 4.8).

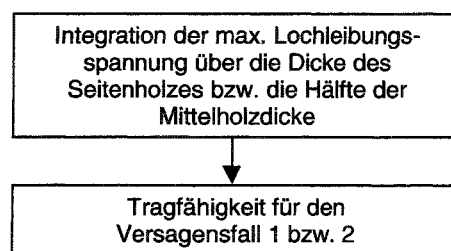


Abbildung 4.8: Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 1 und den Versagensfall 2

4.2.2.2 Versagensfall 3

Bei der Bestimmung der Tragfähigkeit des Versagensfalls 3 sind die sich einstellenden Fließmomente im Mittelholz zu beachten. Um das Momenten- und Querkraftgleichgewicht im Verbindungsmittel herzustellen, sind Lochleibungsspannungsverteilungen entsprechend Abbildung 4.5 erforderlich. Dabei sind die Beträge der Lochleibungskräfte über z_1 gleich denen über z_2 und über x_1 gleich denen über x_2 .

Die iterative Bestimmung der Tragfähigkeit erfolgt entsprechend Abbildung 4.9 über z_2 , wobei die Iteration nach dem im EDV-Bereich bekannten „Qicksort“-Verfahren durchgeführt wird. Als Abbruchkriterium wird das an der Stelle z_2 berechnete Moment mit dem vom Verbindungsmittel aufnehmbaren Moment verglichen. Nur wenn diese Momente gleich sind, wurde z_2 korrekt ermittelt und das Versagen 3 kann eintreten. Für die Bestimmung des Momentes an der Stelle z_2 sind zusätzlich die Werte von z_1 , x_1 und x_2 erforderlich, die wiederum über iterative Berechnungen mit Hilfe der Integrale der Lochleibungsspannung bestimmt werden.

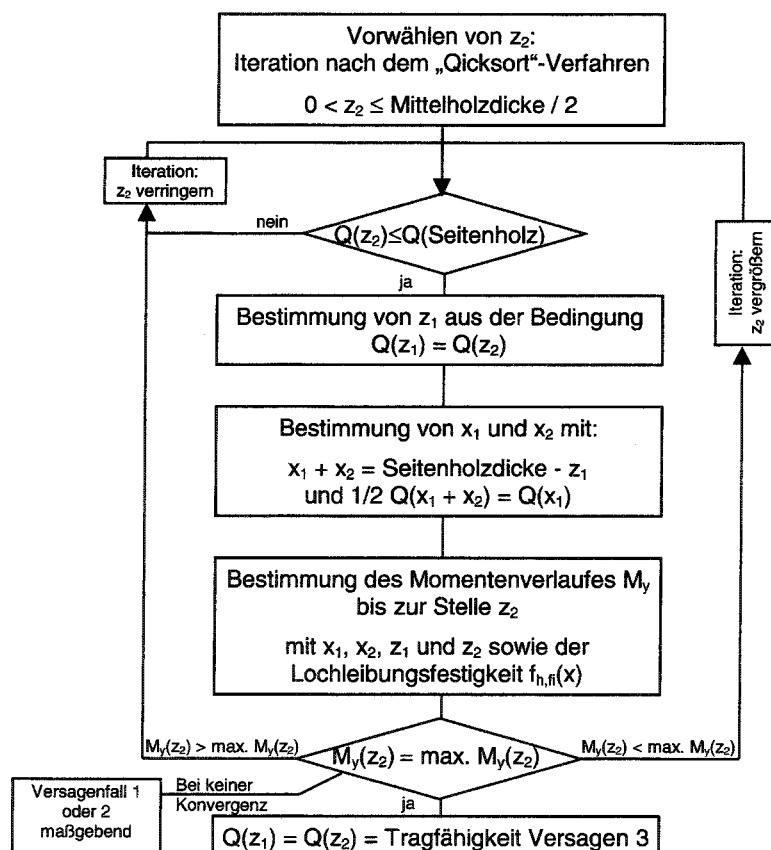


Abbildung 4.9: Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 3

4.2.2.3 Versagensfall 4

Das Vorgehen zur Tragfähigkeitsbestimmung des Versagensfalls 4 ist ähnlich dem Vorgehen beim Versagensfall 3 und kann der Abbildung 4.10 entnommen werden.

Anstelle der Berücksichtigung der Lochleibungskräfte in den Bereichen x_1 und x_2 ist der Biege widerstand des Verbindungsmittels $\max. M_y(z_1)$ an der Stelle z_1 in den Seitenhölzern zu berücksichtigen.

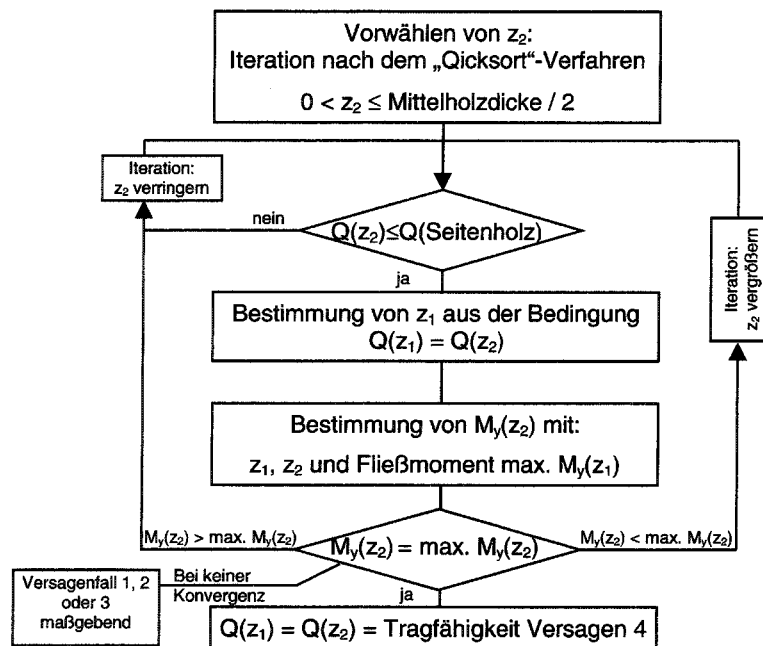


Abbildung 4.10: Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall 4

4.2.2.4 Versagensfall X

Für diesen Versagensfall ist charakteristisch, daß ausschließlich in den Seitenhölzern ein Versagen des Holzes und des Verbindungsmittels auftritt. Dabei erreicht die Lochleibungsspannung im gesamten Seitenholz die Lochleibungsfestigkeit entsprechend Abbildung 4.6.

Für die Tragfähigkeitsermittlung ist es erforderlich, für unterschiedliche Stellen x_F des sich einstellenden Fließmomentes iterativ die Einzeltragfähigkeiten zu bestimmen. Dies geschieht über die Aufstellung der Momenten- und Querkraftgleichgewichte für das Verbindungsmittel.

Eine zweite Iteration innerhalb der ersten ermöglicht, die Werte x_1 , x_2 und z_1 mit Hilfe der Gleichgewichtsbedingungen zu ermitteln. Abbruchkriterien der Iterationen sind

für die x_F -Iteration das Unterschreiten des kritischen Wertes, bei dem das maximale Moment im Verbindungsmittel $max. M_y(x_F)$ nicht mehr erreicht werden kann, und für die x_1 -Iteration die Bestimmung des x_1 -Wertes, bei dem das Moment $max. M_y(x_F)$ an der Stelle x_F exakt erreicht wird. Die Tragfähigkeit R_{fi} für den Versagensfall X ergibt sich abschließend aus dem für die untersuchten x_F -Werte minimalsten Wert von R_{fi} . Der Algorithmus für den Versagensfall X ist in Abbildung 4.11 dargestellt.

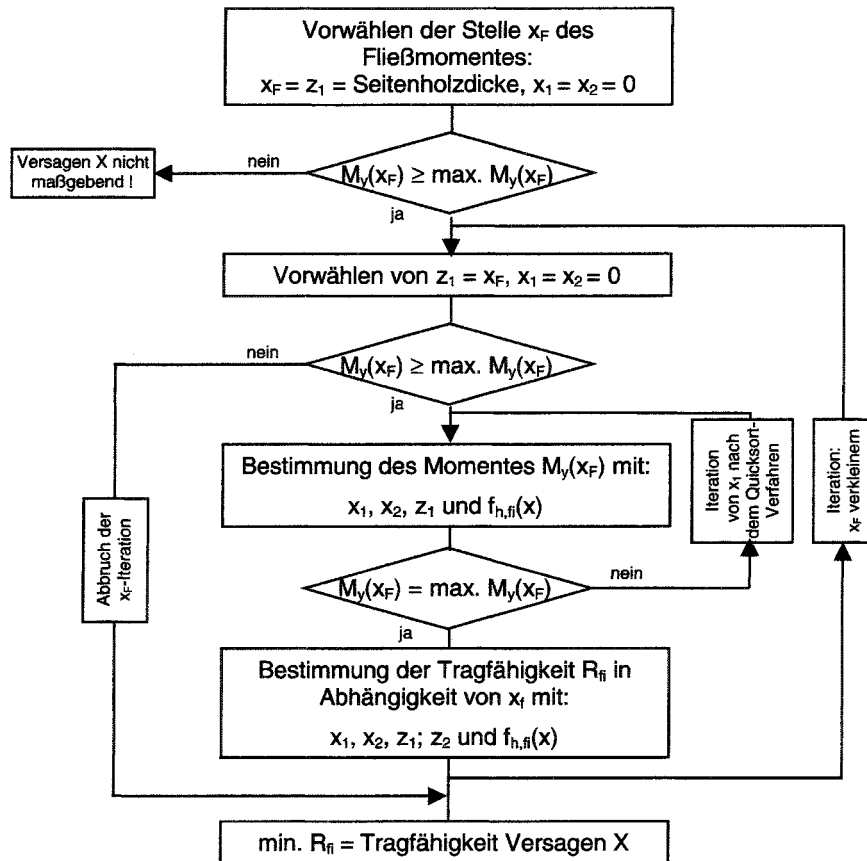


Abbildung 4.11: Algorithmus zur Tragfähigkeitsbestimmung für den Versagensfall X

4.2.3 Bestimmung der Tragfähigkeiten mit Hilfe eines EDV-Programmes

Um die oben beschriebenen, teilweise mehrfach iterativen Ansätze zu lösen, wurde im Rahmen dieser Arbeit ein EDV-Programm in der Programmiersprache C++ erstellt. Das Grundkonzept für dieses Programm entspricht dem im Abschnitt 4.2.2 beschriebenen und in Abbildung 4.7 dargestellten Konzept.

Die Eingabemaske des Programmes zeigt Abbildung 4.12. Die Eingaben für die Berechnung erfolgen über die Bereiche Geometrie, Materialien und Brandeinwirkung. Nach der Berechnung werden im rechten oberen Bereich die charakteristischen Werte der Tragfähigkeiten für die unterschiedlichen Versagensfälle bei Normaltemperatur und im Brandfall ausgegeben. Der untere Teil der Maske dient der Kontrolle der Berechnungen. Hier werden in unterschiedlichen Abständen zur brandbeanspruchten Oberfläche Temperaturen, Festigkeiten und berechnete Momente im Verbindungsmittel ausgegeben. Eine weitere Kontrolle der Berechnungen des Programmes erfolgt durch eine detaillierte Dateiausgabe.

Tragfähigkeit von Verbindungen

Geometrie:
 Seitenholzdicke: .05 m
 Mittelholzdicke: .10 m
 SD-Durchmesser: .01 m
 VM Typ:

Materialien:
 Holz-Flekdichte:
 Seitenholz: 410 kg/m³
 Mittelholz: 410 kg/m³
 Stahlgrenze fy: 235 N/mm²
 Zugfestigkeit fu: 360 N/mm²

Brandeinwirkung F30/F60
 Branddauer: 0 min
 Brandeinwirkung von den Stirnseiten des Verbindungsmittels

Standardmaterialien (B911 und B235) Berechnen

Eigenschaften bei Normtemp.
 Fließmoment: 4.29955 kNm
 Lasttragfähigkeit: 30.258000 N/mm²

Versagen 1 / Versagen 2

	Kalt	Brand
R ₁	15.129	4.7531 kN
R ₂	15.129	11.552 kN

Versagen 3

	Kalt	Brand
x1 Wert	1.5301	2.7159 cm
x2 Wert	1.5301	0.5721 cm
x1 Wert	1.9395	1.7103 cm
x2 Wert	1.9395	1.4530 cm
R ₃	5.8690	3.1230 kN

Versagen 4 Kalt Brand

	Kalt	Brand
r1 Wert	1.8938	2.4360 cm
z2 Wert	1.8938	1.8911 cm
R ₄	5.1009	4.1240 kN

Versagen K

	Kalt	Brand
x1 Wert		
x2 Wert		2.2821 cm
x1 Wert		5.0000 cm
R _K		4.0523 kN

Tragfähigkeit der Verbindung im Brandfall: 3.12 kN

Erweiterte Ausgabe

x Wert	0.00	0.50	1.00	1.50	2.00	2.50	3.00	3.50	4.00	4.50	5.00	pr
Temp (s)	314.2	303.4	288.0	271.1	253.9	237.4	221.9	207.8	195.1	183.8	173.7	°C
Temp Ld (s)	746.8	559.9	427.5	315.7	250.7	210.0	182.6	164.4	152.1	142.3	133.6	°C
Chf (s)	0.000	0.000	0.000	0.000	6.008	10.957	14.299	16.510	18.010	19.211	20.261	N/mm²
max Myd	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	0.043	kNm
My V1(x)	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.002	0.006	0.014	0.026	0.042	0.064	kNm
My V3(x)	0.000	0.000	0.000	0.000	-0.000	-0.002	-0.005	-0.005	-0.002	0.007	0.020	kNm
My V4(x)	0.000						-0.042	-0.037	-0.028	-0.015	0.003	kNm
My V5(x)	0.000	0.000	0.000	0.000	-0.000	-0.001	-0.001	0.004	0.012	0.025	0.043	kNm

Abbildung 4.12: Eingabemaske des EDV-Programmes

Der iterativen analytischen Berechnung mit Hilfe des Programmes ist eine FE-basierte Bestimmung der Temperaturen vorangestellt, die mit Hilfe von Übergabedateien eingelesen werden. Um den Aufwand dieser Temperaturberechnungen zu reduzieren, wurden Berechnungen für unterschiedliche Durchmesser d mit Modellhöhen von $h_{Modell} = l/2$ in Schritten von 50 mm durchgeführt. Die Temperaturen für dazwischenliegende Längen wurden linear interpoliert. Die Ergebnisse der Interpolation weichen bei kürzeren Stabdübeln geringfügig von den exakt bestimmten Temperaturen ab, liegen jedoch bezüglich der anschließenden Tragfähigkeitsbestimmung auf der sicheren Seite.

Um benachbarte Verbindungsmittel bei der Berechnung der Tragfähigkeit berücksichtigen zu können, wurden grundsätzlich die ermittelten Temperaturverläufe für Verbindungsmittelgruppen entsprechend Abschnitt 3.3.5 verwendet.

Im weiteren werden die Tragfähigkeiten von Stabdübelverbindungen unterschiedlicher Geometrien untersucht. Die Tragfähigkeiten anderer Verbindungsmitteltypen werden im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter betrachtet, können aber mit Hilfe der angegebenen Algorithmen ebenfalls ermittelt werden.

4.3 Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen

4.3.1 Untersuchte Verbindungen

Die Tragfähigkeiten wurden an zahlreichen unterschiedlichen Stabdübelverbindungen mit Hilfe der Algorithmen bestimmt. In Tabelle 4.3 werden die untersuchten Geometrien und Materialeigenschaften von Holz und Stahl angegeben.

Die Brandbeanspruchung der Verbindungsmittel findet entsprechend dem Modell aus Abschnitt 3.3.5 ausschließlich über die Stirnflächen des Stabdübels und das umgebende Holz statt. Der Einfluß einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung wurde bereits im Abschnitt 3.3.6 bezüglich der Temperaturen diskutiert. Der Einfluß auf die Tragfähigkeit ist bei Einhaltung der dort angegebenen Mindestrandabstände zu vernachlässigen. Eine genauere Untersuchung des Einflusses einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung auf die Tragfähigkeit erfolgt im Abschnitt 4.4.

Eine Reduzierung der Verbindungsmittelabstände untereinander (a_1, a_2) bei gleichzeitiger Reduzierung der Tragfähigkeit, wie es bei Normaltemperatur zulässig ist, wird aufgrund der Beeinflussung der Temperaturen für den Brandfall für sehr ungünstig angesehen und daher nicht weiter betrachtet.

Tabelle 4.3: Betrachtete Stabdübelverbindungen bei der Tragfähigkeitsbestimmung

Verbindungsgeometrien:		
Verbindungstyp		Zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmitteltyp		Stabdübel ohne Überstand
Mittelholzdicke	t_2	\geq Seitenholzdicke t_1
Stabdübelgeometrien:		
Stabdübel-Durchmesser	d	6, 8, 10, 12, 16, 20, 24 und 30 mm
Stabdübel-Längen	l	100 bis 1000 mm in kleinen Schritten
Stabdübel-Überstand	\ddot{u}	0 mm, kein Überstand
Verbindungsmittelabstände untereinander:		
Parallel zur Faserrichtung	a_1	$7 \cdot d$
Quer zur Faserrichtung	a_2	$3 \cdot d$
Materialien:		
Rohdichte des Holzes ¹	ρ_{Holz}	380 bis 450 kg/m ²
Verbindungsmittelstahl		S235, S275 und S355
¹ Die gewählten Rohdichten sind für Nadelholz der Sortierklassen nach DIN 4074-1 entsprechend den Angaben aus E DIN 1052 anzusetzen.		

4.3.2 Bestimmung der Tragfähigkeiten

Im folgenden werden die Tragfähigkeiten der oben beschriebenen Verbindungen für Branddauern von 15, 30, 45 und 60 Minuten ermittelt und erläutert.

In Abbildung 4.13 sind die unterschiedlichen Tragfähigkeiten beispielhaft für Verbindungen mit einem Durchmesser des Stabdübels von $d = 12 \text{ mm}$ und einer Rohdichte der Seiten- und Mittelhölzer von $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ sowie Stabdübeln aus Stahl S235 in Abhängigkeit von der Seitenholzdicke t_1 dargestellt. Jeder Punkt in der Abbildung repräsentiert eine Berechnung der Tragfähigkeit.

Es kann eine deutliche Abhängigkeit der Tragfähigkeit einer solchen Verbindung von der Branddauer sowie der Seitenholzdicke t_1 erkannt werden. Eine weitere Abhängigkeit besteht von der Dicke des Mittelholzes, mit der die Streuung der einzelnen Werte bezogen auf eine Branddauer zu erklären ist. Dabei repräsentieren die jeweils geringsten Tragfähigkeiten die Werte für eine Mittelholzdicke t_2 gleich der Seitenholzdicke t_1 . Mit zunehmender Mittelholzdicke ergeben sich größere Tragfähigkeiten. Dies ist auf den günstigen Einfluß längerer Verbindungsmittel auf die Temperaturverläufe zurückzuführen.

Weiterhin sind die berechneten Tragfähigkeiten von den Materialien abhängig. Einen großen Einfluß hat die gewählte Stahlgüte des Verbindungsmittels. Aber auch Mittel- und Seitenhölzer unterschiedlicher Sortierklassen beeinflussen die Tragfähigkeiten.

Um Rückschlüsse auf die Versagensmechanismen ziehen zu können, wurden in Ab-

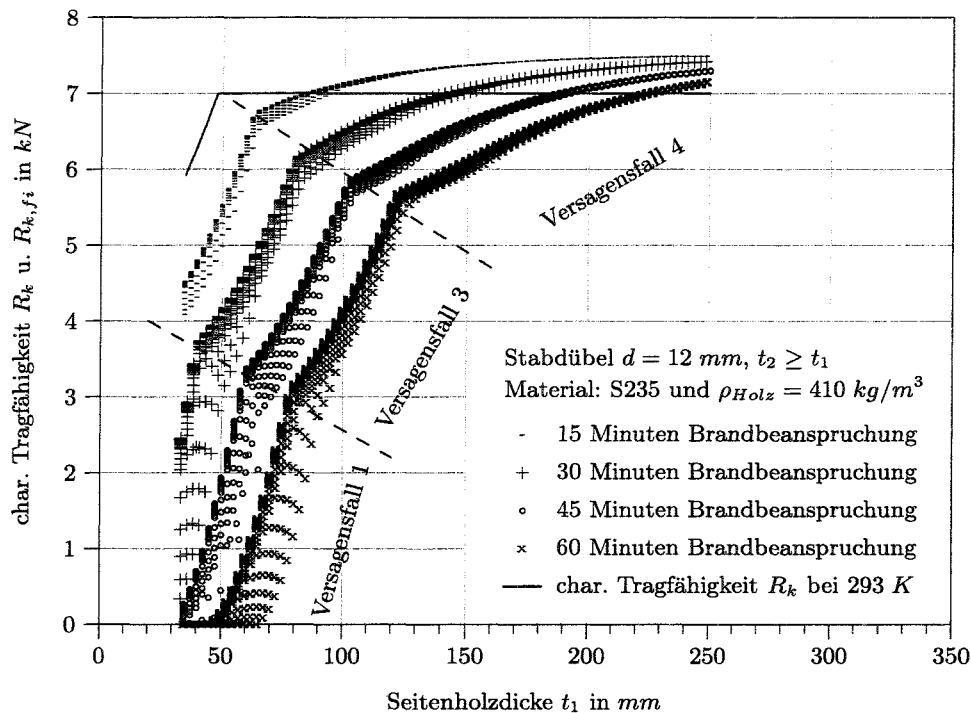


Abbildung 4.13: Tragfähigkeit $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen, Stabdübeldurchmesser $d = 12\text{ mm}$ (Mittelholzdicke \geq Seitenholzdicke)

Abbildung 4.13 näherungsweise die Grenzen für die Bereiche der unterschiedlichen Versagensfälle markiert. Bei geringen Seitenholzdicken ist ein reines Lochleibungsversagen des Seitenholzes festzustellen (Versagensfall 1). Bei größeren Seitenholzdicken stellt sich zunächst Versagen 3 ein, bevor anschließend das auch bei Normaltemperatur maßgebende Versagen 4 für die Tragfähigkeit im Brandfall maßgebend wird. Die sich einstellenden Versagensmechanismen erscheinen für die unterschiedlichen Seitenholzdicken plausibel, da durch die Brandbeanspruchung vor allem die Lochleibungsfestigkeit im Seitenholz durch die höheren Temperaturen reduziert wird.

Bei anderen Verbindungsmitteldurchmessern konnten ähnliche Verläufe der Tragfähigkeiten im Brandfall festgestellt werden, wobei sich bei größeren Durchmessern teilweise zusätzlich Versagensfall 2 im Bereich geringer Mittelholzdicken einstellte.

Für eine bessere Darstellung der einzelnen Werte können Diagramme mit separierten Kurven für unterschiedliche Mittelholzdicken erstellt werden. Für das oben erwähnte Beispiel sind die Kurven in Abbildung 4.14 dargestellt. In dem Diagramm sind die Tragfähigkeiten für Mittelholzdicken t_2 gleich der einfachen und doppelten Seitenholzdicke t_1 angegeben. Auf der sicheren Seite liegend, können Zwischenwerte interpoliert werden. Eine Extrapolation für $t_2 \geq 2 \cdot t_1$ würde allerdings zu unsicheren Werten führen, so daß maximal die Tragfähigkeiten der Kurven für $t_2 = 2 \cdot t_1$ angesetzt werden dürfen.

In Anhang A sind weitere Diagramme für ausgewählte Materialkombinationen und Verbindungsmitteldurchmesser angefügt.

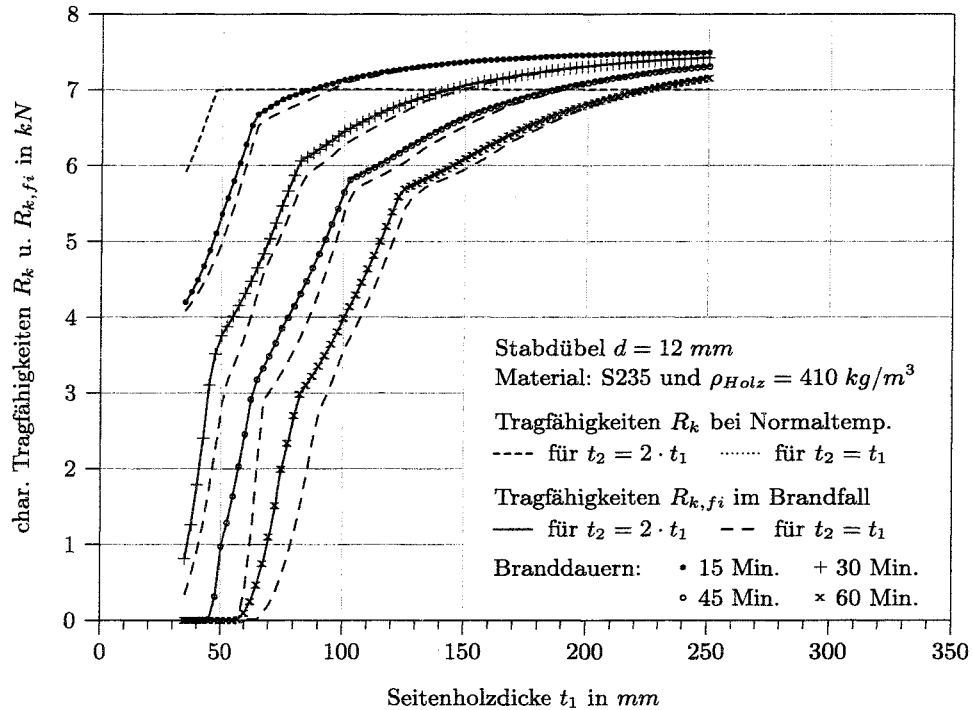


Abbildung 4.14: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235

4.3.3 Ergebnisse der Tragfähigkeitsbestimmung

Im vorangegangenen Abschnitt konnte gezeigt werden, daß die gewählten Algorithmen zu nachvollziehbaren Tragfähigkeiten von im Brandfall auf Abscheren belasteten Stabdübelverbindungen führen. Durch die Berechnungen einer großen Zahl unterschiedlicher Stabdübelverbindungen konnten folgende grundsätzliche Erkenntnisse gewonnen werden.

Biegewiderstand vom Verbindungsmittel

Wie in Kapitel 3.3.4 festgestellt wurde, zeigen die Temperaturverläufe der Stahltemperatur und der Holztemperatur in einem Abstand von 3 mm eine starke Abhängigkeit voneinander. Da Lochleibungskräfte nur bis zu Holztemperaturen von 573 K übertragen werden können und die Abnahme des Biegewiderstandes ab 673 K erfolgt, ist die temperaturbedingte Abnahme des Biegewiderstandes des Verbindungsmittels für die Ermittlung der Tragfähigkeiten im Brandfall nicht maßgebend.

Maßgebende Versagensfälle im Brandfall

Aufgrund der stärkeren Erwärmung des Seitenholzes gegenüber dem Mittelholz und einer daraus folgenden geringeren Lochleibungsfestigkeit im Seitenholz sind im Brandfall die Versagensarten 1 und 3 dominant. Der Versagensfall 2 ist nur bei geringen Branddauern und geringen Mittelholzdicken maßgebend. Bei unverhältnismäßig großen Seitenholzdicken oder kurzen Branddauern stellt sich aufgrund der ausreichend vorhandenen Lochleibungskräfte im Seitenholz der Versagensfall 4 ein.

Versagensfall X

Bei den in dieser Arbeit gewählten temperaturbedingten Abnahmen der Lochleibungsfestigkeit und des Biegewiderstandes des Verbindungsmittels wurde der gegenüber der Bemessung bei Normaltemperatur zusätzlich eingeführte Versagensfall X in keiner der untersuchten Stabdübelverbindungen maßgebend. Dies ist auf die wesentlich stärkere Abnahme der Lochleibungsfestigkeit des Holzes gegenüber der Abnahme des Biegewiderstandes des Verbindungsmittels über die Temperatur zu erklären. Bei anderen Temperaturabhängigkeiten der Materialeigenschaften ist es jedoch möglich, daß dieser Versagensfall maßgebend wird.

60 Minuten Feuerwiderstandsdauer

Durch die Berechnungen wurde gezeigt, daß ungeschützte Stabdübelverbindungen für gewisse Geometrien und Auslastungen problemlos der Feuerwiderstandsdauer von 60 Minuten genügen. Dabei ist vor allem auf eine ausreichende Seitenholzdicke t_1 zu achten.

4.4 Beurteilung der Randabstände

In Kapitel 3 Abschnitt 3.3.6 wurden bereits die Einflüsse von zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchungen parallel und quer zur Faserrichtung auf die Verbindungsmitteltemperaturen untersucht. Es konnten Mindestrandabstände entsprechend Tabelle 3.6 definiert werden, bei denen sich keine nennenswerte Temperaturerhöhung im Verbindungsmittel durch die seitliche Brandbeanspruchung ergeben. Bei Unterschreitung der Mindestrandabstände wurden erheblich höhere Temperaturen über die gesamte Länge des Stabdübels festgestellt.

Um den Einfluß einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung bei reduzierten Randabständen auf die Tragfähigkeit zu erfassen, wurden Berechnungen mit um 15 K und um 45 K höheren Verbindungsmittel- und Lochleibungstemperaturen durchgeführt. Diese Temperaturerhöhungen ΔT entsprechen nach Tabelle 3.5 und 3.6 einer Unterschreitung der Mindestrandabstände quer zur Faserrichtung von ca. 10 bzw. 20 mm und in Faserrichtung von ca. 10 bzw. 30 mm. Die Tragfähigkeiten dieser Berech-

nungen sowie die bezogene Tragfähigkeit auf eine Verbindung ohne Randeinfluß sind in Abbildung 4.15 und 4.16 für die Verbindungsmitteldurchmesser von 12 und 24 mm dargestellt.

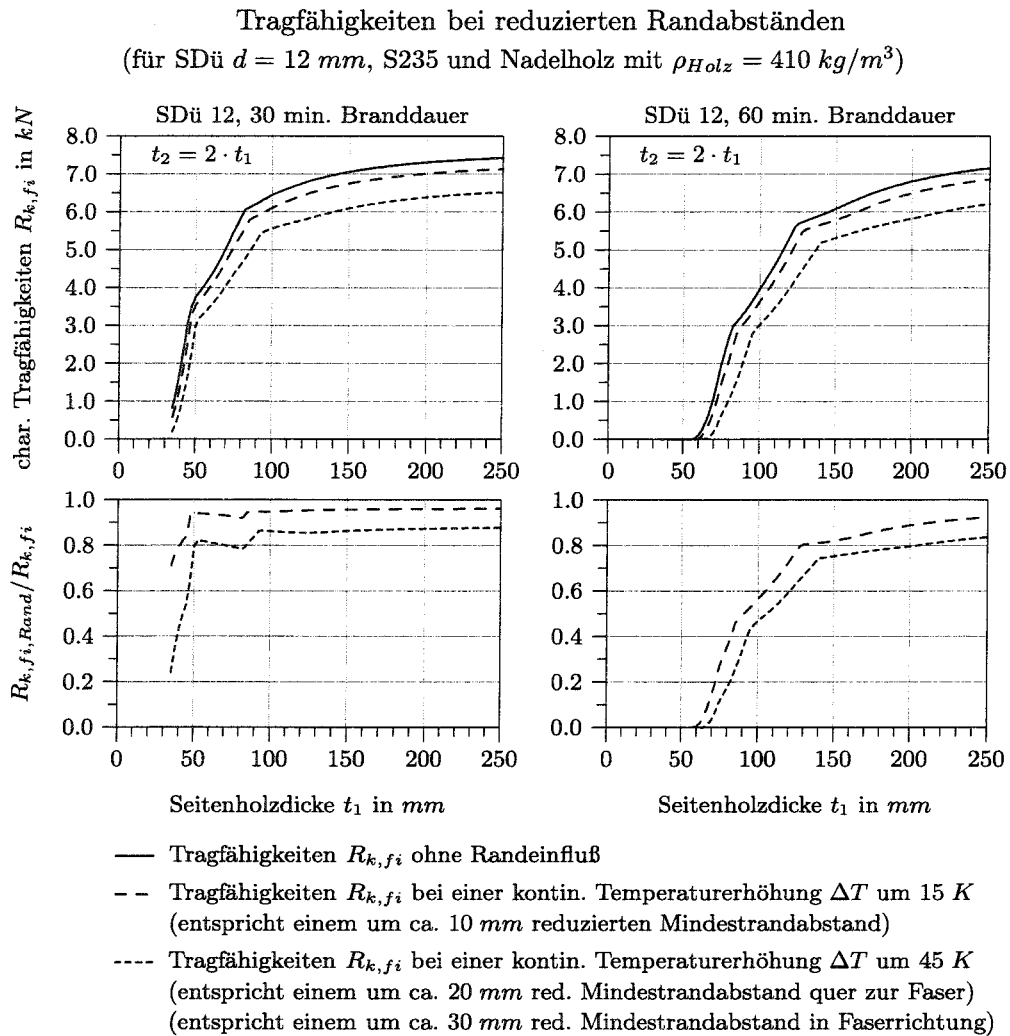


Abbildung 4.15: Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ bei reduzierten Randabständen, Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$

Die Abbildungen zeigen, daß die Werte der Tragfähigkeiten bei reduzierten Randabständen bezogen auf die Tragfähigkeiten ohne Randeinfluß größeren Schwankungen unterworfen sind und sich teilweise erhebliche Reduzierungen der Tragfähigkeiten ergeben. Jedoch sind diese nicht pauschal für alle unterschiedlichen Verbindungsmitteldurchmesser ansetzbar. Daher wird für eine einfache Ermittlung der Tragfähigkeit empfohlen, die in Tabelle 3.6 genannten Mindestrandabstände einzuhalten. Für eine genauere Berechnung ist die Berücksichtigung reduzierter Randabstände über den Ansatz erhöhter Temperaturen möglich.

Tragfähigkeiten bei reduzierten Randabständen
 (für SDü $d = 24 \text{ mm}$, S235 und Nadelholz mit $\rho_{\text{Holz}} = 410 \text{ kg/m}^3$)

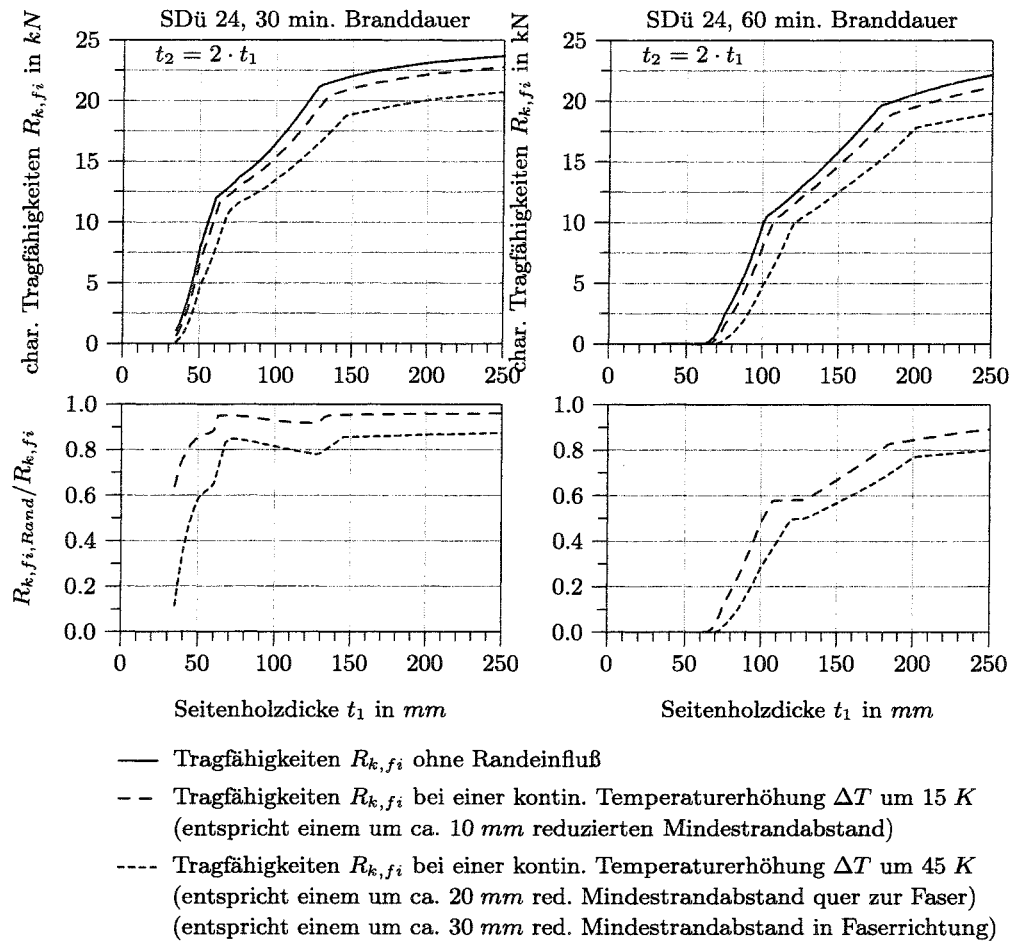


Abbildung 4.16: Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ bei reduzierten Randabständen, Stabdübeldurchmesser $d = 24 \text{ mm}$

4.5 Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten mit Versuchsergebnissen

Die aufgestellten Algorithmen und die mit Hilfe des EDV-Programms gewonnenen Ergebnisse werden durch Vergleiche mit vorhandenen Versuchsergebnissen überprüft. Hierfür werden die Versuchsergebnisse der französischen Arbeiten [8, 63] und eines Versuchsberichtes [77] des Institutes für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB) der Technischen Universität Braunschweig über ungeschützte Stabdübelverbindungen im Brandfall herangezogen.

