

Langzeittragverhalten von druckbeanspruchten Bauteilen aus Holz

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

an der Fakultät Bauingenieurwesen
der
Bauhaus-Universität Weimar

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Ralf Hartnack

aus Kulmbach

Weimar, November 2004

Gutachter:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Karl Rautenstrauch
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Heinrich Kreuzinger
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Ruth

Tag der Disputation: 8. April 2005

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Professur Holz- und Mauerwerksbau der Bauhaus-Universität Weimar.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Rautenstrauch, der die Themenstellung nicht nur anregte und durch Diskussionen wertvolle Hilfestellung bot, sondern sich auch als Hauptreferent für die Dissertation bereit erklärte und mich stets bereitwillig unterstützte.

Bedanken möchte ich mich für die Bereitschaft zur Übernahme des Koreferats bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. Kreuzinger und bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. J. Ruth.

Vielen Dank an meine Kolleginnen und Kollegen der Professur Holz- und Mauerwerksbau für die gewinnbringenden Diskussionen und die Unterstützung.

Dem Einsatz und der Geduld von Frau Dipl.-Ing. M. Stäker und Herrn Dipl.-Ing. E. Akkermann, die im Rahmen von Studien- und Diplomarbeiten mitwirkten, gebührt ebenso mein Dank.

Ganz besonders herzlich möchte ich mich bei meinen Eltern und bei meiner Schwester bedanken, die mir immer den Rücken freihielten und nicht zuletzt dafür sorgten, dass Grammatik und Orthographie letzten Schliff erhielten.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Ziel der Arbeit	1
2 Stand der Forschung	3
2.1. Experimentelle Kriechuntersuchungen	3
2.2. Theoretische Untersuchungen	6
2.2.1. Beschreibung des Kriechverhaltens mit Modellen	6
2.2.2. Numerische Modelle	7
2.2.3. Energetische Modelle	14
2.2.4. Zusammenfassung	15
2.3. Bemessung von Druckgliedern unter Berücksichtigung von Langzeiteffekten	15
2.3.1. Bemessungsregeln angepasst an Versuchsergebnisse	16
2.3.2. Simulationen	17
2.4. Zusammenfassung	18
3 Druckstäbe aus Holz in der Normung	19
3.1. Bemessung von Druckstäben	19
3.1.1. DIN 1052 (April 1988)	20
3.1.2. DIN V ENV 1995-1-1 –EUROCODE 5- (Juni 1994)	23
3.1.3. E DIN 1052 (Mai 2000)	25
3.1.4. DIN 1052 (August 2004)	25
3.1.5. Nicht genormtes Konzept mit „globalem“ Sicherheitsbeiwert	26
3.2. Langzeittragfähigkeit von Stützen aus Holz	29
3.2.1. DIN 1052 (April 1988)	29
3.2.2. DIN V ENV 1995-1-1 –EUROCODE 5- (Juni 1994)	29
3.2.3. E DIN 1052 (Mai 2000)	29
3.2.4. DIN 1052 (August 2004)	30
3.2.5. Schrankenformel nach Becker [9]	30
4 Beschreibung des Modells	37
4.1. Computerprogramm ISOBEAM	37
4.2. Geometrische Modellierung der Stäbe	38
4.2.1. Diskretisierung in Stablängsrichtung	38
4.2.2. Diskretisierung des Querschnitts	39
4.3. Beschreibung der hygrothermischen Langzeiteffekte	40
4.3.1. Viskoelastischer Anteil	43
4.3.2. Mechano-sorptiver Anteil	43
4.3.3. Nicht-linearer Anteil	44

4.3.4.	Quellen und Schwinden	44
4.3.5.	„Duration-of-Load“-Effekte	44
4.3.6.	Zusammenfassung	44
4.4.	Einfluss des Klimas	45
4.5.	Abbildung der Feuchteverteilung im Querschnitt	52
4.5.1.	Massentransportgesetz	52
4.5.2.	Diskretisierung des Querschnitts	54
4.5.3.	Verifikation des verwendeten Modells	54
4.5.4.	Einfluss auf den Querschnitt	57
4.5.5.	Einfluss auf die Materialwerte	58
4.6.	Stochastische Betrachtung der Einwirkungsgrößen	61
4.6.1.	Ständige Lasten	61
4.6.2.	Nicht ständige Lasten	62
4.6.3.	Geometrische Imperfektionen	65
4.7.	Stochastische Betrachtung der Widerstandsgrößen	65
4.7.1.	Rohdichte	66
4.7.2.	Ästigkeit	67
4.7.3.	weitere Einflussparameter	70
4.7.4.	Elastizitätsmodul und Festigkeit	70
4.7.5.	Arbeitslinie	71
5	Verifikation des Modells	73
5.1.	Gegenüberstellung des Modells mit experimentellen Ergebnissen	73
5.1.1.	Zugversuche von Bengtsson [10]	73
5.1.2.	Druckversuche von Härtel [53]	74
5.1.3.	Biegeversuche von Moorkamp [77]	75
5.2.	Gegenüberstellung des Modells mit weiterem anerkanntem Modell	76
5.2.1.	Vergleich des Modells mit den Ergebnissen nach Hanhijärvi [51]	76
6	Vorgehensweise der Simulation	79
6.1.	Voruntersuchungen an Biegebalken	79
6.1.1.	Geometrische Randbedingungen	79
6.1.2.	Materialeigenschaften	79
6.1.3.	Klimatische Randbedingungen	80
6.1.4.	Belastungsannahmen	80
6.1.5.	Durchführung der virtuellen Vierpunktbiegeversuche	80
6.2.	Untersuchungen an Druckgliedern	80
6.2.1.	Geometrische Randbedingungen	81
6.2.2.	Materialparameter	81
6.2.3.	Imperfektionen	82
6.2.4.	Belastung	82
6.2.5.	Stochastischer Einfluss	84
6.2.6.	Zeitinkrementierung	85
6.2.7.	Randbedingungen durch klimatische Einflüsse	86
6.3.	Variationsuntersuchungen bei Stützen	86
6.3.1.	allgemeine Festlegungen zur Bezeichnung	86

6.3.2.	Einfluss der Biegesteifigkeit	86
6.3.3.	Einfluss des Querschnitts	87
6.3.4.	Einfluss des Klimas	87
6.3.5.	Einfluss der Einbauholzfeuchte	88
6.4.	Stochastische Auswertung	88
6.4.1.	Stochastische Prinzipien	89
6.4.2.	Vorgehensweise bei den durchgeführten Untersuchungen	89
6.4.3.	Schätzungsproblematik	90
7	Ergebnisse der virtuellen Versuche	93
7.1.	Voruntersuchungen an Biegebalken	93
7.2.	Untersuchungen an druckbeanspruchten Bauteilen unter kurzfristiger Belastung	94
7.2.1.	Einfluss der Querschnittsabmessungen	94
7.2.2.	Einfluss der Einbauholzfeuchte	100
7.3.	Ergebnisse an druckbeanspruchten Bauteilen (Langzeit-Beanspruchung)	102
7.3.1.	Vorgehensweise bei der Auswertung der virtuellen Versuche	102
7.3.2.	Einfluss der Querschnittsabmessungen	103
7.3.3.	Einfluss der Einbauholzfeuchte	103
7.3.4.	Einfluss der Nutzungsklasse	115
7.3.5.	Einfluss der Dauerlast in Abhängigkeit der normativen Randbedingungen	123
8	Konzepte zur Bemessung	127
8.1.	Verfahren nach DIN 1052 (August 2004) [24]	127
8.2.	Konzept 1: Modifikation des Nachweises nach Theorie II. Ordnung	130
8.3.	Konzept 2: Modifikation des Nachweises nach Ersatzstabverfahren	135
8.4.	Konzept 3: Modifikation des Nachweises mittels Ergänzungsfaktor	140
8.4.1.	Anpassung von k_{creep} an das Verfahren nach Theorie II. Ordnung	140
8.4.2.	Anpassung von k^*_{creep} an das Ersatzstabverfahren	144
8.5.	Hinweise zur Bemessung gedrungener Stützen	148
8.6.	Berücksichtigung des Einflusses der Einbauholzfeuchte	149
8.6.1.	Anpassung an das Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung	150
8.6.2.	Anpassung an das Ersatzstabverfahren	153
8.7.	Zusammenfassung	156
9	Zusammenfassung	157
9.1.	Resümee	157
9.2.	Ausblick	158
10	Literaturverzeichnis	159

A	Anhang I	A.1
	A.1. charakteristische Dauerlasten für den virtuellen Versuch.....	A.1
B	Anhang II	B.1
	B.1. Abweichung bei Dauerlasten auf Basis des 5-%-Fraktils d. Elastizitätsmoduls.....	B.1
	B.2. Abweichung bei Dauerlasten auf Basis des Mittelwertes d. Elastizitätsmoduls.....	B.2
	B.3. Abweichung bei Dauerlasten (Einfluss der Einbauholzfeuchte).....	B.4
	B.4. Abweichung bei Dauerlasten (Einfluss der Nutzungsklasse).....	B.8
C	Anhang III	C.1
	C.1. Auswertung der Kurzzeittraglasten.....	C.1
	C.2. Auswertung der Kurzzeittraglasten unterschiedlicher Holzfeuchten.....	C.7
	C.3. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungsklasse 1.....	C.8
	C.4. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungsklasse 2.....	C.9
	C.5. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungsklasse 3.....	C.11
	C.6. Auswertung des Bemessungsverfahrens nach DIN 1052 (August 2004).....	C.12
	C.7. Auswertung zur Konzept 1.....	C.15
	C.8. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 1.....	C.17
	C.9. Auswertung zur Konzept 2.....	C.20
	C.10. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 2.....	C.21
	C.11. Auswertung zur Konzept 3 (Theorie II. Ordnung).....	C.23
	C.12. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung).....	C.26
	C.13. Auswertung zu Konzept 3 (Ersatzstabverfahren).....	C.29
	C.14. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren).....	C.30
	C.15. Auswertung des Einflusses der Einbauholzfeuchte (Theorie II. Ordnung).....	C.32
	C.16. Überprüfung des Sicherheitsniveaus (Einbauholzfeuchte-Theorie II. Ordnung).....	C.34
	C.17. Auswertung des Einflusses der Einbauholzfeuchte (Ersatzstabverfahren).....	C.40
	C.18. Überprüfung des Sicherheitsniveaus (Einbauholzfeuchte-Ersatzstabverfahren).....	C.42
D	Anhang IV	D.1
	D.1. Auswertung der Kurzzeittraglasten.....	D.1
	D.2. Erforderliche zusätzliche Ausmitte für Konzept 1.....	D.11
	D.3. Ergebnis der zusätzlichen Ausmitte für Konzept 1.....	D.12
	D.4. Erforderlicher Beiwert für Konzept 2.....	D.13
	D.5. Ergebnis des Beiwertes für Konzept 2.....	D.15
	D.6. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k_{creep} für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung).....	D.16
	D.7. Ergebnis für den Modifikationsbeiw. k_{creep} für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung).....	D.18
	D.8. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k^*_{creep} für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren).....	D.19
	D.9. Ergebnis für den Modifikationsbeiw. k^*_{creep} für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren).....	D.21
	D.10. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k_{uc} (Theorie II. Ordnung).....	D.22
	D.11. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k_{uc} (Theorie II. Ordnung).....	D.24
	D.12. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k^*_{uc} (Ersatzstabverfahren).....	D.25
	D.13. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k^*_{uc} (Ersatzstabverfahren).....	D.26

Formelzeichen

Griechische Buchstaben

∇	Gradient	η	Dämpferkonstante
Δ	Differenz	φ	Kriechzahl, relative Luftfeuchte
ϑ	Temperatur in °C	λ	Schlankheitsgrad
Θ	Retardationszeit	μ	Erwartungswert
α	Quell-/Schwindkoeffizient, Formbeiwert	ν	Belastungsgrad
β	Knicklängenbeiwert, Oberflächenemissionswert, Beiwert	ρ	Dichte
χ	Hilfswert, Schrankenwert	σ	Spannung, Standardabweichung
ε	Dehnung	τ	Relaxationszeit, Intervallgrenze
γ	Sicherheitsbeiwert	ω	Knickzahl

Große lateinische Buchstaben

A	Querschnittsfläche	NKL	Nutzungsklasse
BG	Belastungsgrad	P	Summenwahrscheinlichkeit
D	Diffusionskoeffizient	Q	veränderliche Last, Gesamtlast
E	Federkonstante, Elastizitätsmodul	R	Widerstand
G	ständige Last	RH	relative Luftfeuchte
I	Trägheitsmoment	S	Einwirkung
L	Stablänge	T	Temperatur in K
M	Biegemoment	V	Volumen
N	Normalkraft	W	Widerstandsmoment

Kleine lateinische Buchstaben

a	Abstand	n	Wechselrate, Stichprobenumfang
b	Querschnittsbreite	p	Druck, Wahrscheinlichkeit
c	Konzentration	q	veränderliche Last, Gesamtlast, Diffusionsstromdichte
d	Dicke	s	Abstand, empirische Standardabweichung
e	Ausmitte	t	Zeit, Quantil der t-Verteilung
f	Festigkeit	u	Holzfeuchte
g	ständige Last	w	Verformung
h	Querschnittshöhe	x	Ereignis
i	Trägheitsradius	\bar{x}	arithmetisches Mittel
k	Kernweite, Knickzahl, Beiwert, Toleranzfaktor	\tilde{x}	empirischer Median
l	Länge des Probekörpers		
m	Masse		

Fußzeiger

	parallel zur Faserrichtung	max	maximaler Wert
0	parallel zur Faserrichtung, Zeitpunkt Null	mean	Mittelwert
		min	minimaler Wert
05	5%-Fraktilwert	mod	modifizierend
95	95%-Fraktilwert	ms	mechano-sorptiv
a	außen	NL	nicht-linear
B	Biegung	o	oben
c	Druck	OF	Oberflächenfeuchte
creep	Kriechen	p	Wahrscheinlichkeit
crit	kritisch	R	radial
D	Druck	rel	bezogen
d	Bemessungswert	S	Quellen/Schwinden
def	Verformung	Simulation	aus den virtuellen Versuchen
E	Einbau	T	tangential
F	Einwirkung	t	Zug
i	innen	u	Feuchte, unten
K	Knicken	uc	feuchteabhängiges Kriechen
k	charakteristisch, Kriechen	ve	viskoelastisch
ki	Euler'sche Knicklast	zus	zusätzlich
L	Längsrichtung, Luft	α	Irrtumswahrscheinlichkeit
M	Material	β	Sicherheitsniveau
m	Biegung, Freiheitsgrad	γ	Überdeckungslevel

1 Einleitung

Der Baustoff Holz ist ein natürlicher, nachwachsender Rohstoff, der im Bauwesen in letzter Zeit wieder verstärkt Anwendung findet. Meist werden dabei sehr ästhetische Bauwerke errichtet, bei denen besonders versucht wird, die Schlankheit zu reduzieren. Allerdings bedürfen gerade in diesem Zusammenhang besonders auf Druck beanspruchte Bauteile aus Holz außerordentlicher Beachtung. Dies zum einen im Hinblick auf die Gefahr des Ausknickens, zum anderen aber auch im Hinblick auf hygrothermische Langzeiteffekte, die durch die einwirkende Dauerlast und die klimatischen Randbedingungen bestimmt werden wichtig. Während bei vorwiegend auf Biegung beanspruchten Bauteilen diese Langzeiteffekte in der Regel nur den Nachweis der Gebrauchstauglichkeit beeinflussen, tritt bei druckbeanspruchten Bauteilen auch ein Einfluss auf den Nachweis der Tragsicherheit auf.

1.1. Motivation

Untersuchungen zum Langzeittragverhalten von Holz sind sowohl in Bezug auf die experimentellen Kenntnisse als auch auf theoretische Modellabbildungen in umfangreichen Maße vorhanden. Jedoch beschränken sich experimentelle Untersuchungen häufig auf Klein- und Kleinstproben aus fehlerfreier Ware. Nur einzelne Ausführungen berichten von Versuchen mit baupraktisch relevanten Abmessungen. Von druckbeanspruchten Holzbauteilen unter hygrothermischen Langzeiteinflüssen liegen wenige experimentelle Ergebnisse vor. Hier wird in der Regel über Biegeversuche berichtet. Seit geraumer Zeit werden im Anschluss an Versuche auch die entsprechenden mathematischen Modelle zur Simulation des Kriechverhaltens hergeleitet. Aus der Vielzahl der Versuche und der vorgeschlagenen Modelle entwickelte z. B. Becker [7] ein weiteres Modell, welches auf sehr breiter Basis verifiziert wurde. Es kann daher nicht Ziel dieser Arbeit sein, ein weiteres Modell zur Beschreibung der Kriechphänomene zu entwickeln, auch deshalb, weil nach Meinung des Verfassers ohne weitere experimentelle Kenntnisse keine Zugewinne durch ein neues Modell zu erwarten sind. Insbesondere durch fehlende Ergebnisse von Experimenten mit langen Untersuchungsdauern (20 Jahre und mehr) ist dies nicht möglich.

Das Modell von Becker [7] bildet für die nachfolgenden Untersuchungen die ideale Grundlage. Als Basis für die Software werden die Ergebnisse von Rautenstrauch [89] herangezogen. Die vorliegende Arbeit darf als Fortsetzung der beiden Arbeiten gesehen werden. Der Schwerpunkt bei der Arbeit Becker [7] lag in der Entwicklung des Modells und seiner Verifikation. Darüber hinaus stellte er Betrachtungen zu Sicherheitsaspekten unter Einbeziehung der klimatischen Randbedingungen und stochastischer Materialeigenschaften an, allerdings in auf die Stützenlänge „verschmierter“ Form. Rautenstrauch [89] hingegen leitete sein Modell zur Abbildung der Kriechphänomene aus eigens angestellten Biegekriechversuchen ab. Mit der von ihm entwickelten Software ISOBEAM konnten die Versuchsergebnisse nachvollzogen und das Kriechen von Stützen abgebildet werden. Aufgrund der damaligen Beschränkung durch die Computertechnik konnte der quantitative Umfang dieser Ergebnisse nicht sehr weitreichend sein. In dieser Arbeit findet ebenfalls eine Fortentwicklung des Computerprogramms ISOBEAM Anwendung.

Die erschöpfende Abschätzung des Einflusses der Kriechphänomene ist nach Meinung des Verfassers für die anzustrebenden Erkenntnisse mittels experimenteller Versuche nicht möglich. Dies liegt zunächst daran, dass die Versuchsdauer von 20 Jahren neben den zeitlichen Problemen an sich sehr hohe Kosten hervorruft. Die stochastischen Materialparameter können mit vertretbarem Aufwand nicht abgebildet werden, da sich sehr große Stichprobenumfänge ergäben. Für die Gewinnung der nachfolgend vorgestellten Erkenntnisse wären als Versuchsmaterial rund 2100 m³ Bauholz nötig, was dem Konstruktionsholz von etwa 300 Dachstühlen mittelgroßer Einfamilienhäuser entspräche.

1.2. Ziel der Arbeit

Aus diesem Grund wird in der vorliegenden Arbeit auf virtuelle Versuche zurückgegriffen. Das heißt, dass zur Abschätzung der Kriechphänomene experimentelle Untersuchungen mit Hilfe des Computerprogramms ISOBEAM nachgestellt beziehungsweise simuliert werden. Es soll der Einfluss auf die Traglast von druckbe-

anspruchten Bauteilen aus Holz ermittelt werden. Dazu werden die stochastisch verteilten Materialparameter ebenso wie die zufälligkeitsbedingten Vorverformungen berücksichtigt. Die Belastung wird mit Hilfe einer vereinfachten stochastischen Ableitung berücksichtigt. Darüber hinaus sollen die Einflüsse aus dem Umgebungsklima auf die Holzfeuchte für verschiedene Nutzungsklassen abgebildet, der Einfluss der Einbauholzfeuchte abgeschätzt und die Querschnittsabmessungen variiert werden. Außerdem wird noch der Einfluss des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades untersucht. Die Untersuchungsergebnisse sollen in ein möglichst einfach zu handhabendes Bemessungskonzept münden, welches in der Baupraxis ohne größere Hintergrundkenntnisse sofort anwendbar ist.

Dazu ist es nach der Beschreibung des Standes der Forschung (Kapitel 2) und der Betrachtung von Druckstäben aus Holz in der Norm (Kapitel 3) zunächst nötig, das gewählte Modell zu beschreiben. Dies geschieht unter Bezug auf die Anforderungen dieser Arbeit in Kapitel 4. In Kapitel 5 wird eine kurze Verifikation des Modells an Versuchsergebnissen aus der Literatur vorgenommen, da das Modell nun auf die Grundlage eines anderen Computerprogramms als bei Becker [7] appliziert wird. Im Anschluss an die Verifikation wird die prinzipielle Vorgehensweise der Simulationen (Kapitel 6) beschrieben. Die Ergebnisse der virtuellen Versuche werden im Kapitel 7 dargestellt und interpretiert. Aus den Ergebnissen leitet sich direkt die Notwendigkeit ab, ein Bemessungskonzept zur Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte zu schaffen, was in Kapitel 8 abgehandelt wird.

2 Stand der Forschung

Die Kriecherscheinungen des Baustoffes Holz werden schon lange im Rahmen der Forschung beobachtet. Erste schriftliche Erwähnungen des Kriechphänomens gehen nach Hoffmeyer [57] auf den französischen Flottenarchitekten Georges Louis Le Clerc zurück. Dieser verwies bereits im Jahre 1740 darauf, dass die maximale „Langezeitbelastung“ unter einer Biegebeanspruchung nicht mehr als 50 % der Kurzzeitbeanspruchbarkeit ausmachen soll.

Weitere Untersuchungen am Ende des 19. Jahrhunderts und zu Beginn des 20. Jahrhunderts bestätigen diese frühen Erkenntnisse. Thurston (in [57]) stellte fest, dass nicht mehr als 60 % der Kurzzeittraglast für lange Zeit auf ein Biegebauteil aus Gelbkiefer einwirken soll. Wenig später war es Tiemann (in [57]), der beobachtete, dass die Langzeitbelastung die Kurzzeitfestigkeit dann nicht beeinflusst, wenn die Last unter einer Proportionalitätsgrenze bleibt. Die Grenze für die Langzeitbelastung unter konstanten klimatischen Randbedingungen setzte er auf 75 % der Kurzzeitfestigkeit. Darüber hinaus stellte er fest, dass bei einer degressiven Kriechrate kein Versagen zu erwarten ist.

Die moderne Kriechforschung dürfte auf die Untersuchungen in Madison aus den späten 40er Jahren des 20. Jahrhunderts zurückgehen. Die Untersuchungen waren der Beginn für eine Vielzahl von Experimenten in den 50er, 60er und 70er Jahren des gleichen Jahrhunderts. Gemein war all diesen Experimenten, dass bei nahezu ausschließlich fehlerfreie Kleinproben zum Einsatz kamen. Erst in den frühen 70er Jahren des 20. Jahrhunderts kamen wieder baupraktisch relevante Querschnitte zum Einsatz (Madsen, in [57]).

Ebenfalls in den 70er Jahren wurden erste theoretische Untersuchungen zum Kriechen angestellt. In der Zwischenzeit wurde eine ganze Reihe von mehr oder weniger komplexen Modellen zur Beschreibung von Kriechprozessen entwickelt, die in der Regel durch Experimente verifiziert wurden.

Die nachfolgenden Abschnitte stellen den Stand der Forschung als Überblick dar. Unterschieden wird dabei nach experimentellen Ergebnissen, theoretischen Modelluntersuchungen und Bemessungskonzepten für Druckglieder aus Holz.

2.1. Experimentelle Kriechuntersuchungen

Aus einer Vielzahl von bisher veröffentlichten experimentellen Kriechuntersuchungen wurden exemplarisch diejenigen herausgegriffen, die sich mit der Untersuchung von auf Druck beanspruchten Bauteilen aus Holz beschäftigen. Eine Ausnahme bilden dabei solche Berichte von Experimenten, die sich mit biegebeanspruchten Holzbauteilen baupraktisch relevanter Abmessungen auseinandersetzen. Die Reduktion des Berichts auf wenige experimentelle Untersuchungen steht im Kontext der vorliegenden Arbeit, die als Ziel die numerische Simulation von Druckgliedern aus Holz auf der Basis eines existierenden Modells [7] hat. Es sei deshalb an dieser Stelle auch auf die Veröffentlichung von Becker [7] verwiesen, in der ausführlich die relevanten Kriechexperimente analysiert wurden.

Die Ergebnisse solch experimenteller Untersuchungen von Kriechphänomenen sind in starkem Maße von verschiedenen Einflüssen abhängig.

Insbesondere die Abmessungen der Probe- und Versuchskörper beeinflussen die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf baupraktisch relevante Problemstellungen. Viele der Kriechversuche wurden an Klein- und Kleinstproben durchgeführt. Keith [66] setzte für reine Druckversuche Versuchskörper aus Tanne, die alle aus einem Stamm geschnitten wurden, mit den Abmessungen $b/h/l = 1,0/1,0/7,6$ cm ein. Cheng u.a. [17] untersuchten z. B. das Kriechverhalten bzw. die Versagenszeit von Druckstützen der Abmessungen $b/h/l = 0,9/0,6/28$ cm aus Douglasie. Gleiche Dimensionen verwendeten auch Humphries u.a. [60]. Mårtensson [73] bediente sich mit Probekörperabmessungen von $b/h = 0,4/4$ cm ebenso im Bereich von Kleinproben, die zur Vermeidung der Knickproblematik aber zu einer Hohlkastenstruktur verklebt wurden. In der Veröffentlichung von Cheng u.a. [17] wurde bereits darauf verwiesen, dass Schniewind [93] bei Versuchen mit verschiedenen Querschnitten erheblichen Einfluss auf die Versagenszeit feststellte. Diese Untersuchungen mit Querschnitten der Abmessungen $b/h = 5,1/5,1$ cm führten zu einer um eine Zehnerpotenz erhöhten

Versagenszeit gegenüber solcher mit den Abmessungen $b/h = 1,0/2,0$ cm. Jene Tatsache beruht wohl im Wesentlichen darauf, dass insbesondere bei nicht konstanten Klimaszenarien die dem Umgebungsklima entsprechende Ausgleichsfeuchte sehr viel schneller erreicht wird bzw. sogar die Ausgleichsfeuchte gleichmäßig über den Querschnitt verteilt ist. Bei Versuchskörpern mit baupraktisch relevanten Abmessungen ist eine sehr viel längere Zeitspanne zu erwarten, bis sich der Querschnitt an die Ausgleichsfeuchte angepasst hat. Es muss bei solchen Bauteilen -in Abhängigkeit der Phasenlänge der Klimazyklen- eine nicht über den Querschnitt konstante Holzfeuchteverteilung angenommen werden. Fridley u.a. ([39], [42], [43], [40]) untersuchten deshalb Druckstäbe mit den Abmessungen $b/h/l = 5,0/10,0/244,0$ cm. Diese Größenordnungen kommen den baupraktisch relevanten Abmessungen schon sehr nahe. Solche relevanten Abmessungen von Holzbauteilen verwendete Rautenstrauch [89] in Form von Biegeträgern im Rahmen seiner Dissertation. Es wurden dort die Abmessungen $b/h = 8,0/8,0$ cm, $b/h = 8,0/16,0$ cm und $b/h = 8,0/24,0$ cm für Biegeträger aus Vollholz und $b/h = 10,0/20,0$ cm, $b/h = 10,0/40,0$ cm und $b/h = 10,0/60,0$ cm für Biegeträger aus Brett-schichtholz verwendet. An diese umfangreichen Untersuchungen schlossen sich weitere Arbeiten an der Universität Hannover an. Härtel [54] untersuchte dabei Druckglieder aus Holz mit den Abmessungen $b/h/l = 6,0/8,0/175,0$ cm. Moorkamp [78] führte diese Stützenversuche weiter und analysierte auch Biegeträger.

Neben den relevanten Abmessungen der Versuchskörper stellt auch die Versuchszeit eine wichtige Einflussgröße dar. Selbstverständlich korrespondiert dabei die Versuchsdauer mit den Abmessungen des Querschnitts. Cheng u.a [17] stellten bei ihren Versuchen mit Kleinproben fest, dass die mittlere Versagenszeit bei etwa 234 Tagen liegt. Sie postulieren aufgrund dieser geringen Versagenszeit, dass die Ergebnisse nicht auf baupraktisch relevante Abmessungen übertragbar seien. Keith [66] arbeitete mit Versuchszeiträumen, die zwischen 1,5 Minuten und 10 Tagen variierten. Auch Fridley u.a. [42] beschränkten die Länge des Versuchs auf 7 bis 14 Wochen. Die Stützenversuche von Härtel [54] und Moorkamp [78] liefen jeweils maximal ein halbes Jahr. Dabei wurde festgestellt, dass insbesondere unter wechselnden klimatischen Randbedingungen ein Endkriechwert noch nicht erreicht war. Dieses Ergebnis stellte auch Rautenstrauch [89] fest, der den gleichen Zeitraum für die Kriechversuche an Biegeträgern wählte. Nach umfangreichen Untersuchungen von Gressel [47] ist mit einem Endkriechwert nach etwa 11 Jahren Versuchsdauer zu rechnen, nach etwa 3,3 Jahren darf 79 % des Endkriechwerts erwartet werden. Dieser Forderung der Versuchsdauer kommen die Ergebnisse von Moorkamp [78], der auf Versuchsdaten von etwa 7 Jahren zurückgreifen kann, am nächsten. Die Ergebnisse dieser sehr langen Versuchsdauer zeigen zwar asymptotischen Verlauf, haben aber immer noch steigenden Charakter, was darauf hindeutet, dass der Endkriechwert noch nicht erreicht ist. Dass unter Umständen auch vergleichsweise kurze Versuchszeiten zu einer ausreichenden Beurteilung des Kriechverhaltens führen können, zeigen die rechnerischen Auswertungen von Rautenstrauch [89]. Die Extrapolation der Ergebnisse konnten für den Zeitraum des Versuchs von Moorkamp [78] bestätigt werden. Wenn dadurch auch nachgewiesen ist, dass das Kriechverhalten von Bauteilen aus Holz insbesondere in der Anfangsphase der Belastungshistorie von entscheidender Relevanz ist, so muss jedoch insbesondere bei wechselnden klimatischen Einflüssen und nicht konstanten Belastungsszenarien auf eine ausreichende Versuchsdauer Wert gelegt werden.

Für eine hinreichende Beurteilung des Kriechens bei Bauteilen aus Holz ist es auch notwendig, dass die klimatischen Randbedingungen ausreichend bekannt sind bzw. berücksichtigt werden. Dies ist nötig, da Holz im Bereich des üblichen Gebrauchs hygroskopische Eigenschaften aufweist und seine Materialparameter entscheidend von der Holzfeuchte beeinflusst werden. Die Holzfeuchte wiederum wird von den Umgebungsbedingungen, vor allem von der relativen Luftfeuchte und in geringerem Maße auch von der Temperatur bestimmt. Bei den meisten Versuchen wurde das Klima in steuerbaren Klimakammern künstlich hergestellt bzw. vorgegeben. Solch eine Vorgehensweise ist bei Versuchen mit Kleinkörpern sehr praktikabel. Bei Cheng u.a. [17] wurde z. B. ein Wechselklima erzeugt, welches im Abstand von 24 Stunden zwischen 35 % und 87 % relativer Luftfeuchte schwankte. Mårtensson [73] nutzte die Klimakammer, um darüber hinaus ein konstantes Klima von 20°C und 65 % relativer Luftfeuchte zu erzeugen. Es wurde dort aber festgestellt, dass sich die Mechano-Sorption bei einem ersten Feuchtewechsel anders verhält als bei den weiteren. Das heißt, dass Kriechversuche unter konstantem Klima alleine nicht ausreichend sind, um das mechano-sorptive Kriechverhalten des Holzes erschöpfend untersuchen zu können. Neben diesen kontrollierten und damit allmählich ablaufenden Änderungen der klimatischen Umgebungsbedingungen ist es notwendig, auch Versuche unter natürlichen Bedingungen durchzuführen. Für solche ungesteuerten Klimaszenarien ist es dann aber wichtig, dass die relative Luftfeuchte und die Umgebungstemperatur zur Auswertung aufgezeichnet werden. Diese Vorgehensweise wählten Rautenstrauch [89] und Moorkamp [78] bei den Biegeversuchen.

Härtel [54] hingegen wählte ein künstliches Stufenklima, das er einem zuvor aufgezeichneten natürlichen Klima im überdachten Außenbereich anpasste.

Ein weiterer wesentlicher Aspekt für die Brauchbarkeit von Versuchsergebnissen stellt die Anzahl der Probekörper dar. Diese Tatsache verbindet mehrere Problemstellungen. Zunächst führt eine große Anzahl von Versuchskörpern zu einer sehr umfangreichen, experimentellen Untersuchung, insbesondere vor dem Hintergrund baupraktisch relevanter Abmessungen. Wollte man die Anzahl der zu untersuchenden Körper minimieren, müssten aber die Versuchsergebnisse und insbesondere deren Streuung bereits im Vorfeld bekannt sein. Man wäre dann in der Lage, die Mindestanzahl der Probekörper vor dem Hintergrund eines erforderlichen Signifikanzniveaus zu bestimmen. Rautenstrauch [89] stellte nach Durchführung der Versuche fest, dass die gewählte Anzahl der Probekörper je Serie mit gewählten fünf zu gering war. Auch die von Moorkamp [78] gewählte Anzahl von zehn Prüfkörpern erscheint als zu gering, um stochastisch relevante Aussagen zu treffen. Um dem stochastischen Charakter solcher Untersuchungen gerecht zu werden, wählten Cheng u.a. [17] aus 326 Probekörpern zufällig 19 Stück aus. Es wurde also aus einer Stichprobe auf Basis des Zufalls eine kleinere Stichprobe. Auch Itani u.a. [64] wählten zufällig Stützen aus, ohne die Ergebnisse der Stichprobe kennen zu können.

Auch die Untersuchung unterschiedlicher Lastniveaus ist von entscheidender Bedeutung, insbesondere für die Bewertung von nichtlinearem Kriechen, von dem teilweise in Veröffentlichungen berichtet wird. Rautenstrauch [89] stellte bei der Belastung, die der maximal möglichen Last nach DIN 1052 [24] (bzw. einem Drittel oder zwei Dritteln) entsprach, fest, dass die Kriechverformung nahezu linear vom Ausnutzungsgrad der Biegeandspannung abhängt. Auch Moorkamp [78] und Härtel [54] wählten diese Normung als Bezugsgröße für die Belastung. Fridley u.a. [42] griffen auch auf die entsprechende Norm zurück, wählten aber die doppelte zulässige Belastung, ohne weitere Laststufen zu testen. Dies erklärt sich daraus, dass das Ziel ihrer Untersuchungen die Feststellung einer Versagenszeit war. Eine ähnliche Vorgehensweise wählten auch Humphries u.a. [60], die die 1,67fache Last nach Norm verwandten. Itani u.a. [64] hingegen wählten als Bezug die Euler'sche Knicklast und nahmen 70 % davon als ständig wirkende Versuchslast an. Einen anderen Weg beschritt Keith [66] an dieser Stelle, der verschiedene Anteile der Kurzzeittraglast betrachtete. Diese Kurzzeittraglast musste selbstverständlich an anderen Versuchskörpern der gleichen Serie betrachtet werden.

Auch der Einfluss der Einbauholzfeuchte im Zusammenhang mit dem zu erwartenden Klima im Gebrauch ist von Interesse. Während für viele Untersuchungen die Probekörper auf das konstante Klima oder bei wechselnden Randbedingungen auf das Klima zu Beginn des Versuchs vorkonditioniert wurden (z. B. [17], [42], [60], [64]), untersuchte Rautenstrauch [89] den Einfluss der Einbauholzfeuchte auf den relativen Kriechfaktor. Unter der Nutzung von drei verschiedenen Einbauholzfeuchten (10 %, 20 % und 30 %) wurde herausgefunden, dass der Einfluss mit steigender Feuchte abnimmt.

Ein weiterer Aspekt, der sehr eng mit den Abmessungen der Probekörper verknüpft ist, stellt der makrostrukturelle Aufbau und die Inhomogenität des Werkstoffes Holz dar. Moorkamp [78] stellte fest, dass ein Vorteil in der Nutzung baupraktisch relevanter Abmessungen besteht, da die Inhomogenität des Werkstoffes berücksichtigt wird. Streng genommen muss dann bei der Auswertung der Versuche berücksichtigt werden, in welcher Lage sich z. B. die Jahrringe während des Versuchs befanden oder ob der Querschnitt rein aus Kernholz bzw. auch aus Splintholz bestand. Ebenfalls ist zu prüfen, in welcher Größenordnung solche strukturellen Imperfektionen Einfluss ausüben. Kleinproben, wie sie z. B. Keith [66] verwendet, bestehen in der Regel aus astfreien Proben, deren Fasern parallel zur Beanspruchung verlaufen. Wie Gressel [47] feststellte, können die an solchen Kleinproben gewonnenen Ergebnisse nur bedingt auf Hölzer mit baupraktisch relevanten Abmessungen übertragen werden, so dass der Einfluss dieser Imperfektion ebenso auf Versuchsbasis abzuschätzen wäre.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass bis heute sehr umfangreiche experimentelle Untersuchungen zum Thema Kriechen vorliegen. Die wesentlichen Aspekte wurden dabei beleuchtet. Die Versuchsergebnisse sind damit auch auf theoretische Modelle übertragbar. Einzig die Untersuchung baupraktischer Abmessungen ist noch nicht in ausreichendem Maße betrachtet worden. Insbesondere der verwendete Umfang der Proben liefert keine stochastisch verwertbaren Ergebnisse, so dass nach derzeitigem Kenntnisstand ein eventuell auftretendes probabilistisches Kriechverhalten nicht berücksichtigt werden kann. Auch die Versuchsdauer ist bei den meisten Versuchen zwar für die Anfangsphase des Kriechprozesses geeignet, jedoch erreichen die Versuche keinen Endkriechwert. Allerdings muss eingeräumt werden, dass diese Unzulänglichkeiten bisheriger Versuche nur schwer zu beheben sind. Der Umfang der Versuche würde in starkem

Maße ansteigen und damit auch die verbundenen Kosten, so dass kurz- und mittelfristig nicht mit befriedigenden Ergebnissen zu rechnen ist.