Die Vergleiche mit den Versuchen erfolgen in Abhängigkeit von der Branddauer über die berechneten Gesamttragfähigkeiten der Verbindung $\sum R_{k,fi}$. Diese ergibt sich unter Berücksichtigung der effektiven Verbindungsmittelanzahl n_{ef} aus der Summe der in der Verbindung vorhandenen Verbindungsmittel wie Stabdübel und Bolzen. Für die Tragfähigkeiten im Brandfall werden in der Regel die 20%-Fraktilwerte angesetzt. Zum Vergleich mit den Versuchsergebnissen werden jedoch die 5%-Werte benötigt, da diese annähernd die unterste Grenze der Versuchsergebnisse repräsentieren. Der 5%-Fraktilwert errechnet sich entsprechend dem 20%-Fraktilwert, jedoch unter Verwendung des 5%-Fraktilwertes der Lochleibungsfestigkeit, die sich bei Vernachlässigung des k_{fi} -Wertes entsprechend Abschnitt 4.1.1 ergibt. Beide Fraktilwerte der Tragfähigkeiten im Brandfall sind in den entsprechenden Diagrammen angegeben.

Bei der Bestimmung der Bolzentragfähigkeiten im Brandfall werden im Rahmen dieses Vergleiches dieselben Versagensfälle wie bei den Stabdübeln angesetzt. Die Temperaturen im umgebenden Holz und im Verbindungsmittel werden unter Berücksichtigung des Einflusses des Bolzenkopfes berechnet.

Im folgenden werden zunächst ungeschützte Stabdübelverbindungen betrachtet. Bei einigen dieser Stabdübelverbindungen ist eine geringe Anzahl von Bolzen vorhanden. Anschließend werden auch Ergebnisse von reinen Bolzenverbindungen mit Hilfe der Algorithmen nachgerechnet und bewertet. Alle Beispiele wurden entsprechend der Einheits-Temperaturzeitkurve brandbeansprucht.

4.5.1 Tragfähigkeiten von Stabdübelverbindungen

Zunächst werden die Versuchsergebnisse der französischen Arbeiten [8, 63] betrachtet. Diese wurden schon für die Verifikation der Temperaturverläufe herangezogen. Es handelt sich dabei um zweischnittige Stabdübelverbindungen mit Verbindungsmitteldurchmessern von 12 und 20 *mm*. Bei diesen Verbindungen wurden zusätzlich eine geringe Zahl von Bolzen mit angeordnet, um ein Öffnen der Verbindung in der Fuge zwischen den Seitenhölzern und dem Mittelholz zu verhindern. Diese Bolzen werden bei den Tragfähigkeitsberechnungen mit berücksichtigt. Anschließend werden die Tragfähigkeiten aus einer brandschutztechnischen Prüfung [77] von ungeschützten Stabdübelverbindungen des IBMB näher betrachtet. Bei dieser Prüfung wurden Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz und einem Anschluß mit ungeschützten Stabdübeln mit einem Durchmesser von 10 *mm* brandschutztechnisch untersucht.

4.5.1.1 Stabdübelverbindungen mit $d = 12$ *mm* nach [8, 63]

Die Materialien, Geometrien und Versuchsergebnisse der untersuchten Verbindungen können der Tabelle 4.4 entnommen werden. Es handelt sich dabei um eine zweischnittige Holz-Holz-Verbindung mit ungeschützten Stabdübeln und Bolzen mit einem Durchmesser von 12 *mm*.

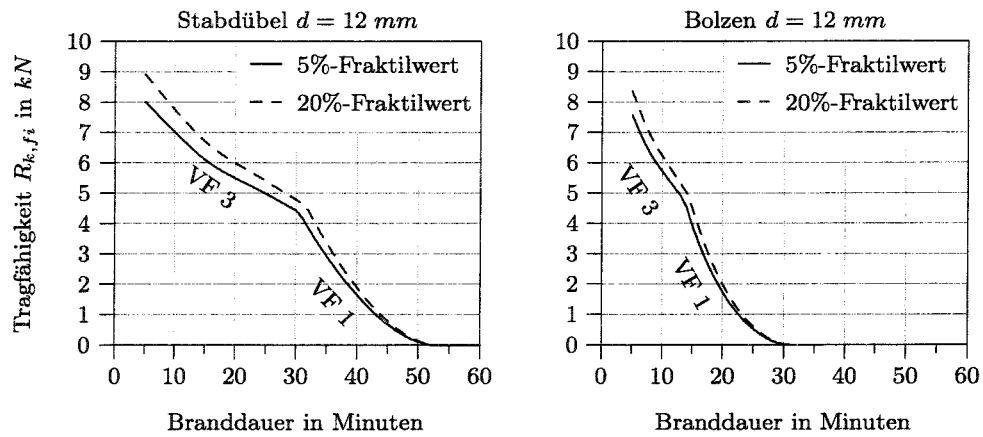
Mit Hilfe der Angaben zur Verbindungsgeometrie wurden bereits im Abschnitt 3.3.8.1 die Temperaturen innerhalb der Verbindung berechnet. Unter Ansatz dieser Temperaturen und den aus der Versuchsbeschreibung bekannten Geometrien und Materialeigenschaften wurden die Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ der einzelnen Stabdübel und Bolzen für unterschiedliche Branddauern mit den aufgestellten Algorithmen bestimmt. Die Einzeltragfähigkeiten $R_{k,fi}$ sind in der Abbildung 4.17 mit Angabe der Versagensfälle (VF) dargestellt. Aufgrund der bereits im Abschnitt 3.3.7 festgestellten schneller ansteigenden Temperaturen im Bereich des Bolzens nehmen die Tragfähigkeiten der Bolzen gegenüber den Tragfähigkeiten der Stabdübel mit zunehmender Branddauer schneller ab.

Tabelle 4.4: Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 12 \text{ mm}$ nach [8, 63]

Verbindungsbeschreibung:	
Art der Verbindung	Zugstoß, zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmittel	6 Stabdübel und 2 Bolzen Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$
Verbindungsmittelanzahl	$n = 8$, in 2 Reihen
Brandbeanspruchung	ETK nach EN 1363-1 (ISO 834) [16], gemessen mit 3-mm-Mantelthermoelementen
Materialien:	
Holz	Nadelholz mit einer Rohdichte von 480 kg/m^3
Stabdübel $d = 12 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 520 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} \approx 360 \text{ N/mm}^2$
Bolzen $d = 12 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 505 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} \approx 420 \text{ N/mm}^2$
Geometrien:	
Seitenholzdicke t_1	50 mm
Mittelholzdicke t_2	80 mm
Verbindungsmittelabstände	$a_1 = 84 \text{ mm}$, $a_2 = 36 \text{ mm}$ $a_3 = 84 \text{ mm} > 82 \text{ mm} = \min a_{3,fi} (32 \text{ Min.})$ $a_4 = 67 \text{ mm} > 61 \text{ mm} = \min a_{4,fi} (32 \text{ Min.})$ \Rightarrow kein Einfluß der seitlichen Brandbeanspruchung
Versuchsergebnisse:	
Versuch 99-F-036	
Belastung	45 kN
Versagenszeitpunkt	32. Minute, Versagensfall 1
Versuch 99-F-037	
Belastung	90 kN
Versagenszeitpunkt	13. Minute, Versagensfall 3

Die Gesamttragfähigkeit $\sum R_{k,fi}$ ergibt sich unter Beachtung der effektiven Verbindungsmittelanzahl aus der Summe der Einzeltragfähigkeiten. Der Verlauf über die Branddauer und die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 4.18 dargestellt.

Die Abbildung 4.18 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der rechnerisch ermittelten Werte gegenüber den Versuchswerten. Auch die rechnerisch ermittelten Versagensfälle der Verbindungsmittel entsprechend Abbildung 4.17 stimmen mit den in den Versuchen festgestellten Versagensfällen überein.



Geometrien und Materialeigenschaften entsprechend Tabelle 4.4

Abbildung 4.17: Stabdübel- und Bolzentragfähigkeiten im Brandfall, $d = 12 \text{ mm}$

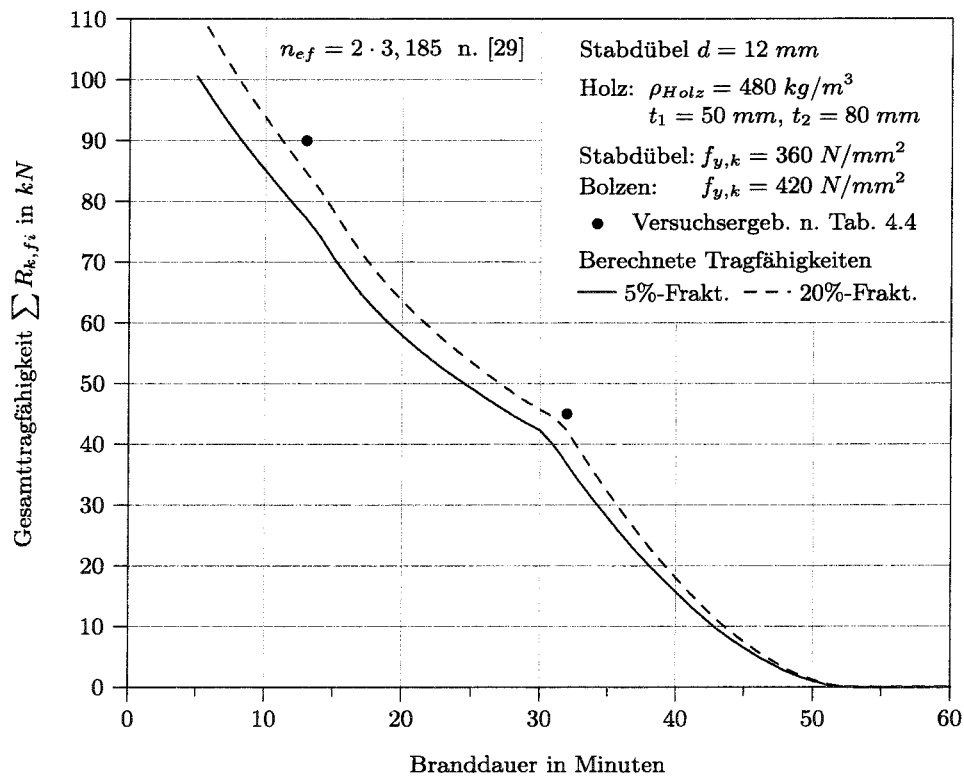


Abbildung 4.18: Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 12 \text{ mm}$

4.5.1.2 Stabdübelverbindungen mit $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63]

In Tabelle 4.5 sind die erforderlichen Angaben der Versuche mit Stabdübeldurchmessern von 20 mm einschließlich der Versuchsergebnisse zusammengestellt. Es wurden zwei unterschiedliche Verbindungstypen untersucht, Verbindung A mit 8 Verbindungsmitteln und Verbindung B mit 16 Verbindungsmitteln.

Tabelle 4.5: Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63]

Verbindungsbeschreibung:	
Art der Verbindung	Zugstoß, zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmittel	Verbindung A: 6 Stabdübel und 2 Bolzen Verbindung B: 12 Stabdübel und 4 Bolzen
Verbindungsmittelanzahl	Durchmesser $d = 20 \text{ mm}$ Verb. A: $n = 8$, in 2 Reihen Verb. B: $n = 16$, in 4 Reihen
Brandbeanspruchung	ETK nach EN 1363-1 (ISO 834) [16], gemessen mit 3-mm-Mantelthermoelementen
Materialien:	
Holz	Nadelholz mit einer Rohdichte von 480 kg/m^3
Stabdübel $d = 20 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 382 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} = 268 \text{ N/mm}^2$
Bolzen $d = 20 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 571 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} \approx 430 \text{ N/mm}^2$
Geometrien:	
Seitenholzdicke t_1	60 mm
Mittelholzdicke t_2	100 mm
Verbindungsmittelabstände	$a_1 = 140 \text{ mm}$, $a_2 = 60 \text{ mm}$ $a_3 = 140 \text{ mm} > 88 \text{ mm} = \min a_{4,fi} (38 \text{ Min.})$ $a_4 = 90 \text{ mm} > 65 \text{ mm} = \min a_{4,fi} (38 \text{ Min.})$ \Rightarrow kein Einfluß der seitlichen Brandbeanspruchung
Versuchsergebnisse:	
Versuch 99-F-206	(Verbindung A)
Belastung	111 kN
Versagenszeitpunkt	35. Minute, Versagensfall 1
Versuch 99-F-313	(Verbindung B)
Belastung	144 kN
Versagenszeitpunkt	38. Minute, Versagensfall 1
Versuch 99-F-329	(Verbindung B)
Belastung	287 kN
Versagenszeitpunkt	23. Minute
	Dübel – Versagensfall 3, Bolzen – Versagensfall 1

Die rechnerisch ermittelten Einzeltragfähigkeiten $R_{k,fi}$ der Stabdübel und Bolzen mit einem Durchmesser von 20 mm bei Berücksichtigung der in Tabelle 4.5 angegebenen

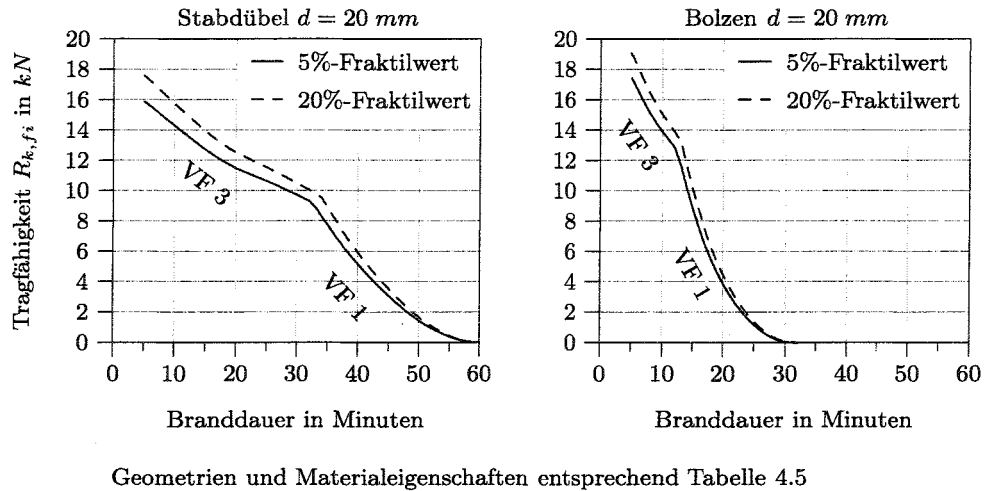


Abbildung 4.19: Stabdübel- und Bolzentragfähigkeiten im Brandfall, $d = 20 \text{ mm}$

Geometrien und Materialeigenschaften sind in Abbildung 4.19 in Abhängigkeit von der Branddauer dargestellt. Die Bolzentragfähigkeiten nehmen wiederum aufgrund der höheren Temperaturen schneller ab, als die Tragfähigkeiten der Stabdübel.

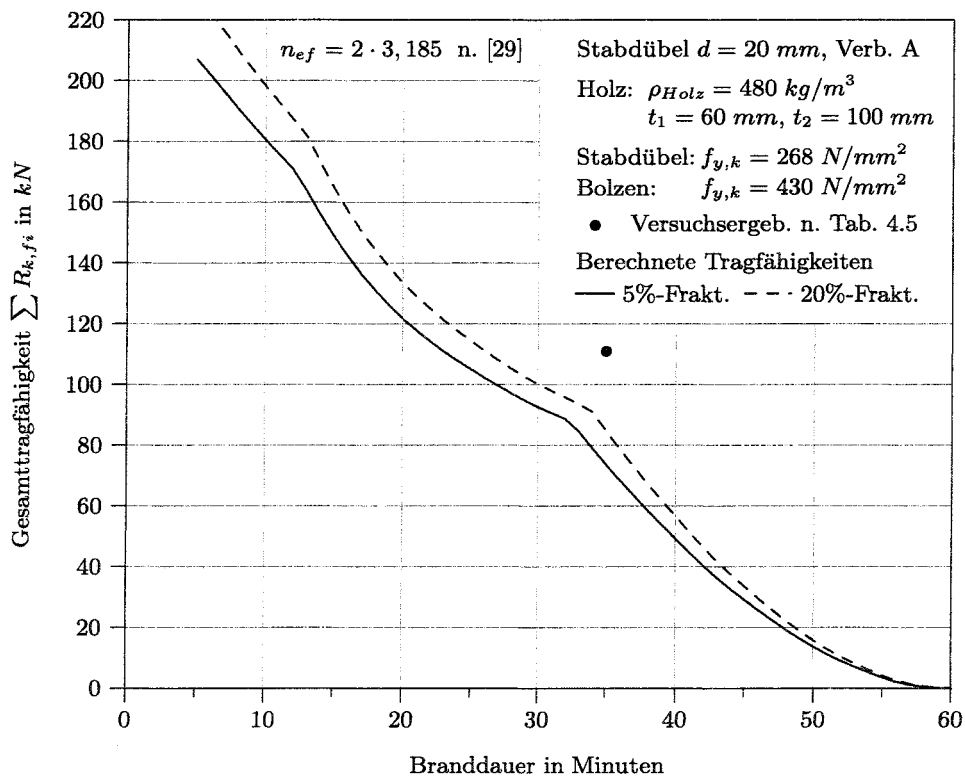


Abbildung 4.20: Vergleich der berechneten Gesamtragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Verbindung A mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20 \text{ mm}$

Die Abbildungen 4.20 und 4.21 zeigen die Vergleiche der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ mit den Versuchswerten der Verbindungstypen A und B. Die berechneten Tragfähigkeiten liegen auf der sicheren Seite unterhalb der Versuchswerte. Für die Belastungen der Versuche werden um 5 bis 10 Minuten geringere Versagenszeiten rechnerisch ermittelt.

Der Vergleich der ermittelten Versagensfälle für die Stabdübel und Bolzen entsprechend Abbildung 4.19 mit den Versagensfällen der Versuche ergibt eine gute Übereinstimmung.

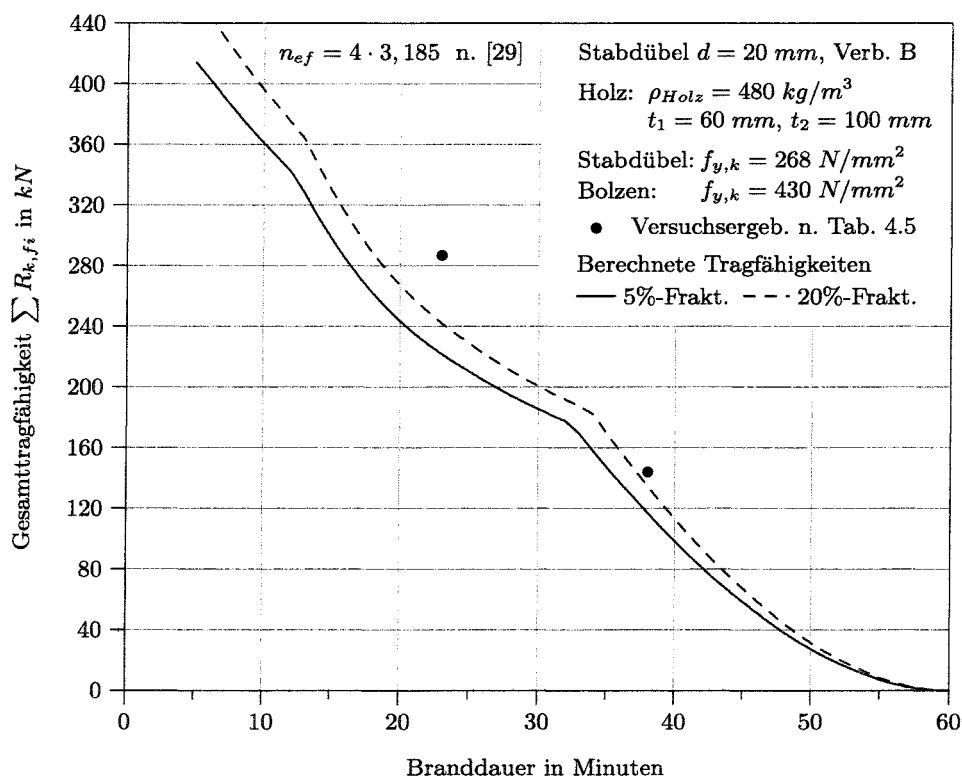


Abbildung 4.21: Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Verbindung B mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20$ mm

4.5.1.3 Stabdübelverbindungen mit $d = 10 \text{ mm}$ nach [77]

Bei den Stabdübelverbindungen nach [77] handelt es sich um zweischnittige Verbindungen mit ausschließlich Stabdübeln. Die erforderlichen Angaben und die Versuchsergebnisse sind in der Tabelle 4.6 aufgelistet. Die Angaben zu den Materialgütern waren in dem Prüfbericht sehr unzureichend, so daß Annahmen getroffen werden mußten, die in der Tabelle 4.6 entsprechend markiert sind.

Tabelle 4.6: Versuchsverbindung, Stabdübel $d = 10 \text{ mm}$ nach [77]

Verbindungsbeschreibung:	
Art der Verbindung	innenliegende Zuglaschen zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmittel	6 Stabdübel, Durchmesser $d = 10 \text{ mm}$
Verbindungsmittelanzahl	$n = 6$, in 2 Reihen
Brandbeanspruchung	ETK nach DIN 4102 Teil 2 [13]
Materialien:	
Holz	Zugstrebe: Brettschichtholz GK I, $\rho_{\text{Holz}} \approx 410 \text{ kg/m}^3$ ¹
Stabdübel $d = 10 \text{ mm}$	Zuglasche: Nadelvollholz, $\rho_{\text{Holz}} \approx 350 \text{ kg/m}^3$ ¹ Stahlgüte unbekannt, S235 ¹ mit $f_{u,k} = 360 \text{ N/mm}^2$, $f_{y,k} = 235 \text{ N/mm}^2$
Geometrien:	
Seitenholzdicke t_1	55 mm
Mittelholzdicke t_2	40 mm
Verbindungsmittelabstände	$a_1 = 70 \text{ mm}$, $a_2 = 50 \text{ mm}$ $a_4 = 45 \text{ mm} < 67 \text{ mm} = \min a_{4,fi}$ (41 Min.) ⇒ Seitliche Brandbeanspruchung ist zu berücksichtigen!
Versuchsergebnisse:	
Versuch 1	
Belastung	20,4 kN
Versagenszeitpunkt	32. Minute, keine Angaben zum Versagensfall
Versuch 2	
Belastung	10,2 kN
Versagenszeitpunkt	41. Minute, keine Angaben zum Versagensfall
¹ Annahmen, da die Angaben im Prüfbericht unzureichend waren.	

Um für diese Verbindung die Einzeltragfähigkeiten der Stabdübel im Brandfall mit Hilfe der Algorithmen bestimmen zu können, war zunächst die Ermittlung der Temperaturen innerhalb der Verbindung für unterschiedlichen Branddauern unter Beachtung der zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung notwendig. Das FE-Modell wurde an die Verbindungsgeometrien angepaßt. Die Isoflächen der Temperaturen in einem Abstand von 100 K können für eine Branddauer von 30 Minuten der Abbildung 4.22 entnommen werden.

Tabelle 4.7: Versuchsverbindung, Bolzen $d = 12 \text{ mm}$ nach [8, 63]

Verbindungsbeschreibung:	
Art der Verbindung	Zugstoß, zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmittel	8 Bolzen Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$
Verbindungsmittelanzahl	$n = 8$, in 2 Reihen
Brandbeanspruchung	ETK nach EN 1363-1 (ISO 834) [16], gemessen mit 3-mm-Mantelthermoelementen
Materialien:	
Holz	Nadelholz mit einer Rohdichte von 480 kg/m^3
Bolzen $d = 12 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 505 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} \approx 420 \text{ N/mm}^2$
Geometrien:	
Seitenholzdicke t_1	50 mm
Mittelholzdicke t_2	80 mm
Verbindungsmittelabstände	$a_1 = 84 \text{ mm}$, $a_2 = 48 \text{ mm}$ $a_4 = 61 \text{ mm} > 60 \text{ mm} = \min a_{4,fi}$ \Rightarrow kein Einfluß der seitlichen Brandbeanspruchung
Versuchsergebnisse:	
Versuch 99-F-033	
Belastung	39 kN
Versagenszeitpunkt	22. Minute, Versagensfall 1
Versuch 99-F-035	
Belastung	91,5 kN
Versagenszeitpunkt	13. Minute, Versagensfall 3

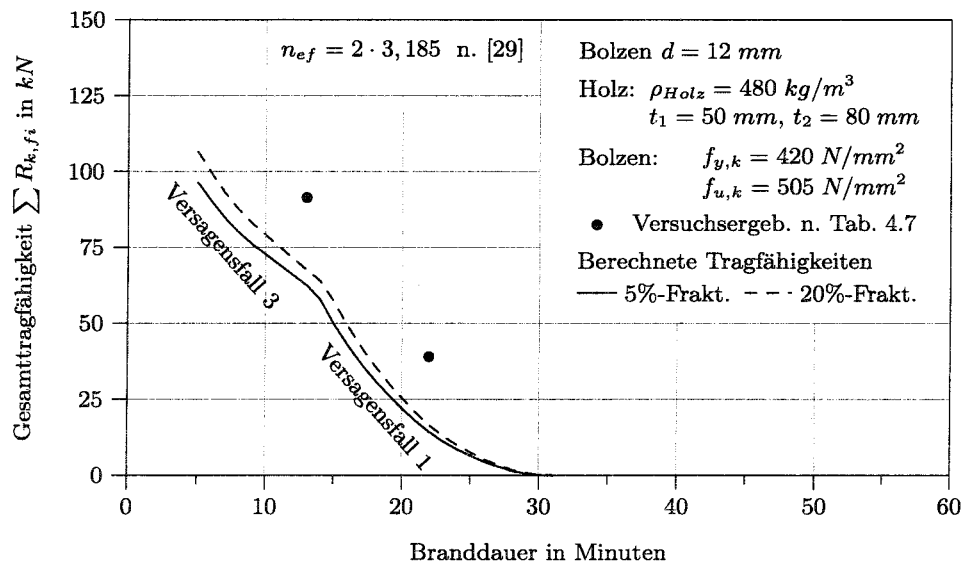
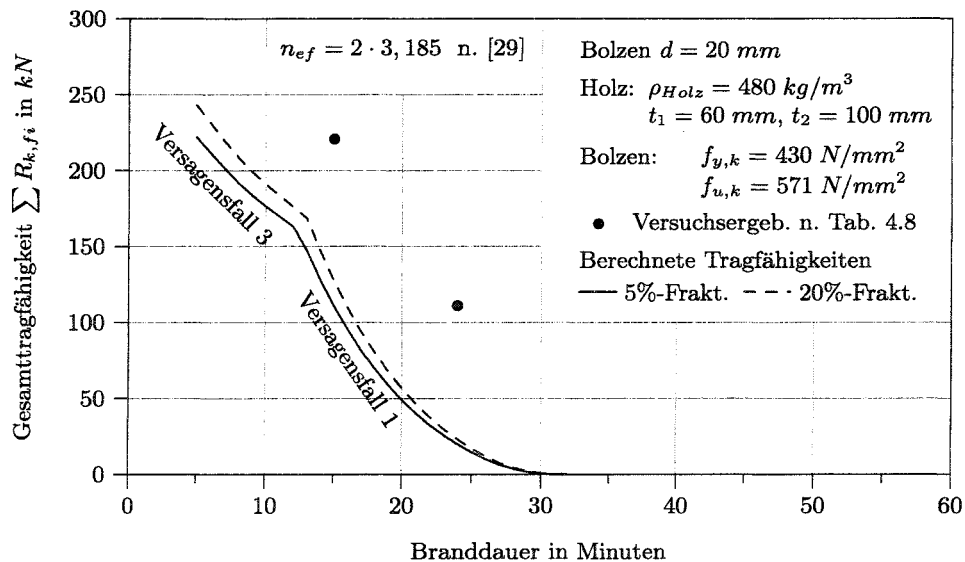
Abbildung 4.24: Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Bolzenverbindung mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 12 \text{ mm}$

Tabelle 4.8: Versuchsverbindung, Bolzen $d = 20 \text{ mm}$ nach [8, 63]

Verbindungsbeschreibung:	
Art der Verbindung	Zugstoß, zweischnittige Holz-Holz-Verbindung
Verbindungsmittel	8 Bolzen Durchmesser $d = 20 \text{ mm}$
Verbindungsmittelanzahl	$n = 8$, in 2 Reihen
Brandbeanspruchung	ETK nach EN 1363-1 (ISO 834) [16], gemessen mit 3-mm-Mantelthermoelementen
Materialien:	
Holz	Nadelholz mit einer Rohdichte von 480 kg/m^3
Bolzen $d = 20 \text{ mm}$	Zugfestigkeit $f_{u,k} = 571 \text{ N/mm}^2$ Streckgrenze $f_{y,k} \approx 430 \text{ N/mm}^2$
Geometrien:	
Seitenholzdicke t_1	60 mm
Mittelholzdicke t_2	100 mm
Verbindungsmittelabstände	$a_1 = 140 \text{ mm}$, $a_2 = 60 \text{ mm}$ $a_4 = 80 \text{ mm} > 60 \text{ mm} = \min a_{4,fi}$ \Rightarrow kein Einfluß der seitlichen Brandbeanspruchung
Versuchsergebnisse:	
Versuch 99-F-204	
Belastung	111 kN
Versagenszeitpunkt	24. Minute, Versagensfall 1
Versuch 99-F-205	
Belastung	221 kN
Versagenszeitpunkt	15. Minute, Versagensfall 1

Abbildung 4.25: Vergleich der berechneten Gesamttragfähigkeiten $\sum R_{k,fi}$ der Bolzenverbindung mit den Versuchsergebnissen aus [8, 63], $d = 20 \text{ mm}$

4.5.3 Bewertung der Vergleiche mit den Versuchsergebnissen

Es wurden für unterschiedliche Verbindungsmitteldurchmesser Vergleiche der Tragfähigkeiten und Versagensfälle von Stabdübel- und Bolzenverbindungen mit Versuchsergebnissen durchgeführt. Die rechnerisch ermittelten 5%-Fraktilewerte der Tragfähigkeiten lagen bei allen betrachteten Verbindungen in einem annehmbaren Rahmen unterhalb der Versuchsergebnisse und somit auf der sicheren Seite. Da jedoch nur einzelne Versuchswerte je Verbindung und Belastung vorlagen, konnten keine Mittelwerte und Streuungen der Versuchswerte bestimmt werden, so daß eine Wertung der einzelnen Abstände der Versuchsergebnisse zu den berechneten Werten nicht bzw. nur bedingt erfolgen konnte.

Des weiteren konnten für alle Verbindungen, für die die Versagensfälle in den Versuchsberichten protokolliert wurden, die entsprechenden Versagensfälle rechnerisch ermittelt werden, was auf eine korrekte Annahme der grundlegenden Berechnungsalgorithmen schließen läßt.

Die angesetzten Lochleibungsfestigkeiten bei erhöhten Temperaturen sind anhand von weiteren Versuchen zu verifizieren. Dies kann durch gezielte Lochleibungsversuche oder durch Rückrechnungen aus Verbindungsversuchen geschehen. Des weiteren sollten die angesetzten Biege widerstände der Verbindungsmittel durch geeignete Versuche überprüft werden. Von Interesse sind dabei vor allem die sich beim Bruch einer Verbindung im Brandfall einstellenden Biege winkel und die dazugehörigen Biege widerstände.

Durch die dargestellten Übereinstimmungen mit den zur Zeit bekannten Versuchsergebnissen wird jedoch von einer korrekten Annahme der Lochleibungsfestigkeit und des Biege widerstandes im Brandfall ausgegangen.

4.6 Vergleich der berechneten Tragfähigkeiten mit den bisherigen Regeln

In diesem Abschnitt wird eine Gegenüberstellung der in dieser Arbeit berechneten Tragfähigkeiten für Stabdübelverbindungen im Brandfall mit den bisherigen Regeln (siehe Abschnitt 1.2) vorgenommen. Beispielhaft werden die Tragfähigkeiten von zweischnittigen Verbindungen mit 12-mm- und 24-mm-Stabdübeln mit unterschiedlichen Seiten- und Mittelholzdicken betrachtet.

Für die Vergleiche mit den Regeln der DIN 4102 Teil 4 [14] und der DIN V ENV 1995-1-2 [23] sowie des Entwurfes zur prEN 1995-1-2 [28] wird eine Branddauer von 30 Minuten betrachtet. Zusätzlich werden die in dieser Arbeit ermittelten Tragfähigkeitsreduzierungen η für unterschiedliche Branddauern mit der im Entwurf zur prEN 1995-1-2 ange-

gebenen Reduzierung verglichen. In Tabelle 4.9 sind die verwendeten Ausgangswerte für die Bestimmung der Tragfähigkeiten der Verbindungen nach den unterschiedlichen Regeln zusammengefaßt.

Tabelle 4.9: Geometrie- und Materialdaten der untersuchten Stabdübelverbindungen

Allgemeines:	
Art der Verbindung	zweischrittige Stabdübelverbindung, Zuganschluß ($\alpha = 0^\circ$)
Stabdübeldurchmesser	$d = 12 \text{ mm}$ und $d = 24 \text{ mm}$
Seiten- / Mittelholzdicken	$t_2 = t_1$, $t_2 = 2 \cdot t_1$
Feuerwiderstandsdauer t_{fi}	30 Minuten
Randabstände	Die erforderlichen Randabstände werden eingehalten.
DIN 4102 Teil 4 Abs. 5.8.4.2 [14]:	
Tragfähigkeit N_{fi}	$N_{fi} = 1,25 \cdot \text{zul.} \sigma_l \cdot (t_1 - 30 \cdot \beta) \cdot d \cdot \eta$
zul. Lochleibungsspannung	$\text{zul.} \sigma_l = 5,5 \text{ N/mm}^2$ nach DIN 1052 Teil 2 [10]
Abbrandrate	$\beta = 0,7 \text{ mm/min}$
Abminderungsfaktor η	$\eta = \frac{d/t_1}{\min.(d/t_1)}$ $\min.(d/t_1) = 0,16 \cdot \sqrt{t_2/t_1} \cdot [1 + (110/l)^4]$ $l = 2 \cdot t_1 + t_2$
DIN V ENV 1995-1-2 Abs. 4.5.2(5) und Anhang B [23]:	
Grundlage	Tragfähigkeit R_d bei Normaltemperatur nach DIN V ENV 1995-1-1 [22] mit einer reduzierten Seitenholzdicke von $t_1 - \beta_0 \cdot (t_{fi} - 15)$
Rohdichte der Hölzer	$\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$
Stahlgüte	S355
Abbrandrate	$\beta_0 = 0,7 \text{ mm/min}$
Einwirkungen	vereinfacht: $E_{d,fi} = 0,65 \cdot E_d$
Tragfähigkeit $R_{k,fi}$	$R_{k,fi} = R_{k,fi} \cdot \gamma_{M,fi} = \eta_{30} \cdot R_d \cdot \frac{E_{d,fi}}{E_d} \cdot \gamma_{M,fi}$ mit $\gamma_{M,fi} = 1,0$
Modifikationsfaktor	$k_{mod} = 0,9$
Teilsicherheitsbeiwerte	$\gamma_{M,Holz} = 1,3$ und $\gamma_{M,Stahl} = 1,1$
Draft prEN 1995-1-2 Abs. 6.2.2.1 [28]:	
Grundlage	20%-Fraktilwert der Tragfähigkeit $R_{0,2}$ bei Normaltemperatur nach Draft prEN 1995-1-1 [27] mit $k_{cal} = 1,0$ für Stabdübelverbindungen
Tragfähigkeit $R_{k,fi}$	$R_{k,fi} = \eta \cdot R_{0,2} = \eta \cdot k_{fi} \cdot R_k$ mit $k_{fi} = 1,15$ und $\eta = e^{-k \cdot t_{fi}}$
Verbindungsparameter	$k = 0,04$ für Holz-Holz-Stabdübelverbindungen
max. Feuerwiderstand	40 Minuten
Eigene Berechnungen:	
Rohdichte der Hölzer	$\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$
Stahlgüte	S355

In den Abbildungen 4.26 bis 4.29 sind die nach den unterschiedlichen Bemessungsregeln bestimmten Tragfähigkeiten den eigenen Berechnungen gegenübergestellt. Die Abbildungen sind entsprechend den unterschiedlichen Stabdübeldurchmessern und Seitenholz/Mittelholz-Verhältnissen aufgeteilt.