2.2. Theoretische Untersuchungen

Um dennoch kurzfristig zu Ergebnissen unter Berücksichtigung möglichst vieler Randbedingungen zu gelangen, stellen numerische Simulationen mit Computern ein geeignetes Hilfsmittel dar. Es ist hierfür jedoch notwendig, ein abgesichertes Kriechmodell zu entwickeln. Die mit Hilfe numerischer Simulationen ermittelten Ergebnisse können dann für Hinweise bei der Bemessung von Holzbauteilen im Endzustand verwendet werden.

Solche theoretischen Untersuchungen zu einem abgesicherten Materialmodell können prinzipiell entsprechend ihrer Zielstellung in zwei Kategorien aufgeteilt werden. Der überwiegende Teil der Forschungsarbeiten zielt auf die Entwicklung eines Kriechmodells ab. Mit diesem Modell soll es möglich sein, unter Einbeziehung der Last- und Klimahistorie die Dehnungen im Holzquerschnitt zu vorgegebenen Zeitpunkten zu ermitteln. Die zweite Kategorie theoretischer Untersuchungen versucht auf die molekulare Ebene des Holzes zu reflektieren, ohne diese in der Regel zu quantifizieren.

2.2.1. Beschreibung des Kriechverhaltens mit Modellen

Solche Modelle wurden beginnend in den 70er Jahren des letzten Jahrhunderts in großer Anzahl entwickelt. Diese werden entsprechend ihrer Anteile klassifiziert.

Im folgenden Abschnitt soll nun allgemein die Anforderung an solche Kriechmodelle formuliert werden, bevor auf viskoelastische, mechano-sorptive und kombinierte Modelle aus der Literatur im Speziellen eingegangen wird.

Ungeachtet dessen, ob dem funktionalen Zusammenhang zwischen Dehnung bzw. Spannung und Zeit eine physikalische Bedeutung zugrunde liegt oder nicht, ist diesen Kriechmodellen gemein, dass sie an experimentellen Untersuchungen geeicht sind. Die Güte des Modells hängt damit in starkem Maße von der Qualität der zugrunde liegenden Experimente ab. Dies betrifft sowohl die prinzipielle Durchführung solcher Experimente als auch die Angabe und Aufzeichnung aller notwendigen Randbedingungen.

Allgemein sind an ein abgesichertes Kriechmodell eine Reihe von Anforderungen zu stellen (vgl. Hunt [62]). Vorausgesetzt wird allerdings, dass alle Einflüsse trennbar sind:

$$\varepsilon_{\text{gesamt}} = \varepsilon_{\text{elastisch}}(t, u) + \varepsilon_{\text{viskoelastisch}}(t) + \varepsilon_{\text{mechano-sorptiv}}(u) + \varepsilon_{\text{Hygroexpansion}}(u) \quad (2-1)$$

Die Trennbarkeit der Einflüsse kann nicht bestätigt werden (Toratti [103]). Dennoch wurde diese Annahme von vielen Forschern (Becker [7], Fridley u.a. [38], Hanhijärvi [50], Hunt [62], Källsner u.a. [65], Mohager u.a. [77], Ranta-Manus [87], Rautenstrauch [89], Toratti [103], van der Put [104]) getroffen, um Kriechmodelle zu entwickeln. Toratti [103] begründet diese Trennbarkeit der Einflüsse deshalb als zulässig, da die Modelle das bei Experimenten aufgezeichnete Kriechen hinreichend genau beschreiben. Selbst wenn die Separation der Einflüsse physikalisch nicht belegbar ist, ist die Anwendung der an Versuchsdaten geeichten Modelle zulässig.

Nach Hunt [62] muss ein solches Modell zunächst die elastischen Nachgiebigkeiten abbilden, das heißt, die sofortige Dehnung, die durch die Lastaufbringung entsteht und sich bei Lastentzug vollständig zurückbildet, muss als Materialantwort vorhanden sein. Diese elastische Nachgiebigkeit ist nicht nur von der Materialvariabilität, sondern auch von der Holzfeuchte abhängig. Die Steigung im σ - ε -Diagramm ändert sich also in Abhängigkeit der Materialvariabilität und der Holzfeuchte. Mit der Materialvariabilität kommt hier der stochastische Charakter des inhomogenen und anisotropen Bau- und Werkstoffes Holz ins Spiel, der in Abhängigkeit der Ästigkeit und Rohdichte stark streuende Materialparameter aufweist.

Die zeitabhängige Kriechnachgiebigkeit, die zusätzlich zum elastischen Anteil der Nachgiebigkeit auftritt, hängt ebenso von der Materialvariabilität ab. Einschränkend muss darauf hingewiesen werden, dass die Kenntnisse bezüglich der Stochastik der zeitabhängigen Nachgiebigkeiten aus Experimenten derzeit nicht vorliegen. Dies liegt vornehmlich daran, dass vorhandene experimentelle Langzeituntersuchungen nicht in stochastisch notwendigen Umfang durchgeführt wurden. Ein auf stochastischen Prinzipien basierendes Modell für die Kriechnachgiebigkeit ist deshalb zur Zeit nicht mit ausreichender Sicherheit verifizierbar.

Die dritte Komponente, die sich im Fokus der Forschung der letzten 20 bis 30 Jahre befand und die ein Kriechmodell abbilden können muss, ist das mechano-sorptive Kriechen. Dieser Anteil wird in der Literatur als rein von der Feuchte abhängiger Teil charakterisiert. Primär kann dieser Aussage zugestimmt werden,

obwohl festgestellt werden muss, dass die vom Umgebungsklima abhängige Holzfeuchte selbstverständlich auch einer Historie unterworfen und damit ebenso von der Zeit abhängig ist.

In Zusammenhang mit der Holzfeuchte wird auch der vierte Anteil des Kriechmodells, die so genannte Hygroexpansion, beachtet. Neben dem Quellen und Schwinden in Faserrichtung, welche sich jeweils direkt auf Dehnungen der Fasern auswirkt, beeinflusst die Hygroexpansion quer zur Faserrichtung durch die Dimensionsänderung die Steifigkeit und die Beanspruchung der Bauteile.

Als fünfte und letzte Komponente führt Hunt [62] den Grenzwert für Nichtlinearitäten an. Es wird davon ausgegangen, dass sich das Kriechen bis zu einem gewissen Lastniveau linear verhält und anschließend nicht linear zunimmt. Diese Annahme ist so weder bestätigt noch negiert. Jedoch kann aus Experimenten belegt werden, dass die Nichtlinearitäten bis zu einem gewissen Spannungsniveau einen vernachlässigbar kleinen Einfluss ausüben.

In den nachfolgenden Abschnitten werden die relevanten Modellentwicklungen aus der Literatur in Auszügen reflektiert. Es wird dabei zwischen numerischen und theoretischen Modellen unterschieden.

2.2.2. Numerische Modelle

Die Modellierung viskoelastischen und mechanosorptiven Materialverhaltens kann auf verschiedene Arten erfolgen. Hierzu werden die Modelle nach ihrem Ansatz klassifiziert. Eine Klasse fasst die mathematischen Modelle zusammen, die andere Gruppe umfasst die so genannten rheologischen Modelle bzw. mechanischen Ersatzmodelle. Diese Klassifizierung wird üblicherweise auch in der Literatur so vorgenommen (vgl. Carstensen [16], Gressel [48], Hunt [62], Hanhijärvi [52], Mertens [75]).

Gemeinsam ist den beiden grundsätzlichen Modellarten, dass sie an Versuchsdaten durch Regression angepasst werden. Deshalb werden mathematische und rheologische Ansätze als empirische Modelle zusammengefasst. Dies ist gerechtfertigt, da auch die rheologischen Modelle, die eine mechanische Analogie zu Federn und Dämpfern herstellen, als rein mathematische Differentialgleichungen zur Entwicklung des Kriechens ohne mechanische Analogie verstanden werden können.

Mathematische Ansätze

Rein mathematische Ansätze zeichnen sich in der Regel durch eine gute Anpassungsfähigkeit an Messdaten des Kriechversuchs aus, während die Anzahl der zu bestimmenden Parameter als gering eingestuft werden kann. Da die Beschreibung der Kriechversuche meist relativ genau erfolgt, wird diese Art der empirischen Näherung als ausreichend bewertet. Eine physikalische Deutung der Vorgänge leistet diese Vorgehensweise jedoch nicht (vgl. Gressel [47]).

Als Ansatzfunktion für die Beziehung zwischen der Dehnung ε und der Zeit t kommen dabei verschiedene mathematische Funktionen in Frage. Am häufigsten wird dabei das Potenzgesetz der Form

$$\varepsilon_{\text{Kriechen}} = a \cdot t^m \quad (2-2)$$

verwendet. Die Parameter a und m sind dabei durch entsprechende Regression zu ermitteln und nicht zwingend konstant. Sie können neben der Abhängigkeit vom Werkstoff auch den Feuchtigkeitsgehalt, die Temperatur oder den Belastungsgrad wiedergeben (vgl. Gressel [48]). Laut Gressel [48] ist besonders vorteilhaft, dass dieser mathematische Ansatz bei doppelt logarithmischer Darstellung einen linearen Verlauf ergibt. Damit eröffnet sich die Möglichkeit, bei ausreichender Distanz zweier Zeitpunkte jegliche Zwischenwerte sehr genau abzuschätzen. Ebenso eröffnet die Vorgehensweise die Möglichkeit der Extrapolation. Diesen Ansatz verwendeten auch Gerhards [44], Hoyle [59] und Källsner u. a. [65]. Es wird dort in der Regel eine gute Brauchbarkeit des Ansatzes bescheinigt. Fridley u. a. [38] weisen jedoch darauf hin, dass sich das Potenzgesetz zur Beschreibung von Kriechversuchen nur dann eignet, wenn die Belastung konstant sei. Doch auch unter dieser Bedingung stellte Rautenstrauch [89] bei der Auswertung seiner Versuchsergebnisse mit einer auf Basis nicht linearer Regression gewonnenen Ansatzfunktion fest, dass der Potenzansatz nur eingeschränkt für die Beschreibung von Kriechversuchen geeignet ist. Das Ergebnis zeigt, dass der Potenzansatz bei diesen Versuchen, die rund 4300 Stunden durchgeführt wurden, im Bereich von ca. 800 bis 1700 Stunden die Versuchsergebnisse unterschätzt. Die Diskrepanz am Ende des Versuchszeitraumes, und insbesondere die deutlich höhere Steigung lassen erwarten, dass das Potenzgesetz das Kriechverhalten für $t \rightarrow \infty$ deutlich überschätzt. Gressel (in [16]) selbst sieht die Überschätzung bei 40 % und bezeichnet die Potenzfunktion als obere Schranke für Kriechfunktionen.

Weitere mathematische Ansatzfunktionen stellen z. B. die Exponentialfunktionen der Form

$$\varepsilon_{\text{Kriechen}} = a \cdot (1 - e^{-b \cdot t}) \quad (2-3)$$

und die Ansatzfunktionen mit Polynomen 2. Grades der Form

$$\varepsilon_{\text{Kriechen}} = a + \log t + c \cdot (\log t)^2 \quad (2-4)$$

dar. Ehrenstein (in [16]) verwendete diese Funktionen. Insbesondere den Ansatzfunktionen nach Gleichung (2-4) bescheinigt Gressel [48] keine Eignung.

Rautenstrauch überprüfte im Rahmen seiner Untersuchung noch zwei weitere Ansätze. Zum einen kam der hyperbolische Ansatz zum Tragen:

$$\varepsilon_{\text{Kriechen}} = \frac{1}{a} + \frac{b \cdot t}{c + t} \quad (2-5)$$

Auf der anderen Seite wurde auch der logarithmische Ansatz untersucht:

$$\varepsilon_{\text{Kriechen}} = \frac{1}{a} + b^2 \cdot [c + d \cdot \log(1 + t)] \quad (2-6)$$

Die beiden Ansätze zeigen doch zum Teil deutliche Diskrepanzen zwischen dem Modell und dem Versuch. Zusammenfassend wird festgestellt, dass aus dem Kreis der mathematischen Modelle am ehesten das Potenzgesetz geeignet ist, Kriechversuche numerisch abzubilden. Jedoch führen diese zuvor beschriebenen Einschränkungen dazu, andere Wege der Modellierung zu untersuchen.

Rheologische Ansätze

Rheologische Modelle kombinieren Elastizität und Viskosität in entsprechenden Anteilen miteinander. Diese lineare Viskoelastizitätstheorie sieht Rabotnov [85] als die „natürliche Verallgemeinerung von Richtungen der klassischen Kontinuumsmechanik“. In diesem Fall ist dies die Kombination von Elastizitätstheorie und Hydromechanik zäher Flüssigkeiten. Erstmals kam ein solches rheologisches Modell beim Baustoff Beton (vgl. [85]) zum Einsatz.

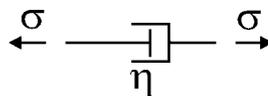


Abbildung 2-1: modellhafte Darstellung des Dämpferelements

Zu den einfachsten viskoelastischen Körpern zählt der Dämpfer (Abbildung 2-1), der dem Newtonschen Viskositätsgesetz gehorcht. Da aufgebrachte Spannung und Dehnungsänderung linear voneinander abhängen, stellt dieses Element eine Analogie zum viskosen Fließen dar.

$$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon} \quad (2-7)$$

mit σ Spannung
 $\dot{\varepsilon}$ Dehnungsänderung pro Zeiteinheit
 η Dämpferkonstante

Der zweite einfache viskoelastische Körper wird durch die Feder (Abbildung 2-2) repräsentiert, die Spannung und Dehnung linear miteinander verknüpft. Da dieses Element dem Hooke'schen Gesetz gehorcht, spricht man auch vom Hooke'schen Element, welches eine Analogie zu elastischen Werkstoffen herstellt.



Abbildung 2-2: modellhafte Darstellung des Federelements

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2-8)$$

mit σ Spannung
 ε Dehnung
 E Federkonstante



Abbildung 2-3: modellhafte Darstellung des Maxwell-Elements

Bei weiteren einfachen viskoelastischen Modellen findet bereits eine Kombination von Feder und Dämpfer statt. Werden diese beiden Elemente in Reihe geschaltet, spricht man vom sogenannten Maxwell-Element (Abbildung 2-3):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \quad (2-9)$$

Charakteristisch für dieses Element ist, dass bei konstanter Spannung die Verformung mit gleichbleibender Geschwindigkeit weiter wächst, was ausschließlich am viskosen Fließen des Dämpferelements liegt. Die Feder beteiligt sich zu einem Zeitpunkt $t > 0$ nicht mehr an der Verformung, wenn zum Zeitpunkt $t = 0$ die Last aufgebracht wird. Hält man hingegen die Dehnung konstant, baut sich die Spannung kontinuierlich ab. Diesen Effekt bezeichnet man auch als Relaxation. Gleichung (2-10) gibt dabei die Spannung in Abhängigkeit der Zeit an:

$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot e^{-\frac{t}{\tau}} \quad (2-10)$$

mit σ_0 konstante Spannung
 t Zeit
 τ Relaxationszeit

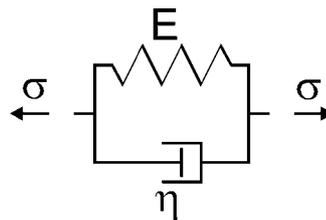


Abbildung 2-4: modellhafte Darstellung des Kelvin-Elements

Verknüpft man das Hooke'sche Federerelement mit dem Newton'schen Dämpferelement als Parallelschaltung, ergibt sich das so genannte Kelvin(-Voigt)-Element (Abbildung 2-4)

$$\sigma = E \cdot \varepsilon + \eta \cdot \dot{\varepsilon} \quad (2-11)$$

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\theta}}\right) \quad (2-12)$$

mit σ_0 konstante Spannung
 t Zeit
 θ Retardationszeit

Im Gegensatz zum Maxwell-Element strebt dieses rheologische Modell einem endlichen Dehnungswert entgegen:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \varepsilon(t) = \lim_{t \rightarrow \infty} \left[\frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\theta}}\right) \right] = \frac{\sigma_0}{E} \quad (2-13)$$

Bei konstanter Dehnung hingegen bleibt auch die Spannung konstant, das heißt, es findet keine Relaxation statt. Das Modell stellt also eine verzögert elastische Dehnung dar.

Mit diesen einfachen rheologischen Modellen ist es bereits möglich, das Verhalten von verschiedenen Werkstoffen zu beschreiben. Rabotnov [85] gibt allerdings zu bedenken, dass mit der Abbildung eines Werkstoffes durch ein rheologisches Modell noch nicht die ausreichende Eigenschaftsbeschreibung eines Werkstoffes gefunden ist. Weiter ist [85] zu entnehmen, dass es sich hierbei allenfalls um eine Analogie zur Werk-

stoffeigenschaft handelt, nicht jedoch um ein Mittel zur Deutung der Erscheinung. Begründet wird dies bei Rabotnov [85] mit der Tatsache, dass es bei realen Werkstoffen niemals ideal elastische oder ideal viskose Eigenschaften gibt.

Demzufolge ist es unmöglich, Materialien mit einem Kelvin- oder einem Maxwell-Element zu beschreiben, wie auch die Gegenüberstellung der prinzipiellen Modellantwort (Abbildung 2-5) belegt. Andererseits besteht die Möglichkeit, durch weitere Kombinationen von viskoelastischen Grundelementen, Federn und Dämpfern, komplexere Modelle zu entwickeln, mit denen Versuche qualitativ gut abgebildet werden können.

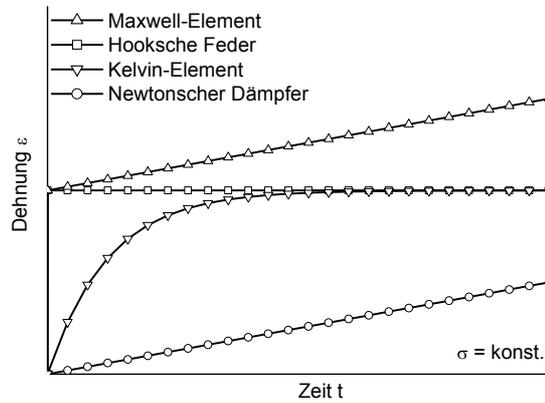


Abbildung 2-5: prinzipielle Modellantwort der rheologischen Grundelemente

Hierzu zählt z. B. das so genannte Standard-Festkörper-Modell (Abbildung 2-6), bei dem ein Kelvin-Körper mit einer Hooke'schen Feder in Reihe geschaltet wird.

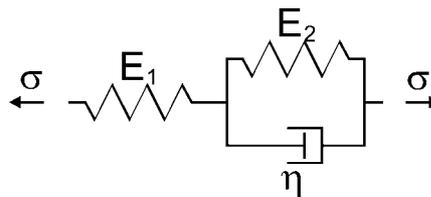


Abbildung 2-6: modellhafte Darstellung des Standard-Festkörper-Modells

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{E_2} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\Theta}}\right) \tag{2-14}$$

Dieses Modell strebt bei konstanter Spannung σ_0 ebenso einem Endkriechwert zu:

$$\varepsilon_\infty = \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}\right) \cdot \sigma_0 \tag{2-15}$$

Dabei reagiert das Modell so, dass sich unmittelbar nach Lastaufbringung die Dehnung $\varepsilon_{\text{inst}}$ einstellt:

$$\varepsilon_{\text{inst}} = \frac{\sigma_0}{E_1}, \tag{2-16}$$

weshalb E_1 als Augenblicksmodul bezeichnet wird. Die Retardationszeit Θ bestimmt sich zu:

$$\Theta = \frac{\eta}{E_2} \tag{2-17}$$

Ein weiteres übliches Modell stellt das Burgersmodell (Abbildung 2-7) dar. Bei diesem rheologischen Modell wird zu dem Standardfestkörpermodell noch ein Dämpfer in Reihe geschaltet.

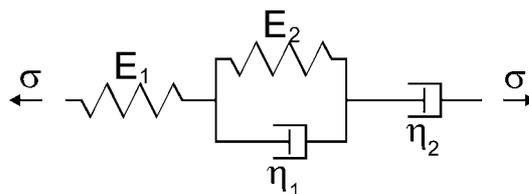


Abbildung 2-7: modellhafte Darstellung des Burgers-Modells

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{\eta_2} \cdot t + \frac{\sigma_0}{E_2} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\theta}}\right) \quad (2-18)$$

Folglich erreicht dieses Modell keinen Endwert. Die Verformungsgeschwindigkeit $\dot{\varepsilon}$ erreicht für Zeiten, die gegen Unendlich streben, einen konstanten Wert.

Diese kombinierten Kriechmodelle eignen sich, wie bereits erwähnt, zur guten qualitativen Abbildung von Materialien, die über einen längeren Zeitraum durch Spannungen beansprucht werden. Dennoch genügen diese Modelle den in Wissenschaft und Forschung gebräuchlichen qualitativen Ansprüchen an die Genauigkeit nur bedingt. Deshalb wurden die Modelle, insbesondere das Standardfestkörpermodell und das Burgersmodell um eine endliche Anzahl von Kelvin-Körpern erweitert, indem diese Elemente mit den zugehörigen Grundelementen in Reihe geschaltet werden. Man spricht hiermit vom verallgemeinerten Standardfestkörpermodell bzw. vom verallgemeinerten Burgersmodell.

Die Beschreibung des Kriechverhaltens von Holz mit Hilfe rheologischer Modelle wird in der Literatur sehr häufig angetroffen. Dies liegt zum einen daran, dass die Modellierung vergleichsweise einfach handhabbar wird und dass sehr gute Übereinstimmungen mit experimentellen Ergebnissen zu erzielen sind. Ein weiterer entscheidender Vorteil ist die problemlose Integration in Algorithmen zur computergestützten numerischen Simulation.

Zur Simulation verwendete Modelle

In den nachfolgenden Abschnitten werden die in der Literatur verwendeten mathematischen und rheologischen Modelle näher erläutert:

Källsner u. a. [65] unterteilen ihren Ansatz einer Kriechfunktion in zwei unabhängige Anteile. Dabei wird eine spannungsabhängige Funktion mit einer zeitabhängigen Funktion multipliziert. Dies bedeutet, dass sowohl die Spannung als auch die Zeit die Kriechfunktion nicht linear beeinflussen. Für die numerischen Simulationen, die Källsner u. a. [65] an druckbeanspruchten Bauteilen durchführen, wird jedoch die spannungsabhängige Funktion zunächst gleich eins gesetzt. Für die zeitabhängige Funktion wird ein Potenzansatz gewählt. Zur numerischen Simulation wird dabei ein Zeitintervall so klein gewählt, dass die Spannung pro Inkrement als konstant betrachtet werden darf. Die Anwendung des Modells basiert dabei auf Untersuchungen von Samuelson (in [65]).

Itani u. a. [64] greifen bei ihren Untersuchungen ebenfalls auf ein Potenzgesetz bzw. ein Exponentialgesetz zurück. Dabei stellten sie fest, dass bei Versuchen unter konstantem Klima die Ergebnisse mit der Simulation nach 100 Stunden gute Übereinstimmung zeigen. Lediglich der Verlauf des Kriechens innerhalb der ersten 100 Stunden gibt dem Potenzansatz den Vorzug gegenüber dem Exponentialgesetz.

Einen anderen Weg geht an dieser Stelle Blaß [12], der sich nicht explizit eines solchen empirischen Modells annimmt, sondern vielmehr das σ - ε -Diagramm verzerrt. Diese Verzerrung bzw. Streckung erfolgt in Abhängigkeit des Belastungsgrades, der Belastungsart und der Holzfeuchte. Eine direkte Anpassung an Versuche ist dadurch nicht möglich. Blaß [12] greift auf die Erkenntnisse der Literatur zurück und formuliert die gesamten Parameter in linearer Abhängigkeit. Der Elastizitätsmodul wird folglich zur Berechnung in Abhängigkeit der genannten Einflussfaktoren modifiziert. Diese sehr einfache Herangehensweise zeigt bei den Ergebnissen zufriedenstellende Übereinstimmung, obgleich instationäre Holzfeuchte oder stochastische Einflüsse, verteilt auf die Stablängsachse, nicht in die Betrachtungen einfließen.

Auch Moorkamp [78] verwendet für Simulationen von Druckgliedern einen Potenzansatz, den er an die Ergebnisse aus den Biegeversuchen von Rautenstrauch [89] anlehnte. Moorkamp [78] vergleicht dabei zunächst die Regression aus den Biegeversuchen von Rautenstrauch [89] mit den eigenen Versuchen an Druckgliedern und stellte bereits zufriedenstellende Übereinstimmung fest. Um die Qualität der Näherungsfunktion zu überprüfen, benutzt Moorkamp erneut einen Potenzansatz, den er mittels einer Regression an

die Versuchsdaten anpasst. Damit werden die Versuchsdaten für Druckglieder einerseits und die Daten von Rautenstrauch [89] auf 10^6 Stunden (entspricht ca. 114 Jahren) extrapoliert. Es wird festgestellt, dass der Potenzansatz nach Rautenstrauch [89] zu modifizieren wäre. Der modifizierte Ansatz liefert dann „durchaus akzeptable“ Werte. Jedoch schätzte bereits Rautenstrauch [89] ab, dass der Potenzansatz den Endkriechwert um ca. 40 % überbewertet. Um diesem Sachverhalt Rechnung zu tragen, wird der Ansatz erneut angepasst. Ergebnis ist, dass die Steigung außerhalb des eigentlichen Versuchszeitraumes deutlich abnimmt. Eine ähnliche Herangehensweise wird auch für Bauteile, die wechselklimatischen Bedingungen ausgesetzt sind, vorgestellt. Die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen ist zufriedenstellend. Erfahrungsgemäß erscheint das Potenzgesetz in seiner Handhabung sehr einfach, jedoch sind die Ergebnisse differenziert zu betrachten. Mit letzter Sicherheit kann in Ermangelung ausreichend langer experimenteller Untersuchungen keine abgesicherte Aussage getroffen werden, ob für den Endzeitpunkt eine immer noch vorhandene Dehnungsgeschwindigkeit realistisch ist oder nicht.

Der weitaus größere Anteil an empirischen Modellen, die in Wissenschaft und Forschung eingesetzt werden, sind rheologische Modelle.

Ein erweitertes Standardfestkörpermodell verwendet Härtel [54] in seiner Arbeit. Dabei erweitert er das Grundmodell um ein Kelvinelement und erhält somit eine fünfparametrische Form. Die Anpassung des Modells erfolgt an eigens durchgeführten Versuchen von Druckstäben im Wechselklima. Die Versuchsdauer betrug dabei zwischen 67 und 171 Tage. Es wird dort festgestellt, dass das dreiparametrische Standardfestkörpermodell bei niedrigen Holzfeuchten bessere Ergebnisse liefert als die fünfparametrische Variante. Bei höheren Holzfeuchten wird von entgegengesetzten Erscheinungen berichtet. Eine nur bedingte Eignung wird dagegen der Kelvinkette bescheinigt. Allgemein wird darauf hingewiesen, dass die Anpassungsfähigkeiten solcher rheologischen Modelle bei Wechselklimaverhältnissen begrenzt sind. Aus diesem Grund wurde in dieser Arbeit die Anpassung auf Mittelwerte beschränkt. Eigene Erfahrungen bestätigen, dass Wechselklimata durch ein solches rheologisches Modell nicht anzupassen sind. Dies geschieht, wie Kapitel 4 zu entnehmen ist, durch ein zusätzliches in Reihe geschaltetes Element. Anders als Härtel dies darstellt, kann im Rahmen eigener Untersuchungen von guten Anpassungsfähigkeiten von Kelvinketten berichtet werden. Insbesondere durch die Möglichkeit, die Kelvinkette in der Zahl ihrer Elemente flexibel zu gestalten, führt zu einer sehr guten Anpassungsfähigkeit, die von der Anzahl der Parameter abhängt.

Shen u. a. [94] betrachteten in ihren Untersuchungen verschiedene Kriechmodelle. Zwei rheologischen Modellen wird ein mathematisches Modell gegenübergestellt, wobei die beiden rheologischen Modelle aus jeweils einem Burgersmodell bestehen. Die Variation ergibt sich aus den unterschiedlichen Ansätzen zur Berücksichtigung des mechano-sorptiven Kriechens. Im ersten Ansatz fügen Shen u. a. [94] dem Burgersmodell einen weiteren Parameter hinzu, um die feuchteabhängigen Kriecheinflüsse zu berücksichtigen. Beim zweiten Ansatz werden die vorhandenen vier Parameter des Burgersmodells in Abhängigkeit der Feuchte und der Temperatur modifiziert. Als mathematisches Modell verwenden Shen u. a. [94] einen modifizierten Potenzansatz. Die Simulationsergebnisse werden verglichen mit bzw. angepasst an Ergebnisse eigener Versuchsserien. Dabei wurden Bauteile mit den Abmessungen $b/h/l = 3,8/8,9/243,8$ cm im Rahmen eines Vier-Punkt-Biegeversuchs über den Zeitraum von 14 Monaten einem Biegekriechversuch unterzogen. Die Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den modellierten Kriechverläufen zeigte unterschiedliche qualitative Eignungen. Das fünfparametrische Modell stimmt dabei am geringsten mit den Versuchsergebnissen überein. Es wird gemutmaßt, dass dieses Modell nur bei deutlichen Feuchteänderungen zielführend sei. Die Ergebnisse des vierparametrischen Modells stimmten wesentlich besser mit den Versuchsdaten überein. Die Übereinstimmung darf als zufriedenstellend bewertet werden, wenn sich auch die simulierte Dehnung stets schneller als die experimentelle änderte. Ähnlich gute Ergebnisse liefert auch der Potenzansatz. Nach einer Überprüfung mit statistischen Hilfsmitteln bevorzugten Shen u. a. [94] den vierparametrischen Ansatz.

Fridley u. a. [38] verwenden für ihre Betrachtungen ein modifiziertes Burgersmodell. Die Modifikationen beziehen sich auf ein weiteres in Reihe geschaltetes Dämpferelement, welches die hygrothermischen Einflüsse auf das Kriechverhalten berücksichtigt. Das Burgersmodell als solches repräsentiert dabei ausschließlich den viskoelastischen Anteil des Kriechens. Jedoch werden bereits diese Einflussfaktoren von der Feuchte und der Temperatur abhängig gemacht. Hierzu werden Polynome 2. Grades verwendet, wobei die Feuchte in Abhängigkeit der umgebenden Klimabedingungen stationär über den Querschnitt verteilt angesetzt wird. Die Parameter des Kriechgesetzes wurden auf Basis von Anpassungsversuchen mit Probekörpern ($b/h/l = 3,8/8,9/244$ cm) aus Douglasienholz ermittelt. Die Übereinstimmung darf als gut bezeichnet werden.

Mertens [75] verwendet zur Beschreibung des Kriechens von biegebeanspruchten Holzbauteilen ein erweitertes Standardfestkörpermodell. Die Erweiterung bezieht sich auf ein weiteres Kelvin-Element, welches

durch den Einsatz einer Sperrklinke, wie von Bazant [6] vorgeschlagen, zur Abbildung der plastischen Kriechverformung herangezogen wird. Das erste Kelvin-Element bildet folglich die reversiblen Kriechverformungen ab. Die Holzfeuchte wird dabei bei der Regression berücksichtigt und beeinflusst somit die Parameter des erweiterten Standardfestkörpermodells. Die Anpassung mittels eigener Versuche an Kanthölzern mit den Abmessungen $b/h = 8/24$ cm zeigt gute Ergebnisse. Nach Angaben von Mertens [75] beträgt der Korrelationskoeffizient R^2 grundsätzlich mehr als 96 %.

Toratti [103] greift bei der Modellierung von Kriechverformungen für den viskoelastischen Anteil auf eine Kelvinkette mit sechs Elementen zurück. Er stellt dabei fest, dass der Kriechverlauf mit Hilfe einer Kelvinkette immer angepasst werden kann, vorausgesetzt, man verwendet eine ausreichende Anzahl einzelner Kelvin-Elemente. Die Kelvinkette wird hier allerdings nur als empirisches Modell genutzt. Die mechanische Erklärbarkeit geht dadurch verloren, dass die Parameter einzelner Kelvin-Elemente negative Werte annehmen. Der Einfluss der Holzfeuchte wird nach dem Reversibilitätsvermögen separiert. Der reversible Teil verursacht dabei kein Kriechen im eigentlichen Sinne, sondern sorgt nur für Elongationen der Kriechkurve. Der reversible Teil beinhaltet also die Hygroexpansion. Als irreversiblen Teil der feuchteinduzierten Kriechdehnung begreift Toratti [103] das mechanosorptive Kriechen. Allerdings kann dem Begriff „irreversibel“ nur bedingt zugestimmt werden, da sich zum einen das gesamte mechano-sorptive Kriechen doch zurückbilden kann, wenn ausreichende Feuchtwechsel auftreten. Zum anderen wird die Modellierung dieses Anteils durch ein weiteres in Reihe geschaltetes Kelvin-Element realisiert. Hier wird die Variable „Zeit“ durch die Feuchte ersetzt. Die Bestimmung der Parameter erfolgte durch Anpassung an eigens durchgeführte Vier-Punkt-Biegeversuche. Die Abmessungen variierten dabei zwischen 3,3 cm und 7,0 cm bei der Kantenlänge des quadratischen Querschnitts und zwischen 86 cm und 120 cm in der Länge. Die Güte des Modells wird dadurch überprüft, dass die Anpassung zunächst auf einen geringen Zeitbereich zu Beginn des Versuches begrenzt wird. Mit dieser Anpassung wird dann bis zum Versuchsende extrapoliert und mit den Versuchsergebnissen verglichen. Toratti [103] erkennt eine gute Übereinstimmung zwischen Versuchsdaten und Modellergebnissen. Es wird aber auch festgestellt, dass das Modell bei höheren Holzfeuchtwerten größere Differenzen zu den Versuchsdaten aufweist als bei niedrigen Holzfeuchtwerten. Die mittlere Feuchte sei aber ein schlechter Parameter für die Abschätzung des mechano-sorptiven Kriechens. Aus den Versuchen, die sich über 1200 Tage erstreckten, kann jedoch nach Toratti [103] weder ein Hinweis auf ein mechano-sorptives Kriechlimit noch auf die vollständige Reversibilität dieses Kriechanteils geschlossen werden.

Ein weiteres rheologisches Modell wurde von Hanhijärvi [52] entwickelt. Er greift dabei auf parallel geschaltete Maxwell-Elemente zurück. Durch die Parallelschaltung von neun Maxwell-Elementen, jeweils um ein in Reihe geschaltetes Element zur Berücksichtigung der Hygroexpansion erweitert, entsteht ein sehr komplexes System. Da zusätzlich die Dämpfer der Maxwell-Elemente die nicht lineare Verknüpfung zwischen Kriechen und Hygroexpansion herstellen, ergeben sich mehr als 70 unbekannte Modellparameter. Durch die Tatsache, dass der Dämpfer sowohl von der Feuchte als auch von der Zeit abhängig ist, kann dieses Modell nicht mehr den üblichen rheologischen Modellen, die von einer Trennbarkeit der einzelnen Dehnungseinflüsse ausgeht, zugeordnet werden. In der Literatur wird das Modell auch als „combined activation“ bezeichnet. Um die Anzahl der Parameter zu minimieren, führte Hanhijärvi [52] gewisse Zusammenhänge ein und setzte beispielsweise den Hygroexpansionskoeffizienten für alle Äste des Modells konstant an. Die Grundlage des Modells basiert auf der rate-process-Theorie. Dennoch ermittelt Hanhijärvi [52] die Modellparameter rein empirisch, indem er eine Anpassung an Versuchsdaten vornimmt. Der Vergleich mit eigenen Versuchsdaten bzw. mit Versuchsdaten anderer Forscher führt zu einer guten Übereinstimmung. Trotzdem findet Hanhijärvi [52] selbst Mängel an seinem Modell. Die erste Adsorptions-/Desorptionsphase kann das vorgestellte Modell nur schlecht wiedergeben. Ebenso kann das Kriechen in der Anfangsphase nur unzufriedenstellend beschrieben werden. Aus der Sicht des Verfassers ist das Modell insbesondere wegen seiner theoretischen Herleitung sehr wertvoll. Allerdings scheint es so, dass einfachere Modelle, die ebenso gut an Kriechversuche anpassungsfähig sind, wegen ihrer besseren Handhabbarkeit vorzuziehen sind.

Rautenstrauch [89] approximiert den Kriecheinfluss auf Holzbauteile zunächst mit einem mathematischen Modell, dem so genannten Potenzansatz. Die Parameter des Potenzansatzes wurden mittels nicht linearer Regression an eigens in Analogie zu Vier-Punkt-Biegeversuchen durchgeführten Experimenten ermittelt. Die Experimente wurden an Versuchskörpern aus Voll- und Brettschichtholz mit baupraktisch üblichen Abmessungen (Querschnitt $b/h = 8/8$ cm, $b/h = 8/16$ cm und $b/h = 8/24$ cm bei Vollholz) durchgeführt. Besonders hervorzuheben ist an dieser Stelle die aufwendige Messmethode, die es erlaubt, sowohl Verdrehungen als auch Größenänderungen des Querschnitts infolge Quellen und Schwinden zu erfassen. Mit diesen erfassten Daten ist es somit möglich, die gemessenen Verformungen zu bereinigen. Eine Umkehrung der Elongatio-

nen infolge Feuchtwechsels, wie sie teilweise Moorkamp [78] feststellt, scheint mit dieser Messmethode ausgeschlossen zu sein. Die verwendete Potenzfunktion nähert sich den Versuchsdaten gut. Zur numerischen Simulation verwendet Rautenstrauch [89] dann allerdings eine Reihenschaltung aus einer Feder und sechs Kelvin-Elementen. Die Feder verkörpert dabei die elastischen Dehnungen, die Kelvinelemente entsprechend die Kriechdehnungen. Ein Feuchteeintrag wird dabei nicht explizit, sondern durch Modifikation der Parameter berücksichtigt.