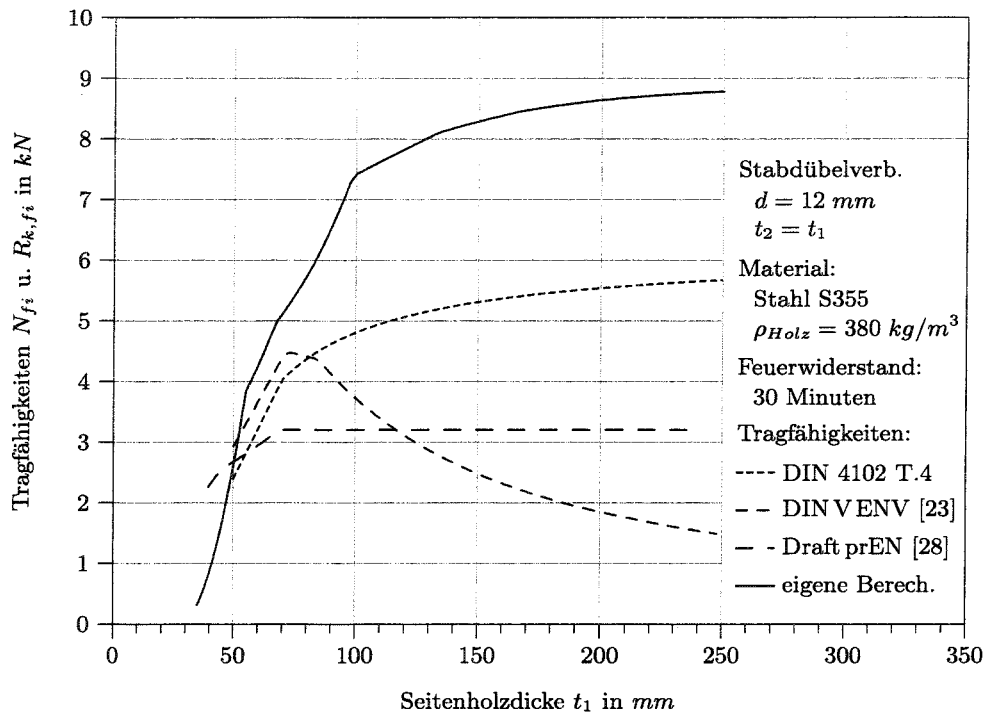


Abbildung 4.26: Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$ und $t_2 = t_1$

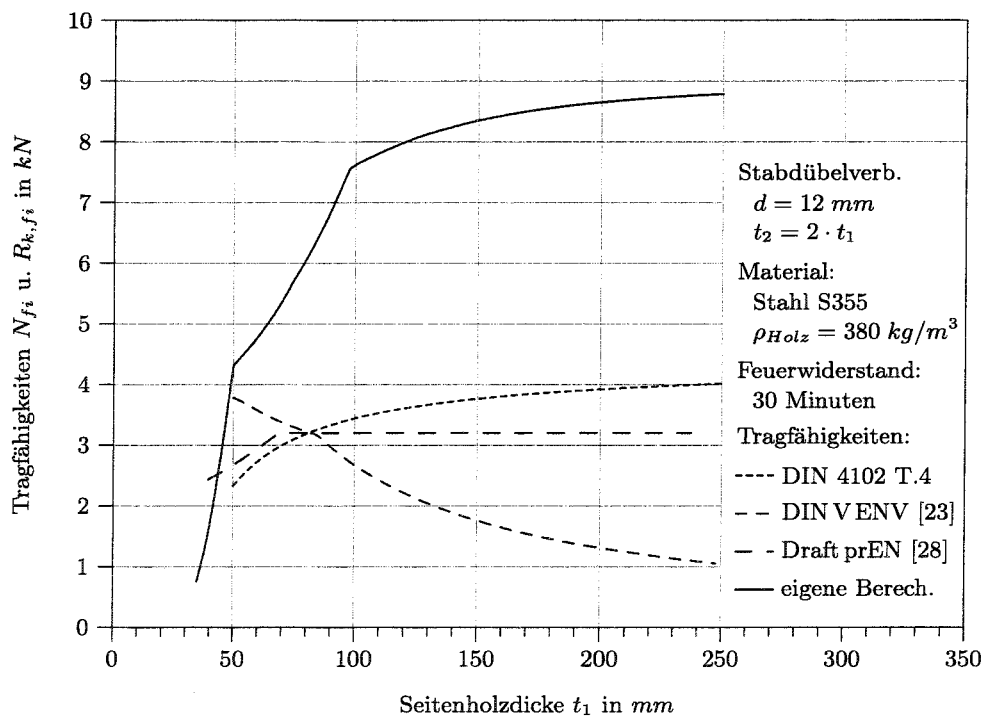


Abbildung 4.27: Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$ und $t_2 = 2 \cdot t_1$

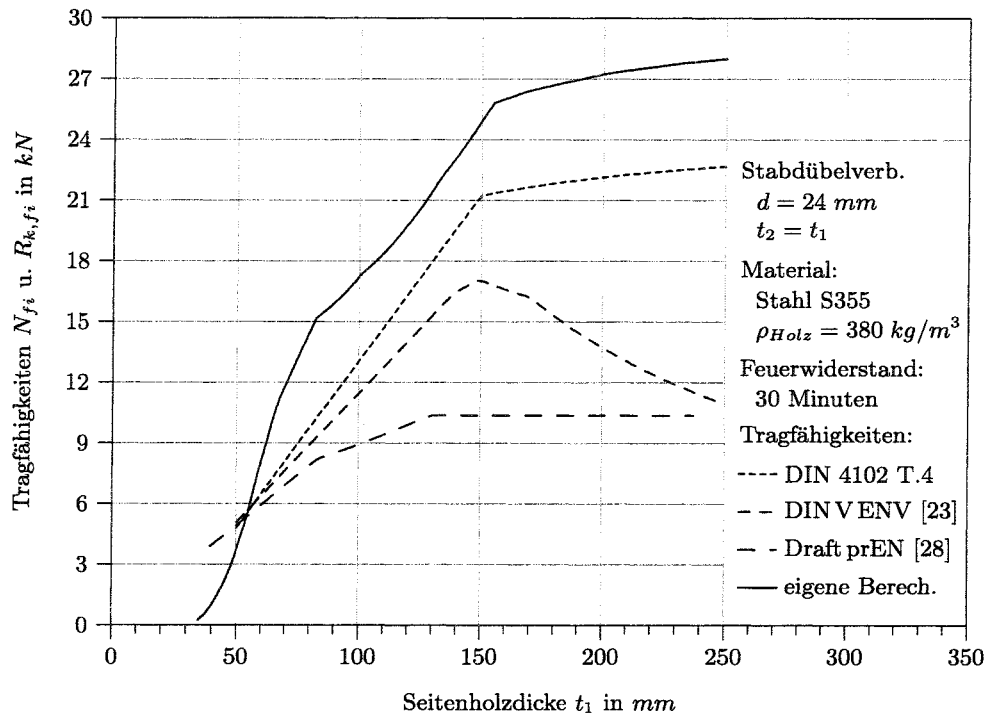


Abbildung 4.28: Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 24 \text{ mm}$ und $t_2 = t_1$

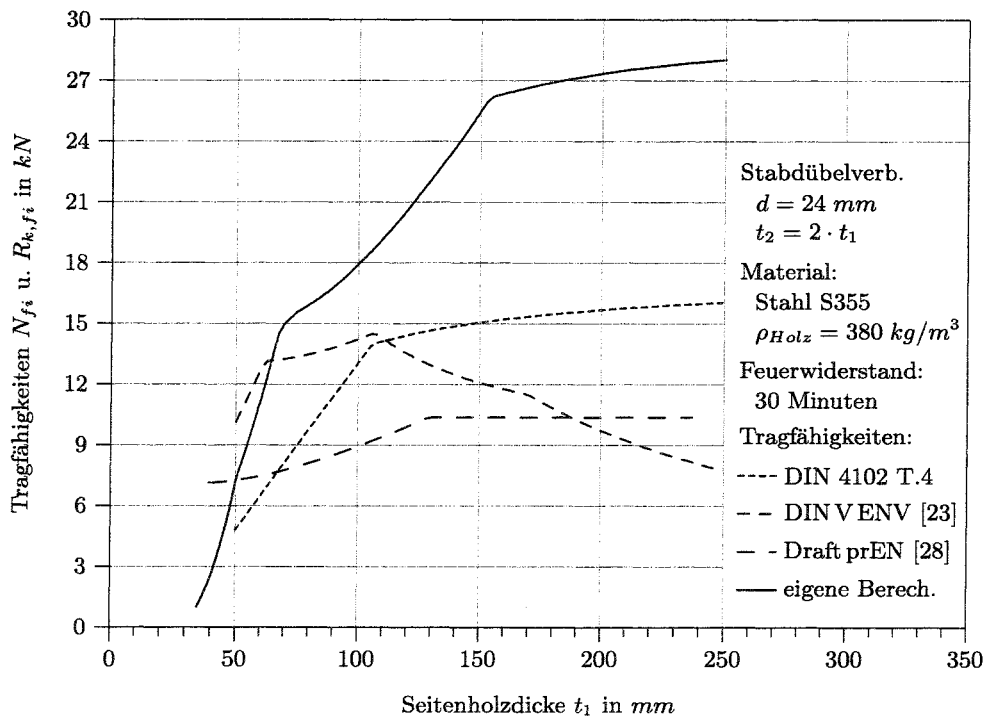


Abbildung 4.29: Vergleich der Tragfähigkeiten N_{fi} und $R_{k,fi}$ unterschiedlicher Regeln für Stabdübeldurchmesser $d = 24 \text{ mm}$ und $t_2 = 2 \cdot t_1$

Die Tragfähigkeiten nach DIN 4102 Teil 4 [14] zeigen gegenüber den eigenen Berechnungen qualitativ vergleichbare Verläufe. Die quantitativen Abweichungen sind auf den pauschalen Ansatz einer zulässigen Lochleibungsspannung nach DIN 1052 Teil 2 [10] von $zul. \sigma = 5,5 \text{ N/mm}^2$ zurückzuführen.

Die Abweichungen der Ergebnisse der DIN V ENV 1995-1-2 [23] haben unterschiedliche Ursachen. Zum einen wird die maximale Tragfähigkeit bei geringen Seitenholzdicken überschritten, da das Verfahren die Reduzierung der Lochleibungsfestigkeit aufgrund der erhöhten Temperaturen nicht korrekt erfaßt. Zum anderen ergeben sich bei größeren Seitenholzdicken zu große Reduzierungen, da bei der Kombination der Regeln für Normaltemperatur und für den Brandfall die unterschiedlichen Modelle nicht berücksichtigt wurden. Bei der Herleitung der Reduzierung η bzw. η_{30} für den Brandfall in [54, 55] wurde nur das Lochleibungsversagen im Seitenholz betrachtet. Diese Reduzierung wird in DIN V ENV 1995-1-2 jedoch für alle Versagensfälle angesetzt.

Die Regeln des Entwurfes zur prEN 1995-1-2 sehen eine pauschale Abminderung der Tragfähigkeiten ohne Berücksichtigung der Holzdicken oder Stabdübeldurchmesser vor. Bei geringen Seitenholzdicken führt dieses Verfahren zu Tragfähigkeiten, die auf der unsicheren Seite liegen. Bei mittleren und großen Seitenholzdicken werden die Tragfähigkeiten weit unterschätzt. In Abbildung 4.30 werden die berechneten Tragfähigkeitsreduzierungen für ein Seiten-/Mittelholzverhältnis von 1,0 der im Entwurf zur prEN 1995-1-2 vorgeschlagenen Reduzierung in Abhängigkeit von der Branddauer gegenübergestellt. Auch in dieser Abbildung sind Bereiche zu erkennen, bei der die Verbindungstragfähigkeiten nach dem Entwurf zur prEN 1995-1-2 weit unterschätzt aber teilweise auch überschätzt werden.

Es ist festzustellen, daß vor allem die europäischen Regeln große Schwächen bezüglich der Ermittlung der Tragfähigkeiten von Stabdübelverbindungen im Brandfall aufweisen und daß teilweise auf der unsicheren Seite liegende Tragfähigkeiten ermittelt werden.

4.7 Ergebnisse der Tragfähigkeitsbestimmung

Auf der Grundlage der plastischen Theorie von K.W. Johansen [51] konnten Algorithmen zur Bestimmung der Tragfähigkeit von zweischnittigen und auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit glattschaftigen stabförmigen Verbindungsmitteln entwickelt werden. Dabei galt es zunächst, die Materialeigenschaften des Holzes und des Verbindungsmittels für den Brandfall zu beschreiben. Von Interesse waren die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k,fi}$ des Holzes und der Biege- und Torsionswiderstand des Verbindungsmittels, das Fließmoment $M_{y,k,fi}$. Für beide Größen konnten Beziehungen in Abhängigkeit von der Temperatur abgeleitet werden.

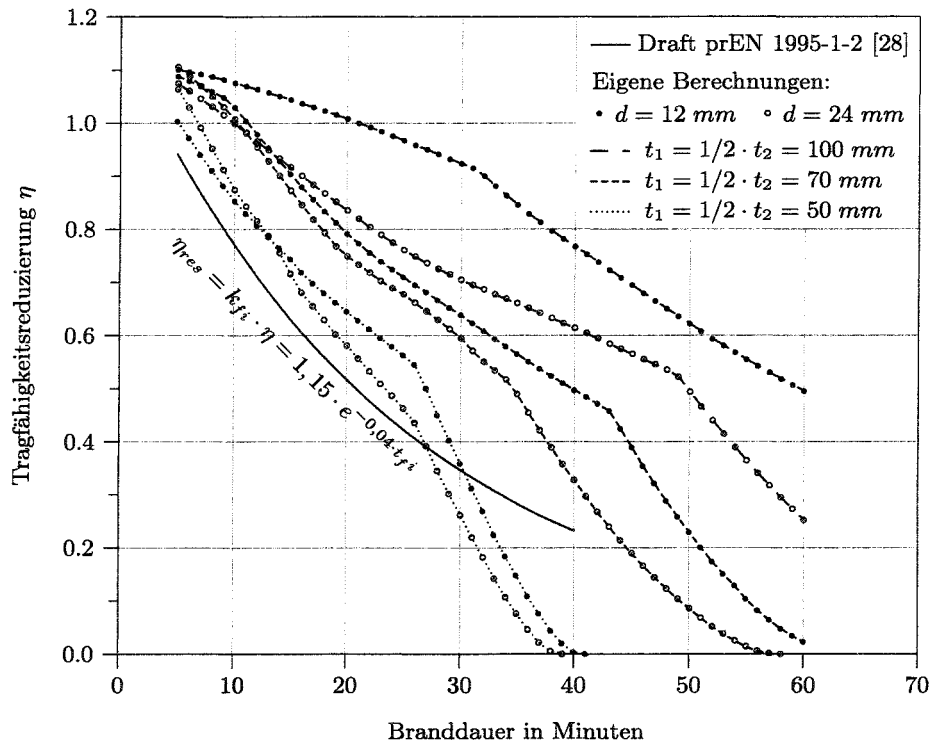


Abbildung 4.30: Vergleich der berechneten Tragfähigkeitsreduzierungen η im Brandfall mit den Angaben des Entwurfes der prEN 1995-1-2 [28]

Die vier grundsätzlichen Versagensfälle nach K. W. Johansen wurden um den Versagensfall X erweitert, der sich aus den Besonderheiten im Brandfall ergibt. Dazu zählen die nichtlinearen und temperaturabhängigen Verläufe der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und des Biegeverbandes des Verbindungsmittels entlang des Verbindungsmittels. Zusätzlich sind die Gleichgewichte im Seiten- und Mittelholz sowie die Symmetrie der Verbindung zu beachten.

Für jeden Versagensfall wurden teilweise mehrfach iterative Algorithmen zur Bestimmung der Tragfähigkeit entwickelt. Um den maßgebenden Versagensfall und die Tragfähigkeit einer Verbindung effizient bestimmen zu können, wurden die entwickelten Algorithmen in einem EDV-Programm implementiert.

Für die Berechnung der Tragfähigkeiten waren zunächst die Temperaturverläufe innerhalb der Verbindung mit Hilfe des thermischen FE-Modells entsprechend Kapitel 3 zu bestimmen. Aufgrund der anschließenden zahlreichen Berechnungen konnte gezeigt werden, daß die Tragfähigkeiten von Stabdübelverbindungen im Brandfall von der Branddauer, dem Stabdübeldurchmesser, den Holzdicken und den Materialien abhängen. Im Brandfall waren die Versagensfälle 1 und 3 in der Regel maßgebend. Der zusätzliche Versagensfall X war dagegen für Stabdübelverbindungen im Brandfall nie maßgebend.

Die Betrachtung einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung bei reduzierten Randabständen bestätigte den bereits vermuteten negativen Einfluß auf die Tragfähigkeiten.

Abschließend konnte durch Vergleiche mit Versuchsergebnissen gezeigt werden, daß die Versagensfälle und Tragfähigkeiten von zweischnittigen Stabdübelverbindungen mit Hilfe der aufgestellten Algorithmen für unterschiedliche Branddauern ausreichend genau bestimmt werden können. Bei Vergleichsbetrachtungen mit Bolzenverbindungen im Brandfall wurden zu geringe Tragfähigkeiten berechnet, so daß hier die Wirksamkeit des in den Algorithmen nicht berücksichtigten tragfähigkeitssteigernden Einhängeeffektes angenommen wird.

Vergleichende Betrachtungen mit den bisherigen Regeln zeigten, daß die nach den europäischen Regeln (DIN V ENV 1995-1-2, Draft prEN 1995-1-2) bestimmten Tragfähigkeiten für Stabdübelverbindungen zum Teil auf der unsicheren Seite liegen.

Ausgehend von den in dieser Arbeit durchgeführten Tragfähigkeitsberechnungen für den Brandfall wird im folgenden Kapitel ein Bemessungsvorschlag für Stabdübelverbindungen vorgestellt und erläutert.

Kapitel 5

Bemessungsvorschlag

Auf der Grundlage der rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Holzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall wurde der folgende Vorschlag für die praxismgerechte Bemessung von zweischnittigen Verbindungen mit Stabdübeln ohne Überstand für den Brandfall erarbeitet.

5.1 Konzeption des Bemessungsvorschlages

Bei der Beurteilung von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall ist der Grenzzustand der Tragfähigkeit zu betrachten. Dieser beschreibt den Versagenszustand. Bei der Bemessung darf daher entsprechend Gleichung 5.1 der Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall $E_{d,fi}$ nicht größer sein, als der Bemessungswert des Tragwiderstandes der Verbindung im Brandfall $R_{d,fi}$.

$$E_{d,fi} \leq R_{d,fi} \quad (5.1)$$

Der Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall $E_{d,fi}$ ergibt sich aus den im Brandfall anzusetzenden Beanspruchungen, die entsprechend den Regelwerken, z.B. E DIN 1052 [29] oder DIN V ENV 1995-1-1 [22], zu kombinieren sind. Der Brandfall ist als außergewöhnliche Bemessungssituation anzusehen und bei der Bestimmung des Bemessungswertes der Beanspruchung entsprechend zu berücksichtigen. In der Regel liegt der Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall bei 50 bis 70% des Bemessungswertes bei Normaltemperatur.

Der Bemessungswert des Tragwiderstandes einer Verbindung im Brandfall $R_{d,fi}$ kann mit Hilfe der charakteristischen Tragfähigkeit im Brandfall $R_{k,fi}$ unter Beachtung des Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_{M,fi}$ ermittelt werden. Dieser Teilsicherheitsbeiwert wird im Brandfall in der Regel mit $\gamma_{M,fi} = 1,0$ angesetzt, da in diesem Fall eine Absicherung

auf den Bruchzustand erfolgt. Für die charakteristischen Tragfähigkeiten im Brandfall dürfen nach prEN 1995-1-2 [28] im Gegensatz zur Bemessung bei Normaltemperatur die 20%-Fraktilwerte der Tragfähigkeiten angesetzt werden. Dies wurde bei der Tragfähigkeitsbestimmung im Kapitel 4 bereits berücksichtigt.

Um eine praxisingerechte Bemessung von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall zu ermöglichen, erscheint eine vereinfachte Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit im Brandfall mit Hilfe einer reduzierten Tragfähigkeit gegenüber der bei Normaltemperatur sinnvoll. Die Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall ergibt sich aus der Beziehung entsprechend Gleichung 5.2.

$$\eta = \frac{R_{k,fi}}{R_k} = \frac{\text{char. Tragfähigkeit im Brandfall}}{\text{char. Tragfähigkeit bei Normaltemperatur}} \quad (5.2)$$

Da die Tragfähigkeitsreduzierung η in hohem Maße von der Branddauer, den Geometrien und den gewählten Materialien abhängig ist, wird in den folgenden Kapiteln eine vereinfachte, allgemeingültige und praxisingerechte, jedoch ausreichend exakte Beschreibung von η erarbeitet. Die Bestimmung der vereinfachten Beziehung für die Tragfähigkeitsreduzierung erfolgt nach dem in Abbildung 5.1 dargestellten Konzept.

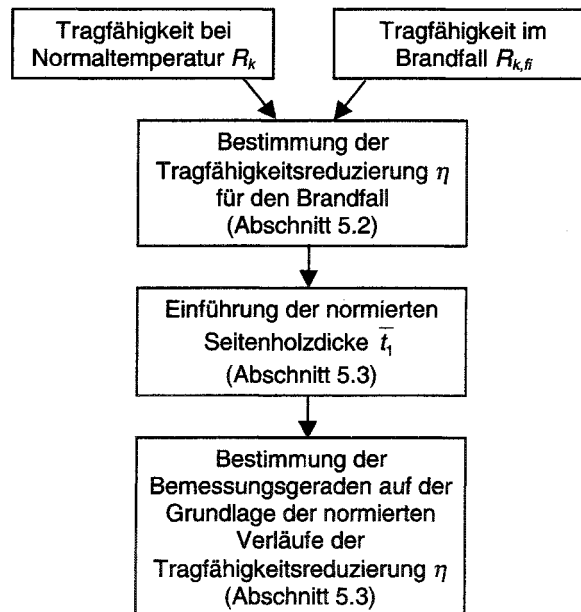


Abbildung 5.1: Konzept zur Bestimmung der Bemessungsgeraden für die Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall

Als Grundlage für die Bestimmung der Bemessungsgeraden dient die rechnerisch exakte Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall. Mit Hilfe von normierten Seitenholzdicken werden die Tragfähigkeitsreduzierungen unterschiedlicher Stabdübeldurchmesser

d auf einen gemeinsamen Verlauf normiert. Für diesen gemeinsamen Verlauf wird eine vereinfachte Beziehung in Form von Bemessungsgeraden bestimmt.

Neben den Tragfähigkeiten der Verbindungen im Brandfall sind auch die Randabstände und Abstände zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln zu betrachten. Gemäß den Tragfähigkeitsberechnungen in Kapitel 4 bzw. den Temperaturberechnungen in Kapitel 3 sind die Mindestabstände zwischen den Verbindungen entsprechend den Regeln bei Normaltemperatur einzuhalten. Parallel zur Faser ist zwischen den Verbindungsmitteln ein Abstand von mindestens $7 \cdot d$ und senkrecht zur Faser von mindestens $3 \cdot d$ vorzusehen. Eine Reduzierung der Abstände zwischen den Verbindungsmitteln bei gleichzeitiger Reduzierung der Tragfähigkeit wird nicht empfohlen, da dies im Brandfall einen erheblichen Anstieg der Temperaturen innerhalb der Verbindung und einen Abfall der Tragfähigkeiten zur Folge hat.

Die für den Bemessungsvorschlag relevante Betrachtung der Randabstände erfolgt in Abschnitt 5.4. Dabei wird neben den thermischen Aspekten entsprechend Kapitel 3 auch der Einfluß auf die Tragfähigkeit betrachtet.

5.2 Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall

Die Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall kann mit der Gleichung 5.2 bestimmt werden. Mit Hilfe der Beziehungen aus Kapitel 4 können die hierfür benötigten charakteristischen Tragfähigkeiten unterschiedlichster Stabdübelverbindungen sowohl bei Normaltemperatur als auch für den Brandfall ermittelt werden. Aufgrund der geringeren Bemessungswerte der Beanspruchung im Brandfall gegenüber den Bemessungswerten bei Normaltemperatur und aufgrund veränderter Teilsicherheiten auf der Seite der Tragfähigkeiten ist zu berücksichtigen, daß für den Regelfall die Werte der Tragfähigkeitsreduzierungen kleiner 70% von Interesse sind.

Für die Bestimmung der Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall ist weder die Richtung der Kraft zur Faser, noch eine Reduzierung bei hintereinanderliegenden Verbindungsmitteln speziell zu berücksichtigen, da in dieser Arbeit davon ausgegangen wird, daß die Effekte beider Phänomene im Brandfall in ähnlicher Größenordnung wie bei Normaltemperatur vorliegen (vgl. Kapitel 4 Abschnitt 4.2).

In Abbildung 5.2 werden die Tragfähigkeitsreduzierungen η für unterschiedliche Verbindungsgeometrien und Branddauern beispielhaft für eine Materialkombination und einen Stabdübeldurchmesser angegeben. Die Werte der korrespondierenden charakteristischen Tragfähigkeiten R_k und $R_{k,fi}$ sind in der Abbildung 4.13 im Kapitel 4 dargestellt.

Um eine Abgrenzung der Tragfähigkeitsreduzierungen auf der sicheren Seite durch-

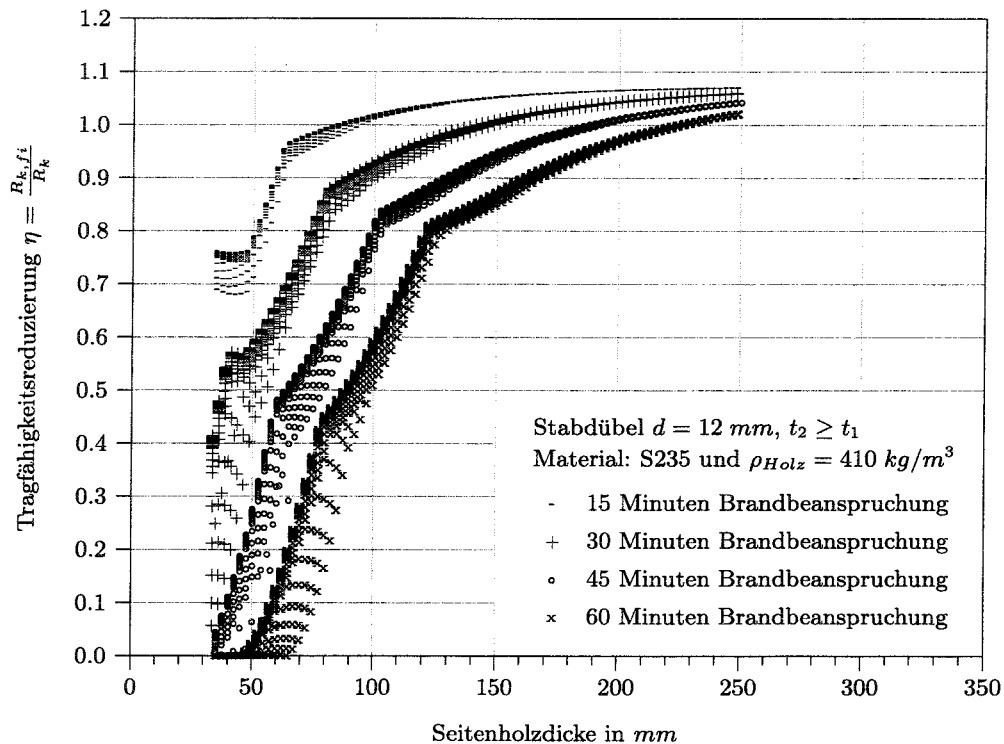


Abbildung 5.2: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel, $d = 12 \text{ mm}$, Stahl S235 und $\rho_{\text{Holz}} = 410 \text{ kg/m}^3$ (Mittelholzdicke $t_2 \geq$ Seitenholzdicke t_1)

führen zu können, sind die Reduzierungen für unterschiedliche Materialkombinationen zu untersuchen. Weiterhin werden entsprechend Kapitel 4 die diskreten Mittelholzdicken $t_2 = 2 \cdot t_1$ und $t_2 = t_1$ betrachtet.

Betrachtungen mit Hölzern unterschiedlicher Sortierklassen im Mittel- und Seitenholz haben gezeigt, daß für die Bestimmung der Tragfähigkeitsreduzierungen im Brandfall die Holzgüte, also die Rohdichte des Seitenholzes, maßgebend ist. Die Abweichungen bei einer Variation der Sortierklasse vom Mittelholz lagen im Bereich von $\pm 2\%$. Somit beziehen sich die im folgenden angegebenen Holzrohdsichten ρ_{Holz} immer auf das Seitenholz.

In den Abbildungen 5.3 und 5.4 werden die Reduzierungen der Tragfähigkeiten von Verbindungen mit unterschiedlichen Materialien am Beispiel der Stabdübeldurchmesser von 12 mm und 30 mm verglichen. Festzustellen ist, daß die Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall in größerem Maße von der Stahlgüte und nur in geringerem Maße von der Rohdichte des Holzes abhängt. Für die maßgebenden Reduzierungen η unterhalb von 80% wurden in der Regel für die Materialkombination, bei der der Stabdübel die Stahlgüte S355 und das Holz eine Rohdichte von $\rho_{\text{Holz}} = 380 \text{ kg/m}^3$ besitzt, die größten Reduzierungen ermittelt. In Teilbereichen werden jedoch auch die Tragfähigkeitsreduzierungen mit einer Stahlgüte S235 maßgebend.

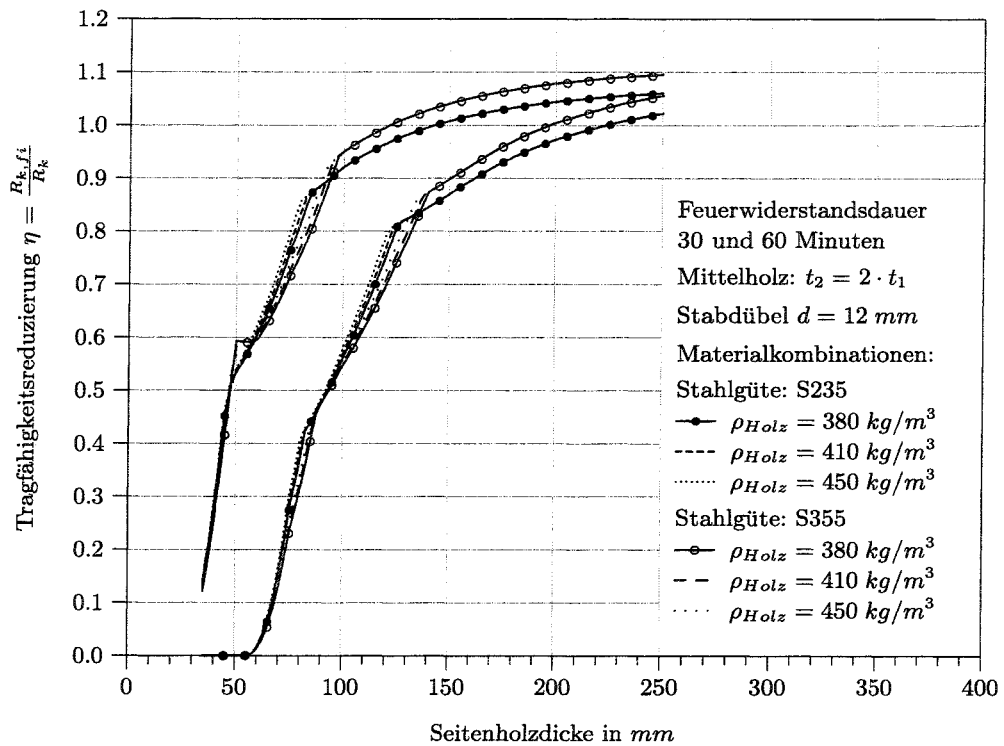


Abbildung 5.3: Tragfähigkeitsreduzierung η für unterschiedliche Materialien, Stabdübeldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$

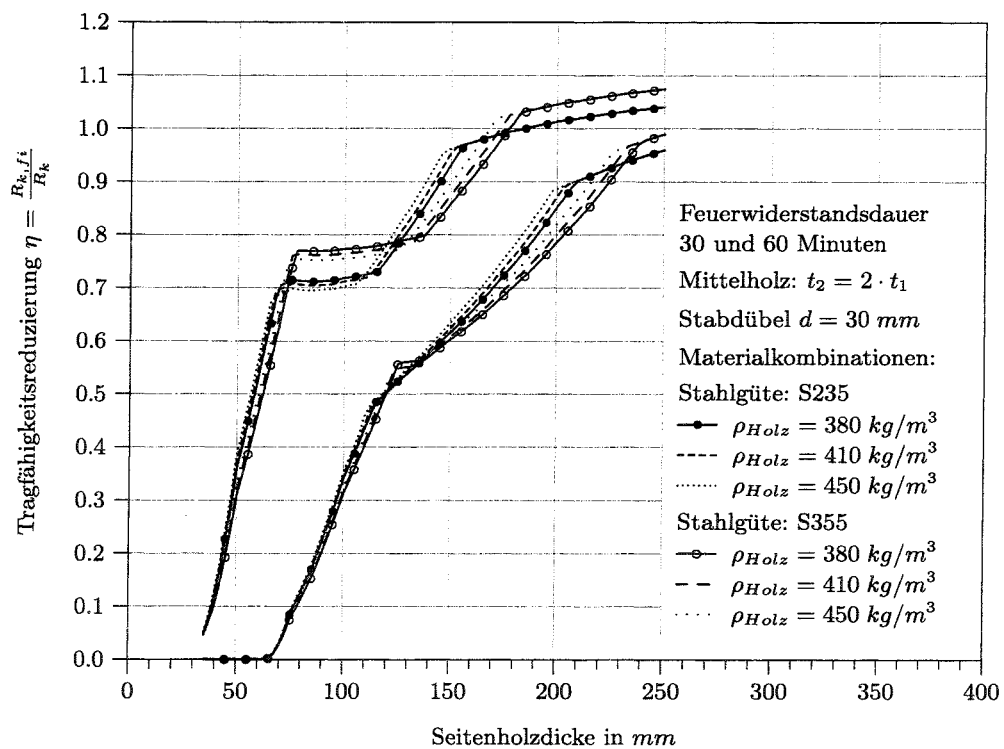


Abbildung 5.4: Tragfähigkeitsreduzierung η für unterschiedliche Materialien, Stabdübeldurchmesser $d = 30 \text{ mm}$

Einen weiteren nicht zu vernachlässigenden Einfluß auf die Verläufe der Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall hat der Verbindungsmitteldurchmesser d des verwendeten Stabdübels. Die Abbildungen 5.5 bis 5.8 zeigen die Unterschiede der Tragfähigkeitsreduzierungen der unterschiedlichen Stabdübeldurchmesser für die Branddauern von 30 und 60 Minuten am Beispiel der maßgebenden Materialkombination S355 und $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$. Weitere Diagramme der Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall sind in Anhang B angegeben.

Die Tragfähigkeitsreduzierung im Brandfall ist in der Regel für größere Verbindungsmitteldurchmesser d größer als bei kleineren Durchmessern. Die Stabdübel mit größeren Durchmessern sind besser in der Lage, Wärmemengen ins Innere der Verbindung zu leiten. Die daraus folgenden höheren Temperaturen im Inneren führen zu einer größeren Reduzierung der Tragfähigkeit als bei kleineren Durchmessern.

Im folgenden Abschnitt werden die unterschiedlichen Verläufe der Tragfähigkeitsreduzierungen durch Einführung einer normierten Seitenholzdicke \bar{t}_1 auf einen allgemeingültigen Verlauf normiert.