Becker [7] wählt eine ähnliche Vorgehensweise. Auch er greift auf ein rheologisches Modell zurück. Zusätzlich zur Feder, die den elastischen Dehnungsanteil repräsentiert, und zu vier Kelvin-Elementen, die die viskoelastische Kriechdehnung abbilden, kommen noch zwei weitere rheologische Grundeinheiten hinzu. Ein weiteres Kelvinelement benutzt Becker [7], um die feuchteabhängige mechano-sorptive Kriechdehnung zu modellieren. Wie schon bei Toratti [103] wird auch hier der Parameter Zeit durch den Parameter Feuchte ersetzt. Ergänzend wird darauf hingewiesen, dass die Feuchte in diesem Modell auch die elastischen Dehnungen beeinflusst. Des Weiteren erzeugt ein weiteres in Reihe geschaltetes Element feuchteinduzierte Dehnungen, die sogenannte Hygroexpansion. Becker [7] schaltet diesem Komplex noch einen Dämpfer in Reihe, der allerdings erst jenseits einer Proportionalitätsgrenze aktiviert wird und das von der Spannung nicht linear abhängige Kriechen abbilden soll. Eigene Versuche werden nicht durchgeführt. Statt dessen wurde das Modell mit einer Vielzahl Kleinst- und Kleinproben sowie mit Proben baupraktisch relevanter Abmessungen, die in der Literatur veröffentlicht wurden, verglichen. Die Übereinstimmung zeigt gute Ergebnisse. Dieses Modell wird als sehr brauchbar eingestuft, da einerseits wesentliche Einflüsse auf das hygrothermische Langzeittragverhalten berücksichtigt werden und andererseits das Spektrum der Anpassungsversuche sehr umfangreich war.

2.2.3. Energetische Modelle

Die bisher vorgestellten Modelle empirischer Art werden allesamt an Versuchsdaten angepasst. Die Parameter haben also keine mechanische Aussagekraft. Die nachfolgenden Modelle geben eine theoretische Basis wieder.

Bazant [6] beschreibt Kriechen mit einem Aufbrechen weicher Verbindungen, so genannter Hydrogen-Bonds. Die entstehenden Verformungen, als Kriechen bezeichnet, entstehen durch die Anhäufung des Aufbrechens solcher Verbindungen. Die Anzahl solcher Schädigungen pro Zeiteinheit wird maßgebend vom Feuchtefluss durch die Mikroporen beeinflusst, was eine Verstärkung des Kriecheffekts auslöst. Führt der Feuchtefluss zu keiner Änderung der Feuchte als solches, muss nicht mit erhöhtem Kriechen gerechnet werden. Zu einer konstitutiven Gleichung kommt Bazant [6] über die thermodynamische Formulierung der Mikrodifffusion. Zur Verwendung des Modells für Untersuchungen ist es jedoch notwendig, eine Veranschaulichung vorzunehmen. Bazant [6] stellt fest, dass dies durch ein Maxwell-Ketten-Element realisierbar ist. Dabei werden die Viskositäten in Abhängigkeit von der Feuchte formuliert. Die Irreversibilität von Kriechverformungen wird durch eine so genannte Sperrklinke sichergestellt. Abschließend wird betont, dass es sich um ein spekulatives Modell handelt, da mit diesem Modell zwar vernünftige Annahmen getroffen worden sind, die aber an verschiedenen Stellen noch nicht bewiesen sind.

Hoffmeyer u. a. [58] berichten bei mechano-sorptivem Kriechen ebenfalls von Mikroversagen, allerdings in Gleitflächen (slip planes). Damit ist gemeint, dass ein Teil der S_2 -Wand gegenüber dem anderen Teil gleitet. Die Anzahl der entstehenden Gleitflächen hängt dabei sowohl vom Spannungsniveau, dem Feuchtegehalt als auch von der Belastungsdauer ab. Es wird festgestellt, dass sowohl das longitudinale Quellen bzw. Schwinden als auch die elastischen, viskoelastischen und plastischen Eigenschaften von der Anzahl der Gleitflächen abhängt, die wiederum von den Feuchtwechsels beeinflusst werden. Mit Hilfe des Modells lassen sich nach [58] auch die einzelnen Sorptionsphasen sehr gut erklären. Behält ein Bauteil aus Holz eine konstante, niedrige Feuchte, so wächst die Verformung kontinuierlich an, da Gleitflächen – wie bereits erwähnt – als Funktion des Spannungsniveaus, des Feuchtegehalts und der Zeit entstehen. Bei der ersten Feuchteaufnahme steigt die Verformung sehr schnell an, da sich die Gleitflächen infolge der Feuchteänderung rasch bilden. In allen Trocknungsphasen wächst die Verformung an, da sich das Längsschwinden von Biegebalken in der Druckzone und das Entstehen neuer Gleitflächen überlagert. In der zweiten und in den folgenden Feuchteänderungen wird die Verformung in der Regel geringer, da die Längsdehnung viel größer ist als die Verformung durch weitere Gleitflächen.

Auf die dem Holz eigene Mikrostruktur greifen Mukudai u. a. [80] zurück und leiten das Modell aus den Eigenschaften der Zellwand ab. Die Layer zwischen den Zellen (I), die aus Lignin bestehen, die Layer der primären Zellwand (P), die netzartig aus feinen Mikrofibrillen gebildet werden, und der äußere Layer der se-

kundären Zellwand (S_1), der aus quer zur Längsrichtung orientierten Mikrofibrillen besteht, bilden zunächst eine Einheit. Die zweite Einheit umfasst die mittleren Layer der sekundären Zellwand (S_2), die aus in Längsrichtung orientierten Mikrofibrillen besteht, und die inneren Layer der sekundären Zellwand (S_3), in denen die Orientierung der Mikrofibrillen wiederum rechtwinklig zur Längsachse ist. Das Verhalten der mikrostrukturellen Holzelemente unter sich ändernder Feuchte, welches in [80] näher erläutert ist, wird in ein rheologisches Modell eingebaut. Zwei Elemente, die aus einer Reihenschaltung mit je einem Maxwell- und einem Kelvin-element sowie einem Hygroelement besteht, werden hierbei parallel geschaltet. Dabei werden der einen Seite die Eigenschaften der Layer I, P und S_1 und der anderen Seite die Eigenschaften der Layer S_2 und S_3 zugewiesen. In Abhängigkeit der Holzfeuchte ändert sich dabei der Einfluss der einzelnen beteiligten Strukturelemente. Dieser Effekt wird in dem genannten Modell dadurch erzielt, indem den einzelnen Strängen in Abhängigkeit der Feuchte unterschiedliche Spannungsanteile zugewiesen werden. Das Modell liefert hinreichend genaue Übereinstimmung mit verschiedenen Versuchen [80]. Die Differenzen zwischen dem Modell und den Versuchen, vor allem bei den Verformungen, werden damit erklärt, dass das Modell die Oberflächenschichten nur durch zwei elementare Modelle berücksichtigt, die inneren Zwängungen aber außer Acht gelassen werden.

Hanhijärvi [52], dessen Kriechmodell bereits vorgestellt wurde, sieht als grundlegenden Mechanismus des Kriechens das Aufbrechen der Wasserstoffbindung an und führt damit das Problem ebenso auf molekulare Ebene zurück. Das Ziel war dabei das kombinierte Aktivierungsmodell, nach welchem viskoelastisches und mechanosorptives Kriechen durch das gleiche Versagen, nämlich durch den Verbindungsbruch, entstehen. Die Holzfeuchte beschleunigt diesen Vorgang also nur. Das Modell wird dabei auf das von van der Put [104], der nur das viskoelastische Kriechen berücksichtigte, aufgesetzt. Mathematische Grundlage ist die Theorie der molekularen Verformungsenergie von Fließprozessen. Die Herleitung der konstitutiven Gleichung basiert auf der rate-processing-Theorie nach Krauß und Eyring. Dies führt zu einem Zusammenhang zwischen der Dehnungsgeschwindigkeit und der Spannung bzw. der Feuchte, der nicht linear ist und auf hyperbolischen Winkelfunktionen beruht. Um die Anwendbarkeit zu erzielen, passt Hanhijärvi [52] die Ergebnisse an das bereits vorgestellte Maxwell-Ketten-Element an.

2.2.4. Zusammenfassung

Die vorangegangenen Abschnitte zeigen, dass in die theoretischen Untersuchungen mit dem Ziel der Entwicklung eines numerischen Modells sehr viel Anstrengung investiert wurde. Dabei sind die Modelle grundsätzlich in der Lage, das viskoelastische Kriechen abzubilden. Eine Vielzahl der vorgestellten Modelle berücksichtigt darüber hinaus das mechanosorptive Kriechen. Nur wenige Veröffentlichungen setzen nicht lineares Kriechen an, da dieses nach übereinstimmender Meinung merklich erst in einem Spannungsbereich einsetzt, der jenseits des üblichen Gebrauchsbereichs liegt.

Die meisten der dargestellten Modelle sind an nur einer Serie von Versuchen verifiziert worden. Eine Ausnahme davon bildet das Modell von Becker [7], welches an einer größeren Anzahl dokumentierter Versuche bestätigt werden konnte.

Aus der Sicht des Verfassers ist die Entwicklung eines zusätzlichen Modells, welches den einen oder anderen Mangel der beschriebenen Modelle beseitigen könnte, derzeit ohne weitere experimentelle Untersuchungen nicht zielführend und erfolgversprechend. Wie bereits erwähnt, bringt gerade die Durchführung solcher Versuche viele Probleme mit sich. Insbesondere die Versuchsdauer beeinflusst die Ergebnisse dabei sehr stark.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es deshalb nicht, ein weiteres Modell zu entwickeln und zu verifizieren, sondern vielmehr die bekannten Modelle zu nutzen, um damit fundierte numerische Simulationen durchführen zu können.

2.3. Bemessung von Druckgliedern unter Berücksichtigung von Langzeiteffekten

Wie im nächsten Kapitel ausgeführt, ist die Bemessung von Druckgliedern unter Berücksichtigung von hygrothermischen Langzeiteffekten in der nationalen bzw. in der europäischen Normung entweder nicht erwähnt, unzureichend geregelt oder wird dem praktisch tätigen Ingenieur verantwortlich überlassen. Einige Forscher versuchten diese unzufriedenstellende Lösung durch Bemessungsvorschläge bzw. Langzeitsimulationen zu beseitigen. Im Wesentlichen lassen sich die Arbeiten dabei in zwei Gruppen unterteilen. Eine erste Gruppe der Forscher verwandte die erzielten Versuchsergebnisse und passte daraufhin die Bemessungsregeln der Normungen an. Die zweite Gruppe verwendete an Versuchsergebnisse angepasste Modelle (vgl. Kap. 2.2) und leitete aus den Ergebnissen der numerischen Simulationen die Notwendigkeit der normativen

Berücksichtigung bzw. konkrete Maßnahmen zur Veränderung der Normenforderungen ab. Die nachfolgenden Abschnitte beschränken sich zunächst auf nationale Forscher, die jedoch auch die europäische Normung teilweise mit ins Kalkül gezogen haben.

2.3.1. Bemessungsregeln angepasst an Versuchsergebnisse

Zu den Arbeiten, die die Bemessungsregeln durch Gegenüberstellung mit Versuchsergebnissen anpassten, zählt die von Härtel [54]. Er stellt fest, dass sowohl die Berechnungsansätze nach DIN 1052 (April 1988) [24] als auch der Eurocode 5 [31] die tatsächlichen Kriechverformungen deutlich unterschätzen. Ebenso sei auch das Kriechverhalten von Druckgliedern aus Holz in der Norm nicht ausreichend berücksichtigt. Folgerichtig macht Härtel [54] für beide Bemessungskonzepte der DIN 1052 (April 1988) [24], nämlich für das Ersatzstabverfahren und für den Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung, einen Vorschlag für einen verbesserten Nachweis.

Zur Veränderung des Ersatzstabverfahrens (ω -Verfahren) wird vorgeschlagen, die Knickzahl ω anzupassen, in dem die zeitabhängigen Verformungen über die Einführung zusätzlicher Imperfektionsannahmen erfasst werden.

$$\varepsilon = \frac{e}{k} = \frac{e_1 + e_2 + e_3}{k} \quad [54] \quad (2-19)$$

Dabei werden die Anteile e_1 (ausmittige Lasteinleitung) und e_2 (Imperfektionsannahme bzw. unvermeidbare Vorverformungen) durch eine weitere Imperfektion e_3 erweitert, die den Vorschlag zur Berücksichtigung des Kriechens beinhaltet. Dieser dritte Anteil e_3 soll bei Bauteilen, die dem Wechselklima ausgesetzt sind, in gleicher Größe wie der Anteil e_2 angesetzt werden. Bei Stützen, die mäßig beansprucht werden, soll e_3 halb so groß wie e_2 sein, bei gering belasteten Innenstützen wäre e_3 mit Null zu berücksichtigen. Für diese drei Fälle sind dementsprechend neue Knickzahlen ω herzuleiten und zu tabellarisieren. Ebenfalls müssen dem praktisch tätigen Ingenieur Anhaltspunkte geliefert werden, in welcher Situation das Tragwerk in welchen Bereich (e_3) einzuordnen ist. Die einfache Handhabung der Unterteilung in lediglich drei Bereiche bringt natürlich auch den Nachteil der ungenauen Betrachtung mit sich.

Die gleiche Vorgehensweise ist auch beim Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung möglich. Härtel [54] schlägt vor, die gleiche Vorgehensweise wie beim Ersatzstabverfahren anzuwenden. Es könnten auch die gleichen Klassifizierungen und die gleichen Annahmen für die Imperfektion infolge des Kriechens verwendet werden. Die Summe der Imperfektionen ist als Vorverformung in die Berechnung nach Theorie II. Ordnung einzusetzen.

Eine weitere Möglichkeit nach [54] ist die Modifizierung des nach Norm vorgegebenen Elastizitätsmoduls.

$$E_{creep} = \frac{E_{DIN 1052}}{1 + \alpha \cdot \frac{g}{q} \cdot \varphi} \quad [54] \quad (2-20)$$

Der Elastizitätsmodul nach Norm wird dabei in Abhängigkeit der Kriechzahl φ und des Anteils ständiger Last g/q reduziert. Darüber hinaus wird ein Anpassungsfaktor α eingeführt, um die theoretisch errechneten Werte an die Versuchsergebnisse anpassen zu können.

Moorkamp [78] vergleicht ebenso die Versuchsergebnisse mit den nach Norm errechneten Werten und bewertet auf diese Art die normativen Regeln. Für den Nachweis von Stützen nach DIN 1052 (April 1988) [24], Ersatzstabverfahren wird auf die im vorigen Absatz beschriebene Vorgehensweise zurückgegriffen. Der erwähnte Vorschlag eines Kriechmoduls (Gleichung (2-20)) wird an dieser Stelle mit dem Hinweis abgelehnt, da sich diese Möglichkeit zwar auf der sicheren Seite befände, jedoch regelmäßig zu unwirtschaftlich großen Verformungen führe.

Die Bemessung von Druckgliedern durch den Spannungsnachweis nach Theorie II. Ordnung (DIN 1052 (April 1988) [24]) zeigt, dass die Verformungen mit einem normativen Kriechfaktor von 1,0 unterschätzt werden. In [78] wird vorgeschlagen, den Kriechfaktor mit Hilfe eines Potenzansatzes in Abhängigkeit der zu erwartenden Nutzungsdauer und der Holzfeuchteänderung abzuschätzen. Besonders hervorzuheben ist, dass hier die Holzfeuchteänderung und nicht die zu erwartende Holzfeuchte die maßgebende Einflussgröße darstellt. Dies impliziert natürlich auch eine Änderung der Definition der Nutzungsklassen (nach [25]). Zur Ermittlung eines Bemessungskonzepts muss berücksichtigt werden, dass die infolge Kriechens auftretenden zusätzlichen Verformungen aufgrund der Effekte der Spannungstheorie II. Ordnung wiederum elasti-

sche Verformungen erzeugen. Aus diesen elastischen Verformungen resultieren weitere Kriechverformungen. Es ist deshalb nach [78] erforderlich, diesen Fehler durch dreimaliges Iterieren zu minimieren.

Mit der erhöhten Durchbiegung der Druckglieder aus Holz geht selbstverständlich auch eine Traglastminderung einher. Moorkamp [78] vergleicht diese Traglastminderung nach Norm mit den Werten aus seiner Simulation und erhält eine gute Übereinstimmung.

2.3.2. Simulationen

Intensive Untersuchungen von Druckgliedern führte Blaß [12] durch. Er ermittelte zunächst die Traglasten von Brettschichtholzstützen ohne Berücksichtigung der Langzeiteffekte. In diesen Untersuchungen werden auch stochastische Effekte berücksichtigt, indem die wesentlichen mechanischen Eigenschaften der Variation von Ästigkeit und Rohdichte folgen. Ebenso werden die unvermeidbaren Vorverformungen wahrscheinlichkeits-theoretisch aufbereitet. Die so ermittelten Traglastspannungen von Druckgliedern aus Holz weisen demzufolge auch stochastische Aspekte auf. Der 5%-Fraktilewert der Traglastspannung wird anschließend mit den zulässigen Knickspannungen nach DIN 1052 (April 1988) [24] verglichen und durch Division eine Sicherheitszahl ermittelt. Weniger umfangreich betrachtet wurde das Langzeittragverhalten. Aus jeder betrachteten Schlankheit wurden 10 Stützen ausgewählt und der Mittelwert der Stützen näher betrachtet. Die unter dem Einfluss stationärer Holzfeuchte, Stabschlankheit und dem Verhältnis aufgebrachter Last zu zulässiger Last ermittelte reduzierte Traglast zum Zeitpunkt t wird der Traglast zum Zeitpunkt $t = 0$ gegenübergestellt. Das Verhältnis wird als Traglastquotient definiert. Die Ergebnisse zeigen, dass der Einfluss des Kriechens insbesondere bei mittleren Schlankheiten ($\lambda \in [60;100]$) signifikant ist. Der Einfluss steigt mit zunehmender Holzfeuchte und gestiegenem Verhältnis von aufgebrachter Last zu zulässiger Last. Gedrungene und sehr schlanke Stützen sind nach Blaß [12] hingegen kaum von Langzeiteffekten betroffen. Dennoch wird in dieser Arbeit abschließend festgestellt, dass eine Abminderung der Traglasten bei langfristiger Beanspruchung notwendig ist. Ein Bemessungskonzept wird nicht vorgestellt.

Ein solches Bemessungskonzept wird auch von Rautenstrauch [89] nicht erarbeitet. Die dort durchgeführten Simulationen auf Basis des bereits erwähnten Kriechmodells (Feder mit sechs Kelvin-Elementen in Reihe geschaltet) führen zu einem Traglastquotienten für die Mittelwerte von ausgewählten Schlankheitsgraden. Zu Mittelwerten musste an dieser Stelle aus Gründen des Umfangs der Simulationen und der damit verbundenen Zeitaufwände gegriffen werden. Die Mittelwerte der Eingangsparameter wurden dabei der Arbeit von Blaß [12] entnommen. Das verwendete Simulationsprogramm ISOBEAM, welches auch im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendet wird, berücksichtigt dabei sowohl physikalische als auch geometrische Nichtlinearitäten. Die Herangehensweise wird von Rautenstrauch [89] unter anderem mit den Ergebnissen aus [12] bei guter Übereinstimmung verifiziert. Für die Ermittlung des Traglastquotienten, der das Verhältnis von Bruchlast zum Zeitpunkt $t = 0$ mit der Bruchlast zum Zeitpunkt t darstellt, wird zunächst die Bruchlast zum Zeitpunkt t geschätzt. Die Gesamtlast der Stütze beträgt die um den gewünschten Sicherheitsabstand (in diesem Fall $\gamma = 2,0$) reduzierte geschätzte Bruchlast. Anschließend wird die Gesamtlast noch mit dem gewählten Anteil ständiger Last an der Gesamtlast multipliziert und als Dauerlast auf die Stütze aufgebracht. Die Durchführung der Simulationen erfolgt mit dieser Last über die vorgegebene Belastungsdauer. Nach dieser Belastungsphase wird die Last schrittweise bis zum Bruch erhöht. Die Simulation mit anschließender Belastungsphase bis zum Bruch wird so lange wiederholt, bis die Bruchlast mit der geschätzten in hinreichend genauen Grenzen übereinstimmt. Die Ergebnisse bestätigen, dass der Einfluss des Kriechens bei geringer Schlankheit marginal ist. Nicht bestätigt werden kann, dass der Einfluss auch bei sehr schlanken Stützen vernachlässigbar klein sei. Insbesondere bei hohen Verhältnissen der ständigen Last zur Gesamtlast ist der Einfluss signifikant.

Eine der bislang wohl umfangreichsten Simulationsstudien führte Becker [7] durch. Neben den stochastischen Materialparametern verwendete er auch unter wahrscheinlichkeitstheoretischen Aspekten aufbereitete Vorverformungen für Druckglieder aus Holz. Anders als bei den zuvor erwähnten Simulationen wird auch die instationär verteilte Holzfeuchte berücksichtigt, die von den klimatischen Randbedingungen (relative Luftfeuchte und Temperatur) abhängt. Dabei wird eine sinusförmig verlaufende Kurve für die relative Luftfeuchte angesetzt, die in etwa den Randbedingungen der Nutzungsklasse 2 nach [25] entspricht. Neben den jahreszeitlichen Schwankungen werden darüber hinaus sogar tägliche Schwankungen berücksichtigt. Die Kriechverformungen ermitteln sich dabei mit Hilfe des bereits vorgestellten Kriechmodells, welches neben den viskoelastischen Anteilen auch mechano-sorptive und hygroexpansive Anteile verkörpert. Becker [7] benutzt ebenso den Traglastquotienten zur Bewertung. Die Traglast zum Zeitpunkt $t = 0$ (initiale Traglast) ermittelt sich ohne Berücksichtigung der Langzeiteffekte. Die Belastung der selben Druckglieder aus Holz für einen Belastungszeitraum von 20 Jahren (= Dauertraglast) erfolgt mit der nach [25] „zulässigen“ Belastung. Dabei

wird festgestellt, dass die Traglastminderung selten 10 % überschreitet. Die geringe Minderung führte Becker [7] zu einer weiteren Variante der Untersuchung. Die Dauertraglast wird so lange gesteigert, bis die Stütze im Beobachtungszeitraum von 20 Jahren versagt. Diese Dauertraglast wird anschließend mit der nach [25] ermittelten „zulässigen“ Belastung verglichen. Die Ergebnisse zeigen, dass die Effekte der hygrothermischen Langzeittragfähigkeit unbedingt berücksichtigt werden müssen. Bei geringen Schlankheiten zeigen sich Sicherheiten von unter 1,0 und auch bei den übrigen Schlankheiten tauchen Sicherheiten zwischen 1,0 und 2,0 in überwiegender Anzahl auf. Aus diesen Ergebnissen abgeleitet macht Becker [7] den Vorschlag, für die Nutzungsklassen 2 und 3 die Druckspannungen infolge ständiger und langer Belastung auf 50 % der „zulässigen“ Druckspannungen zu beschränken. Sollte der Anteil der Belastung aus den genannten Klassen der Lasteinwirkungsdauer bei schlanken Stützen ($\lambda > 100$) mehr als 50 % der Gesamtbelastung betragen, wird in [9] eine Schrankenformel angegeben.

2.4. Zusammenfassung

Betrachtet man den Stand der Forschung im Bereich „Langzeittragverhalten von druckbeanspruchten Bauteilen aus Holz“ mit den Erkenntnissen der vorangegangenen Abschnitte zusammenfassend, so leitet sich daraus die Struktur dieser Arbeit ab.

Bei experimentellen Untersuchungen muss grundsätzlich zwischen den Kleinst- und Kleinproben mit vergleichsweise geringer Versuchsdauer (in der Regel weniger als ein halbes Jahr) und Proben von baupraktisch relevanten Abmessungen mit dementsprechend längeren Versuchszeiträumen unterschieden werden. Diese Unterscheidung führt aber zu Problemen bei der Bewertung. Während von Kleinproben mit kurzen Versuchszeiten umfassende Untersuchungen vorliegen, sind die Experimente mit Versuchskörpern von baupraktisch relevanter Abmessung in nur geringem Maße verfügbar. In Deutschland gibt es nach Erkenntnis des Verfassers hierzu nur die Untersuchungen von Rautenstrauch [89] und von Moorkamp [78], die darüber hinaus auch relevant große Zeitspannen untersuchten. Der Grund für die geringe Anzahl solcher Versuche darf genau in dieser Versuchsdauer gesucht werden, aber auch in den damit verbundenen hohen Kosten und dem großen Platzbedarf. Wollte man bei dem sehr inhomogenen Baustoff Holz zusätzlich noch stochastische Einflüsse berücksichtigen, würden sich Probenumfänge ergeben, für die eine Durchführung im Vorfeld zunächst nicht übersehbar wäre. Weitere Untersuchungen wären an dieser Stelle dennoch wünschenswert. Mit einer kurz- oder mittelfristigen Ergebniserzielung ist jedoch nicht zu rechnen. Aus den genannten Gründen scheint die Durchführung solcher Versuche in dem Bereich der Druckglieder aus Holz wenig erfolgversprechend.

Sehr umfangreiche theoretische Untersuchungen beschäftigen sich mit der Entwicklung und Verifikation von Kriechmodellen. Dabei werden sowohl mathematische als auch rheologische Modelle in großem Umfang betrachtet. Die größte Anzahl der Modelle wird an eigens durchgeführten Kriechversuchen verifiziert. Wenige Verifikationsuntersuchungen nutzen dabei mehrere experimentelle Ergebnisse (z. B. Becker [7]). Weitere Untersuchungen nutzen theoretische Erkenntnisse, um die Ansatzfunktionen für das Kriechen herleiten zu können. Allerdings steht auch hier am Ende der Betrachtungen in der Regel wieder ein mathematisches oder rheologisches Modell, welches an Experimente angepasst wurde. Der Bereich der Modellentwicklung erscheint durch die Entwicklung eines weiteren, neuen Modells nicht entscheidend gefördert, insbesondere unter dem Aspekt, dass die zur Verifikation nötigen, langfristigen Untersuchungen des Kriechverhaltens an Versuchskörpern mit baupraktisch relevanten Abmessungen derzeit nicht verfügbar sind.

Weniger umfassend betrachtet wurde bisher der Einfluss des hygrothermischen Langzeittragverhaltens auf die Bemessung von Druckgliedern aus Holz. Die bereits erwähnten Untersuchungen zeigen zwar den richtigen Weg auf, sind aber noch nicht ausreichend betrachtet worden. Insbesondere wenn es entweder um die Berücksichtigung des stochastischen Materialverhaltens von Holz oder die charakteristisch instationäre Holzfeuchte geht. Andererseits sind auch die Umsetzungen auf ein den gültigen Normen konformes Bemessungskonzept kaum in der Literatur zu finden.

Aus den genannten Gründen konzentriert sich die nachfolgende Arbeit auf die Herleitung eines Bemessungskonzeptes für Druckglieder aus Holz. Stochastische Ansätze auf der Seite der Einwirkungen sollen ebenso berücksichtigt werden, wie die probabilistisch verteilten Materialkennwerte. Das Kriechmodell wird dabei aus der Literatur [7] entnommen und geeignet modifiziert.

3 Druckstäbe aus Holz in der Normung

Derzeit gibt es zwei gültige Normungskonzepte. Auf nationaler Ebene liegt die DIN 1052 [25] der Fassung August 2004 vor. Neben Änderungen im Detail wurde im Vergleich zur Vorgängernorm DIN 1052 [24] der Fassung April 1988 vor allem das Sicherheitskonzept verändert. Während bis zur Einführung der „neuen“ Norm das so genannte Konzept mit globalem Sicherheitsbeiwert verfolgt wurde, passt sich der jetzt gültige Stand der Norm den Normungen im Massivbau (DIN 1045-1 [23]) bzw. im Stahlbau (DIN 18800 [28]) an. Statt des globalen Sicherheitskonzepts setzt die neue Normungsgeneration auf ein semi-probabilistisches System und nutzt das so genannte Konzept der Teilsicherheitsbeiwerte. Auf europäischer Ebene bedient sich der EUROCODE 5 [30] ebenso des Konzeptes der Teilsicherheitsbeiwerte. Unter Berücksichtigung des Nationalen Anwendungsdokuments (NAD) gilt der EUROCODE 5 als bauaufsichtlich eingeführt und darf damit gleichberechtigt eingesetzt werden.

Ein wesentlicher Unterschied des semi-probabilistischen Systems der neueren Normungsgenerationen im Vergleich zum deterministischen System der älteren Normengenerationen liegt in der Gestaltung der Sicherheitsbeiwerte.

Die deterministischen Sicherheitsbeiwerte werden global auf die Widerstandsseite, also z. B. die zulässigen Spannungen, zusammengezogen. Ein Sicherheitskonzept als solches ist bei der Nutzung der Norm nicht wahrnehmbar, da es bereits in die entsprechenden Werte der Norm (z. B. zulässige Spannungen) eingearbeitet ist. Es werden also z. B. die vorhandenen Spannungen, die aus charakteristischen Einflussgrößen resultieren, mit den zulässigen Spannungen aus der Norm, die dort als bereits mit dem Sicherheitsfaktor behaftete Bruchspannungen enthalten sind, verglichen.

Bei Normen, denen das Konzept der Teilsicherheitsbeiwerte zugrunde liegt, teilen sich die Sicherheitsbeiwerte auf die Einwirkungs- und die Widerstandsseite auf. Das hat zur Folge, dass der Anwender der Norm zunächst Bemessungswerte zu ermitteln hat. Hintergrund ist an dieser Stelle, dass für die normativen Werte die streuenden Einwirkungen nach stochastischen Prinzipien ausgewertet wurden und jeweils die 95%-Fraktile angegeben wurden. Das heißt, dass bei Zugrundelegung einer Normalverteilung nicht mehr als 5 % aller möglichen Werte den Wert des 95%-Fraktils überschreiten dürfen. Bei den Widerständen verhält es sich ähnlich, es werden jedoch die 5%-Fraktile angegeben. Es dürfen also nur 5 % aller Werte den in der Norm angegebenen Wert unterschreiten. Das Konzept stellt nun einen Zusammenhang zwischen der Streuung eines Wertes und des dazugehörigen Teilsicherheitsbeiwertes her. Ist die Streuung groß und damit eine Vorhersage des Wertes mit größeren Unsicherheiten verbunden, wird ein entsprechend höherer Sicherheitsbeiwert angenommen als bei geringer Streuung, bei der auch die Unsicherheit der Vorhersage abnimmt.

Im Gegensatz zum Konzept der globalen Sicherheitsbeiwerte macht das Konzept der Teilsicherheitsbeiwerte klar, dass bei der Bemessung ein Restrisiko bleibt. Man spricht vom so genannten Versagensrisiko, welches es zu minimieren gilt. Begründet liegt dies aus rein mathematischer Sicht in der Definitionsmenge der Normalverteilung, die den gesamten Bereich der reellen Zahlen umfasst. Praktisch ist dies jedoch nicht relevant, da zum Beispiel negative Festigkeiten keinen Sinn ergeben.

Nach dieser Übersicht über die derzeit in Deutschland gültigen Normen für Berechnungen und Konstruktion im Holzbau wird auf die Bemessung von Druckgliedern bei den verschiedenen Normenkonzepten näher eingegangen. Zunächst soll für jede Norm die allgemeine Vorgehensweise bei der Bemessung von Druckstäben betrachtet werden. In einem weiteren Schritt wird die Berücksichtigung der Langzeit- und Klimaeffekte erläutert. Dabei wird auch die nicht mehr gültige Norm aus dem Jahre 1988 zum Vergleich erörtert.

3.1. Bemessung von Druckstäben

Zunächst sollen in folgendem Abschnitt die verschiedenen Normen unter besonderer Berücksichtigung der Bemessung von Druckstäben gegenübergestellt werden. Obwohl nicht mehr gültig, wird die DIN 1052 (April 1988) [24] mit in den Vergleich einbezogen, da diese die einzige im Vergleich ist, die auf das Konzept der globalen Sicherheitsbeiwerte zurückgreift.

3.1.1. DIN 1052 (April 1988)

Mit der Einführung der DIN 1052 [24] im April 1988 bestand zum ersten Mal die normativ abgesicherte Möglichkeit, einen Tragsicherheitsnachweis für Druckstäbe aus Holz nach der Spannungstheorie II. Ordnung zu führen. Daneben ist es möglich, ein Ersatzstabverfahren, das so genannte ω -Verfahren, anzuwenden. Somit stehen in dieser normativen Grundlage zwei Möglichkeiten zur Bemessung von Druckstäben aus Holz zur Verfügung.

Das Ersatzstabverfahren wurde eingeführt, um die verschiedenen Lagerungsfälle von Druckstäben auf das System des Eulerstabs 2 (Lagerungsfall: beidseitig gelenkig) zurückzuführen. Hierzu wurden für die entsprechenden Lagerungsfälle Knickbeiwerte eingeführt, mit deren Hilfe die Knicklänge eines adäquaten Pendelstabs ermittelt werden kann. In Abhängigkeit des daraus ermittelbaren Schlankheitsgrades

$$\lambda = \frac{s_K}{i} \tag{3-1}$$

mit

s_K : Knicklänge
 i : Trägheitsradius

sowie der Holzgüte gibt die Norm DIN 1052 (April 1988) [24] in tabellarischer Form die Knickzahlen ω an. Der Nachweis, welcher die Imperfektionen wie ungewollte Schiefstellung oder Vorkrümmung nicht explizit berücksichtigt, gestaltet sich dann folgendermaßen:

$$\frac{N/A}{\text{zul}\sigma_{D\parallel}/\omega} \leq 1 \tag{3-2}$$

mit

N : mittige Normalkraft
 A : Querschnittsfläche
 $\text{zul. } \sigma_{D\parallel}$: zulässige Druckspannung parallel zur Faserrichtung nach DIN 1052 (April 1988) [24]
 ω : Knickzahl nach DIN 1052 (April 1988) [24]

„Anstelle der Knicksicherheitsnachweise nach den Abschnitten 9.1 bis 9.4 darf für Tragsysteme, [...], auch der Tragsicherheitsnachweis nach der Spannungstheorie II. Ordnung geführt werden. Es ist ausreichend, wenn einer der beiden Nachweise geführt wird“.

Abschnitt 9.6 aus DIN 1052 (April 1998) [24]

Aus dem zitierten Abschnitt geht hervor, dass der Knicksicherheitsnachweis mit Hilfe des Ersatzstabverfahrens gleichberechtigt dem Verfahren nach Spannungstheorie II. Ordnung ist. Die Anwendung eines der beiden Verfahren ist dabei völlig ausreichend.

Nach DIN 1052 (April 1988) [24] ergeben sich für den Nachweis von Holzdruckgliedern nach der Spannungstheorie II. Ordnung zwei wesentliche Randbedingungen. Zum einen muss die maßgebende Randspannung in den Grenzen der Norm bleiben, zum anderen ist eine Verformungsgrenze zu beachten. Es gelten folgende Bedingungen:

Bemessungsgleichung 1:

$$\frac{\gamma_1 \cdot N/A}{\gamma_1 \cdot \text{zul}\sigma_{D\parallel}} + \frac{\gamma_1 \cdot N \cdot w''/W}{\gamma_1 \cdot \text{zul}\sigma_B} \leq 1 \tag{3-3}$$

mit

N : mittige Normalkraft
 A : Querschnittsfläche
 W : Widerstandsmoment
 w'' : Verformung an der maßgebenden Bemessungsschnittstelle unter Berücksichtigung der Effekte nach Theorie II. Ordnung
 $\text{zul. } \sigma_{D\parallel}$: zulässige Druckspannung parallel zur Faserrichtung nach DIN 1052 (April 1988)

zul. σ_B : zulässige Biegespannung nach DIN 1052 (April 1988)

γ_1 : Sicherheitsbeiwert ($\gamma_1 = 2,0$)

Selbstverständlich ließe sich an dieser Stelle der Sicherheitsbeiwert durch Kürzen eliminieren. Hierauf wurde jedoch aus Gründen der Übersicht und der Deutlichkeit verzichtet. Für die Verformungen hingegen ist eine Lasterhöhung mit dem Sicherheitsbeiwert unerlässlich.

$$\text{ Bemessungsgleichung 2: } \quad w''(\gamma_2 \cdot S) \leq 4,5 \cdot w''(\gamma_1 \cdot S) \quad (3-4)$$

mit

S : Einwirkungen

w'' : Verformung an der maßgebenden Bemessungsschnittstelle unter Berücksichtigung der Effekte nach Theorie II. Ordnung

γ_1 : Sicherheitsbeiwert ($\gamma_1 = 2,0$)

γ_2 : Sicherheitsbeiwert ($\gamma_2 = 3,0$)

In Worte gefasst bedeutet das, dass die Verformungen unter der dreifachen Belastung nicht den 4,5-fachen Wert der Verformungen unter zweifacher Belastung überschreiten dürfen.

Im Gegensatz zum Knicksicherheitsnachweis auf Basis des Ersatzstabs müssen an dieser Stelle die Imperfektionen (Vorverformungen bzw. Schiefstellungen) beachtet werden. Zu diesen Imperfektionen zählen neben den Vorverformungen und Schiefstellungen durch Herstellungsungenauigkeiten auch Ausmittigkeiten z. B. infolge des Kriechens. In Bemessungsgleichung 2 spielt die Vorverformung keine Rolle, wie die nachfolgende Ableitung der Gleichung zeigt.

Berechnet man die Verformung unter Einbeziehung der Effekte nach der Theorie II. Ordnung, so erhält man:

$$w'' = \frac{\ell^2}{\pi^2 \cdot E \cdot I} \cdot M'' \quad (3-5)$$

Die Euler'sche Knicklast ist definiert als

$$N_{\text{Euler}} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{\ell^2}, \quad (3-6)$$

das Moment nach der Theorie II. Ordnung ermittelt sich als

$$M'' = M' \cdot \frac{N_{\text{Euler}}}{N_{\text{Euler}} - \gamma \cdot N} = \gamma \cdot N \cdot e \cdot \frac{N_{\text{Euler}}}{N_{\text{Euler}} - \gamma \cdot N} \quad (3-7)$$

Setzt man nun die Gleichungen (3-6) und (3-7) in die Gleichung (3-5) ein, ergibt sich die Verformung nach Theorie II. Ordnung in Abhängigkeit der einwirkenden Normalkraft und der Euler'schen Knicklast:

$$w'' = \gamma \cdot N \cdot e \cdot \frac{1}{N_{\text{Euler}} - \gamma \cdot N} \quad (3-8)$$

Es ergibt sich somit durch Einsetzen von Gleichung (3-8) in Gleichung (3-4) für die Bemessungsgleichung 2 folgende Konstellation:

$$\gamma_2 \cdot N \cdot e \cdot \frac{1}{N_{\text{Euler}} - \gamma_2 \cdot N} \leq 4,5 \cdot \gamma_1 \cdot N \cdot e \cdot \frac{1}{N_{\text{Euler}} - \gamma_1 \cdot N} \quad (3-9)$$

Werden jetzt noch die entsprechenden Sicherheitsfaktoren $\gamma_1 = 2,0$ und $\gamma_2 = 3,0$ eingesetzt, ergibt sich

$$\frac{N_{\text{Euler}} - 2,0 \cdot N}{N_{\text{Euler}} - 3,0 \cdot N} \leq 3,0 \quad (3-10)$$

Das heißt, dass alle von der Normalkraft unabhängigen Vorverformungen (also z. B. infolge Ersatzvorverformung aus Kriechen) auf die zweite Bemessungsgleichung keinen Einfluss haben. Das Ergebnis einer Grenzbetrachtung, in der ermittelt werden soll, welche Größe die Normalkraft N in Abhängigkeit der Knicklast nach Euler erreichen darf, ist:

$$N_{\text{Euler}} = \gamma_{\text{Euler}} \cdot N \quad (3-11)$$

Gleichung (3-11) eingesetzt in Gleichung (3-10)

$$\frac{\gamma_{\text{Euler}} - 2,0}{\gamma_{\text{Euler}} - 3,0} = 3,0 \quad \rightarrow \quad \gamma_{\text{Euler}} = 3,5 \quad (3-12)$$

Man erhält den für schlanke Stützen angestrebten Sicherheitsfaktor von 3,5 gegenüber der Knicklast nach Euler.