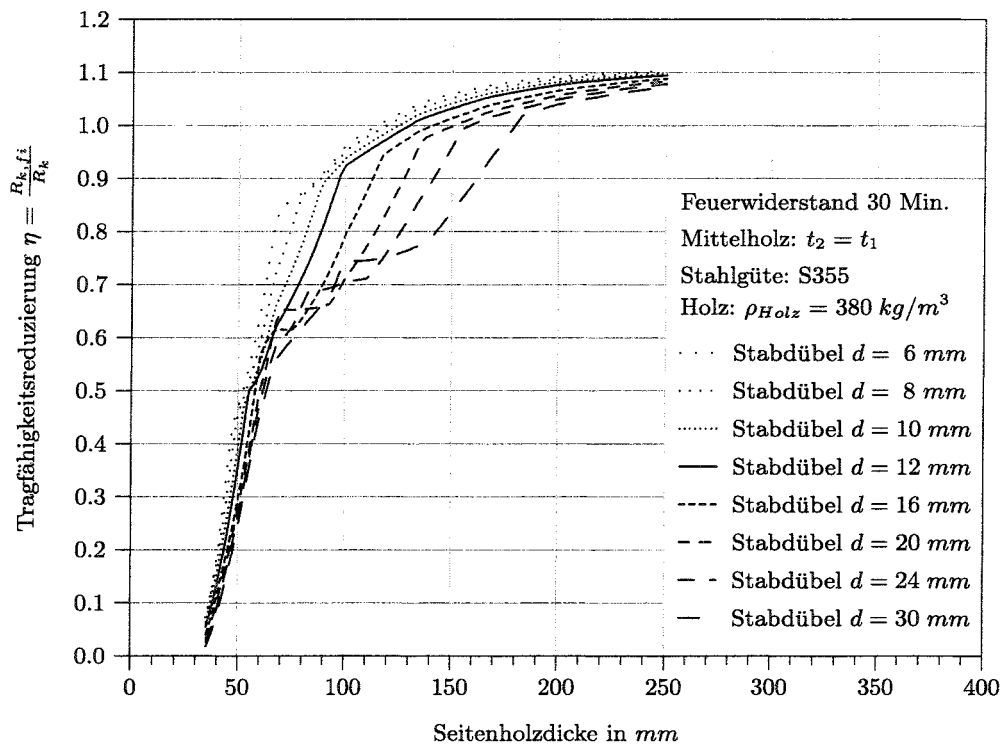


Abbildung 5.5: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

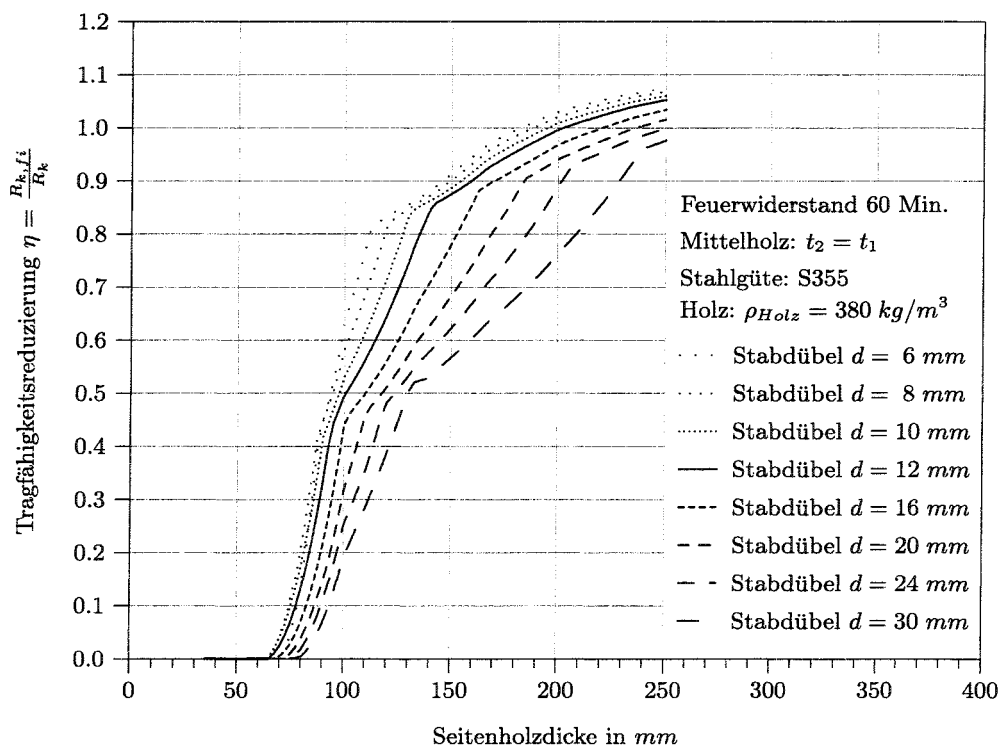


Abbildung 5.6: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

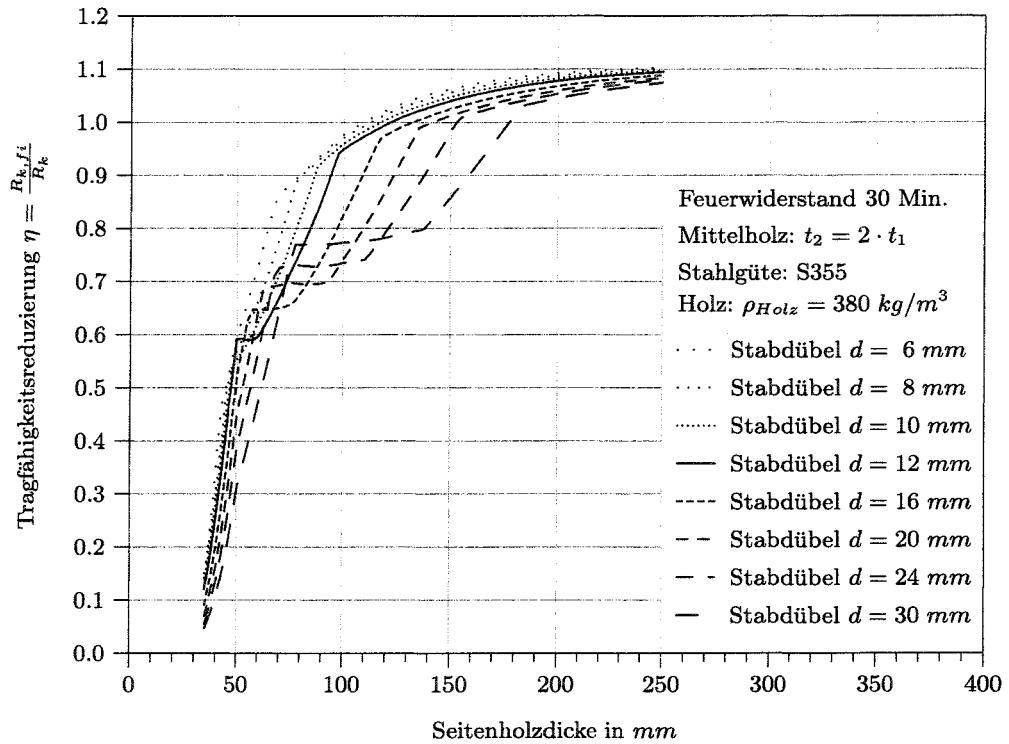


Abbildung 5.7: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

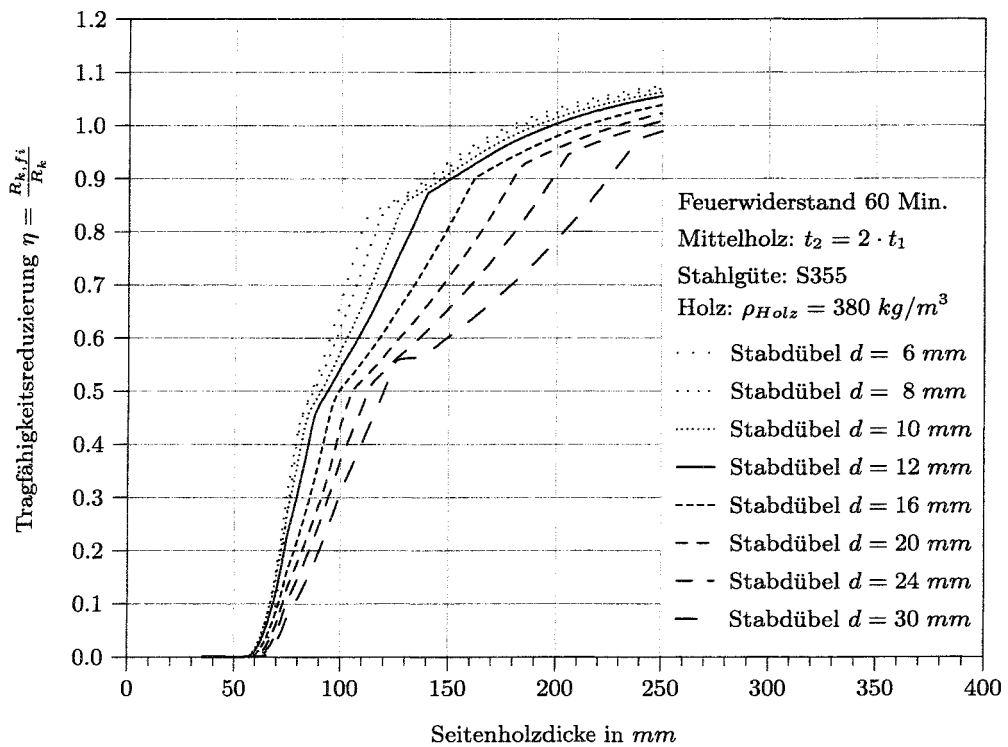


Abbildung 5.8: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

5.3 Normierte Seitenholzdicke \bar{t}_1 und Bemessungsgeraden

Aufgrund der Abhängigkeit der Tragfähigkeitsreduzierung η von dem Verbindungsmitteldurchmesser d wurde durch eine Variation der Abszisse in Abhängigkeit vom Durchmesser eine Normierung der unterschiedlichen Verläufe der Reduzierung erzielt. Dabei wurde die Streuung der Tragfähigkeitsreduzierungen bei unterschiedlichen Verbindungsmitteldurchmessern unterhalb einer Reduzierung von 70% möglichst eng eingegrenzt, da dieser Bereich für eine spätere Bemessung relevant ist.

Die entsprechenden Normierungen sind in den Abbildungen 5.9 bis 5.12 für die maßgebende Materialkombination dargestellt. Die Gleichungen für die normierte Seitenholzdicke \bar{t}_1 wurden in der Tabelle 5.1 zusammengestellt.

Tabelle 5.1: Normierte Seitenholzdicke \bar{t}_1

Branddauer	Mittelholzdicke	
	$t_2 = t_1$	$t_2 = 2 \cdot t_1$
30 Minuten	für alle d : $\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 33}{2,1\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 35}{1,35\sqrt{d}}$
60 Minuten	für $d < 8 \text{ mm}$: $\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 70}{1,6\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 64}{1,4\sqrt{d}}$
	für $d \geq 8 \text{ mm}$: $\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 64}{1,5\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 60}{1,4\sqrt{d}}$
	Seitenholzdicke t_1 und Stabdübeldurchmesser d in mm	

In den Abbildungen ist zu erkennen, daß die Normierung insgesamt zu einer sehr guten Bündelung der Verläufe der Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall geführt hat. In Teilbereichen war dieses aufgrund der stark unregelmäßigen Verläufe nicht möglich. In diesen Bereichen wird bei der späteren Bemessung eine Unterschätzung der eigentlichen Tragfähigkeit zu Gunsten eines praxisnahen Bemessungsverfahrens billigend akzeptiert.

Mit Hilfe dieser normierten Verläufe kann ein relativ einfach gestaltetes Bemessungsverfahren in Form von Bemessungsgeraden entwickelt werden, das eine Auslastung der charakteristischen Tragfähigkeit bei Normaltemperatur in Abhängigkeit von der Seitenholzdicke für den Brandfall begrenzt. Die Gleichungen der resultierenden Bemessungsgeraden der unterschiedlichen Fälle werden in Tabelle 5.2 genannt und sind mit den normierten Verläufen in den Abbildungen 5.9 bis 5.12 dargestellt.

Die Verläufe der Bemessungsgeraden geben den Verlauf der Tragfähigkeitsreduzierung η für Branddauern von 30 und 60 Minuten sehr gut wieder. Die Staffelung in zwei Abschnitte mit unterschiedlichen Steigungen ist durch die unterschiedlich maßgebenden Versagensfälle im Brandfall zu begründen. Die Begrenzung der Reduzierung η im

Tabelle 5.2: Bemessungsgeraden für die Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall für zweischnittige Stabdübelverbindungen

Branddauer	Mittelholzdicke ¹	
	$t_2 = t_1$	$t_2 \geq 2 \cdot t_1$
30 Minuten	für $0 < \bar{t}_1 \leq 6,4$: $\eta = 0,075 \cdot \bar{t}_1 - 0,05$	für $0 < \bar{t}_1 \leq 2,0$: $\eta = 0,225 \cdot \bar{t}_1$
	für $\bar{t}_1 > 6,4$: $\eta = 0,024 \cdot \bar{t}_1 + 0,28$ $\eta \leq 0,80$	für $\bar{t}_1 > 2,0$: $\eta = 0,055 \cdot \bar{t}_1 + 0,34$ $\eta \leq 0,80$
60 Minuten	für $0 < \bar{t}_1 \leq 6,0$: $\eta = 0,105 \cdot \bar{t}_1 - 0,23$	für $0 < \bar{t}_1 \leq 5,0$: $\eta = 0,110 \cdot \bar{t}_1 - 0,1$
	für $\bar{t}_1 > 6,0$: $\eta = 0,044 \cdot \bar{t}_1 + 0,14$ $\eta \leq 0,80$	für $\bar{t}_1 > 5,0$: $\eta = 0,041 \cdot \bar{t}_1 + 0,245$ $\eta \leq 0,80$
¹ Zwischenwerte der Tragfähigkeitsreduzierung η für anderer Mittelholzdicken $t_1 \leq t_2 \leq 2 \cdot t_1$ dürfen linear interpoliert werden.		

Bereich von großen normierten Seitenholzdicken \bar{t}_1 auf einen Maximalwert von 80% ist erforderlich, da in diesem Bereich nicht abgebildete Tragfähigkeitsreduzierungen anderer Materialkombinationen maßgebend werden. Auch bei den Bemessungsgeraden für eine Branddauer von 30 Minuten sind in Teilbereichen größere Abweichungen von den rechnerisch ermittelten Verläufen der Reduzierung zu erkennen, die ebenfalls auf maßgebende Verläufe anderer Materialkombinationen und der starken Unregelmäßigkeit der Verläufe zurückzuführen sind. Bei einer genaueren Bemessung können in diesen Bereichen für einzelne Materialkombinationen höhere Tragfähigkeiten ermittelt werden.

Die Interpolation der Tragfähigkeitsreduzierungen η für Mittelholzdicken $t_1 \leq t_2 \leq 2 \cdot t_1$ ergeben auf der sicheren Seite liegende Werte. Mit größeren Mittelholzdicken nimmt der Zuwachs der Tragfähigkeiten ab und strebt gegen Null. Somit würde eine Extrapolation für Mittelholzdicken $t_2 > 2 \cdot t_1$ weit auf der unsicheren Seite liegende Tragfähigkeitsreduzierungen ergeben. Daher wird die Tragfähigkeitreduzierung für diesen Bereich auf die Werte für die Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ begrenzt.

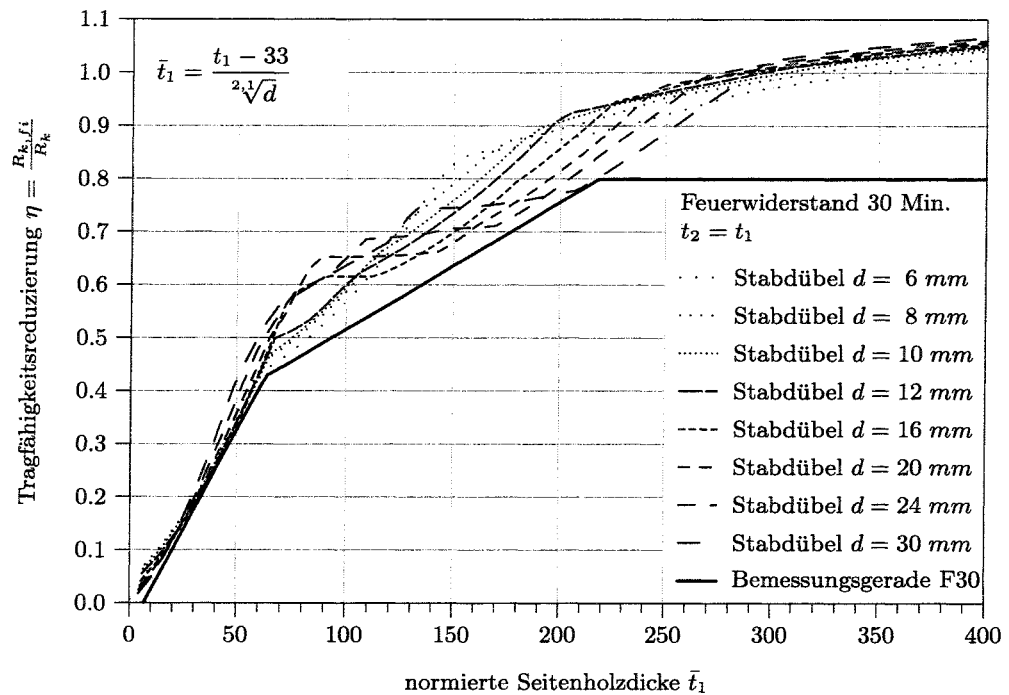


Abbildung 5.9: Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 30 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$

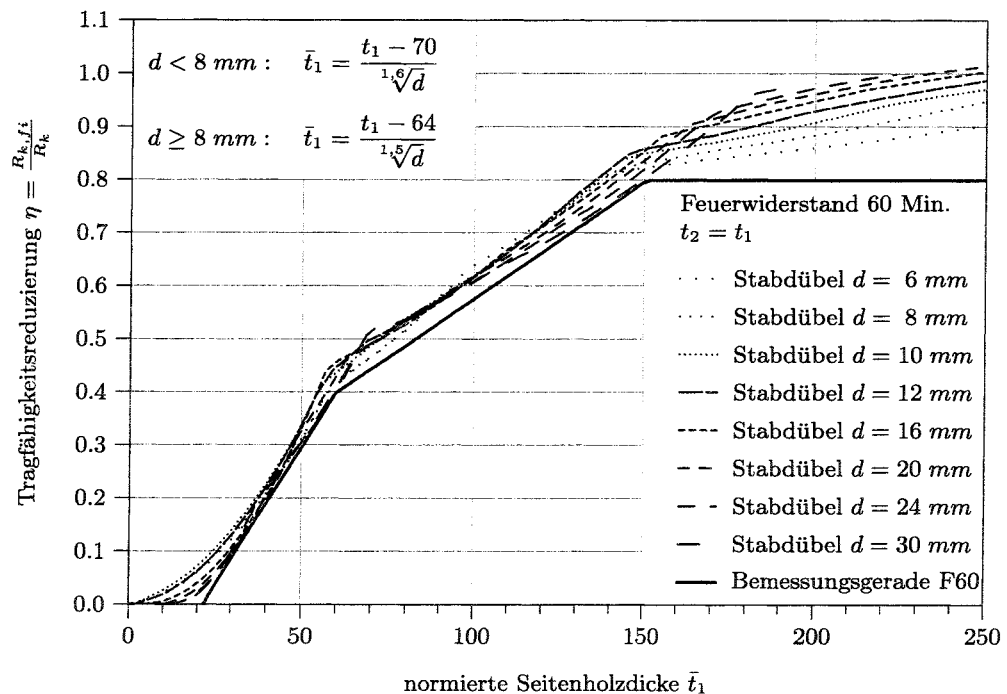


Abbildung 5.10: Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 60 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$

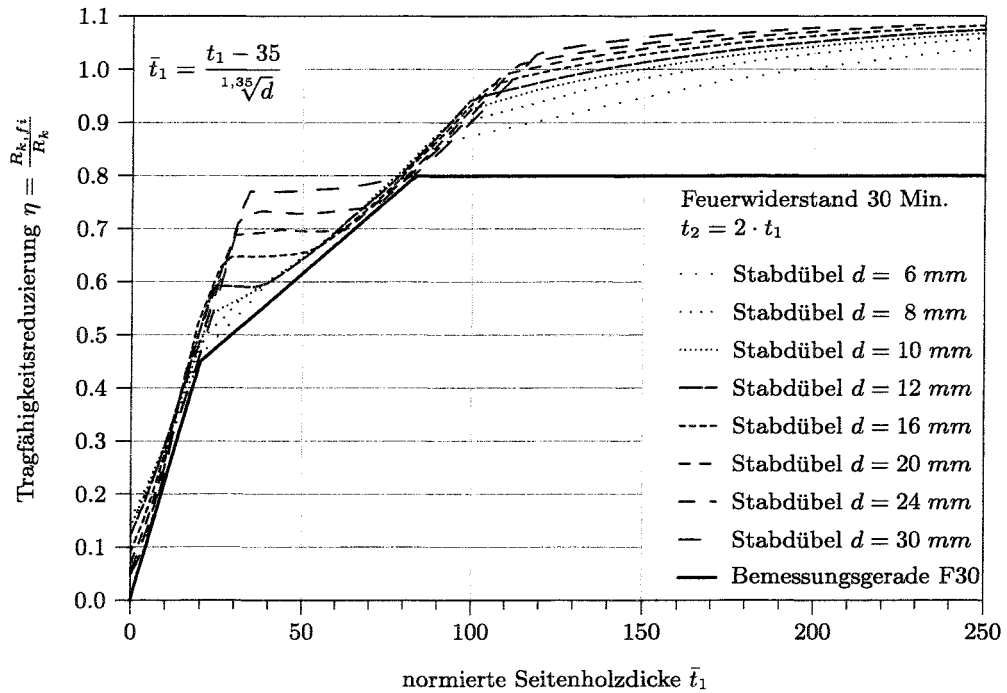


Abbildung 5.11: Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 30 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$

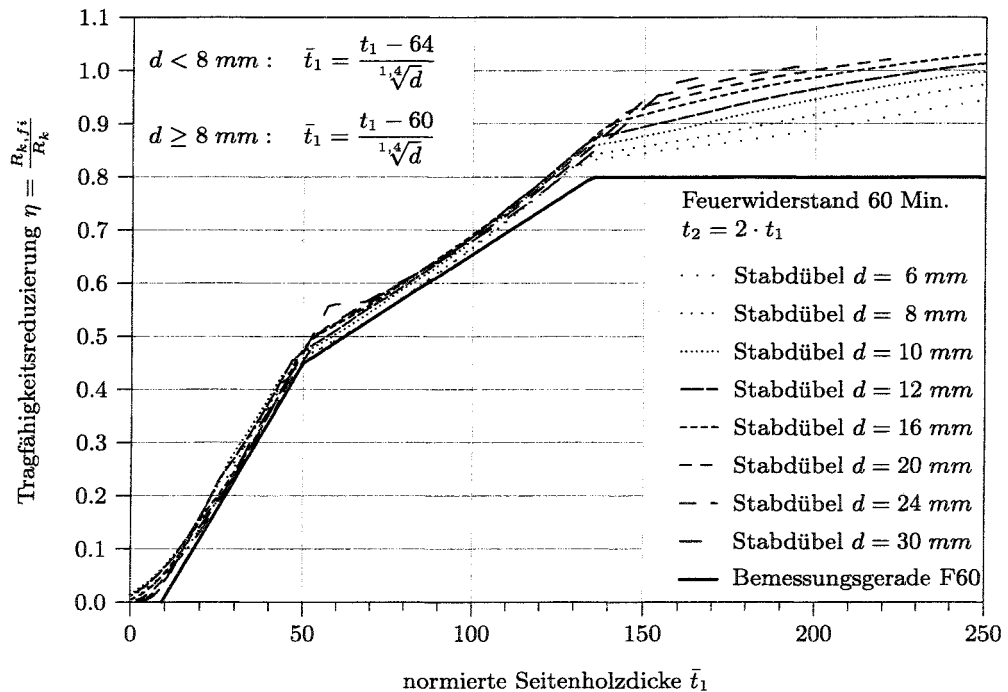


Abbildung 5.12: Tragfähigkeitsreduzierung für Stabdübel in Abhängigkeit der normierten Seitenholzdicke, Branddauer 60 Minuten, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$

5.4 Erforderliche Randabstände im Brandfall

Die Tragfähigkeit von Verbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall kann durch eine zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung parallel und quer zur Faser weiter reduziert werden. Dabei sind vor allem die Aspekte einer zusätzlichen Temperaturerhöhung und einer vergrößerten Spaltgefahr durch reduzierte Randabstände zu berücksichtigen.

Der thermische Einfluß einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung wurde bereits in Kapitel 3 Abschnitt 3.3.6 näher betrachtet. Es konnten Mindestrandabstände entsprechend Tabelle 3.6 angegeben werden, bei denen keine nennenswerte Temperaturerhöhung durch die zusätzliche seitliche Brandbeanspruchung im Verbindungsmittel festzustellen ist. Die Betrachtung des Einflusses geringerer Randabstände auf die Tragfähigkeiten in Kapitel 4 Abschnitt 4.4 zeigte teilweise erhebliche Reduzierungen der Tragfähigkeiten. Somit wird für die Bemessung von Stabdübelverbindungen im Brandfall empfohlen, die Mindestrandabstände aus Tabelle 3.6 einzuhalten.

Bei durch den Abbrand reduzierten Randabständen wird neben der Beeinflussung der Temperaturen die Spaltgefahr der Verbindung vergrößert. Um die Tragfähigkeit durch diesen Effekt im Brandfall nicht weiter reduzieren zu müssen, wird für den Brandfall eine vergleichbare Spaltgefahr der Verbindung wie bei Normaltemperatur angestrebt. Diese wird durch die Einhaltung der für Normaltemperatur vorgeschriebenen Mindestrandabstände unter Beachtung des Abbrandes zum Bemessungszeitpunkt des Brandes erreicht.

Eine Zusammenstellung der unterschiedlichen erforderlichen Abstände im Brandfall kann der Tabelle 5.3 entnommen werden. Die angegebenen Abstände berücksichtigen sowohl den thermischen Einfluß als auch die Spaltgefahr.

Bei einer Unterschreitung der vorgeschlagenen Randabstände sind die charakteristischen Tragfähigkeiten für den Brandfall wegen der zusätzlichen Temperaturbeanspruchung und der erhöhten Spaltgefahr weiter abzumindern.

Tabelle 5.3: Vorschlag für die erforderlichen Abstände im Brandfall (Stabdübel)

Abstände	Branddauer	
	30 Minuten	60 Minuten
untereinander, parallel zur Faser	$a_{1,fi} \geq 7 \cdot d$	
untereinander, senkrecht zur Faser	$a_{2,fi} \geq 3 \cdot d$	
Randabstand, parallel zur Faser	$a_{3,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{3,fi} \\ a_3 + (t \cdot \beta) \end{cases}$ $\min a_{3,fi} = 80 \text{ mm}^1$	$\min a_{3,fi} = 110 \text{ mm}^1$
Randabstand, senkrecht zur Faser	$a_{4,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{4,fi} \\ a_4 + (t \cdot \beta) \end{cases}$ $\min a_{4,fi} = 60 \text{ mm}^1$	$\min a_{4,fi} = 80 \text{ mm}^1$
¹ Zwischenwerte für andere Branddauern dürfen linear interpoliert werden.		

5.5 Beispiel zur Ermittlung der Tragfähigkeit einer Stabdübelverbindung im Brandfall

Beispielhaft wird die charakteristische Tragfähigkeit eines 16-mm-Stabdübels einer zweischnittigen Verbindung für eine Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten ermittelt. Zur Ermittlung der Tragfähigkeit im Brandfall wird sowohl die genaue Ermittlung der Tragfähigkeit nach Kapitel 4 als auch der oben vorgestellte Bemessungsvorschlag herangezogen. Als Hilfsmittel können hierfür die Diagramme des Anhangs A dienen. Die Geometrie und die Materialdaten der Beispielverbindung sind in der Tabelle 5.4 angegeben.

Tabelle 5.4: Geometrie- und Materialdaten der Beispielverbindung

Verbindungsgeometrie:	
Art der Verbindung	zweischnittige Holz-Holz-Verbindung mit ungeschützten Stabdübeln
Verbindungsmitteldurchmesser	$d = 16 \text{ mm}$
Verbindungsmittelüberstand	$\ddot{u} = 0 \text{ mm}$
Seitenholzdicke	$t_1 = 70 \text{ mm}$
Mittelholzdicke	$t_2 = 2 \cdot t_1 = 140 \text{ mm}$
Materialien:	
Stabdübel	Stahl S275
Seiten- und Mittelholz	Holz mit einer Rohdichte von 410 kg/m^3

In der Abbildung 5.13 sind die für einen Stabdübeldurchmesser $d = 16 \text{ mm}$ maßgebenden Verläufe der charakteristischen Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ und R_k und die Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeiten des Beispielstabdübels dargestellt.

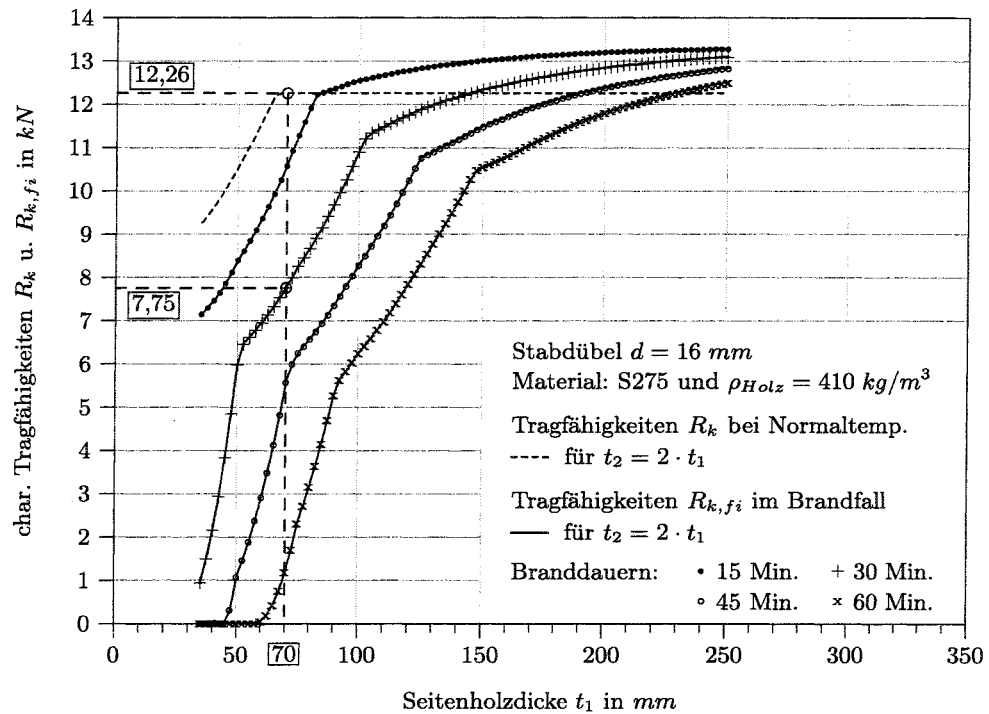


Abbildung 5.13: Bestimmung der char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ und R_k der Beispielverbindung

Die Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit für den Brandfall nach dem Bemessungsvorschlag ist mit den Ergebnissen beider Berechnungen in der Tabelle 5.5 angegeben. Außerdem werden die empfohlenen Abstände für die Verbindung in der Tabelle genannt.

Die Beispielberechnung verdeutlicht die relativ einfache Bestimmung der charakteristischen Tragfähigkeit für den Brandfall mit Hilfe des Bemessungsvorschlages. Weiterhin zeigen die Berechnungen für dieses Beispiel nach dem Bemessungsvorschlag keine nennenswerte Unterschätzung der charakteristischen Tragfähigkeit für den Brandfall.

Tabelle 5.5: Charakteristische Tragfähigkeiten und erforderliche Abstände des Beispielstabdübels

Ergebnisse der rechnerisch exakten Bestimmung:	
char. Tragfähigkeit bei Normaltemperatur	$R_k = 12,26 \text{ kN}$
char. Tragfähigkeit nach 30 Minuten Branddauer	$R_{k,fi} = 7,75 \text{ kN}$
Tragfähigkeitsreduzierung	$\eta = 7,75/12,26 = 0,63$
Ergebnisse des Bemessungsvorschlages:	
normierte Seitenholzdicke	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 35}{1,35\sqrt{d}} = \frac{70 - 35}{1,35\sqrt{16}} = 4,49$
Tragfähigkeitsreduzierung	$\eta = 0,055 \cdot \bar{t}_1 + 0,34 = 0,59$
char. Tragfähigkeit nach 30 Minuten Branddauer	$R_{k,fi} = \eta \cdot R_k = 0,59 \cdot 12,26 \text{ kN} = 7,23 \text{ kN}$
erforderliche Abstände:	
untereinander, parallel zur Faser	$a_{1,fi} \geq 7 \cdot d = 112 \text{ mm}$
untereinander, senkrecht zur Faser	$a_{2,fi} \geq 3 \cdot d = 48 \text{ mm}$
Randabstand, parallel zur Faser	$a_{3,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{3,fi} = 80 \text{ mm} \\ a_3 + (t \cdot \beta) = 132 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow a_{2,fi} \geq 132 \text{ mm}$
Randabstand, senkrecht zur Faser	$a_{4,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{4,fi} = 60 \text{ mm} \\ a_4 + (t \cdot \beta) = 68 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow a_{2,fi} \geq 168 \text{ mm}$
mit den Randabständen bei Normaltemperatur $a_3 = 7 \cdot d$ für den belasteten Rand und $a_4 = 3 \cdot d$ sowie $(t \cdot \beta) = 30 \text{ min} \cdot 0,67 \text{ mm/min} = 20 \text{ mm}$	

5.6 Zusammenfassung und Beurteilung des Bemessungsvorschlages

Anhand der ermittelten Tragfähigkeiten von zweischnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall konnte auf der Basis des Konzeptes der Tragfähigkeitsreduzierung ein Bemessungsvorschlag erarbeitet werden. Das Konzept der Tragfähigkeitsreduzierung sieht die Reduzierung der charakteristischen Tragfähigkeit bei Normaltemperatur für den Brandfall vor. Mit Hilfe der normierten Seitenholzdicke \bar{t}_1 war es möglich, die Verläufe unterschiedlicher Verbindungsmitteldurchmesser auf einen Verlauf zu normieren. So konnten für unterschiedliche Branddauern und Mittelholzdicken jeweils vereinfachte Bestimmungsgleichungen für die Tragfähigkeitsreduzierung η angegeben werden.

Die vereinfachten Gleichungen für die Tragfähigkeitsreduzierung bilden die Grundlage des Bemessungsvorschlages. Zusätzlich war eine Betrachtung der Abstände der Stabdübel untereinander und zum Rand erforderlich, um den negativen Einfluß höher-

er Temperaturen im Bereich des Verbindungsmittels sowie einer erhöhten Spaltgefahr durch zu geringe Randabstände zu begrenzen bzw. zu verhindern.

Mit den Bemessungsgleichungen für die Tragfähigkeitsreduzierung und den Angaben zu den erforderlichen Abständen ist eine einfache und praxisgerechte Brandschutzbemessung von Stabdübelverbindungen möglich. Eine kurze Zusammenstellung aller Bemessungsregeln des Bemessungsvorschlages für die Bemessung von zweischnittigen Holz-Holz-Stabdübelverbindungen im Brandfall kann dem Anhang C entnommen werden. Zusätzlich zu den in diesem Kapitel hergeleiteten Bemessungsgleichungen werden im Anhang C pauschale Tragfähigkeitsreduzierungen η für eine sehr vereinfachte Brandschutzbemessung von Stabdübelverbindungen angegeben.

Kapitel 6

Schlußbetrachtungen

6.1 Zusammenfassung

Da die derzeitigen Kenntnisse über die Tragfähigkeit von ungeschützten zweischnittigen Holzverbindungen mit stabförmigen metallischen Verbindungsmitteln vorwiegend empirisch gewonnen wurden und kein differenziertes theoretisches Modell vorlag, war das Hauptziel dieser Arbeit, ein solches Modell für den Brandfall zu entwickeln. Um die Tragfähigkeit über theoretische Modelle bestimmen zu können, waren thermische und mechanische Betrachtungen erforderlich.

Auf der Basis bisheriger Veröffentlichungen bezüglich der Brandbeanspruchung von Stahl und Holz sowie der Modelle zur Tragfähigkeitsbestimmung bei Normaltemperatur wurden geeignete Modelle für die Beschreibung der hier vorliegenden Probleme entwickelt. Es wurde eine Trennung des thermischen Modells vom mechanischen vorgenommen, um unterschiedliche Ansätze verfolgen zu können.

Für die thermischen Untersuchungen wurden Modelle nach der Methode der finiten Elemente unter Beachtung der physikalischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten verwendet. Bei der Modellierung des Holzes fanden die temperaturabhängigen thermischen Materialeigenschaften, die Pyrolyse des Holzes und die Verdunstung der Holzfeuchte Beachtung. Für die korrekte Berechnung der Temperaturverläufe im Holz war eine Kalibrierung der thermischen Abhängigkeiten der Materialeigenschaften mit einem zweidimensionalen FE-Modell des Holzes anhand von gemessenen Temperaturen aus Versuchen erforderlich. Die thermischen Eigenschaften des Stahls der Verbindungsmittel konnten ohne weitere Anpassung der Literatur entnommen und angesetzt werden. Als Brandbeanspruchung wurde die Einheits-Temperaturzeitkurve entsprechend den Regeln der DIN EN 1363-1 [16] verwendet. Die entwickelten Modelle bieten jedoch auch die Möglichkeit, andere Brandbeanspruchungen zu berücksichtigen.

Für die Berechnung der Temperaturen innerhalb einer Verbindung wurden umfangreiche dreidimensionale FE-Berechnungen durchgeführt. Betrachtet wurden sowohl zweiseitig als auch vierseitig brandbeanspruchte Verbindungen mit unterschiedlichen Geometrien und Verbindungsmitteltypen. Als maßgebende Einflußfaktoren auf die festgestellten Temperaturen wurden neben der Branddauer der Verbindungsmitteldurchmesser, die Verbindungsmittellänge und die Größe der brandbeanspruchten Oberfläche des Verbindungsmittelkopfes ermittelt. Einen nicht zu vernachlässigenden Einfluß auf die Temperaturen haben auch benachbarte Verbindungsmittel und zu geringe Randabstände bei einer zusätzlichen seitlichen Brandbeanspruchung. Vergleiche mit bei Brandversuchen gemessenen Temperaturen entsprechender Verbindungen ergaben, daß die Temperaturberechnungen mit Hilfe der Modelle zu ausreichend genauen Ergebnissen führen.

Für das mechanische Modell wurde eine Betrachtung in Anlehnung an die plastische Theorie von K. W. Johansen durchgeführt. Für den Brandfall waren die nicht linearen und temperaturabhängigen Verläufe der Lochleibungsfestigkeit und des Biege widerstandes des Verbindungsmittels entlang des Verbindungsmittels zu berücksichtigen. Dies erforderte die Erarbeitung neuer Lösungsansätze für die unterschiedlichen Versagensfälle, da die geschlossene Lösung nach K. W. Johansen für den Brandfall nicht angewendet werden kann. Für die Versagensfälle wurden teilweise mehrfach iterative Algorithmen zur Bestimmung der Tragfähigkeiten entwickelt, die anschließend zur effizienten Bestimmung der maßgebenden Versagensfälle und der Tragfähigkeiten unterschiedlicher Verbindungen in einem EDV-Programm implementiert wurden.