Stellt man die so gewonnenen Ergebnisse der Traglast (entspricht der Last N , bei der die oben angegebenen Nachweise genau den Gleichungswert 1,0 liefern) bezogen auf die angenommene Querschnittsfläche (man erhält somit die so genannte Traglastspannung) dar, so zeigen sich doch deutliche Diskrepanzen zwischen den beiden Nachweisen. Abbildung 3-1 zeigt eine solche Gegenüberstellung. Die Linie [a] zeigt dabei das so genannte Ersatzstabverfahren, die Linie [b] die Belastbarkeit nach der Spannungstheorie II. Ordnung ohne Berücksichtigung der Verformungsbegrenzung (Entwurfassung der DIN 1052 aus dem Jahre 1984) und Linie [c] entsprechend mit Verformungsbegrenzung (Normungsstand April 1988).

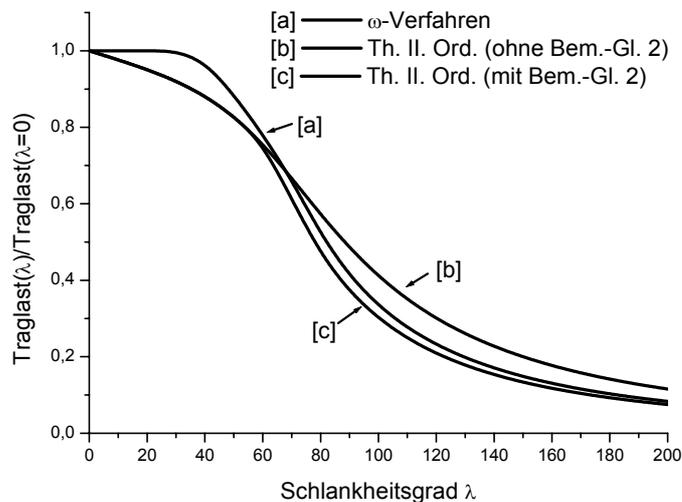


Abbildung 3-1: Traglast in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades bezogen auf die Druckfestigkeit von Holz nach DIN 1052 (April 1988) [24]

Es zeigen sich, insbesondere beim Vergleich zwischen Ersatzstabverfahren und Spannungstheorie II. Ordnung ohne Durchbiegungsbegrenzung erhebliche Unterschiede. Auf diese Differenzen, die zudem auch noch das Vorzeichen wechseln, wiesen Kessel u. a. [67] bereits ausführlich hin. Deren Feststellung, dass sich im schlanken Bereich eine um bis zu 50 % günstigere (bei $\lambda = 150$ eines Pendelstabs) Bemessung nach der Spannungstheorie II. Ordnung ergibt, lässt sich gut nachvollziehen. Im gedrunenen Bereich hingegen ist das Verhältnis genau umgekehrt, dort ist das Ersatzstabverfahren das günstigere Verfahren. Kessel u. a. [67] wiesen darauf hin, dass die Unterschiede vor allem vor dem Hintergrund bemerkenswert seien, dass auch das Ersatzstabverfahren auf der Basis der Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der im Wesentlichen gleichen Imperfektionen wie in der DIN 1052 (April 1988) [24] angegeben sind. Der Unterschied der beiden Verfahren liegt also nicht im methodischen Bereich. Auch sind physikalische Nichtlinearitäten auszuschließen, da versucht wurde, diese über das Nachweiskonzept mit unterschiedlich zulässigen Spannungen für die Beanspruchungsarten Druck und Biegung näherungsweise zu berücksichtigen. Vielmehr ist die Ursache im Bereich der Sicherheiten zu suchen. Während für die Berechnung auf Basis der Spannungstheorie II. Ordnung nach DIN 1052 (April 1988) [24] ein konstanter, vom Schlankheitsgrad unabhängiger Sicherheitsbeiwert angenommen wird, wurde für das Ersatzstabverfahren ein vom Schlankheitsgrad abhängiger Sicherheitsbeiwert zugrunde gelegt.

Kessel u. a. [67] schlagen in ihren Ausführungen Möglichkeiten vor, wie mit einer Anhebung der Spannungsproportionalitätsgrenze eine Anpassung an das Ersatzstabverfahren erzielt werden kann. Diese Anpassung hat jedoch nur Effekte auf Druckstäbe im gedrunenen Bereich. Es wird auch darauf hingewiesen, dass im Gegensatz dazu im schlanken Bereich nur der Sicherheitsbeiwert als solcher Einfluss hat. Kessel u. a. [67] schlagen weiterhin vor, eine konstante Sicherheit von $\gamma = 3,2$ für die Theorie II. Ordnung einzu-

führen, um wie beim Ersatzstabverfahren auch bei schlanken Stäben eine 3,5-fache Sicherheit gegenüber der Eulerspannung sicherzustellen. Der endgültige Normtext verfolgte dann ein anderes Konzept. Es wurde die oben bereits erwähnte zusätzliche Bedingung eingeführt, die auf eine Begrenzung der Durchbiegung unter Berücksichtigung verschiedener Sicherheitsfaktoren abzielt. Wie Abbildung 3-1 zu entnehmen ist, liegt damit die Traglast nach Theorie II. Ordnung stetig unter der Traglast nach dem Ersatzstabverfahren.

Diese Tatsache kann zu Unklarheiten führen, da im Allgemeinen davon ausgegangen wird, dass ein genaueres Bemessungsverfahren (hier: Spannungstheorie II. Ordnung) auch günstigere Ergebnisse als ein Näherungsverfahren (hier: Ersatzstabverfahren) liefert. Dass dies in diesem Fall nicht zutrifft, unterstreicht Abbildung 3-1 eindeutig.

3.1.2. DIN V ENV 1995-1-1 -EUROCODE 5- (Juni 1994)

Auch in der DIN V ENV 1995-1-1 (EUROCODE 5) [30] existieren für den Nachweis von Druckstäben prinzipiell zwei verschiedene gleichberechtigte Konzepte. Der Spannungstheorie II. Ordnung steht auch hier ein Ersatzstabverfahren gegenüber.

Das Ersatzstabverfahren - im EUROCODE 5 [30], [81] wird es als k_c -Verfahren behandelt - ähnelt dem ω -Verfahren nach DIN 1052 (April 1988) [24] sehr stark. Man kann sogar den Faktor k_c rein formell auch als Reziprokwert der Knickzahl ω auffassen. Jedoch sind an dieser Stelle zwei wesentliche Unterschiede zu bemerken. Als erstes wäre hier das prinzipiell völlig unterschiedliche Sicherheitskonzept zu nennen. Während nach DIN 1052 (April 1988) [24] das Konzept auf so genannte globale Sicherheiten zurückgeht, das heißt, es gibt einen globalen Sicherheitsfaktor, der die zulässigen Spannungen abmindert, basiert der EUROCODE 5 [30] auf dem so genannten Konzept der partiellen Sicherheitsfaktoren. Dies bedeutet, dass die Einwirkungen (z. B. Belastungen) mit einem Teilsicherheitsbeiwert γ_F erhöht werden, während die Widerstände (z. B. „zulässige“ Spannungen) mit einem Quotienten aus k_{mod} und γ_M reduziert werden. Dabei stellt γ_M den Teilsicherheitsfaktor für die Widerstände dar und k_{mod} beschreibt den Einfluss aus Feuchteeinwirkungen und Lastdauer in einem Faktor. Ein weiterer wesentlicher Unterschied besteht in der Herleitung der Knickzahlen ω bzw. des Faktors k_c . Trotz gleicher mechanischer Prinzipien (Theorie II. Ordnung) lassen sich zwei verschiedene Herangehensweisen feststellen. Auf der einen Seite wurde dem von Möhler u. a. (in [67]) entwickelten ω -Verfahren zugrunde gelegt, dass die Traglast eines Druckstabes dann erreicht ist, wenn am Druckrand die entsprechende zulässige Druckrandspannung erreicht ist. Im Gegensatz dazu benutzte Blaß [13], [14] zur Herleitung des Faktors k_c die Plastizitätstheorie. Es wird also das plastische Arbeitsvermögen des Holzes in der Druckzone mit in die Bemessung einbezogen. Der Druckstab versagt nicht durch bloßes Erreichen der Grenzspannung am Druckrand, sondern kann an dieser Stelle durch Plastizierung der Druckzone und der damit verbundenen Spannungsumlagerungen im Querschnitt noch zusätzliche Belastung aufnehmen. In der Herleitung der beiden Bemessungshilfen zeigt sich ein weiterer gravierender Unterschied. Während die Knickzahlen nach DIN 1052 (April 1988) [24] auf deterministische Weise ermittelt wurden und die Streuungen in den Materialparametern sowie in den Vorverformungen durch einen globalen Sicherheitsfaktor abgesichert wurden, wurde im EUROCODE 5 [30] eine andere Herangehensweise gewählt. Mit Hilfe von Computersimulationen wurden Belastungs-, Material- und Vorverformungsszenarien auf stochastischer Basis abgebildet. Nach [13] war das Ergebnis einer solchen Vielzahl von Untersuchungen eine annähernd normal verteilte Traglast in Abhängigkeit der Schlankheit. Blaß griff an der Stelle jeweils die 5%-Fraktile aller Schlankheiten heraus und erhielt durch Verbinden dieser Punkte die Knickspannungslinie. Da ein Bemessungsdiagramm nicht mehr angemessen schien, wurde in Anlehnung an den EUROCODE 3 (Stahlbau) eine entsprechende Bemessungsgleichung als Näherungsfunktion angepasst.

Bei planmäßig geraden, mittig belasteten Druckstäben ergibt sich folgende Bemessungsvorschrift:

$$\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_c \cdot f_{c,0,d}} \leq 1 \quad (3-13)$$

Die Bemessungsnormalspannung ergibt sich dabei zu:

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N_d}{A} \quad (3-14)$$

mit

N_d mittige Bemessungsnormalkraft

A Querschnittsfläche des Druckstabes

Der Faktor k_c errechnet sich wie folgt

$$k_c = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \lambda_{rel}^2}} \quad (3-15)$$

mit

$$k = 0,5 \cdot (1 + \beta_c \cdot (\lambda_{rel} - 0,5) + \lambda_{rel}^2) \quad (3-16)$$

$$\lambda_{rel} = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} \quad (3-17)$$

und

$f_{c,0,k(d)}$ Festigkeit in Faserrichtung (in Abhängigkeit der Sortierklasse)

β_c Faktor in Abhängigkeit der spannungslosen Vorkrümmung

λ Schlankheitsgrad des Druckglieds

$E_{0,05}$ 5%-Fraktil des Elastizitätsmoduls

Eine direkte Anweisung für eine Berechnung nach Theorie II. Ordnung, wie sie in der DIN 1052 (April 1988) [24] angegeben ist, findet man im EUROCODE 5 [30] nicht. Lediglich im Absatz P(1) des Abschnitts 5.2.1 [81] wird darauf verwiesen, dass

„Biegespannungen aus spannungsloser Vorkrümmung und aus Verformungen nach Theorie II. Ordnung [...] zusätzlich zu denen aus planmäßigen Querlasten oder planmäßigen Ausmitteilungen rechnerisch berücksichtigt werden“

müssen. Eine Aussage zu Vorverformungen von einfachen Druckstäben (z. B. Stützen) fehlt ebenso. Nur im Abschnitt 5.4.4 [81] findet man bezüglich ebener Rahmen einige Hinweise. Dort wird empfohlen, als Ausmitte mindestens $e = 0,003 \cdot l$ anzunehmen. Weiterhin soll zur Berechnung der Verformungen ein modifizierter Elastizitätsmodul herangezogen werden. Angegeben ist, dass das 5%-Fraktil des Elastizitätsmoduls mit dem Quotienten aus der Bemessungsfestigkeit und der charakteristischen Festigkeit multipliziert werden soll. Das ist gleichbedeutend mit einer Faktorisierung durch den Quotienten aus k_{mod} und γ_M .

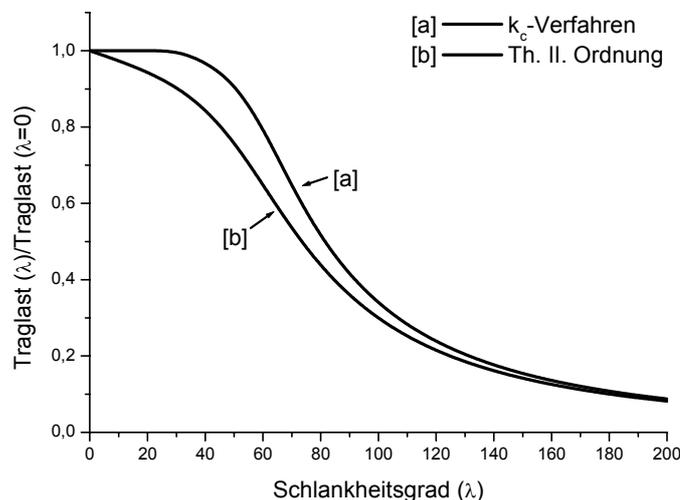


Abbildung 3-2: Traglast in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades bezogen auf die Druckfestigkeit von Holz nach DIN V ENV 1995-1-1-(Juni 1994) [30]

Abbildung 3-2 zeigt den Vergleich zwischen Theorie II. Ordnung und dem Ersatzstabverfahren. Ähnlich der DIN 1052 (April 1988) [24] sind die Werte nach Theorie II. Ordnung durchwegs kleiner als diejenigen, die nach dem Ersatzstabverfahren ermittelt wurden. Dabei zeigt sich bei einer Variation des Wertes k_{mod} am Quotienten aus der Traglast eines ausgewählten Schlankheitsgrades und aus der Traglast des Schlankheitsgrades Null keinerlei Änderung. Die Abbildung 3-2 kann also als allgemeingültig für alle Modifikationsbeiwerte aufgefasst werden, da die entsprechende nominelle Traglast des Schlankheitsgrades Null genauso mit dem Wert k_{mod} faktorisiert werden muss.

3.1.3. E DIN 1052 (Mai 2000)

Mit dem Erscheinen des Gelbdrucks (Entwurfsstadium) der DIN 1052 [33] im Mai 2000 wird das Konzept der Teilsicherheitsbeiwerte auch in der Bundesrepublik Deutschland auf nationale Ebene übernommen. Dabei ist die E DIN 1052 (Mai 2000) [33] in vielen Teilen dem EUROCODE 5 [30] entnommen. In dem hier relevanten Teil für Druckglieder wurden jedoch einige Modifikationen vorgenommen.

Diese Modifikationen betreffen allerdings nicht den Bereich des Ersatzstabs. Das Ersatzstabverfahren wurde aus dem EUROCODE 5 [30] ohne Änderungen übernommen. Deshalb soll an dieser Stelle auch nicht weiter darauf eingegangen werden. Eine ausführliche Beschreibung ist dem vorangegangenen Abschnitt zu entnehmen.

Bei der Berechnung nach Theorie II. Ordnung hingegen wurden einige Änderungen eingearbeitet. Im Gegensatz zum EUROCODE 5 [30] wurde mit Abschnitt 6.3 der E DIN 1052 (Mai 2000) [33] ein ganzes Kapitel der Theorie II. Ordnung gewidmet. Dabei zeigen sich zwei wesentliche Unterschiede. Es wird eine andere, geringere Ausmitte definiert. Der Stich der Ausmitte wurde von $0,003 \cdot l$ auf $0,0025 \cdot l$ reduziert, was einer Abminderung um ein Sechstel entspricht. Eine weitere, gravierendere Änderung entsteht durch den Hinweis, dass für die Berechnung nach Theorie II. Ordnung

„die Steifigkeitswerte aus den Nennwerten der Querschnittsmaße und den durch den Teilsicherheitsbeiwert γ_M dividierten 5 %-Fraktile der Elastizitäts- und Schubmoduln zu verwenden“

Abchnitt 6.3.1 (4) aus E DIN 1052 (Mai 2000) [33]

sind. Dies führt dazu, dass beispielsweise bei Pendelstützen das Biegemoment in Stützenmitte nach Theorie II. Ordnung unabhängig vom Modifikationsfaktor k_{mod} wird, der in einem Faktor die Effekte aus Langzeitbelastungen (Lasteinwirkungsdauer) und Umgebungsklimaverhältnisse (Nutzungsklasse) abbildet.

Vergleicht man nun die Ergebnisse des k_c -Verfahrens mit denen nach Theorie II. Ordnung, so lässt sich feststellen, dass für Werte des Modifikationsfaktors k_{mod} , die größer oder gleich 1 sind, die Theorie II. Ordnung stetig (für alle relevanten Schlankheiten) zu geringeren Traglasten führt (Abbildung 3-3). Dabei zeigen sich bei kleineren Schlankheiten größere Differenzen als bei größeren Schlankheiten. Dies liegt vermutlich in erster Linie daran, dass bei der Herleitung des Ersatzstabverfahrens auf numerischer Basis das plastische Tragverhalten von Holz in der Druckzone mit herangezogen wurde. Im Bereich kleiner Schlankheiten ist der Effekt deutlich erkennbar, bei größeren Schlankheiten hingegen wächst der Effekt des Ausknickens, der durch das Prinzip der Theorie II. Ordnung gut abgedeckt ist. Der Unterschied wird also mit wachsender Schlankheit geringer.

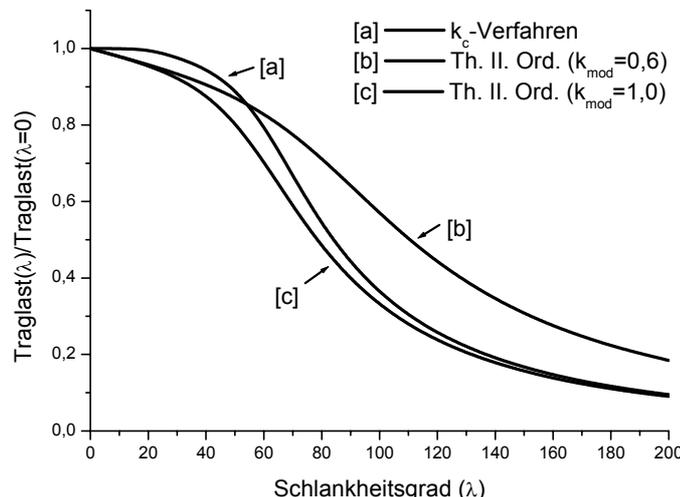


Abbildung 3-3: Traglast in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades bezogen auf die Druckfestigkeit von Holz nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33]

Verkleinert man hingegen den Wert des Modifikationsfaktors k_{mod} zum Beispiel auf den Wert 0,6, was einer ständigen Belastung im Rahmen der Nutzungsklasse 1 oder 2 entspricht, so ergibt sich nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33] eine interessante Konstellation. Die Berechnung nach Theorie II. Ordnung liegt jetzt, betrachtet man das k_c -Verfahren als das fehlerfreie Verfahren mit den tatsächlichen Traglasten, auf der unsicheren Seite. Ermittelt man die Auslastungsgrade für die Traglasten nach Theorie II. Ordnung mit dem

k_c -Verfahren, so erhält man beispielsweise für einen Schlankheitsgrad λ von 100 eine Überschreitung von etwa 33 %, bei einem Schlankheitsgrad λ von 150 sogar eine Überschreitung von etwa 45 %.