Anhand zahlreicher Berechnungen der Tragfähigkeiten von unterschiedlichen Stabdübelverbindungen unter Beachtung der sich im Brandfall einstellenden Temperaturen wurden neben den oben genannten Abhängigkeiten der Temperaturen auch Abhängigkeiten von den Materialien des Seiten- und Mittelholzes sowie des Verbindungsmittels festgestellt. Als maßgebende Einflüsse auf die Tragfähigkeit im Brandfall sind neben der Branddauer und den Materialien vor allem die Seitenholzdicke, die Verbindungsmittellänge und der Verbindungsmitteldurchmesser zu nennen. Aufgrund der stärkeren Erwärmung der Seitenhölzer gegenüber dem Mittelholz werden im Brandfall in der Regel die Versagensfälle 1 und 3 maßgebend.

Vergleiche mit den Ergebnissen bekannter Brandversuche an Stabdübelverbindungen zeigten eine sehr gute Übereinstimmung der Tragfähigkeiten und der maßgebenden Versagensfälle. Bei Vergleichen mit Versuchsergebnissen von Bolzenverbindungen mußte allerdings festgestellt werden, daß die Tragfähigkeiten bei der Berechnung unterschätzt werden. Eine mögliche Erklärung ist der im Brandfall bei den Bolzenverbindungen eventuell auftretende Einhängeeffekt, der jedoch mit den derzeit aufgestellten Algorithmen nicht erfaßt wird.

Es konnte gezeigt werden, daß die aufgestellten Modelle in der Lage sind, die Tragfähigkeiten vor allem von zweischnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall ausreichend genau zu bestimmen. Da die Grundlagen der Modelle auch auf andere stabförmige Verbindungsmittel übertragbar sind, können mit geringfügigen Anpassungen auch Berechnungen für diese Verbindungsmittel durchgeführt werden.

Vergleichende Betrachtungen mit den bisherigen Bemessungsregeln für zweischnittige Stabdübelverbindungen haben gezeigt, daß zum einen die Tragfähigkeiten der bisherigen Regeln untereinander sehr unterschiedlich sind und daß zum anderen die Tragfähigkeiten der europäischen Regeln gegenüber den in dieser Arbeit berechneten Tragfähigkeiten teilweise auf der unsicheren Seite liegen. Zusätzlich konnte festgestellt werden, daß sich bei mittleren und großen Seitenholzdicken nach den bisherigen Regeln unrealistisch geringe Tragfähigkeiten ergeben.

Somit war ein weiteres Ziel dieser Arbeit, für Stabdübelverbindungen einen praxisgerechten Bemessungsvorschlag für den Brandfall zu erarbeiten. Auf der Grundlage der ermittelten Tragfähigkeiten konnte für den Brandfall eine Reduzierung gegenüber den Tragfähigkeiten bei Normaltemperatur angegeben werden. Da die Verläufe der Tragfähigkeiten von Verbindungen mit unterschiedlichen Verbindungsmitteldurchmessern im Brandfall großen Streuungen unterliegen, wurden diese mit Hilfe einer normierten Seitenholzdicke zunächst auf einen Verlauf normiert. Anschließend konnten für die normierten Verläufe Bemessungsgeraden zur vereinfachten Bestimmung der Tragfähigkeitsreduzierung für den Brandfall angegeben werden. Für die Bemessung derartiger Verbindungen im Brandfall ist zusätzlich die Berücksichtigung von Mindestrandabständen erforderlich. Diese verhindern ein vorzeitiges Versagen der Verbindung durch erhöhte Temperaturen im Verbindungsmittel oder durch ein Aufspalten der Hölzer.

Sowohl mit den entwickelten Modellen als auch mit dem Bemessungsvorschlag ist es möglich, einzelne Verbindungen für den Brandfall differenziert zu betrachten. Feuerwiderstandsdauern von bis zu 60 Minuten können mit Hilfe der Verfahren für ungeschützte Stabdübelverbindungen mit entsprechenden Geometrien nachgewiesen werden.

6.2 Diskussion

Mit Hilfe der entwickelten Modelle ist erstmals eine differenzierte theoretische Bestimmung der Tragfähigkeiten von zweischnittigen Verbindungen mit stabförmigen metallischen Verbindungsmitteln für den Brandfall möglich. Grundlage für die Bestimmung der Traglasten im Brandfall sind die thermischen Betrachtungen und die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und des Biegewiderstandes des Verbindungsmittels von der Temperatur. Sie sollen im folgenden diskutiert werden.

Für die thermischen Betrachtungen wurden temperaturabhängige thermische Materialkennwerte verwendet. Die angesetzten Abhängigkeiten von den Temperaturen beim Holz basieren zum Teil auf Kalibrierungen mit gemessenen Temperaturverläufen aus bekannten Versuchen. Bei der Bestimmung dieser Temperaturen mit Hilfe von Versuchen liegen einige Unsicherheiten. Diese sind auf beeinflussende Faktoren bei der Versuchsdurchführung und der Messung der Temperaturen im Inneren des Probekörpers sowie der Inhomogenität des Holzes zurückzuführen. Einen weiteren Einfluß auf die bei Versuchen festgestellten Temperaturen haben die Meßmethoden zur Bestimmung der Brandraumtemperatur. Im Zuge der Europäisierung wurde die Messung mit Platten-thermoelementen vorgeschrieben, die jedoch vor allem bei geringen Branddauern von den bisher verwendeten Mantelthermoelementen abweichende Temperaturen messen. In der Zukunft wird sich herausstellen, in wieweit dies einen Einfluß auf den beim Normbrand nach der Einheits-Temperaturzeitkurve festgestellten Abbrand des Holzes und auf die Holztemperaturen im Inneren hat.

Für die mechanischen Betrachtungen in Anlehnung an die plastische Theorie nach K. W. Johansen waren die Kenntnisse der Lochleibungsfestigkeit des Holzes und des Biege-
widerstandes des Verbindungsmittels bei einer Temperaturbeanspruchung erforderlich. Mit Hilfe von vergleichenden Betrachtungen konnten für diese Größen Beziehungen in Abhängigkeit der Temperaturen angegeben werden. Die im Anschluß korrekt berechneten Tragfähigkeiten von Versuchsverbindungen stellen eine Bestätigung der angesetzten Beziehungen dar. Durch weitere Vergleiche mit Versuchen oder durch spezielle Lochleibungs- und Biege-
widerstandsmessungen bei höheren Temperaturen könnte eine weitere Bestätigung erfolgen.

Festzustellen bleibt, daß die Ergebnisse bei Brandversuchen einer großen Streuung unterliegen, die einen größeren Einfluß auf die versuchstechnisch festgestellten Tragfähigkeiten hat, als die Streuung der mechanischen Materialeigenschaften. Daher bietet eine rechnerische Bestimmung der Tragfähigkeiten für den Brandfall einen erheblichen Vorteil gegenüber einer Bestimmung mit Versuchen. Wichtig ist dabei jedoch die korrekte theoretische Beschreibung der Tragfähigkeit im Brandfall.

6.3 Ausblick

Die in dieser Arbeit aufgestellten Modelle bezüglich der Temperatur- und Tragfähigkeitsbestimmung bieten eine Grundlage für vielschichtige weitere Arbeiten. Zunächst wird jedoch empfohlen, die aufgestellten Modelle an weiteren exemplarischen Brandversuchen in Hinblick auf die Richtigkeit der berechneten Temperaturen und Tragfähigkeiten zu überprüfen. Dabei sollte vor allem die Streuung einzelner Versuchswerte der Tragfähigkeiten betrachtet werden, da in diesem Bereich für den Brandfall keine Kennt-

nisse existieren.

Weitere Arbeiten können sich mit der Bestimmung der Tragfähigkeiten unterschiedlichster Verbindungen für den Brandfall beschäftigen. Als mögliche Verbindungen sind folgende zu nennen:

- Verbindungen mit anderen Verbindungsmitteltypen (Paßbolzen, Nägel, Schrauben),
- geschützte Verbindungen,
- einschnittige Verbindungen,
- Verbindungen mit innenliegenden Blechen und
- Verbindungen mit innenliegenden Stahlblechformteilen.

Dabei könnten zunächst die aufgestellten thermischen Modelle für die Bestimmung der Temperaturverläufe Verwendung finden. Für die Tragfähigkeitsbestimmung sind die mechanischen Modelle und Berechnungsalgorithmen auf die jeweiligen Probleme anzupassen.

Ein weiteres Themengebiet zukünftiger Arbeiten kann der Bereich der Ausziehwi-derstände von Schrauben und Sondernägeln im Brandfall sein. Nach einer Bestimmung der Temperaturen mit Hilfe der thermischen Modelle könnten die Ausziehwi-derstände über geeignete Modelle mit Hilfe von zylindrischen Scherflächen bestimmt werden. Sehr günstig für den Brandfall könnten sich lange selbstbohrende Schrauben mit durchgängi- gem Gewinde erweisen, da bei diesen die Tragfähigkeit des Kopfes nur von sekundärer Bedeutung ist und wegen der großen Länge der Schrauben nur geringe Temperatur- erhöhungen im Inneren der Verbindung zu erwarten sind. Diese Schrauben könnten sich daher besonders im Brandfall neben dem Einsatz bei Verbindungen auch als Quer- zugverstärkung oder zur Reduzierung der Spaltgefahr bei Verbindungen eignen.

Des weiteren ermöglichen die aufgestellten theoretischen Modelle und die Kenntnisse über die Temperaturverläufe sowie über die die Tragfähigkeiten beeinflussenden Fak- toren eine brandschutztechnische Optimierung von Verbindungen oder Verbindungssy- stemen, ohne umfangreiche Brandversuche durchführen zu müssen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, daß die in dieser Arbeit aufgezeigten theo- retischen Modelle im Bereich der Temperaturberechnungen innerhalb von reinen Holz- querschnitten und innerhalb von Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln sowie im Bereich der Tragfähigkeitsbestimmung von Verbindungen für den Brandfall eine Grundlage für weitere brandschutztechnische Betrachtungen von Verbindungen, aber auch für die Tragfähigkeitsbestimmung von Bauteilen im Brandfall bilden.

Anhang A

Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen

Die charakteristischen Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ für unterschiedliche Stabdübeldurchmesser d wurden entsprechend den Algorithmen und Materialangaben des Kapitels 4 bestimmt und in den folgenden Diagrammen wiedergegeben. Zur Übersicht sind die Abbildungsnummern mit den zugehörigen Verbindungsmitteldurchmessern und Materialkombinationen in Tabelle A.1 angegeben.

Tabelle A.1: Übersicht der Abbildungen zu den Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$

Abbildung	SDü-Durchmesser	Rohdichte des Holzes	Stahlsorte des Verbindungsmittels
Abb. A.1	12 mm	380 kg/m ³	S235
Abb. 4.14	12 mm	410 kg/m ³	S235
Abb. A.2	12 mm	450 kg/m ³	S235
Abb. A.3	12 mm	380 kg/m ³	S275
Abb. A.4	12 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.5	12 mm	450 kg/m ³	S275
Abb. A.6	12 mm	380 kg/m ³	S355
Abb. A.7	12 mm	410 kg/m ³	S355
Abb. A.8	12 mm	450 kg/m ³	S355
Abb. A.9	6 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.10	8 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.11	10 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.12	16 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.13	20 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.14	24 mm	410 kg/m ³	S275
Abb. A.15	30 mm	410 kg/m ³	S275

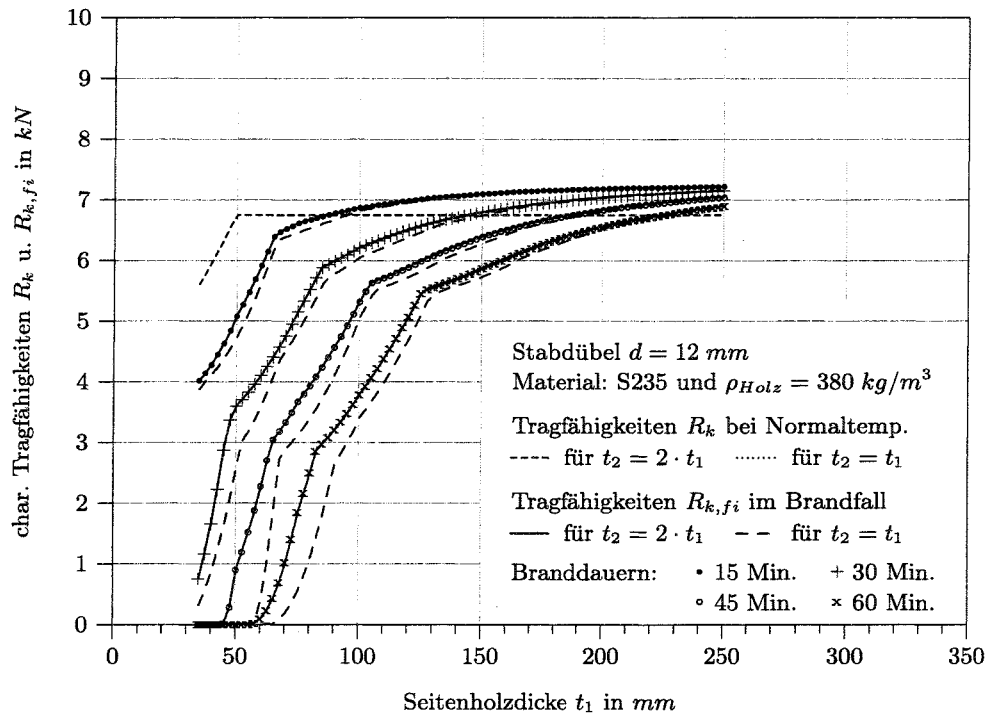


Abbildung A.1: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235

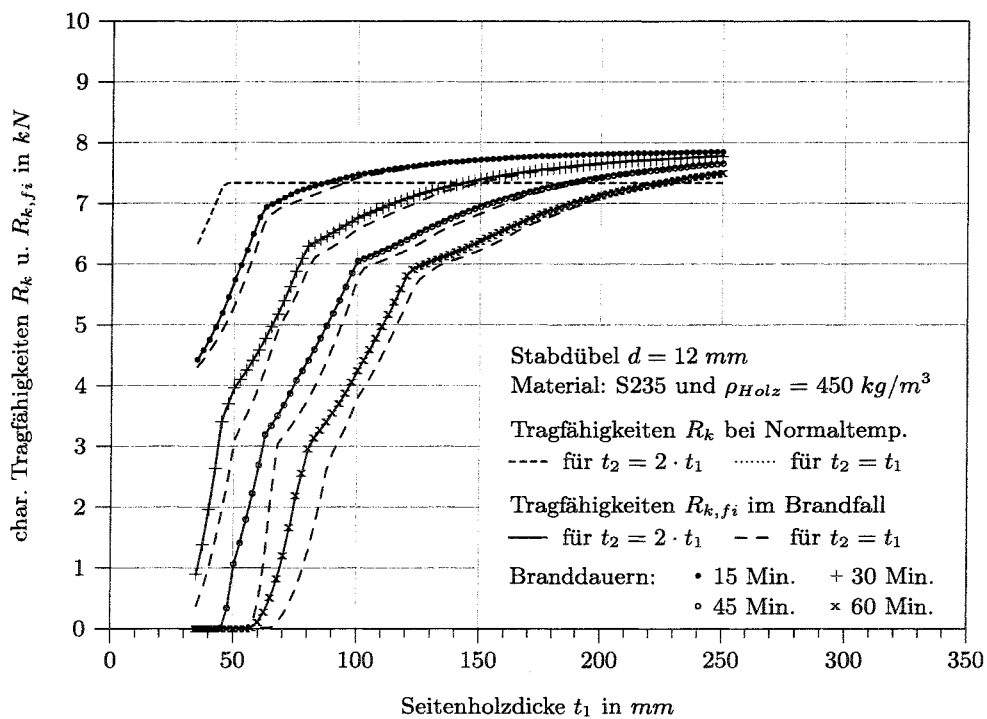


Abbildung A.2: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S235

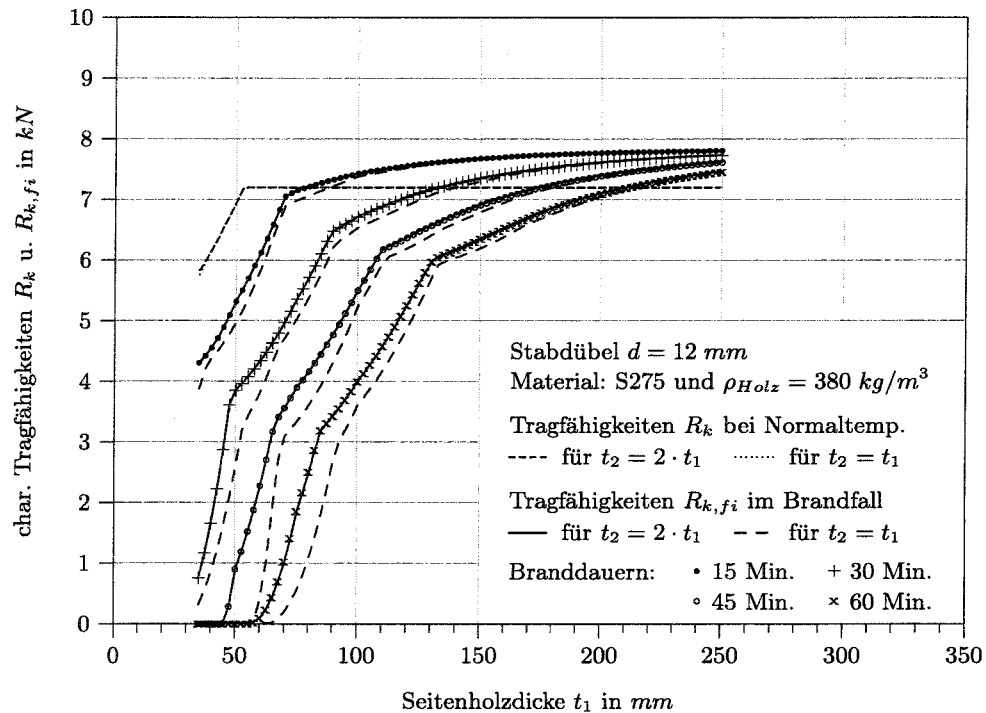


Abbildung A.3: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

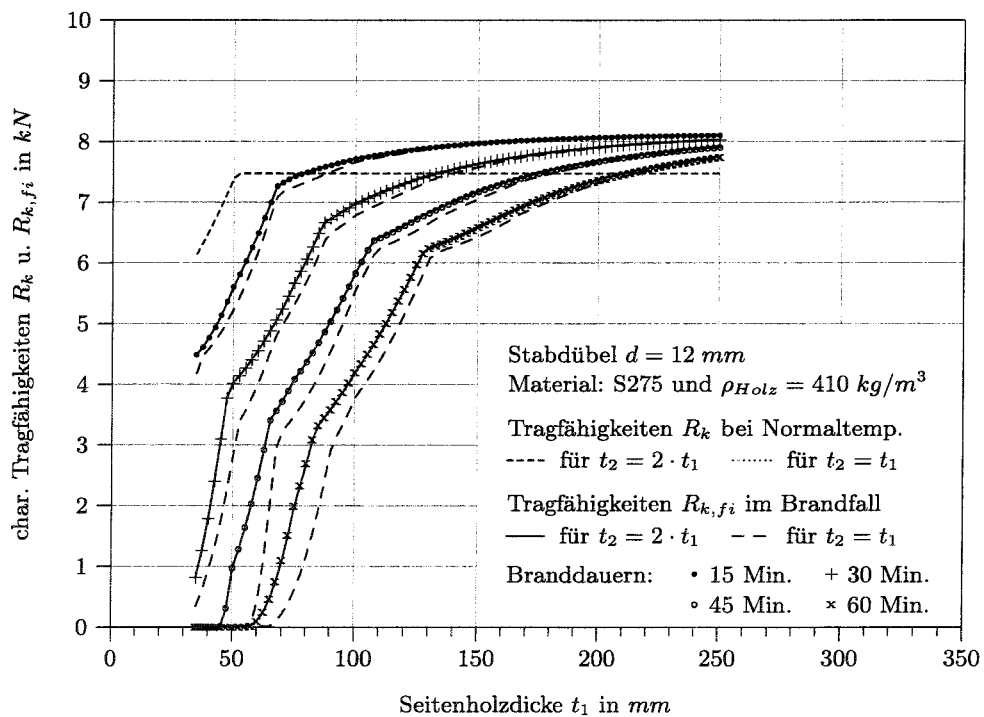


Abbildung A.4: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

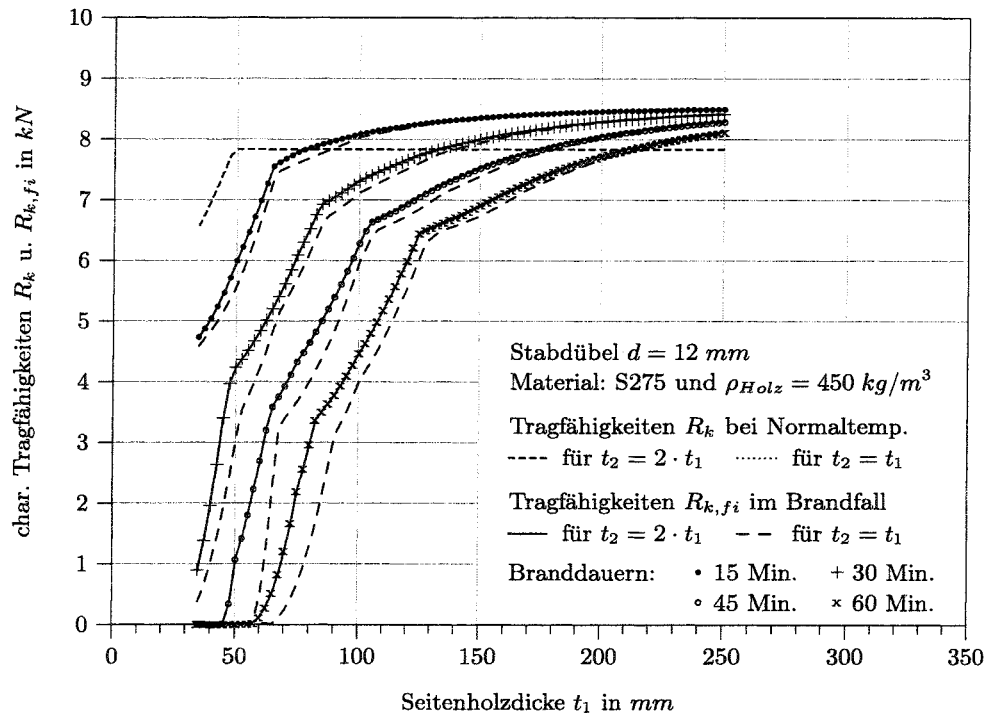


Abbildung A.5: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

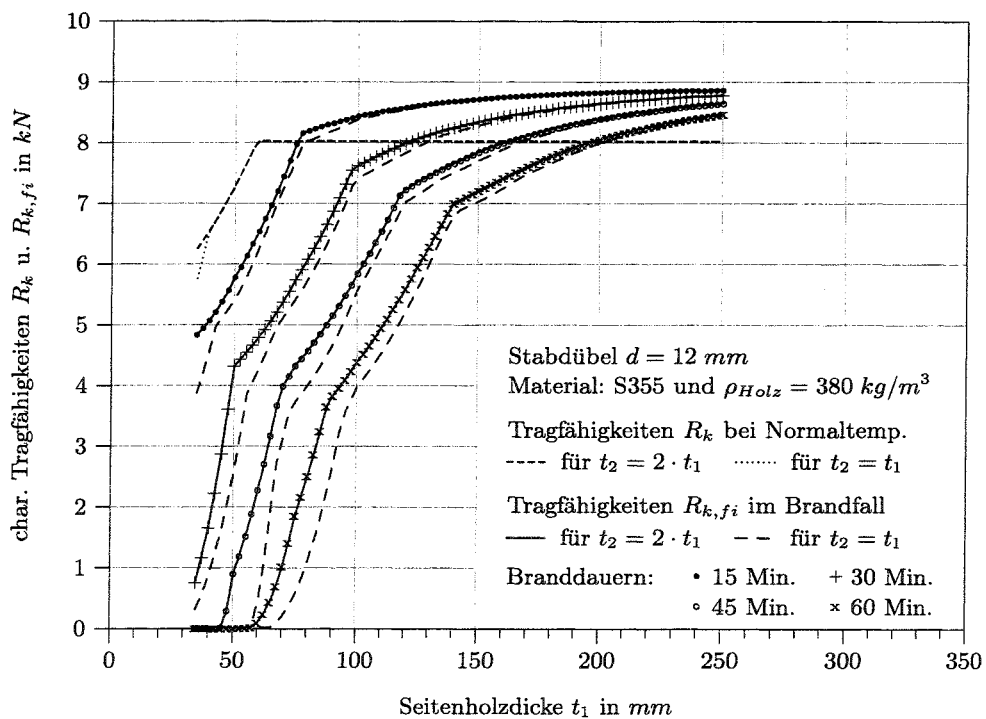


Abbildung A.6: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S355

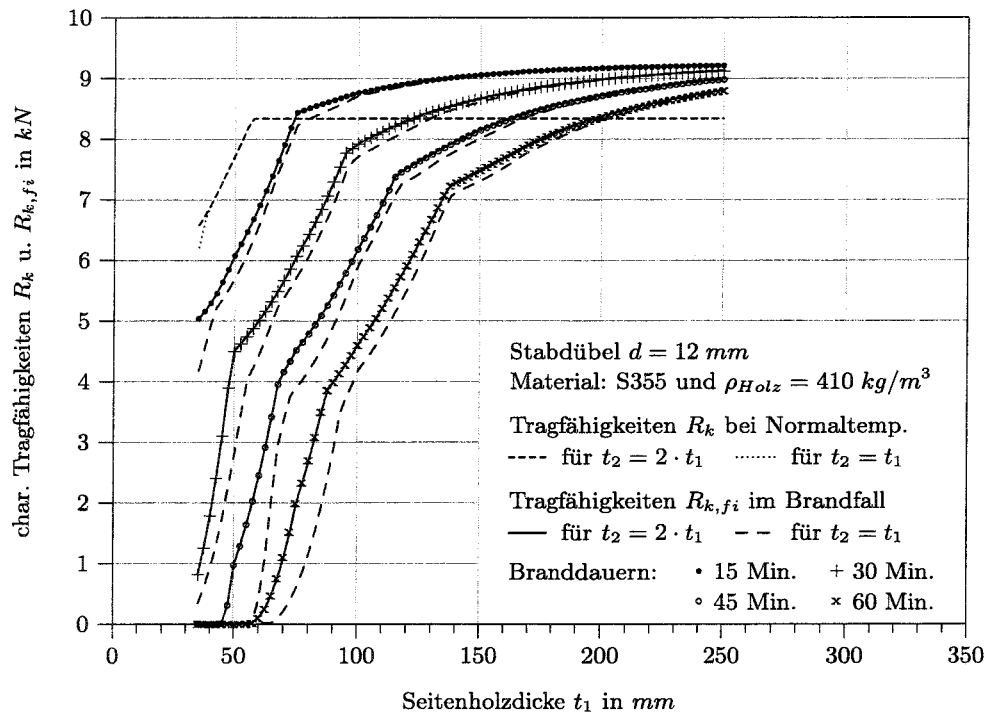


Abbildung A.7: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12\text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410\text{ kg/m}^3$ und Stahl S355

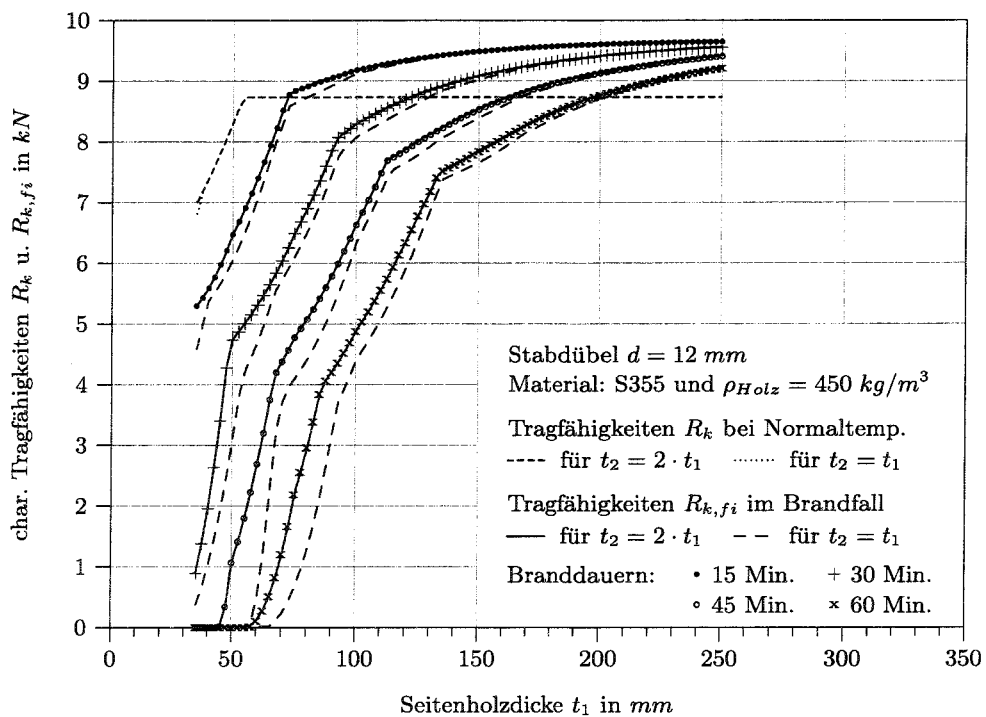


Abbildung A.8: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverbindungen für Durchmesser $d = 12\text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 450\text{ kg/m}^3$ und Stahl S355

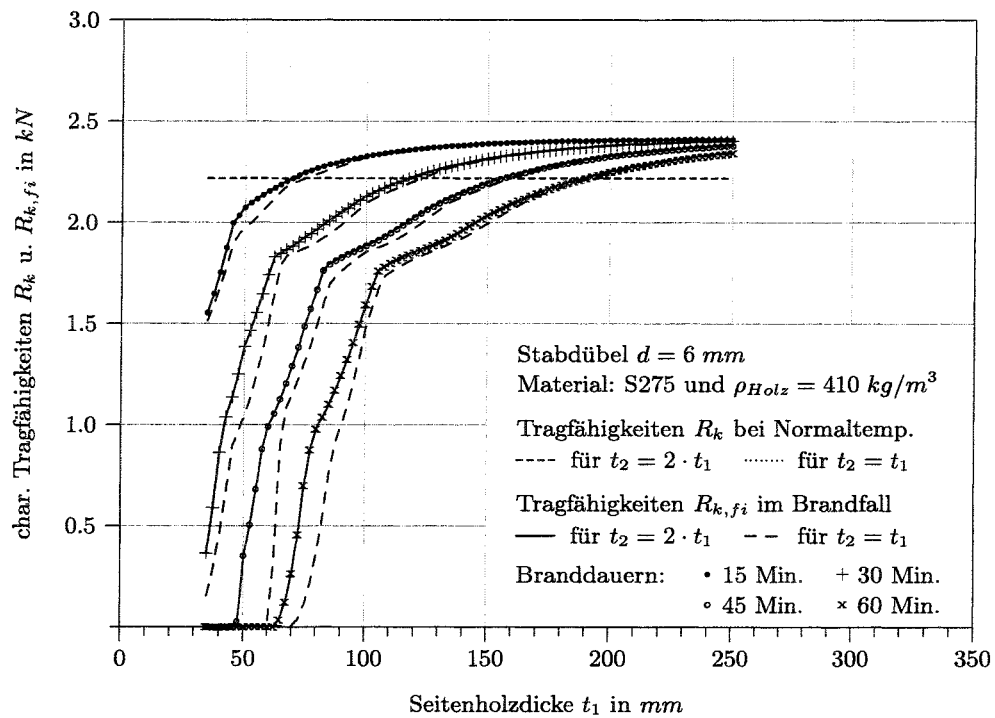


Abbildung A.9: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 6 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

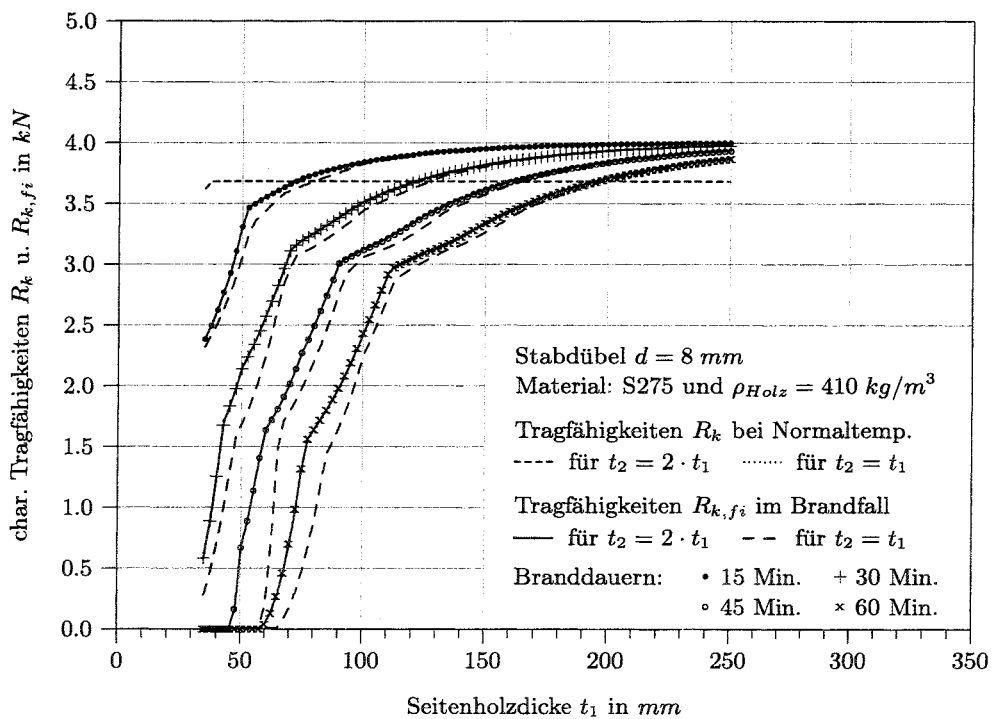


Abbildung A.10: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 8 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

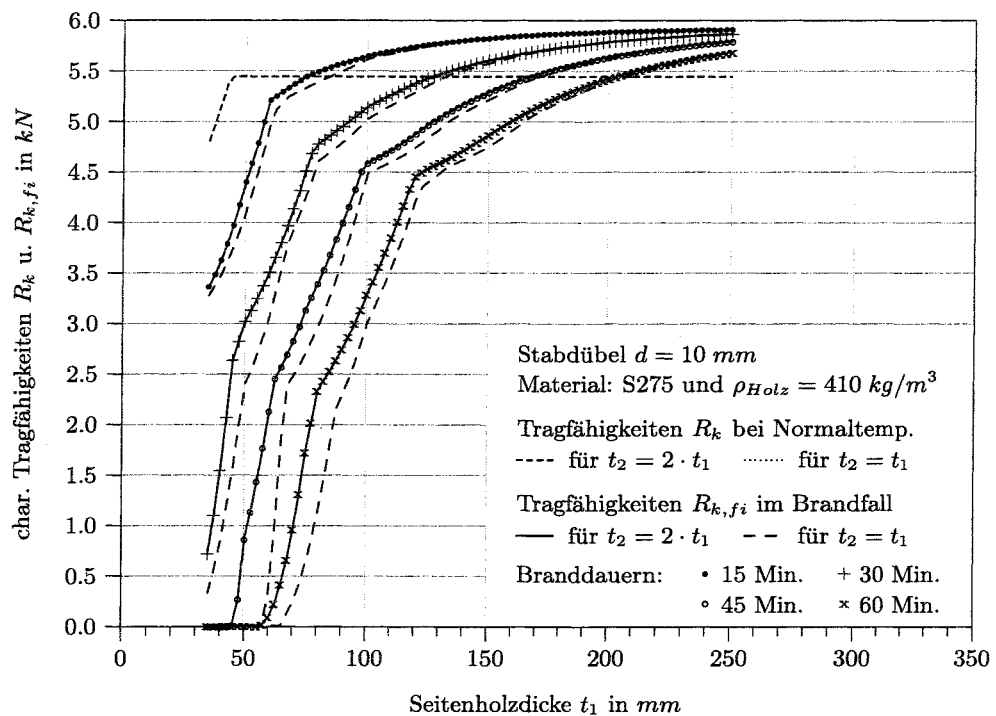


Abbildung A.11: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 10 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

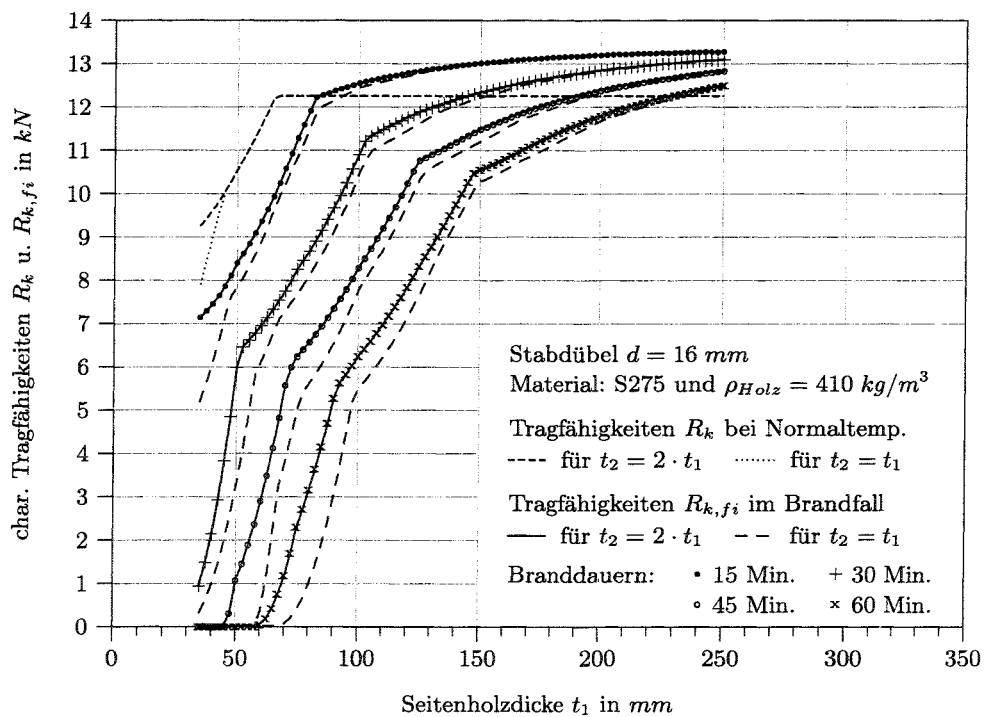


Abbildung A.12: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 16 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

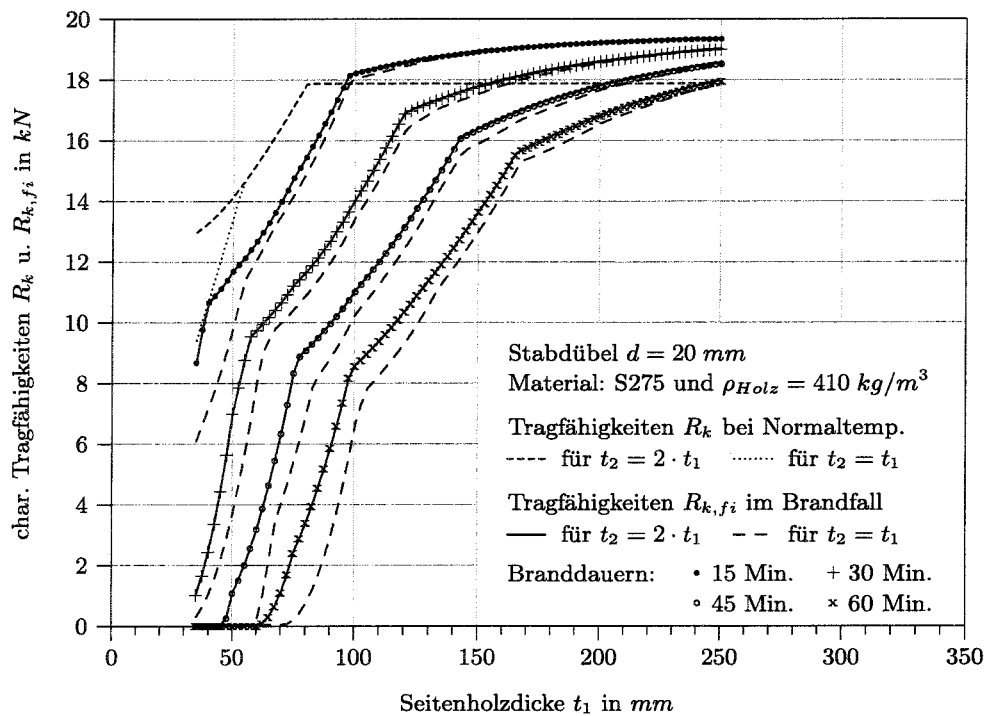


Abbildung A.13: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 20 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

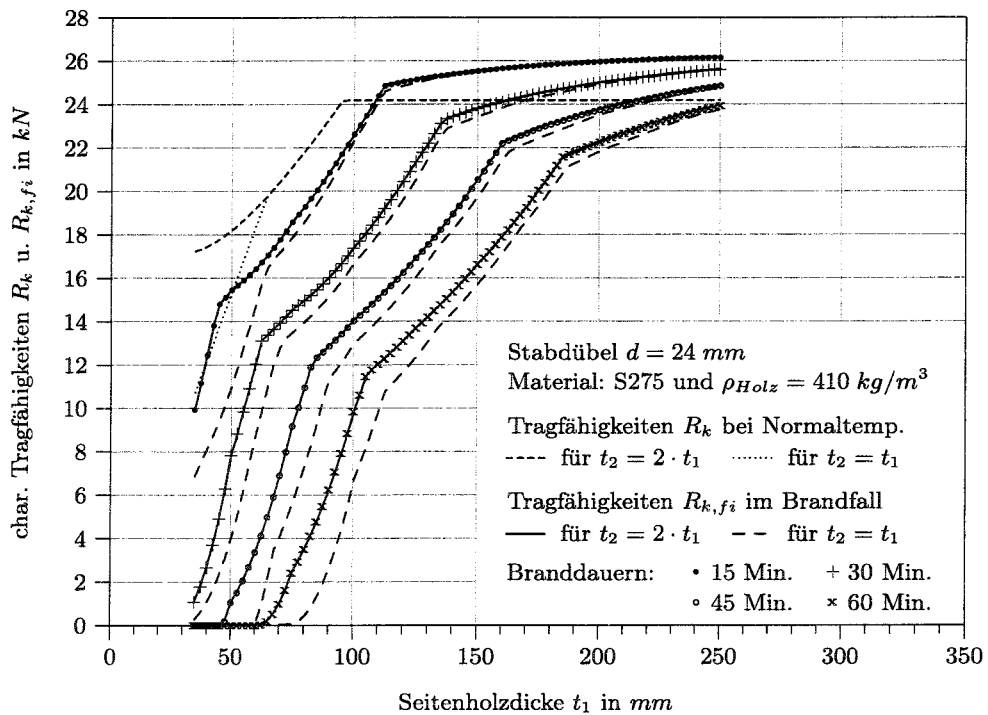


Abbildung A.14: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 24 \text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410 \text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

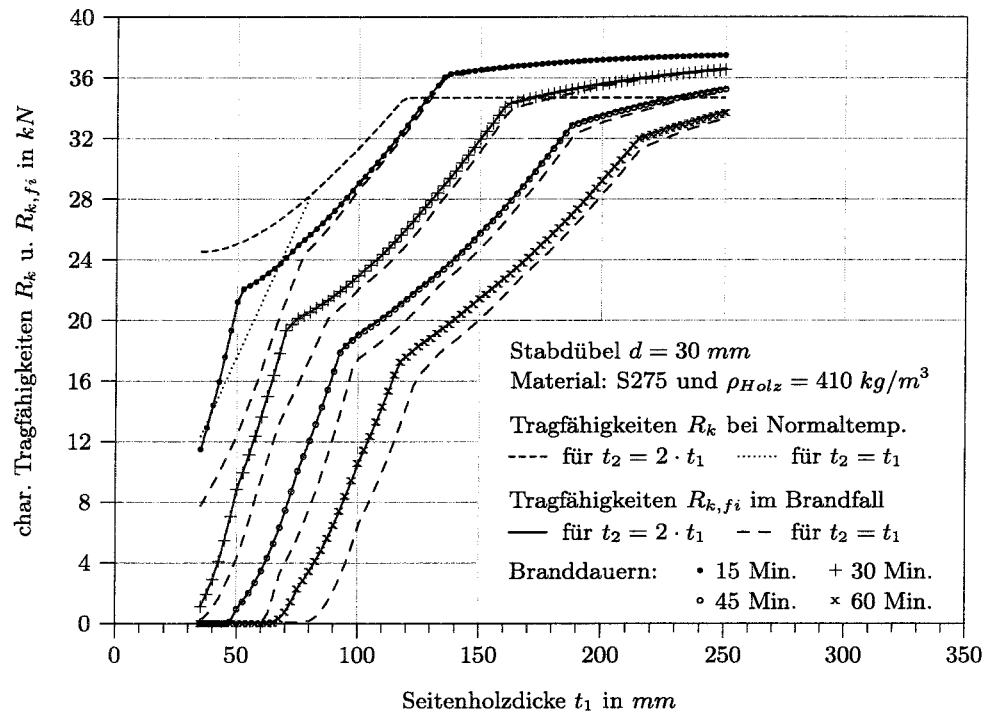


Abbildung A.15: Char. Tragfähigkeiten $R_{k,fi}$ von Stabdübelverb. für Durchmesser $d = 30\text{ mm}$, Nadelholz mit $\rho_{Holz} = 410\text{ kg/m}^3$ und Stahl S275

Anhang B

Tragfähigkeitsreduzierung η

In den folgenden Diagrammen werden die rechnerisch ermittelten Tragfähigkeitsreduzierungen für ungeschützte zweischnittige Stabdübelverbindungen für Branddauern von 30 und 60 Minuten angegeben. Die Diagramme wurden für unterschiedliche Materialkombinationen aufgestellt und enthalten jeweils die Tragfähigkeitsreduzierungen unterschiedlicher Verbindungsmitteldurchmesser d . In Tabelle B.1 sind die Abbildungsnummern der zugehörigen Materialkombination und Branddauer angegeben.

Tabelle B.1: Übersicht der Abbildungen zur Tragfähigkeitsreduzierung η

Rohdichte des Holzes	Stahlgüte des Verb.-Mittels	Mittelholz- dicke t_2	Branddauer	
			30 Minuten	60 Minuten
380 kg/m ³	S235	$t_2 = t_1$	Abb. B.1	Abb. B.17
380 kg/m ³	S235	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.2	Abb. B.18
410 kg/m ³	S235	$t_2 = t_1$	Abb. B.3	Abb. B.19
410 kg/m ³	S235	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.4	Abb. B.20
450 kg/m ³	S235	$t_2 = t_1$	Abb. B.5	Abb. B.21
450 kg/m ³	S235	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.6	Abb. B.22
380 kg/m ³	S275	$t_2 = t_1$	Abb. B.7	Abb. B.23
380 kg/m ³	S275	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.8	Abb. B.24
410 kg/m ³	S275	$t_2 = t_1$	Abb. B.9	Abb. B.25
410 kg/m ³	S275	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.10	Abb. B.26
450 kg/m ³	S275	$t_2 = t_1$	Abb. B.11	Abb. B.27
450 kg/m ³	S275	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.12	Abb. B.28
380 kg/m ³	S355	$t_2 = t_1$	Abb. 5.5	Abb. 5.6
380 kg/m ³	S355	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. 5.7	Abb. 5.8
410 kg/m ³	S355	$t_2 = t_1$	Abb. B.13	Abb. B.29
410 kg/m ³	S355	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.14	Abb. B.30
450 kg/m ³	S355	$t_2 = t_1$	Abb. B.15	Abb. B.31
450 kg/m ³	S355	$t_2 = 2 \cdot t_1$	Abb. B.16	Abb. B.32

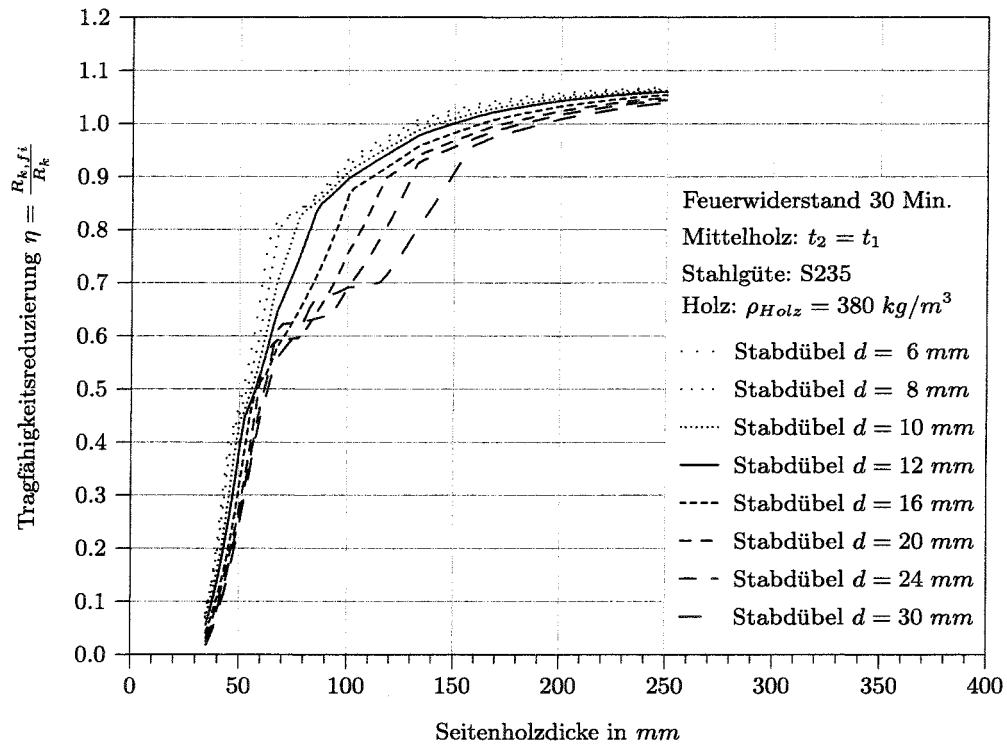


Abbildung B.1: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

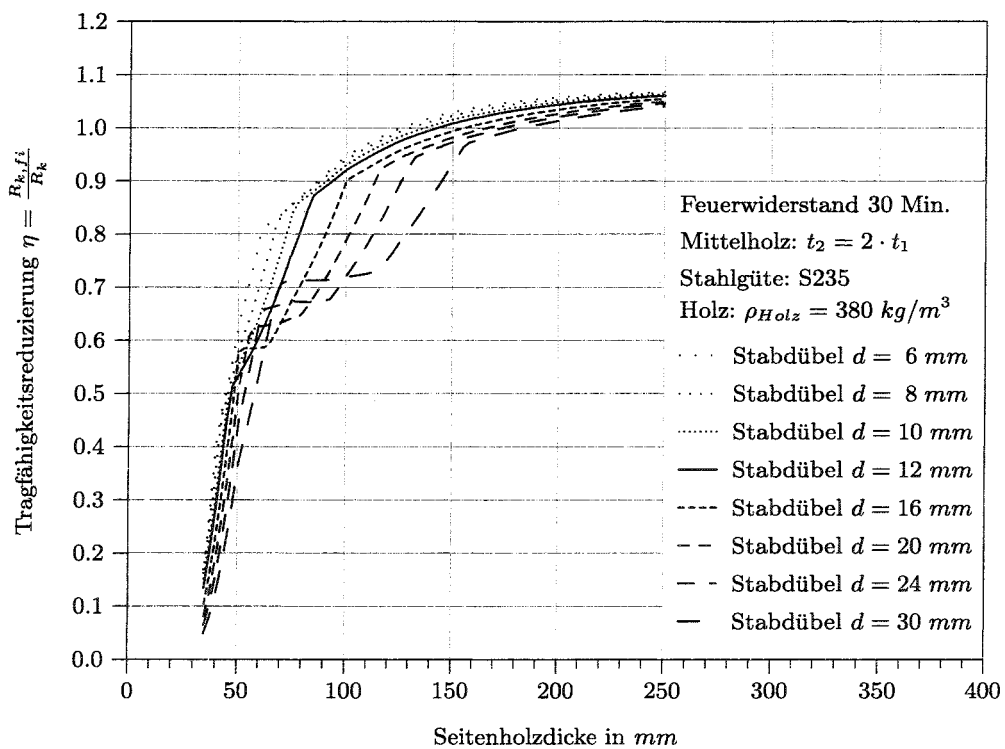


Abbildung B.2: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

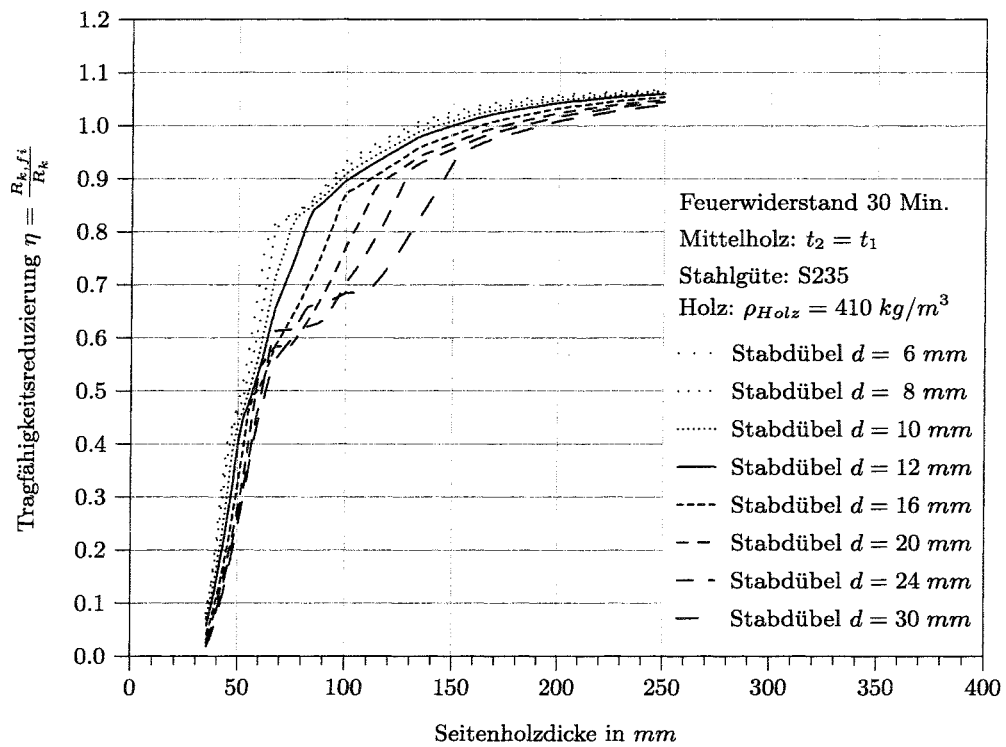


Abbildung B.3: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

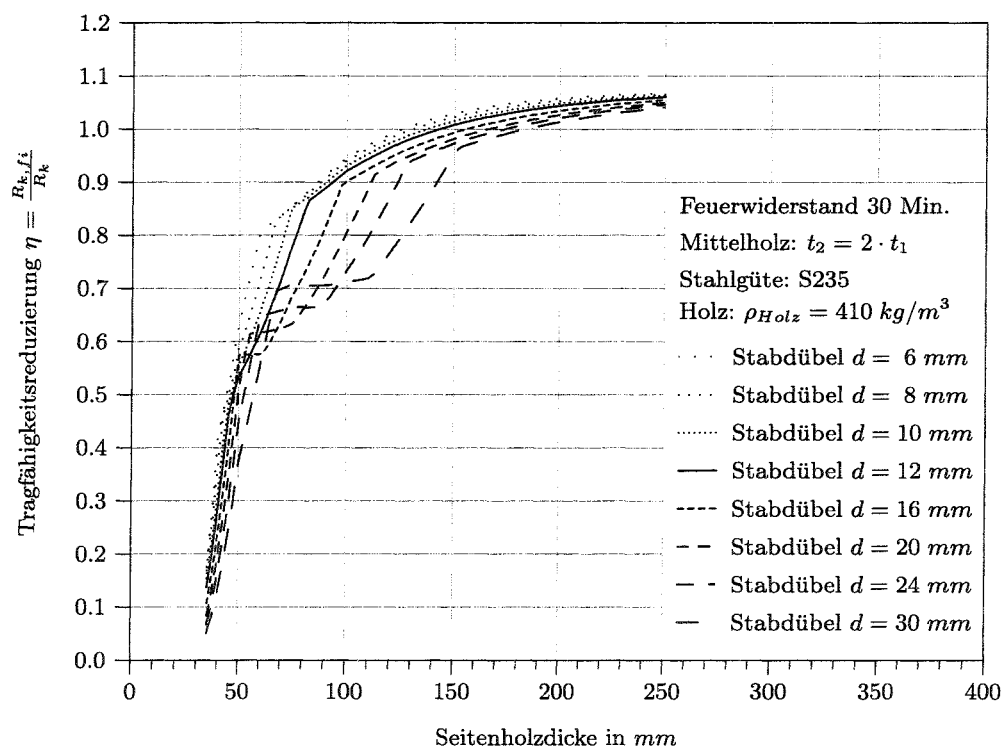


Abbildung B.4: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

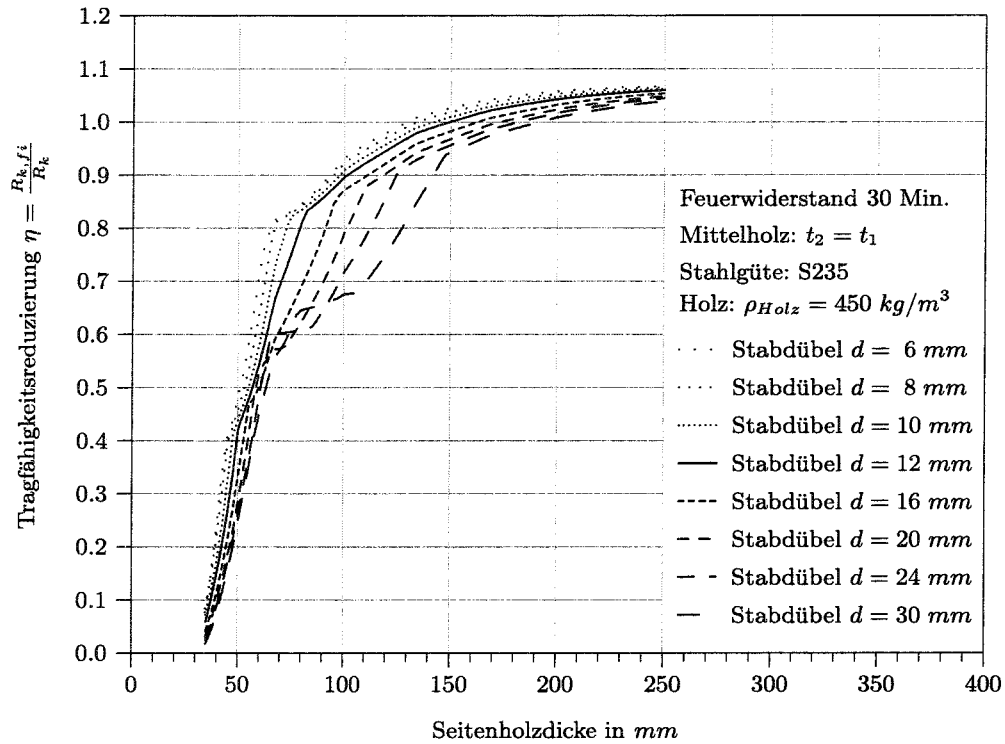


Abbildung B.5: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

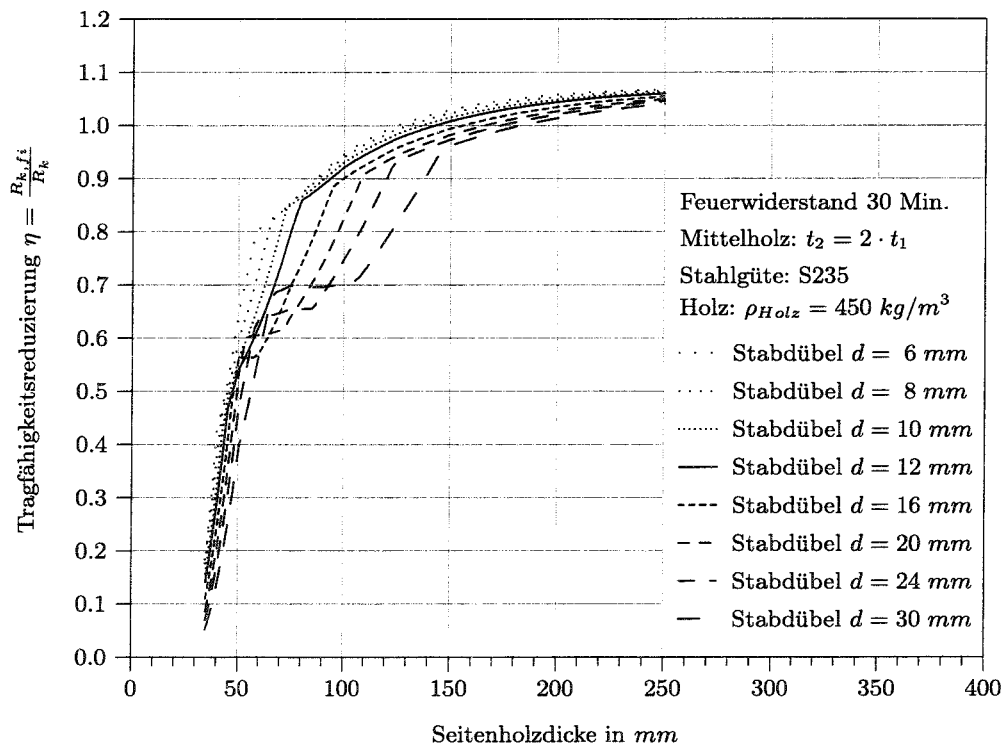


Abbildung B.6: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

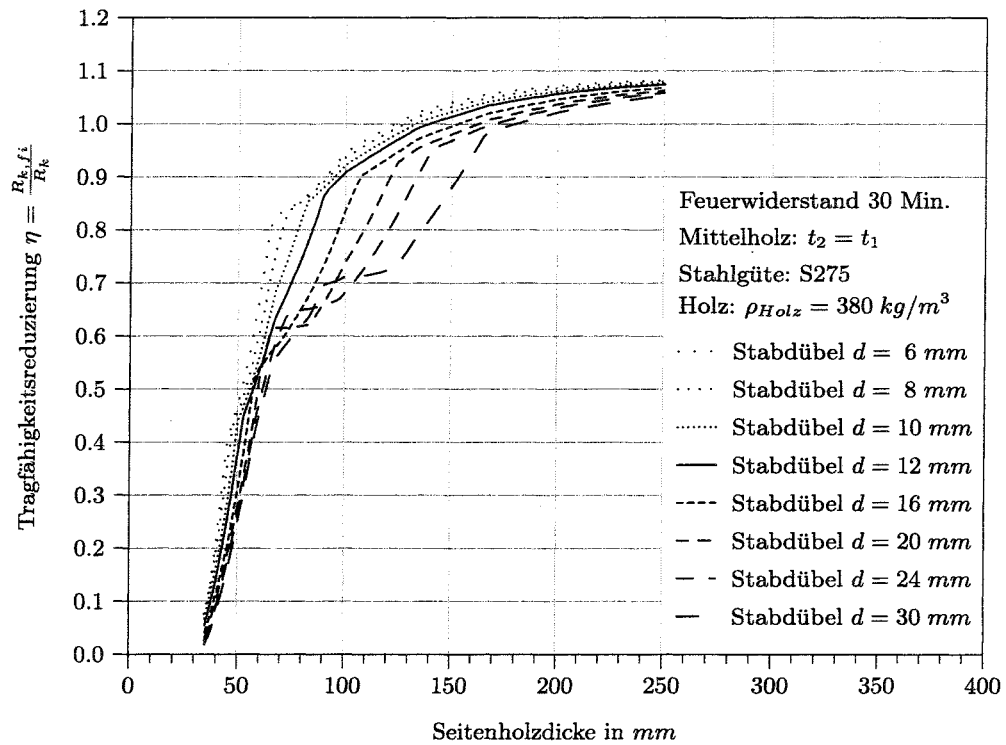


Abbildung B.7: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

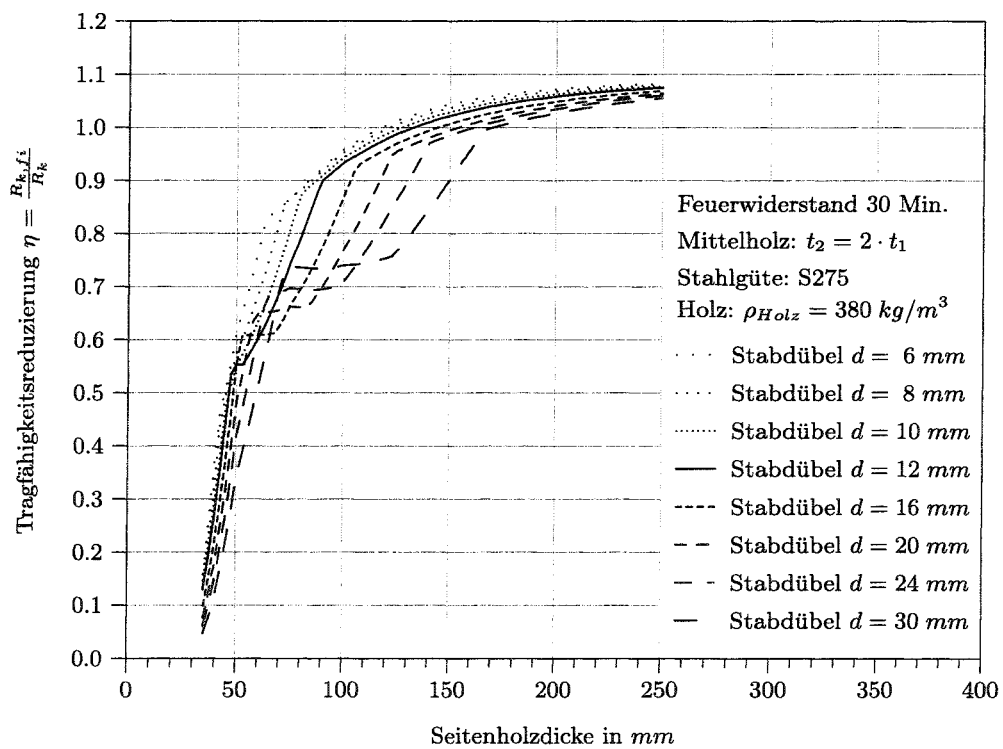


Abbildung B.8: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

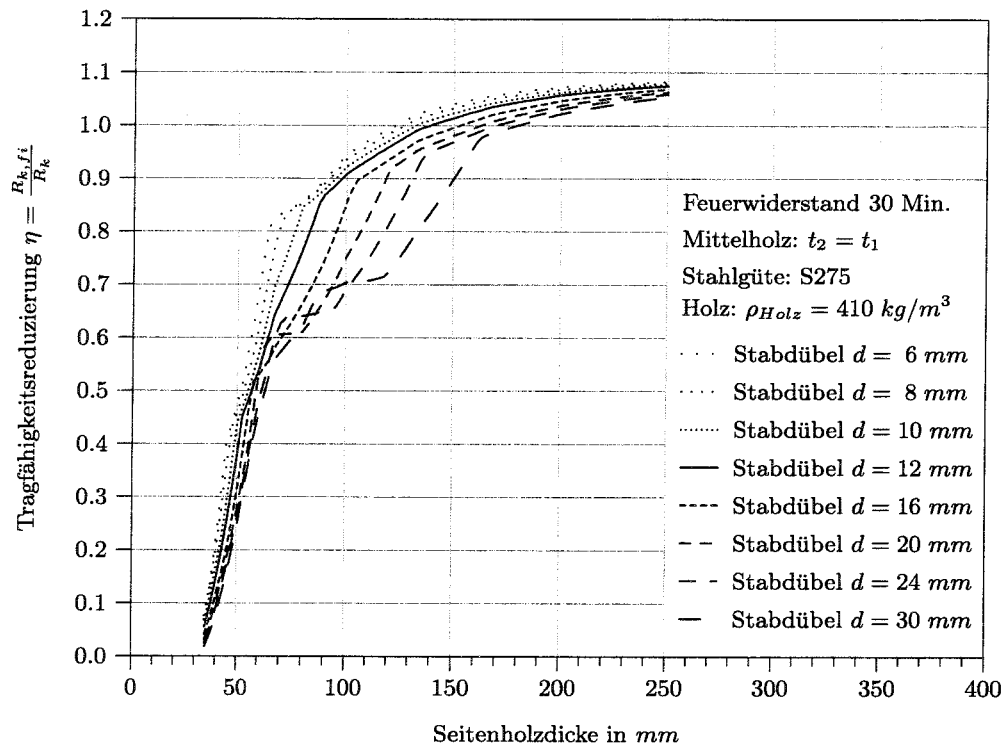


Abbildung B.9: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

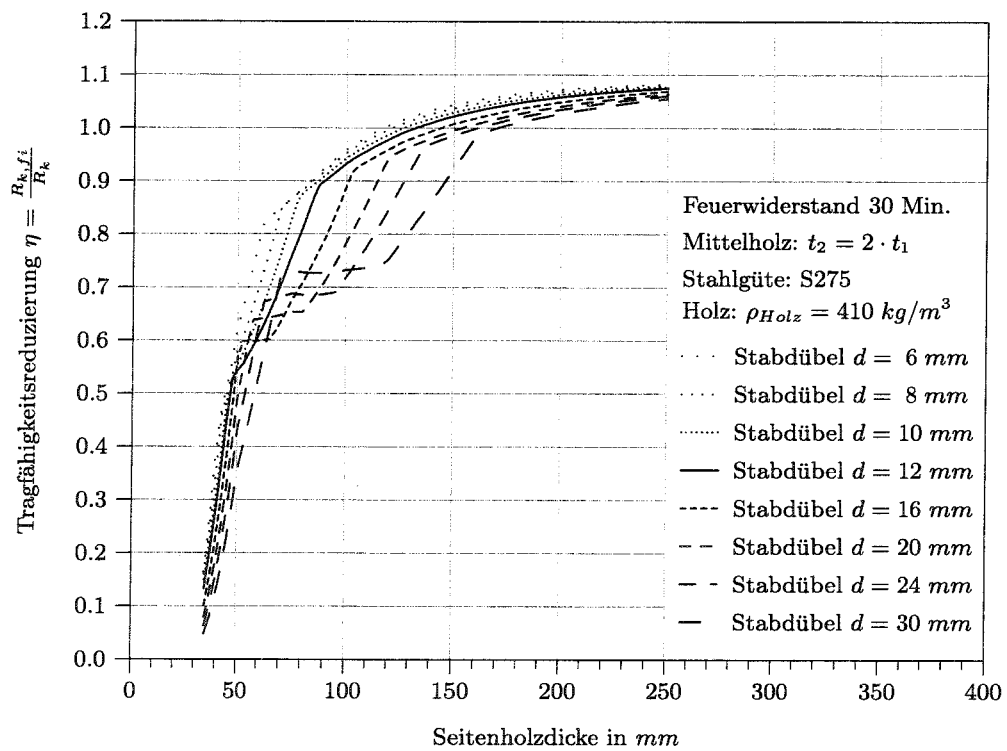


Abbildung B.10: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

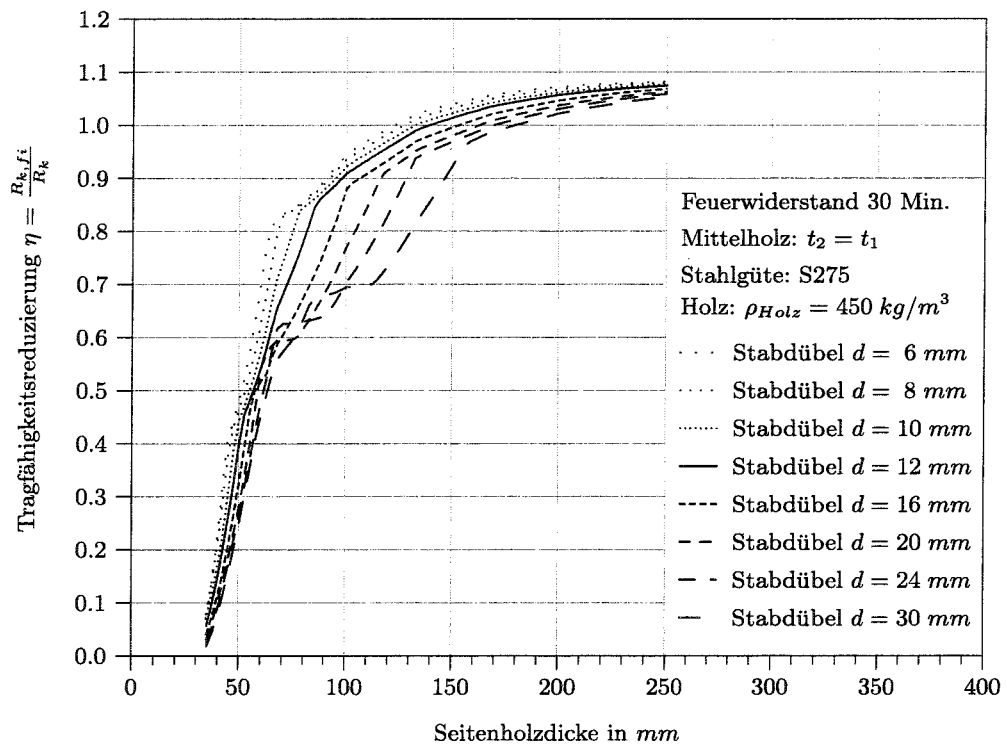


Abbildung B.11: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

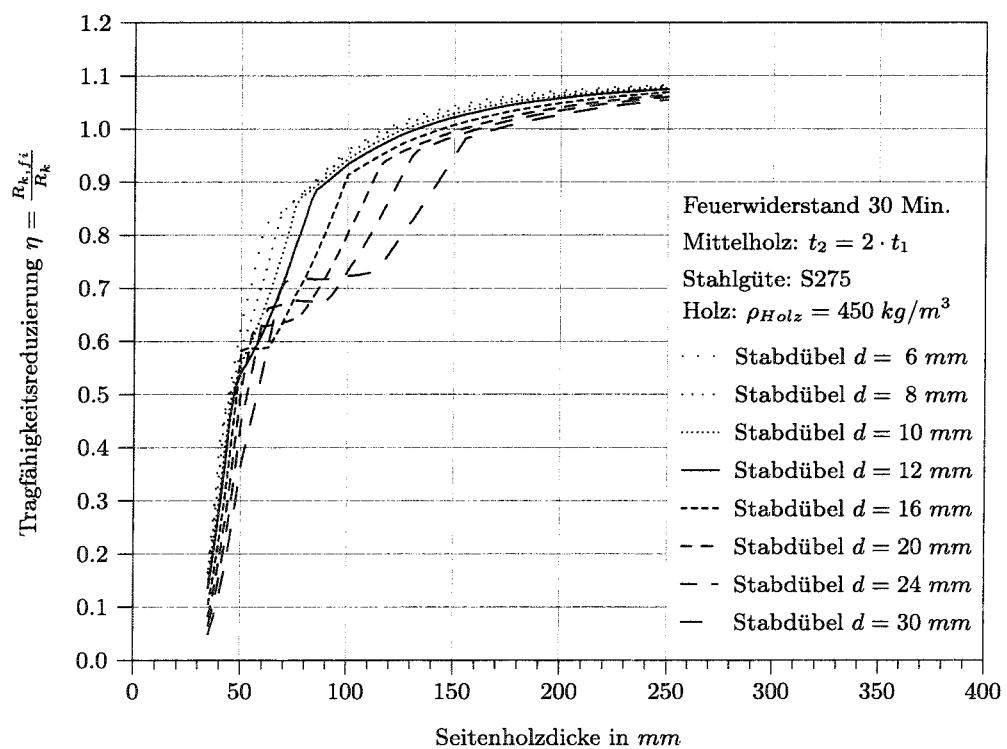


Abbildung B.12: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

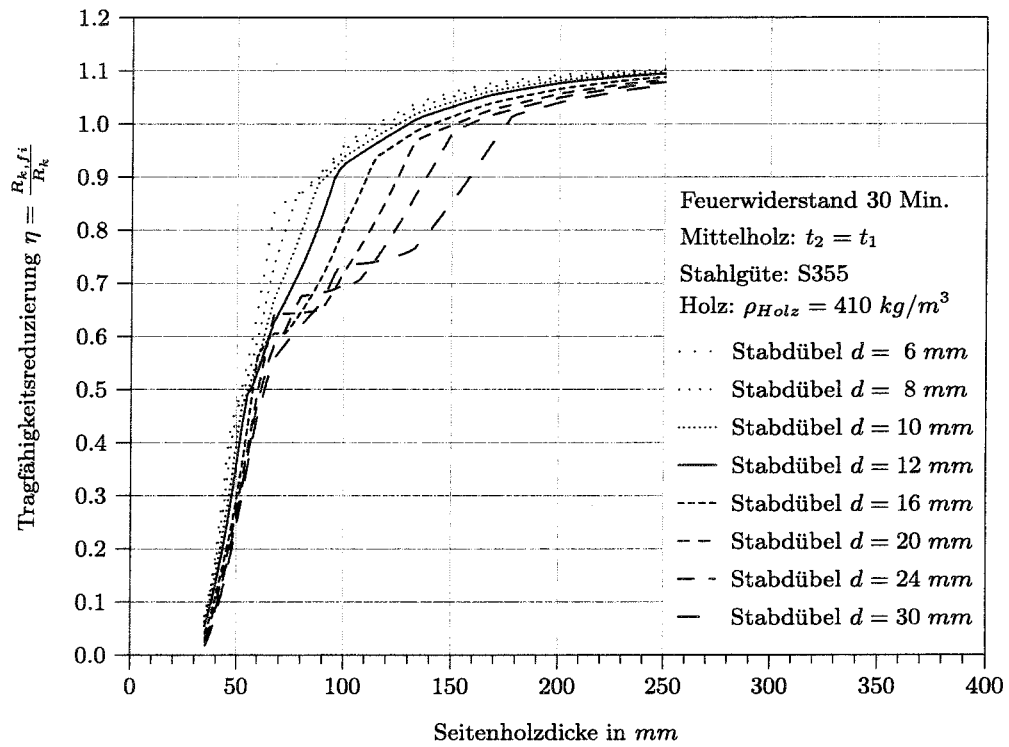


Abbildung B.13: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

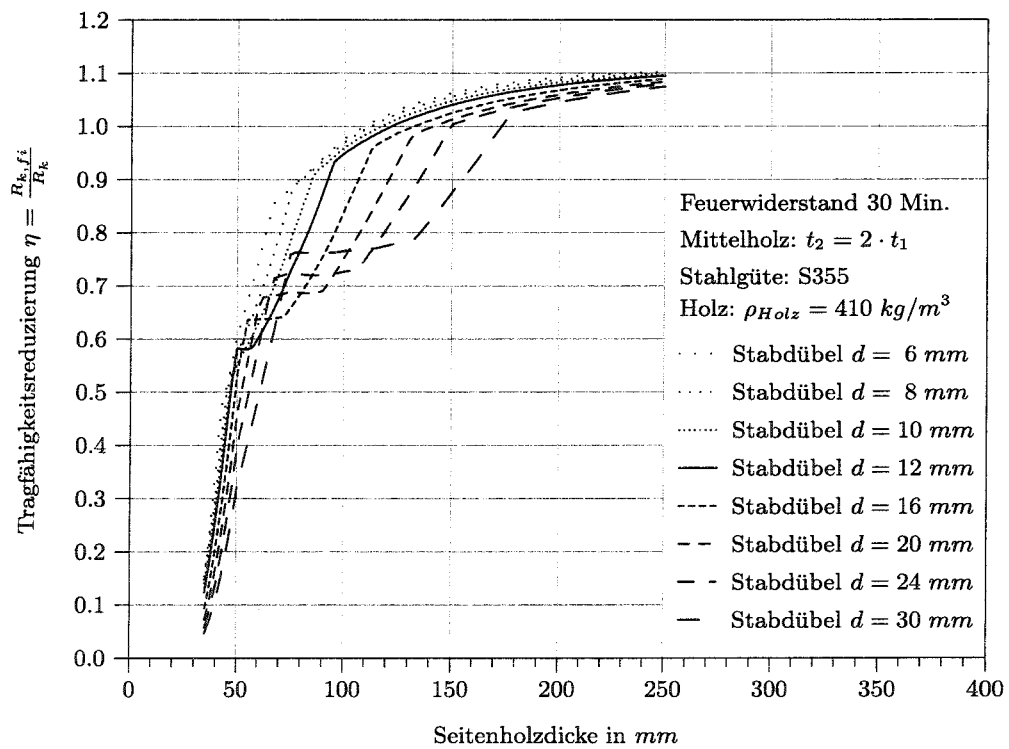


Abbildung B.14: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

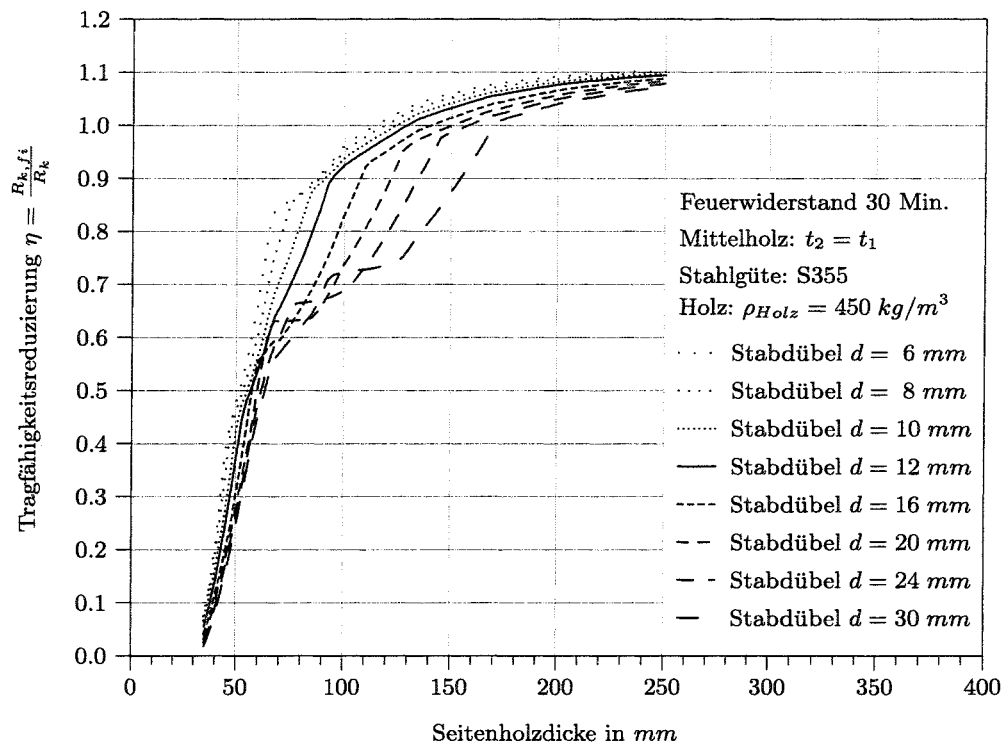


Abbildung B.15: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 30 Minuten Branddauer

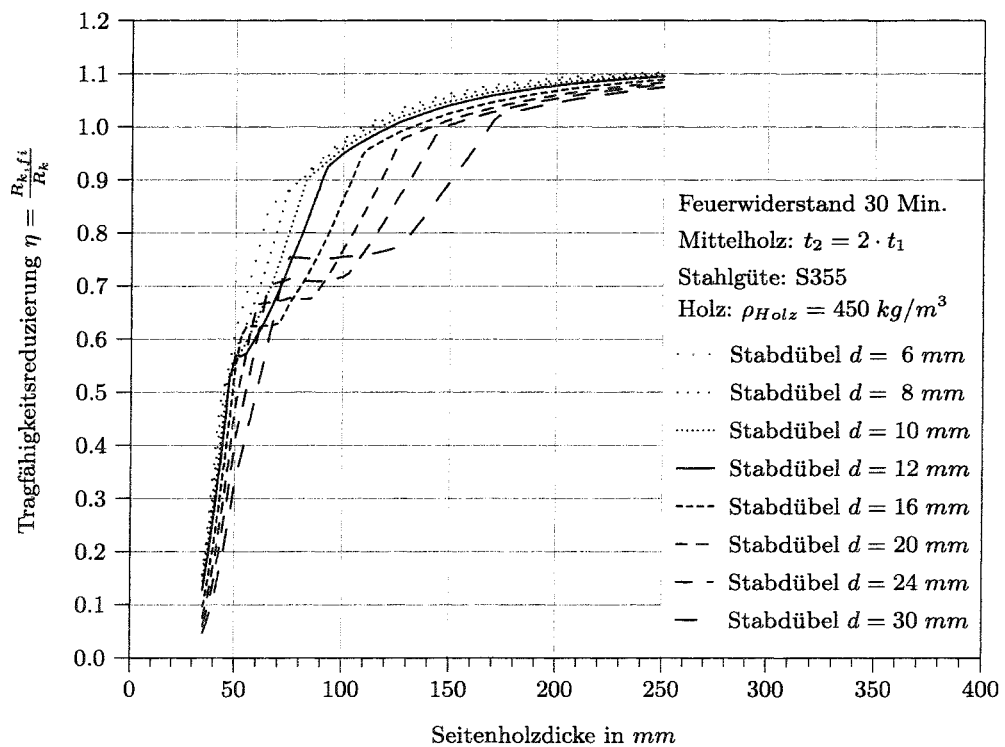


Abbildung B.16: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 30 Minuten Branddauer

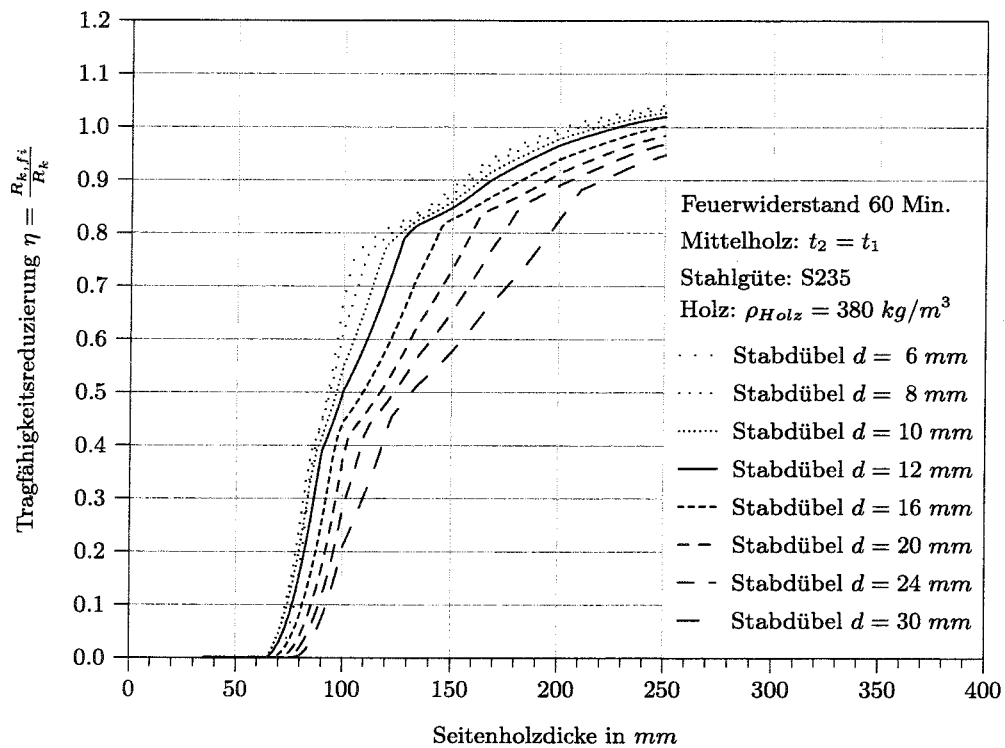


Abbildung B.17: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

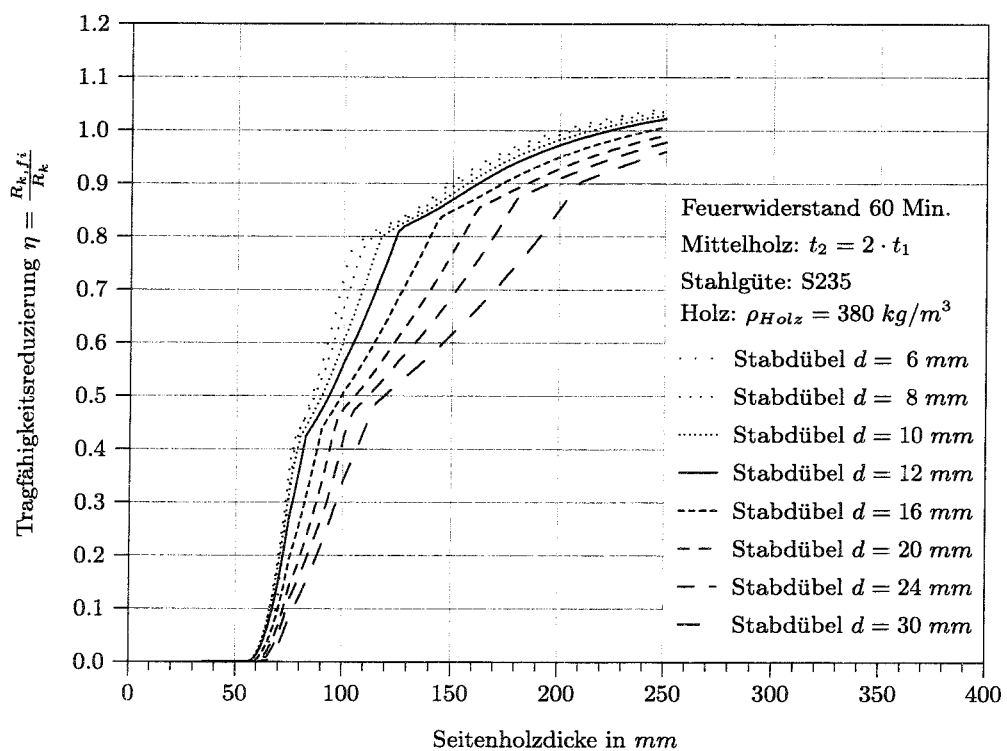


Abbildung B.18: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

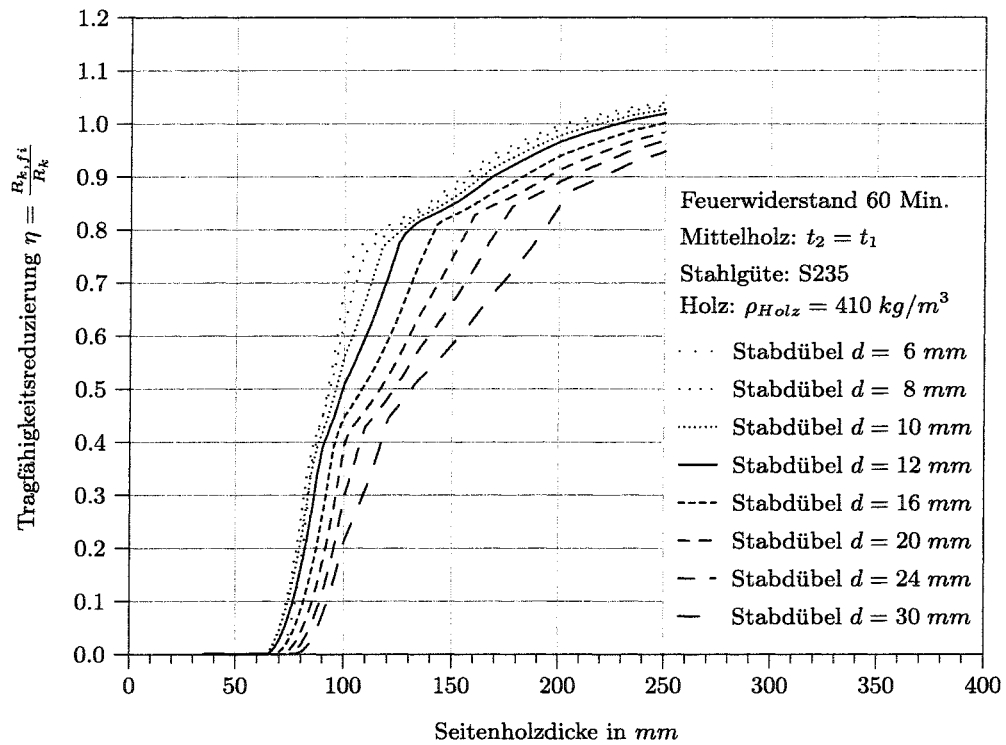


Abbildung B.19: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

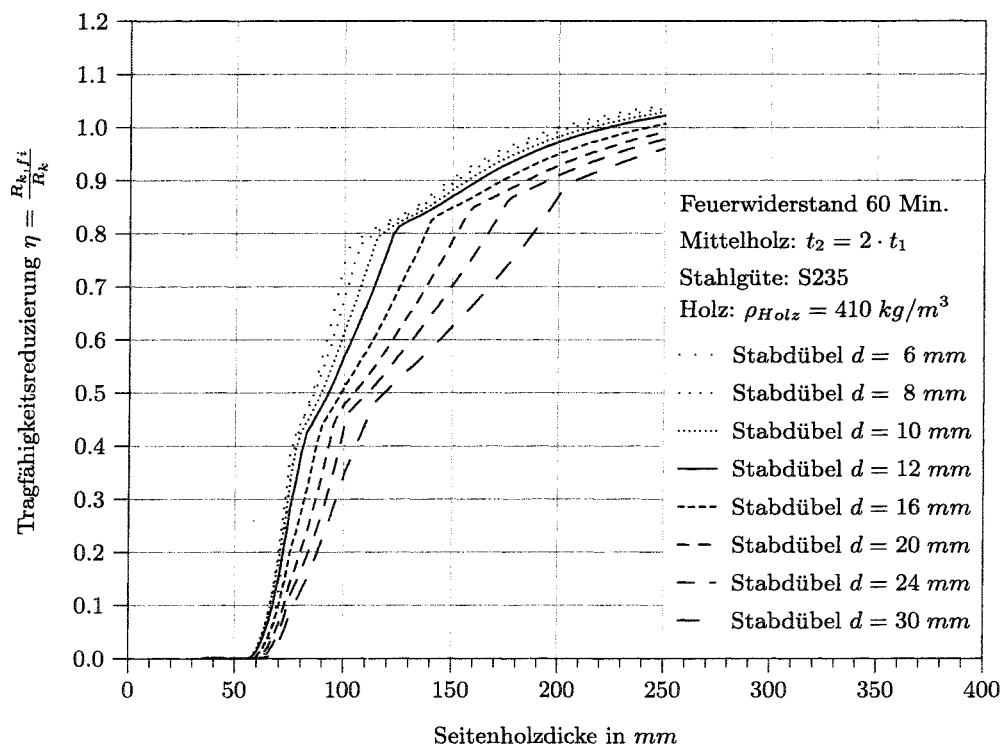


Abbildung B.20: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

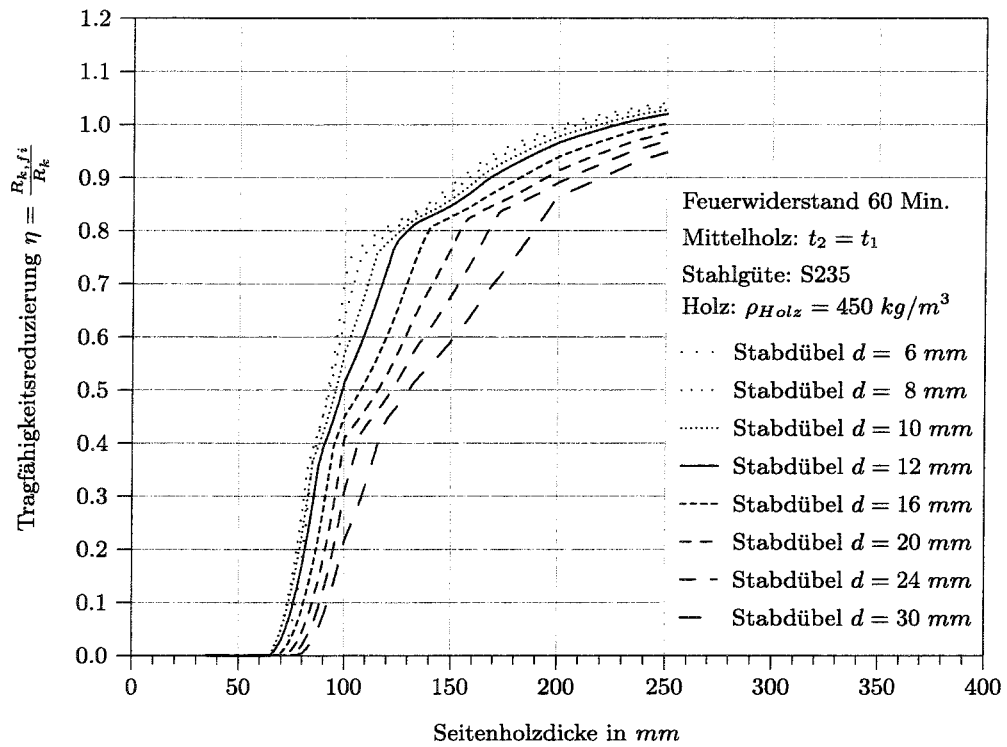


Abbildung B.21: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

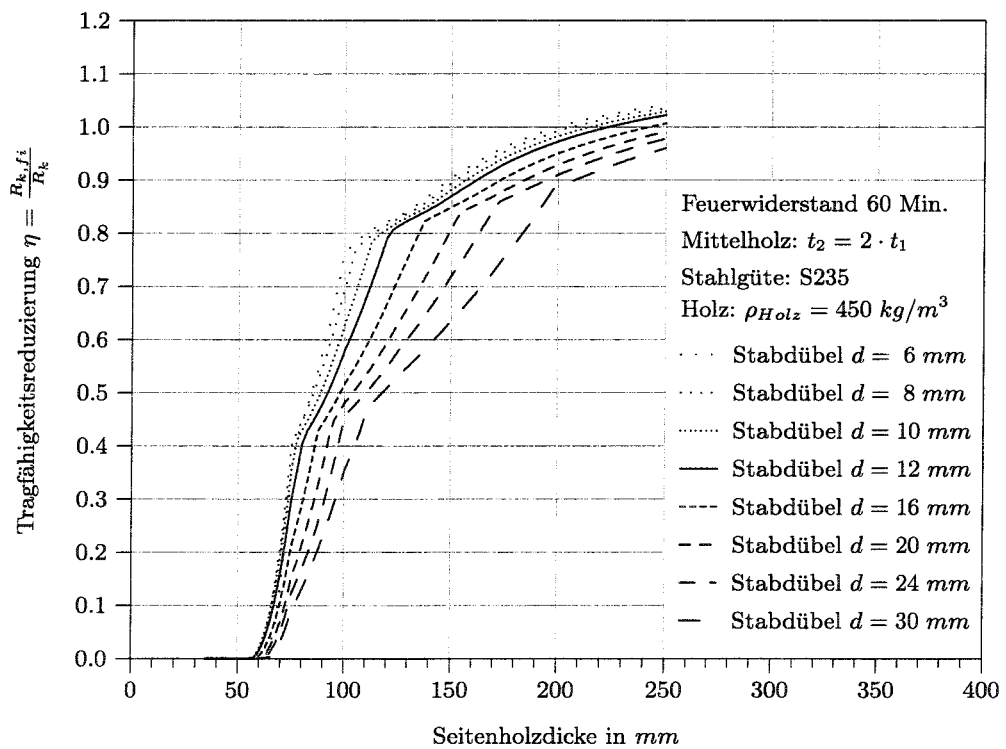


Abbildung B.22: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S235, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

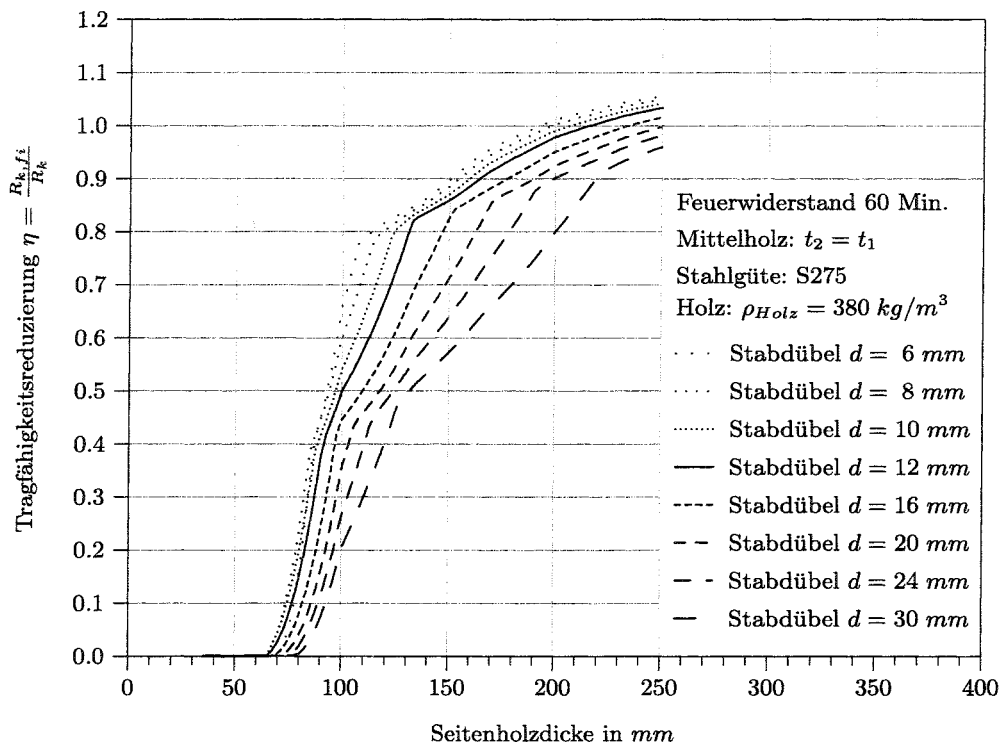


Abbildung B.23: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

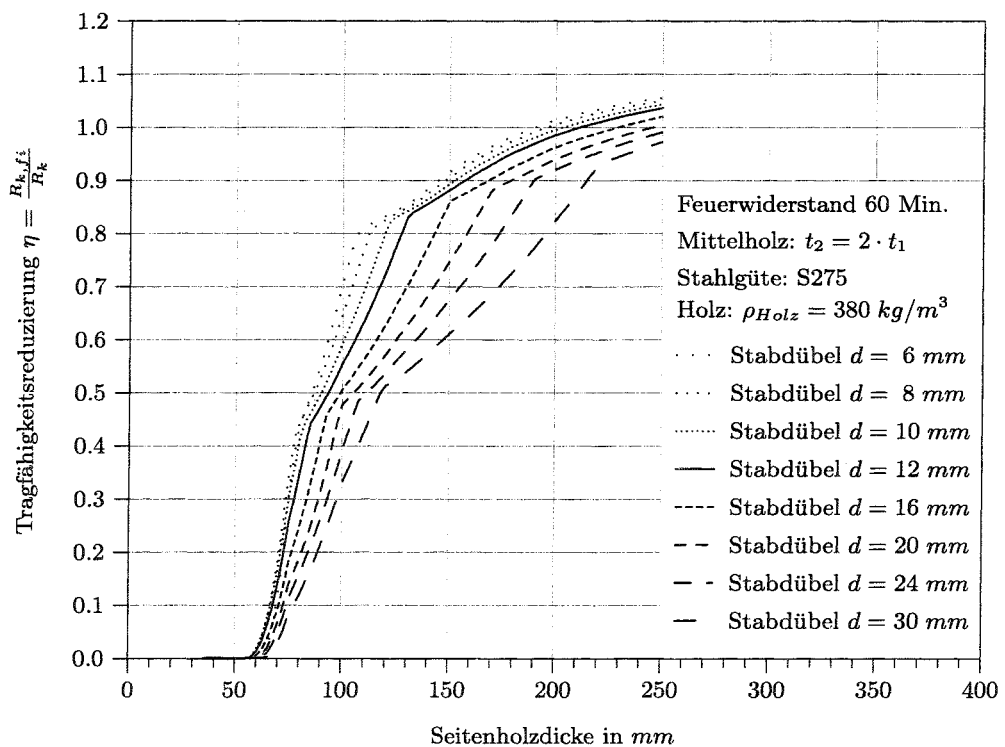


Abbildung B.24: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

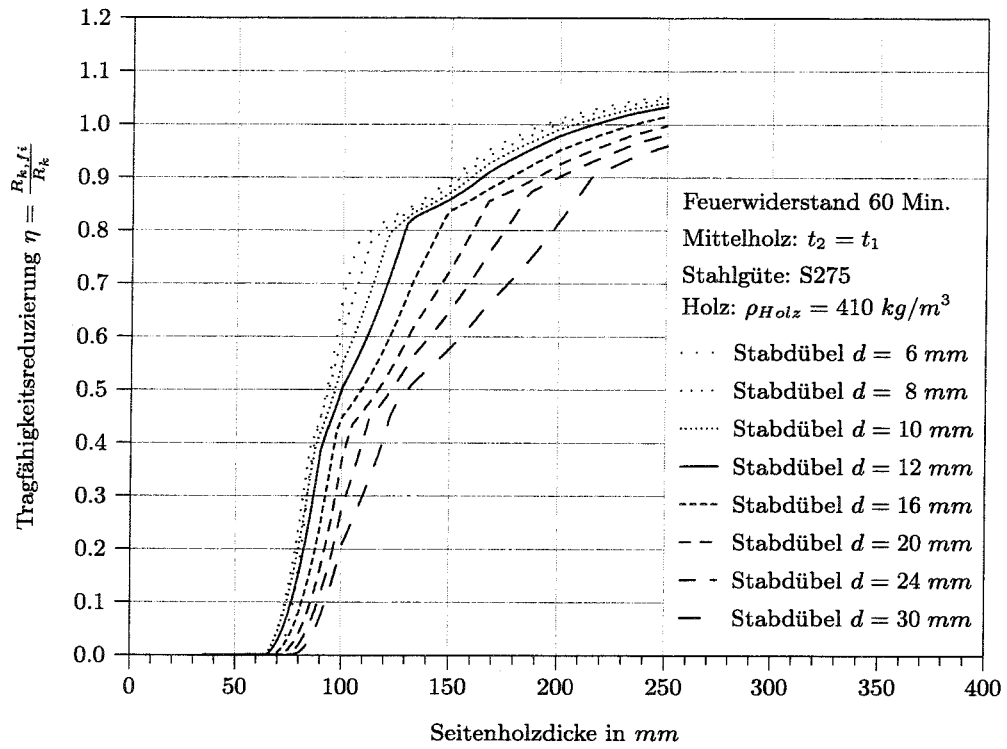


Abbildung B.25: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

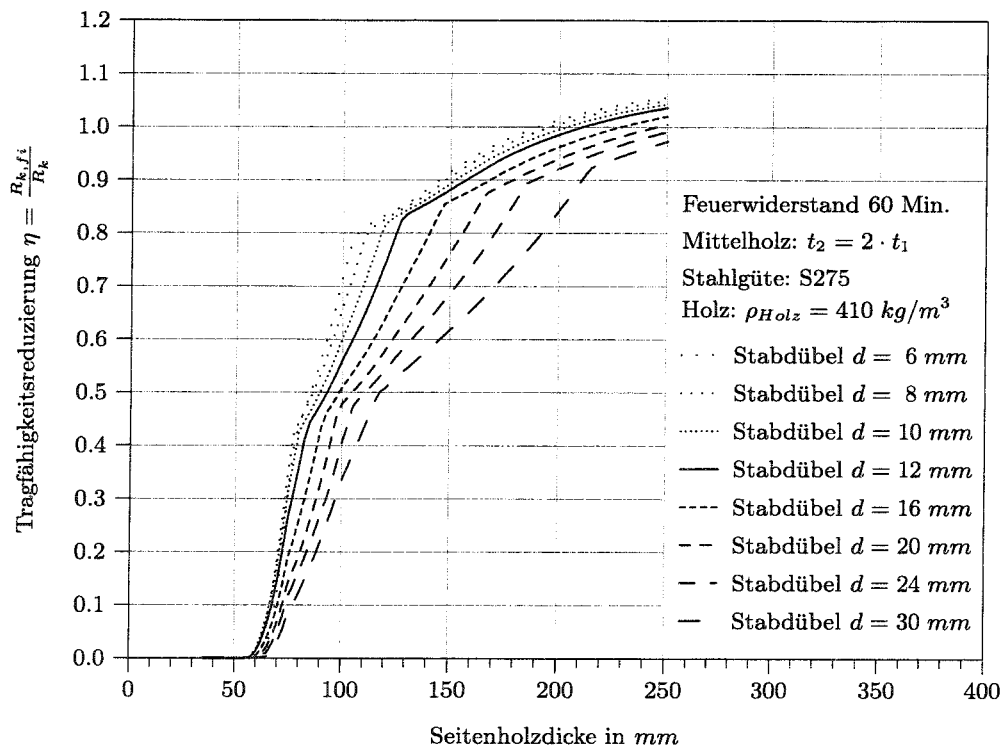


Abbildung B.26: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

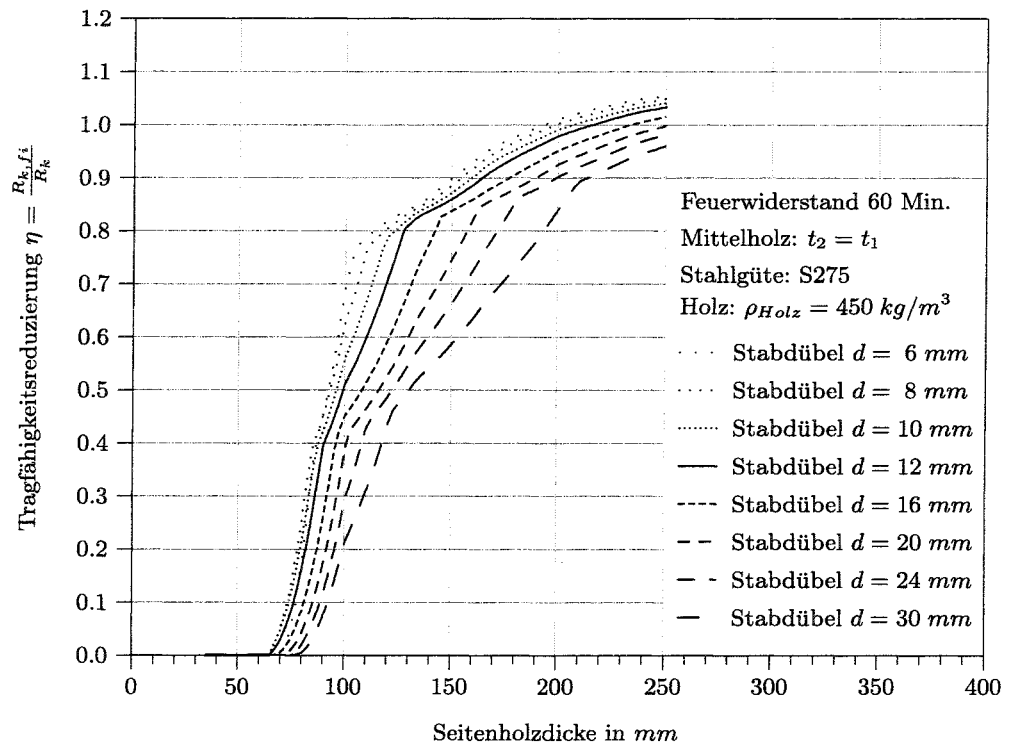


Abbildung B.27: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

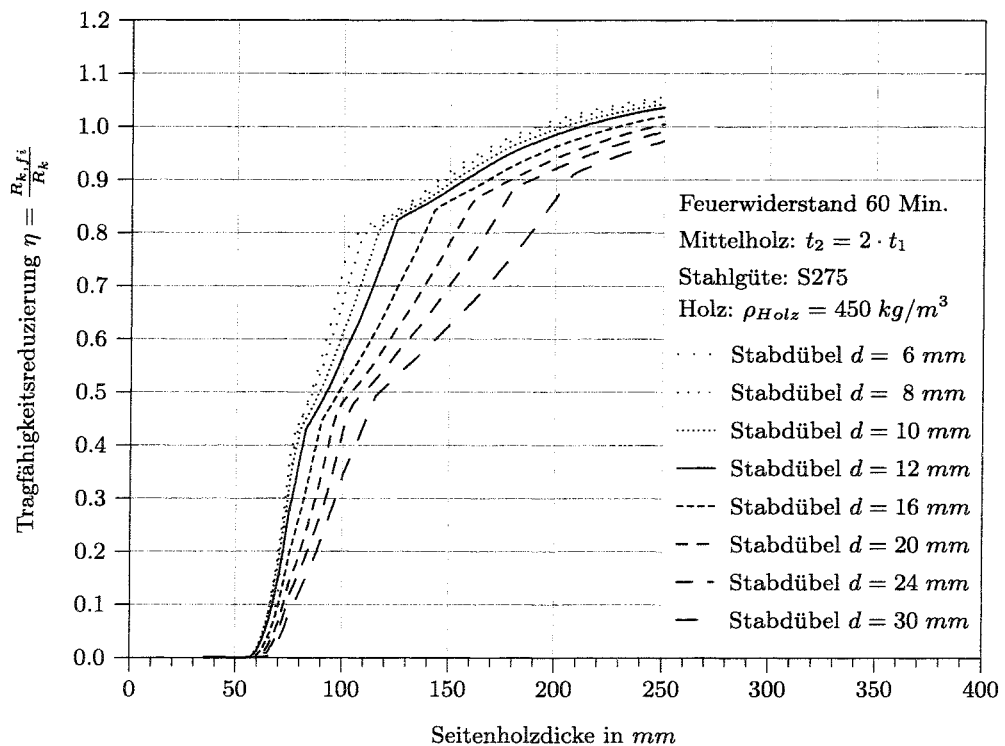


Abbildung B.28: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S275, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

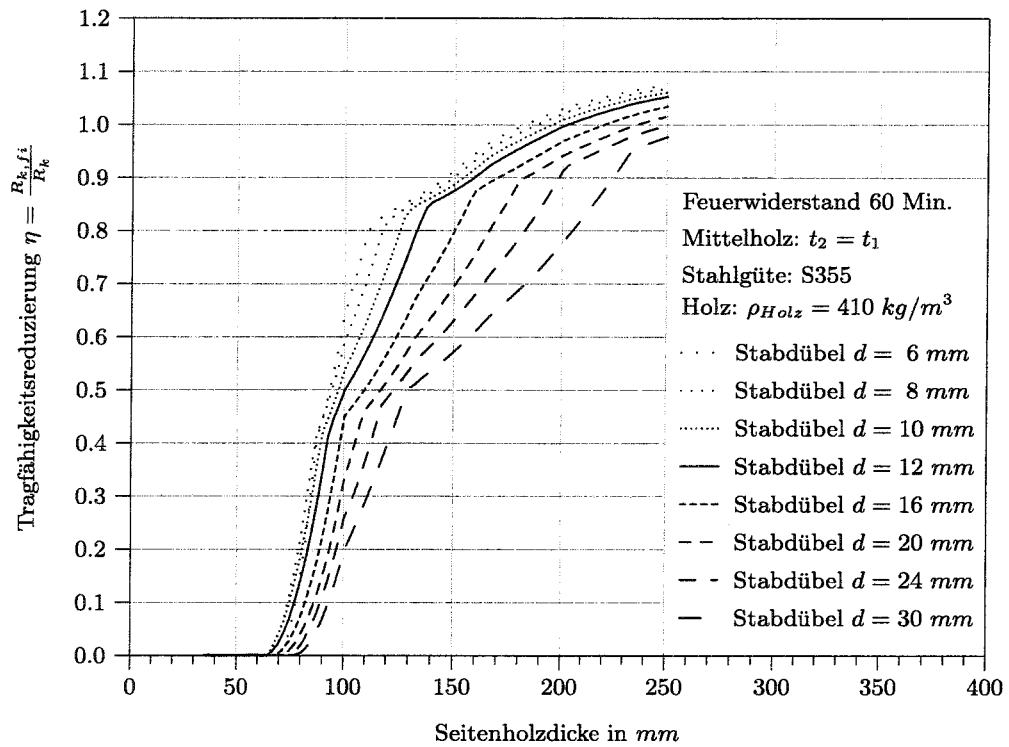


Abbildung B.29: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

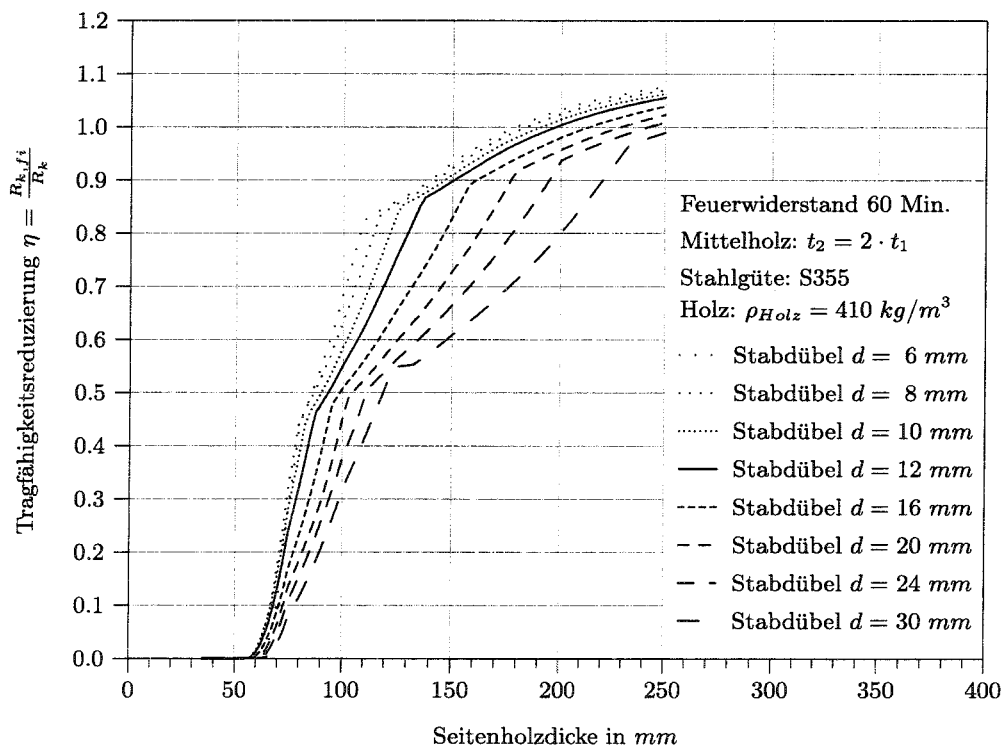


Abbildung B.30: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

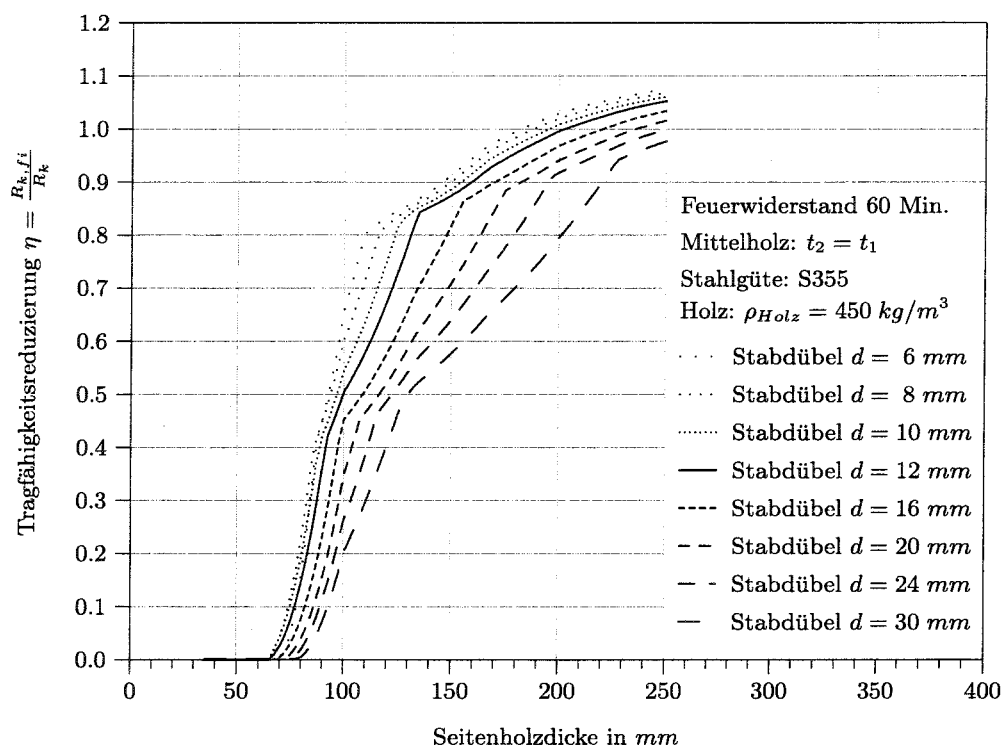


Abbildung B.31: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = t_1$ und 60 Minuten Branddauer

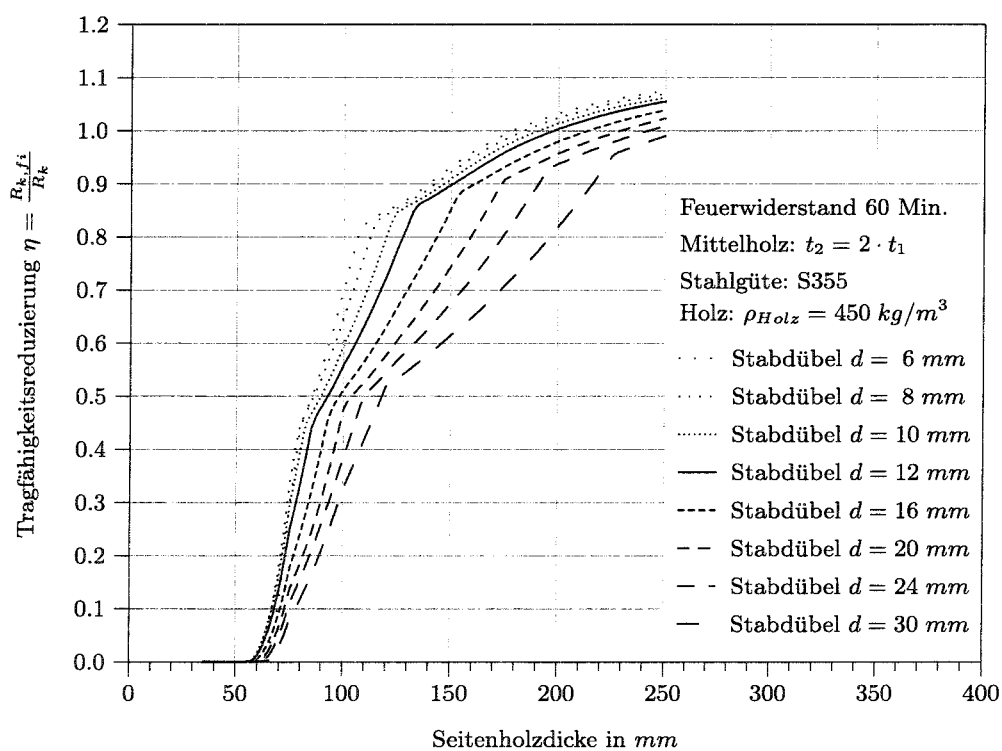


Abbildung B.32: Tragfähigkeitsreduzierung η für Stabdübel mit $\rho_{Holz} = 380 \text{ kg/m}^3$, Stahl S355, Mittelholzdicke $t_2 = 2 \cdot t_1$ und 60 Minuten Branddauer

Anhang C

Bemessungsverfahren für Stabdübelverbindungen im Brandfall

Zum Nachweis des Grenzzustandes der Tragfähigkeit ist im Brandfall die Gleichung C.1 einzuhalten:

$$E_{d,fi} \leq R_{d,fi} \quad (\text{C.1})$$

Der Bemessungswert der Beanspruchung im Brandfall $E_{d,fi}$ kann in der Regel durch die bestehenden Normen ermittelt werden. Für die Bestimmung des Bemessungswertes des Tragwiderstandes im Brandfall $R_{d,fi}$ für zweischnittige ungeschützte Holz-Holz-Verbindungen mit Stabdübeln ohne Überstand ($\ddot{u} = 0 \text{ mm}$) werden im folgenden Regeln angegeben.

Der Bemessungswert des Tragwiderstandes im Brandfall ergibt sich aus:

$$R_{d,fi} = \frac{R_{k,fi}}{\gamma_{M,fi}} = \frac{\eta \cdot R_k}{\gamma_{M,fi}} \quad (\text{C.2})$$

mit	$R_{k,fi}$	char. Tragfähigkeit im Brandfall (20%-Fraktilwert)
	$\gamma_{M,fi} = 1,0$	Teilsicherheitsbeiwert für die Tragfähigkeit im Brandfall
	η	Tragfähigkeitsreduzierung für den Brandfall
	R_k	char. Tragfähigkeit bei Normaltemperatur

Die Tragfähigkeitsreduzierung η für den Brandfall kann entsprechend den Tabellen C.1 oder C.2 angesetzt werden. Die Tabelle C.1 enthält bei Einhaltung entsprechender Randbedingungen pauschale Angaben für die Tragfähigkeitsreduzierung für eine sehr

vereinfachte Brandschutzbemessung. In Tabelle C.2 sind die im Kapitel 5 hergeleiteten Bemessungsgleichungen aufgeführt.

Um die Tragfähigkeiten im Brandfall nach Gleichung C.2 zu erreichen, ist die Beachtung erhöhter Abstände erforderlich. Diese sind in der folgenden Tabelle C.3 aufgeführt.

Tabelle C.1: Pauschale Werte für die Tragfähigkeitsreduzierung η von zweischnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall

Feuerwiderstandsdauer	Tragfähigkeitsreduzierung η im Brandfall	
30 Minuten	$\eta = 0,45$	für $60 \text{ mm} \leq t_1 < 65 \text{ mm}$ und $d \leq 30 \text{ mm}$
	$\eta = 0,50$	für $65 \text{ mm} \leq t_1 < 75 \text{ mm}$ und $d \leq 30 \text{ mm}$
	$\eta = 0,60$	für $t_1 \geq 75 \text{ mm}$ und $d \leq 30 \text{ mm}$
60 Minuten	$\eta = 0,50$	für $t_1 \geq 100 \text{ mm}$ und $d \leq 12 \text{ mm}$
	$\eta = 0,30$	für $t_1 \geq 100 \text{ mm}$ und $d \leq 20 \text{ mm}$
	$\eta = 0,40$	für $t_1 \geq 120 \text{ mm}$ und $d \leq 30 \text{ mm}$

Tabelle C.2: Bestimmungsgleichungen für die Tragfähigkeitsreduzierung η von zweischnittigen Stabdübelverbindungen im Brandfall

Feuerwiderstandsdauer	Mittelholzdicke ¹		
	$t_2 = t_1$	$t_2 \geq 2 \cdot t_1$	
30 Min.	für alle d	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 33}{2,1\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 35}{1,35\sqrt{d}}$
	für $0 < \bar{t}_1 \leq 6,4$	$\eta = 0,075 \cdot \bar{t}_1 - 0,05$	für $0 < \bar{t}_1 \leq 2,0$ $\eta = 0,225 \cdot \bar{t}_1$
	für $\bar{t}_1 > 6,4$	$\eta = 0,024 \cdot \bar{t}_1 + 0,28$ $\eta \leq 0,80$	für $\bar{t}_1 > 2,0$ $\eta = 0,055 \cdot \bar{t}_1 + 0,34$ $\eta \leq 0,80$
60 Min.	für $d < 8 \text{ mm}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 70}{1,6\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 64}{1,4\sqrt{d}}$
	für $d \geq 8 \text{ mm}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 64}{1,5\sqrt{d}}$	$\bar{t}_1 = \frac{t_1 - 60}{1,4\sqrt{d}}$
	für $0 < \bar{t}_1 \leq 6,0$	$\eta = 0,105 \cdot \bar{t}_1 - 0,23$	für $0 < \bar{t}_1 \leq 5,0$ $\eta = 0,110 \cdot \bar{t}_1 - 0,1$
	für $\bar{t}_1 > 6,0$	$\eta = 0,044 \cdot \bar{t}_1 + 0,14$ $\eta \leq 0,80$	für $\bar{t}_1 > 5,0$ $\eta = 0,041 \cdot \bar{t}_1 + 0,245$ $\eta \leq 0,80$
	¹ Zwischenwerte der Tragfähigkeitsreduzierung η für andere Mittelholzdicken $t_1 \leq t_2 \leq 2 \cdot t_1$ dürfen linear interpoliert werden.		

Tabelle C.3: Erforderliche Abstände für Stabdübel im Brandfall

Abstände	Feuerwiderstandsdauer	
	30 Minuten	60 Minuten
untereinander, parallel zur Faser	$a_{1,fi} \geq 7 \cdot d$	
untereinander, senkrecht zur Faser	$a_{2,fi} \geq 3 \cdot d$	
Randabstand, parallel zur Faser	$a_{3,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{3,fi} \\ a_3 + (t \cdot \beta) \end{cases}$ $\min a_{3,fi} = 80 \text{ mm}^1$ $\min a_{3,fi} = 110 \text{ mm}^1$	
Randabstand, senkrecht zur Faser	$a_{4,fi} \geq \max \begin{cases} \min a_{4,fi} \\ a_4 + (t \cdot \beta) \end{cases}$ $\min a_{4,fi} = 60 \text{ mm}^1$ $\min a_{4,fi} = 80 \text{ mm}^1$	
¹ Zwischenwerte für andere Feuerwiderstandsdauern dürfen linear interpoliert werden.		

Literaturverzeichnis

- [1] ANSYS, INC.: *ANSYS Elements Reference*. 11. Auflage, 1999.
- [2] AUNE, P. und M. PATTON-MALLORY: *Lateral Load-Bearing Capacity of Nailed Joints Based on the Yield Theory, Theoretical Development*. United States Department of Agriculture, Forest Products Laboratory, 1986.
- [3] BLASS, H. J., A. BIENHAUS und V. KRÄMERER: *Ermittlung des Biege widerstandes stiftförmiger Verbindungsmittel*. Bauingenieur, 75:296–299, 2000.
- [4] BOCK, H. M. und S. ERBAY: *Die kritische Stahltemperatur von Bauteilen und Bauwerkssystemen aus Stahl*. Stahlbau, 62:107–115, 1993.
- [5] CERBE, G. und H.-J. HOFFMANN: *Einführung in die Thermodynamik*. Carl Hanser Verlag, 12. Auflage, 1999.
- [6] CUTTER, B. E. und JR. E. ALLEN MCGINNES: *A Note on Density Change Patterns in Charred Wood*. Wood and Fiber, 13:39–44, 1981.
- [7] DELIISKI, N.: *Berechnung der instationären Temperaturverteilung im Holz bei der Erwärmung durch Wärmeleitung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 35:141–145, 1977.
- [8] DHIMA, D.: *Vérification expérimentale de la résistance au feu d'assemblages d'éléments en bois*. CTICM, Ref. INC - 99/399 - DD/NB, Frankreich, 1999.
- [9] DIN 1052 TEIL 1: *Holzbauwerke – Teil 1: Berechnung und Ausführung*, April 1988.
- [10] DIN 1052 TEIL 2: *Holzbauwerke – Teil 2: Mechanische Verbindungen*, April 1988.
- [11] DIN 1143 TEIL 1: *Maschinenstifte – rund, lose*, Aug. 1982.
- [12] DIN 4074 TEIL 1: *Sortierung von Nadelholz nach der Tragfähigkeit; Nadelschnittholz*, Sept. 1989.
- [13] DIN 4102 TEIL 2: *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Bauteile: Begriffe, Anforderungen und Prüfungen*, Sept. 1977.

- [14] DIN 4102 TEIL 4: *Brandverhalten von Baustoffen und Bauteilen – Zusammenstellung und Anwendung klassifizierter Baustoffe, Bauteile und Sonderbauteile*, März 1994.
- [15] DIN EN 10230-1: *Nägel aus Stahldraht – Teil 1: Lose Nägel für allgemeine Verwendungszwecke*, Jan. 2000.
- [16] DIN EN 1363: *Feuerwiderstandsprüfungen – Teil 1: Allgemeine Anforderungen; Deutsche Fassung EN 1363-1: 1999*, Okt. 1999.
- [17] DIN EN 383: *Holzbauwerke, Prüfverfahren, Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und der Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel*, Okt. 1993.
- [18] DIN EN 409: *Holzbauwerke, Prüfverfahren, Bestimmung des Fließmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln, Nägel*, Okt. 1993.
- [19] 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.
- [20] DIN V ENV 1993-1-2: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessungen für den Brandfall*, Mai 1997.
- [21] DIN V ENV 1994-1-2: *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessungen für den Brandfall*, Juni 1997.
- [22] 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.
- [23] DIN V ENV 1995-1-2: *Eurocode 5: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Teil 1-2: Allgemeine Regeln, Tragwerksbemessung für den Brandfall*, Mai 1997.
- [24] DOMANSKÝ, R. und F. RENDOŠ: *Zum Studium der Pyrolyse des Holzes und seiner Komponenten*. Holz als Roh- und Werkstoff, 20:473–476, Dezember 1962.
- [25] DORN, TH., D. HOSSER und O. EL-NESR: *Ein rechnerisches Verfahren zur brandschutztechnischen Bemessung von kammerbetonierten Verbundträgern, Teil II: Durchlaufträger*. Stahlbau, 63:233–244, 1994.
- [26] DORN, TH., D. HOSSER, J. MUESS und P. SCHAUMANN: *Ein rechnerisches Verfahren zur brandschutztechnischen Bemessung von kammerbetonierten Verbundträgern, Teil I: Einfeldträger*. Stahlbau, 59:359–368, 1990.

- [27] DRAFT PREN 1995-1-1: *Eurocode 5: Design of Timber Structures – Part 1-1: General Rules – General rules and rules for buildings*. Final Draft (Stage 34), Oktober 2001.
- [28] DRAFT PREN 1995-1-2: *Eurocode 5: Design of Timber Structures – Part 1-2 – General Rules – Structural Fire Design*. Final Draft (Stage 34), Oktober 2001.
- [29] E DIN 1052: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken*, Mai 2000.
- [30] EHLBECK, J.: *Nailed Joints in Wood Structures, Bulletin No. 166*. Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA, 1979.
- [31] EHLBECK, J. und H. WERNER: *Tragverhalten von Stabdübeln in Brettschichtholz und Vollholz verschiedener Holzarten bei unterschiedlichen Rißlinienanordnungen*. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe, 1989.
- [32] EHRENSPIEL, R., M. SEEMANN und G. WEGENER: *Temperaturbeanspruchung von Bauholz*. Institut für Holzforschung, Technische Universität München, 2000.
- [33] EUROPÄISCHE KONVENTION FÜR STAHLBAU, EKS (ECCS): *European Recommendations for Fire Safety of Steel Structures*. Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam – Oxford – New York, 1983.
- [34] FORNATHER, J. und K. BERGMEISTER: *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 1 – Teil 2 (KBV 1/2)*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2001.
- [35] FORNATHER, J. und K. BERGMEISTER: *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 3 (KBV 3) – Versuche mit Verbindungsmitteln aus Stahl*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2001.
- [36] FORNATHER, J., K. BERGMEISTER und G. HOCHREINER: *First Results of Experimental Examination of the Behaviour of Steel Fasteners in Wood Composites*. In: *Proceedings of the International PhD Symposium in Civil Engineering – Volume 1*, Seiten 495–503, Wien, Österreich, 2001. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien.
- [37] FORNATHER, J., K. BERGMEISTER und G. HOCHREINER: *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 2 – Teil 1 (KBV 2/1) – Versuche mit Rissen*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2001.
- [38] FORNATHER, J., K. BERGMEISTER, W. LUGGIN und Z. GIERTLOVÁ: *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 1 – Teil 1 (KBV 1/1)*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2000.

- [39] FRITZ, W. und H. MOSER: *Spezifische Wärme, Wärmeleitfähigkeit und Temperaturleitfähigkeit von Steinkohle, Holzkohle und Koks*. Feuerungstechnik, 28:97–107, Mai 1940.
- [40] GLOS, P. und D. HENRICI: *Festigkeit von Bauholz bei hohen Temperaturen*. Institut für Holzforschung, Universität München, 1990.
- [41] GLOS, P. und D. HENRICI: *Biegefestigkeit und Biege-E-Modul von Fichtenbauholz im Temperaturbereich bis 150° C*. Holz als Roh- und Werkstoff, 49:417–422, 1991.
- [42] GROTH, C. und G. MÜLLER: *FEM für Praktiker – Band 3: Temperaturfelder*. expert-Verlag, 3. Auflage, 2000.
- [43] HAKSEVER, A.: *Brandverhalten von Brett-schichtverleimten Holzstützen und Holzbalken*. Bauingenieur, 57:19–26, 1982.
- [44] HASS, R.: *Zur praxisgerechten brandschutztechnischen Beurteilung von Stützen aus Stahl und Beton*. Heft 69. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1986.
- [45] HASS, R., C. MEYER-OTTENS und U. QUAST: *Verbundbau Brandschutz Handbuch*. Ernst & Sohn, 1989.
- [46] HASS, R., C. MEYER-OTTENS und E. RICHTER: *Stahlbau Brandschutz Handbuch*. Ernst & Sohn Verlag, 1993.
- [47] HAVENS, J. A., H. T. HASHEMI, L. E. BROWN und J. R. WELKER: *A Mathematical Model of the Thermal Decomposition of Wood*. Combustion Science and Technology, 5:91–98, 1972.
- [48] HERING, E., R. MARTIN und M. STOHRER: *Physik für Ingenieure*. Springer-Verlag, Berlin, 7. Auflage, 1999.
- [49] HOFFMANN, F.: *Untersuchung des thermischen Verhaltens von Holz unter Berücksichtigung des Einflusses hygroskopisch gebundener Feuchtigkeit*. Doktorarbeit, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, 1979.
- [50] HUNTIEROVÁ, Z.: *Analyse des Brandverhaltens von Holz und Holzwerkstoffen unter Berücksichtigung des Einsatzes von Feuerschutzmitteln*. Doktorarbeit, Ludwig-Maximilians-Universität München, 1995.
- [51] JOHANSEN, K.W.: *Theory of Timber Connections*. In: *International Association of Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, Publ. Nr. 9. 1949.

- [52] KANSA, E. J., H. E. PERLEE und R. F. CHAIKEN: *Mathematical Model of Wood Pyrolysis Including Internal Forced Convection*. Combustion and Flame, 29:311–324, 1977.
- [53] KANURY, A. M. und JR. P. L. BLACKSHEAR: *Some Considerations Pertaining to the Problem of Wood-Burning*. Combustion Science and Technology, 1:339–355, 1970.
- [54] KERSKEN-BRADLEY, M.: *Stabdübel – Dokumentation*, 1993.
- [55] KERSKEN-BRADLEY, M., W. KLINGSCH und H. WITTE: *Vereinfachende Regeln für die Brandschutzbemessung von Holz und Holzverbindungen*. Forschungsvorhaben: DGfH, IfBt, 1989.
- [56] KLINGSCH, W. und M. TAVAKKOL-KHAH: *Erarbeitung eines physikalisch orientierten Berechnungsverfahrens für brandbeanspruchte tragende Holzbauteile, Forschungsvorhaben F-90/2*. Bergische Universität Wuppertal, 1992.
- [57] KLINGSCH, W., M. TAVAKKOL-KHAH, J. WESCHE und M. KERSKEN-BRADLEY: *Temperaturentwicklung in brandbeanspruchten Holzquerschnitten, Forschungsvorhaben F-90/1*. Bergische Universität Wuppertal, MPA Braunschweig und Kersken + Partner, 1993.
- [58] KOHNKE, P.: *ANSYS Theorie Reference Release 5.6*. ANSYS, Inc., 1999.
- [59] KOLLMANN, F.: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, Band 1. Springer-Verlag, Berlin, 2. Auflage, 1982.
- [60] KOLLMANN, F. und L. MALMQUIST: *Über die Wärmeleitfähigkeit von Holz und Holzwerkstoffen*. Holz als Roh- und Werkstoff, 14:201–204, Juni 1956.
- [61] KÖNIG, J. und L. WALLEIJ: *One-Dimensional Charring of Timber Exposed to Standard and Parametric Fires in Initially Unprotected and Postprotection Situation*. Rapport I 9908029. Institutet för Träteknisk Forskning, Schweden, 1999.
- [62] KÖNIG, J. und L. WALLEIJ: *Timber Frame Assemblies Exposed to Standard and Parametric Fires – Part 2: A Design Model for Standard Fire Exposure*. Rapport I 0001001. Institutet för Träteknisk Forskning, Schweden, 2000.
- [63] KRUPPA, J., T. LAMADON und P. RACHET: *Fire Resistance Tests of Timber Connections*. CTICM, Ref. INC-00/187b-JK/NB, Frankreich, 2000.
- [64] KUNG, H.: *A Mathematical Model of Wood Pyrolysis*. Combustion and Flame, 18:185–195, 1972.

- [65] KUNG, H.: *On the Heat of Reaction in Wood Pyrolysis*. Combustion and Flame, 20:91–103, 1973.
- [66] LACHE, M.: *Untersuchungen zur Abbrandgeschwindigkeit von Vollholz und zur Feuerwiderstandsdauer biegebeanspruchter Brettschichtholzträger*. Doktorarbeit, Ludwig-Maximilians-Universität, München, 1992.
- [67] LÄER, R.: *Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlkonstruktionen unter dem Lastfall „Brand“*. In: *Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau, Heft 10*. Technische Universität Berlin, 1989.
- [68] LUCAS, K.: *Thermodynamik*. Springer-Verlag, Berlin, 1995.
- [69] MEYER, A.: *Die Tragfähigkeit von Nagelverbindungen bei statischer Belastung*. HOLZ– als Roh– und Werkstoff, 15. Jg. Heft 2:96–109, 1957.
- [70] MÖLLER, T.: *En ny metod foer beräkning av spikförband*. Chalmers Tekniska Högskola Handlingar, Nr. 117, Göteborg, Schweden, 1950.
- [71] NATIONALES ANWENDERDOKUMENT (NAD): *Richtlinien zur Anwendung von DIN V ENV 1991-2-2: 1997-05*, Sept. 1999.
- [72] NATIONALES ANWENDERDOKUMENT (NAD): *Richtlinien zur Anwendung von DIN V ENV 1993-1-2: 1997-05*, Sept. 1999.
- [73] NATIONALES ANWENDERDOKUMENT (NAD): *Richtlinien zur Anwendung von DIN V ENV 1995-1-2: 1997-05*, Sept. 1999.
- [74] NORÉN, J.: *Load-Bearing Capacity of Nailed Joints Exposed to Fire*. Rapport I 9612090. Institutet för Träteknisk Forskning, Schweden, 1996.
- [75] ÖDEEN, K.: *Fire resistance of glued laminated timber structures*. Her Majesty's Stationary Office, London, 1967.
- [76] PATZAK, W.: *Zur Theorie des Brandgeschehens von Holz*. VDI-Forschungsheft 552. VDI-Verlag, Düsseldorf 1972.
- [77] PRÜFUNGSZEUGNIS NR. 81 1114: *Prüfung von Holzverbindungen mit innenliegenden Zuglaschen aus Vollholz und einem Anschluß mit Stabdübeln auf Brandverhalten nach DIN 4102 Teil 2, Ausgabe 1977, zur Ermittlung der Feuerwiderstandsdauer der Zuglaschen-Verbindung bei vierseitiger Brandbeanspruchung*. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (IBMB) der Technischen Universität Braunschweig, 1981.
- [78] RICHTER, F.: *Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen*. Stahleisen Sonderberichte Heft 8. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1973.

- [79] ROBERTS, A. F.: *A Review of Kinetics Data for the Pyrolysis of Wood and Related Substances*. Combustion and Flame, 14:261–272, 1970.
- [80] ROBERTS, A. F.: *The Heat of Reaction During the Pyrolysis of Wood*. Combustion and Flame, 17:79–86, 1971.
- [81] RUBERT, A. und P. SCHAUMANN: *Temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften von Baustahl bei Brandbeanspruchung*. Stahlbau, 54 (3):81–86, 1985.
- [82] RUSCHE, H.: *Festigkeitseigenschaften von trockenem Holz nach thermischer Behandlung*. Holz als Roh- und Werkstoff, 31:273–281, Juli 1973.
- [83] RUSCHE, H.: *Reaktionskinetik des Masseverlustes bei Wärmebehandlung von Holz*. Holz als Roh- und Werkstoff, 31:307–312, August 1973.
- [84] SCHAFFER, E.: *State of Structural Timber Fire Endurance*. Wood and Fiber, 9 (2):145–170, 1977.
- [85] SCHEER, C., TH. KNAUF und C. MEYER-OTTENS: *Rechnerische Brandschutzbemessung unbekleideter Holzbauteile – Grundlage für DIN 4102 T4 (Entwurf)*. Bautechnik, 69, 1992.
- [86] SCHEER, C. und D. POVEL: *Anlage zum Forschungsantrag „Tragfähigkeit von stabförmigen Verbindungsmitteln im Brandfall“*. unveröffentlicht, Technische Universität Berlin, Fachgebiet Baukonstruktionen, Berlin, Februar 1999.
- [87] SCHEER, J., U. PEIL und H. NÖLLE: *Schrauben mit planmäßiger Biegebeanspruchung*. Stahlbau, 57:237–245, 1988.
- [88] SCHREILECHNER, G., J. FORNATHER, K. BERGMEISTER und H. HARTL: *Versuchsbericht – Kleinbrandversuchsreihe 2 – Teil 2 (KBV 2/2) – Versuche mit Blechen*. Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Universität für Bodenkultur Wien, Österreich, 2001.
- [89] SCHWARZOTT, W.: *Ein Elementverfahren zum Berechnen von Temperaturfeldern*. Forschung im Ingenieurwesen, 38:165–171, 1972.
- [90] STEINERT, C.: *Bestimmung der Wärmeübergangsbedingungen auf Bauteile im Brandfall*. Heft 120. Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz der Technischen Universität Braunschweig, Braunschweig, 1996.
- [91] STEPHAN, K. und F. MAYRINGER: *Thermodynamik 1 – Einstoffsysteme*. Springer-Verlag, Berlin, 14. Auflage, 1992.

- [92] TAVAKKOL-KHAH, M.: *Ein physikalisch-mathematisches Modell zur Analyse des Tragverhaltens von Holzbauteilen im Brandfall*. Doktorarbeit, Bergische Universität GH Wuppertal, Institut für konstruktiven Ingenieurbau, 2001.
- [93] VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE - VDI-GESELLSCHAFT VERFAHRENSTECHNIK UND CHEMIEINGENIEURWESEN (GVC) (Herausgeber): *VDI-Wärmeatlas*. Springer-Verlag, Berlin, 8. Auflage, 1997.
- [94] WERNER, H.: *Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen*. Doktorarbeit, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), 1993.
- [95] WHALE, L. R. J. und I. SMITH: *Mechanical Joints in Strutral Timber – Information for Probabilistic Design*. Research Report 17/86. Timber Research and Development Association (TRADA), High Wycombe, UK, 1986.
- [96] WHALE, L. R. J., I. SMITH und H. J. LARSEN: *Design of Nailed and Bolted Joints*. CIB-W18 Beitrag Nr. 20-7-1. Tagungsbericht über die 20. Tagung in Dublin, Irland, 1987.
- [97] WHITE, R. H. und E. L. SCHAFFER: *Transient Moisture Gradient in Fire-Exposed Wood Slab*. Wood and Fiber, 13:17–38, 1981.
- [98] XP ENV 1995-1-1: *Eurocode 5: Design of Timber Structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings and French National Application Document*, 1995.

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. Elff, 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) 9 70 - 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.

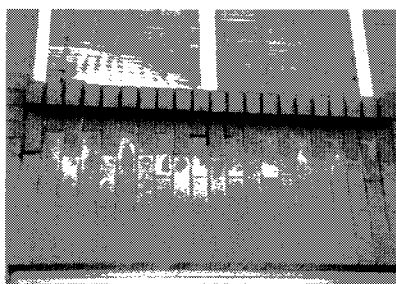


Abb. 4

Abb. 5



Abb. 3