3.1.4. DIN 1052 (August 2004)

Bei der nun gültigen Fassung der DIN 1052 (August 2004) [25] wurde der Abschnitt „Nichtlineare elastische Berechnung (Theorie II. Ordnung)“ grundsätzlich übernommen. An der Struktur der Bemessung wurde nichts verändert. Während im Entwurf zu dieser Norm die „durch Teilsicherheitsbeiwert γ_M dividierten 5 % Fraktile der Elastizitäts- und Schubmoduln [generell] zu verwenden“ (Abschnitt 6.3.1 (4) aus E DIN 1052 (Mai 2000) [33]) waren, bezieht sich die endgültige Fassung der Norm bei Stützen in zusammengesetzten Systemen auf die Mittelwerte des Elastizitätsmoduls. Einzelne Tragglieder sind nach wie vor mit dem 5 %-Fraktilewert des Elastizitätsmoduls zu bemessen. Für Vollholz hat dies eine Steigerung des Elastizitätsmoduls um 50 % bzw. für Brettschichtholz um 20 % zur Folge. Dies führt zwangsläufig, insbesondere bei schlanken Druckgliedern, zu einer enormen Erhöhung der zulässigen Traglasten. Aus Abbildung 3-4 geht der Unterschied zwischen den beiden Ansätzen hervor.

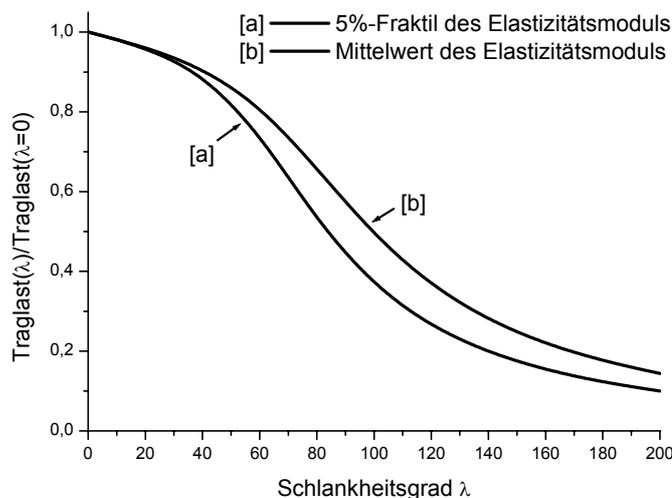


Abbildung 3-4: Traglast nach Theorie II. Ordnung in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades bezogen auf die Druckfestigkeit von Holz nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33] bzw. DIN 1052 (August 2004) [25]

3.1.5. Nicht genormtes Konzept mit „globalem“ Sicherheitsbeiwert

Diese Erkenntnisse führen zu Überlegungen, die Empfehlungen des Kommentars zur DIN 18800 [28] aus dem Bereich Stahlbau für Berechnungen nach Theorie II. Ordnung heranzuziehen. Dort wird ein Verfahren mit einer Art globalem Sicherheitsfaktor favorisiert. Das heißt, dass alle Teilsicherheitsbeiwerte sowie der Modifikationsfaktor zu einem Faktor zusammengefasst werden. Dieser Faktor soll im Nachfolgenden als quasi-globaler Sicherheitsbeiwert bezeichnet werden.

Ausgehend von der Tatsache, dass die Bemessungswerte der Einwirkungen kleiner bzw. maximal gleich den Bemessungswerten der Widerstände

$$S_d \leq R_d \quad (3-18)$$

sein dürfen, ergibt sich folgende Beziehung:

$$\gamma_F \cdot S_k \leq \frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot R_k \quad (3-19)$$

Fasst man alle Faktoren auf der Einwirkungsseite zusammen, erhält man folgenden Ausdruck:

$$\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot S_k \leq R_k \quad (3-20)$$

Man kann den Faktor bestehend aus den Teilsicherheitsfaktoren γ_F und γ_M sowie dem Modifikationsbeiwert k_{mod} als quasi-globalen Sicherheitsfaktor auffassen, mit dem die Last zur Berechnung nach Theorie II. Ordnung erhöht wird.

$$\gamma_{\text{global}} = \frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \quad (3-21)$$

Die Unterschiede im Bemessungsverfahren wurden allgemein für das Konzept mit quasi-globalem Sicherheitsfaktor und nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33] auf der Basis mit „gebrauchsfertigen Formeln nach Theorie II. Ordnung mit Vorverformungen“ [92] (Stabkennzahlverfahren) hergeleitet und gegenübergestellt.

Für den Bemessungswert der Normalkraft ergibt sich nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33]:

$$N_d = \gamma_F \cdot N_k \quad (3-22)$$

Der Bemessungswert der Festigkeit errechnet sich zu:

$$f_d = \frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot f_k \quad (3-23)$$

Nach [92] kann das Biegemoment nach Theorie II. Ordnung in geschlossener Form ermittelt werden. Dazu muss zunächst die so genannte Stabkennzahl bestimmt werden:

$$\varepsilon = \ell \cdot \sqrt{\frac{N_d}{E_d \cdot I}} = \ell \cdot \sqrt{\frac{\gamma_F \cdot N_k}{E_{0,05} \cdot I}} = \ell \cdot \sqrt{\gamma_F \cdot \gamma_M} \cdot \sqrt{\frac{N_k}{E_{0,05} \cdot I}} \quad (3-24)$$

Unter Einbeziehung des Hilfswertes

$$\chi = \frac{\tan\left(\frac{\varepsilon}{2}\right)}{\varepsilon} \quad (3-25)$$

errechnet sich das Biegemoment nach Theorie II. Ordnung in Abhängigkeit einer spannungslosen Vorkrümmung, die als quadratische Parabel mit dem Stich w^0 angesetzt wird:

$$\max.M^{\text{II}} = \frac{\chi^2 \cdot (8 \cdot N_d \cdot w^0)}{1 + \sqrt{\chi^2 \cdot \varepsilon^2 + 1}} = \gamma_F \cdot \frac{\chi^2 \cdot (8 \cdot N_k \cdot w^0)}{1 + \sqrt{\chi^2 \cdot \varepsilon^2 + 1}} \quad (3-26)$$

Wird nun die Gleichung 3-26 in die allgemeine Nachweisform nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33] eingesetzt, ergibt sich:

$$\begin{aligned} \left(\frac{N_d}{A \cdot f_{c,0,d}} \right)^2 + \left(\frac{M_d}{W \cdot f_{m,y,d}} \right)^2 &\leq 1 \\ \left(\frac{\gamma_F \cdot N_k}{\frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot f_{c,0,k}} \right)^2 + \left(\frac{\gamma_F \cdot M_k}{\frac{k_{\text{mod}}}{\gamma_M} \cdot f_{m,y,k}} \right)^2 &\leq 1 \\ \left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot \frac{N_k}{A \cdot f_{c,0,k}} \right)^2 + \left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot \frac{M_k}{W \cdot f_{m,y,k}} \right)^2 &\leq 1 \end{aligned} \quad (3-27)$$

Führt man nun vergleichsweise die Rechnung für das Konzept mit dem quasi-globalen Sicherheitsfaktor durch, ergibt sich folgender Ablauf. Unter Anwendung der Gleichung (3-20) verändern sich die Gleichungen (3-22) und (3-23) wie folgt:

$$N_d = \frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot N_k \quad (3-28)$$

$$f_d = f_k \quad (3-29)$$

Die Stabkennzahl bestimmt sich jetzt zu:

$$\bar{\varepsilon} = \ell \cdot \sqrt{\frac{N_d}{E_d \cdot I}} = \ell \cdot \sqrt{\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M \cdot N_k}{k_{\text{mod}} \cdot E_{0,05} \cdot I}} = \ell \cdot \sqrt{\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}}} \cdot \sqrt{\frac{N_k}{E_{0,05} \cdot I}} \quad (3-30)$$

Die prinzipielle Berechnung des Hilfswertes (vgl. Gleichung (3-25)) ändert sich nicht, das Biegemoment nach Theorie II. Ordnung ergibt sich zu:

$$\max. M'' = \frac{\bar{\chi}^2 \cdot (8 \cdot N_d \cdot w^0)}{1 + \sqrt{\bar{\chi}^2 \cdot \bar{\varepsilon}^2 + 1}} = \frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot \frac{\bar{\chi}^2 \cdot (8 \cdot N_k \cdot w^0)}{1 + \sqrt{\bar{\chi}^2 \cdot \bar{\varepsilon}^2 + 1}} \quad (3-31)$$

Durch Einsetzen in die Nachweisgleichung wird folgendes Ergebnis erzielt:

$$\left(\frac{N_d}{A \cdot f_{c,0,d}} \right)^2 + \left(\frac{M_d}{W \cdot f_{m,y,d}} \right)^2 \leq 1$$

$$\left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M \cdot N_k}{k_{\text{mod}} \cdot A \cdot f_{c,0,k}} \right)^2 + \left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M \cdot M_k}{k_{\text{mod}} \cdot W \cdot f_{m,y,k}} \right)^2 \leq 1 \quad (3-32)$$

$$\left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot \frac{N_k}{A \cdot f_{c,0,k}} \right)^2 + \left(\frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \cdot \frac{M_k}{W \cdot f_{m,y,k}} \right)^2 \leq 1$$

Es zeigt sich, dass der Nachweis formal das gleiche Ergebnis liefert (vgl. Gleichung (3-27)). Es ergeben sich jedoch Unterschiede durch die konzeptionell bedingt verschiedenen Stabkennzahlen, die sich auf das Moment nach Theorie II. Ordnung auswirken und somit auch verschiedene Traglasten zur Folge haben.

Trägt man nun die entsprechenden Traglasten nach den drei verschiedenen Möglichkeiten (k_c -Verfahren, E DIN 1052 Abs. 6.3 oder quasi-globale Sicherheit) in ein Diagramm ein, so stellt man fest, dass das Verfahren mit globalen Sicherheitsbeiwerten stetig unterhalb des k_c -Verfahrens liegt. Der Abstand beträgt für das Beispiel (k_{mod} ist gleich 0,6) etwa 10 % für den gedrunenen Bereich und etwa 5 – 7 % für den schlanken Bereich (Abbildung 3-5). Ein weiterer Vorteil des Verfahrens liegt darin, dass unabhängig vom Modifikationsbeiwert k_{mod} das Verfahren niedrigere Werte liefert als das k_c -Verfahren.

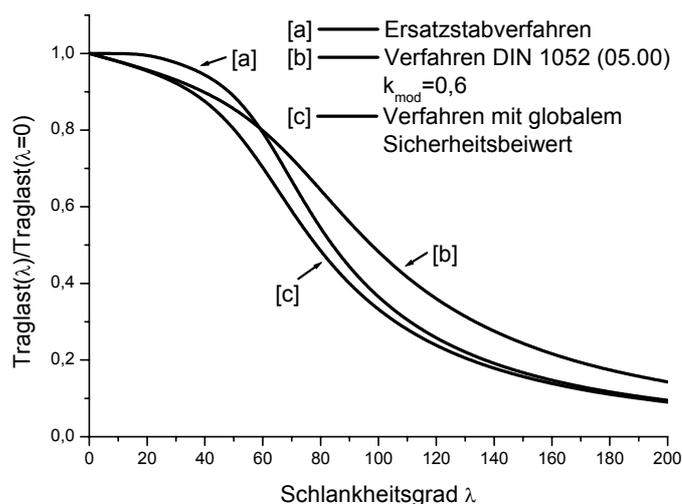


Abbildung 3-5: Traglast in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades bezogen auf die Druckfestigkeit von Holz nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33], $k_{\text{mod}} = 0,6$

Dieses Verfahren führt jedoch auch zu der Einschätzung (ähnlich DIN 1052, April 1988 [24]), dass die Berechnung der Traglast auf Basis der Theorie II. Ordnung stetig kleinere Werte liefert als das Ersatzstabverfahren. Eine wirklichkeitsgetreue Einschätzung der Situation kann deshalb nur durch eine probabilistische Betrachtungsweise erzielt werden. Dazu ist es notwendig, sowohl die Materialparameter als auch die Einwirkungen stochastisch abzuschätzen. Es erscheint jedoch unmöglich, dem praktisch tätigen Ingenieur eine solche Vorgehensweise aufzubürden. Neben dem nicht zu vertretenden zeitlichen Aufwand ist auch die Abschätzung der Einflussparameter als sehr komplex einzustufen. Es gilt deshalb in den folgenden Abschnitten, die Berechnungsverfahren anhand verschiedener Parameterstudien zu eichen.

3.2. Langzeittragfähigkeit von Stützen aus Holz

Vor der Beschreibung solch umfangreicher Parameterstudien bedarf es einer Untersuchung der Normen im Hinblick auf die Berücksichtigung der Langzeittragfähigkeit. Das Langzeittragverhalten von Bauteilen aus Holz wird neben anderen Einflüssen maßgeblich vom Kriechen beeinflusst. In den nachfolgenden Ausführungen soll deshalb aus normativer Sicht eine Beurteilung dieses Einflusses abgegeben werden. Auch in diesem Abschnitt erscheint es angebracht, die verschiedenen holzbaurelevanten Normungsstadien gegenüberzustellen.

3.2.1. DIN 1052 (April 1988)

Für die Bemessung von druckbeanspruchten Stäben aus Holz gibt es eine klare Anweisung zur Berücksichtigung der Langzeiteffekte auf das Tragverhalten:

Die Nachgiebigkeit der Verbindungsmittel sowie die Kriechverformungen sind gegebenenfalls zu berücksichtigen. [...] Die Kriechzahl darf nach Abschnitt 4.3 [Anmerkung des Verfassers: „Kriechverformungen“] bestimmt werden. Erforderlichenfalls ist ein angemessener Anteil der Verkehrslast als ständig wirkend anzunehmen.

Abschnitt 9.6.1 aus DIN 1052 (April 1988) [24]

Die Norm weist in diesem Abschnitt auf die Effekte des Kriechens hin und unterbreitet einen entsprechenden Vorschlag zur Berücksichtigung der Kriechverformungen und zur Ermittlung dieser. Die Vorgehensweise wird deutlicher im Kommentar zur DIN 1052 [15] beschrieben. Dort heißt es, dass zur Berechnung nach Spannungstheorie II. Ordnung „die Kriechverformungen aus der Dauerlast zur Vorverformung nach den Abschnitten 9.6.3 und 9.6.4 addiert werden“ (Abschnitt E 9.6.1, [15]) darf. Es wird an gleicher Stelle auch darauf verwiesen, dass für die Verformung unter Dauerlast ein gesonderter Rechengang nach Theorie II. Ordnung notwendig ist, und zwar ohne den Lasterhöhungsbeiwert γ . Eines solchen gesonderten Rechenganges bedarf es, da die Kriechverformungen nach DIN 1052 (April 1988) nicht als absolute Werte ermittelt, sondern als prozentualer Anteil an den elastischen Verformungen berechnet werden. Somit sind zunächst die elastischen Verformungen als Basisgröße erforderlich. Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass man hier die Effekte durch die Langzeiteinwirkung berücksichtigt, indem die initiale Vorverformung, die zur Berechnung nach Spannungstheorie II. Ordnung notwendig ist, um die Kriechverformung erhöht wird. Einschränkend muss hinzugefügt werden, dass sich dieser Effekt nur auf die Bemessungsgleichung 1 (vgl. Abschnitt 3.1.1) auswirkt.

3.2.2. DIN V ENV 1995-1-1 –EUROCODE 5- (Juni 1994)

Der Eurocode 5 [30] gibt keine Anweisungen, wie das Kriechen auf die Grenzzustände der Tragfähigkeit anzuwenden ist. Es bleibt also dem Anwender der Norm überlassen, ob und in welcher Art die Effekte des Kriechens auf die Tragfähigkeit eines Druckstabes aus Holz berücksichtigt werden.

3.2.3. E DIN 1052 (Mai 2000)

Nach E DIN 1052 (Mai 2000) [33] ist es erforderlich, alle Tragwerke aus Holz so zu gestalten, dass sie zum einen Einwirkungen und Einflüssen während der gesamten vorhergesehenen Nutzungsdauer widerstehen, zum anderen die Gebrauchsfähigkeit gewährleisten. Nebenher ist auch die Dauerhaftigkeit der Konstruktion zu beachten. Somit sind alle Einflüsse zu berücksichtigen, die die oben genannten Kriterien berühren. Der Kriecheffekt bei Holz zählt zu den wesentlichen Punkten, die z. B. die Langzeitstabilität von Stützen aus Holz beeinflussen. Im Absatz 6.1 der E DIN 1052 (Mai 2000) [33] wird jedoch darauf hingewiesen, dass Kriechen nur für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit eine Rolle spielt. Ebenfalls wird einschränkend erwähnt, das Kriechen sei auch dann zu berücksichtigen, wenn es die Tragfähigkeit in negativem Sinne berührt. Das angegebene Beispiel zielt aber nicht auf die Langzeitstabilität von Druckstäben ab, sondern ledig-

lich auf Bauteile mit unterschiedlichem Kriechverhalten. Eine Berechnungsvorschrift für die Praxis ist an dieser Stelle nicht vorhanden.

3.2.4. DIN 1052 (August 2004)

Gegenüber dem Entwurf dieser Norm ergab sich bezüglich der Einschätzung der Langzeittragfähigkeit eine wesentliche Änderung.

„Bei druckbeanspruchten Bauteilen in den Nutzungsklassen 2 und 3 ist der Einfluss des Kriechens zu berücksichtigen, wenn der Bemessungswert des ständigen Lastanteils 70 % des Bemessungswertes der Gesamtlast überschreitet. Die Berücksichtigung darf durch eine Abminderung der Steifigkeit um den Faktor $1/(1+k_{def})$ erfolgen.“

Abschnitt 8.1 (13) aus DIN 1052 (August 2004) [25]

In der aktuell gültigen Fassung der DIN 1052 (August 2004) [25] wurde somit wieder der Einfluss des Kriechens auf die Langzeittragfähigkeit berücksichtigt. Die Reduzierung der Traglast durch Kriechen kann auf vereinfachte Art und Weise mit einer „Durchbiegung“, die sich unter zentrischer Normalkraftbeanspruchung und spannungsloser Vorkrümmung mit steigender Nutzungsdauer erhöht, erklärt werden. Dies hat zur Folge, dass die Tragfähigkeit durch früheren Verlust der Stabilität abnimmt. Im ungünstigsten Falle führt dies zu einem Stabilitätsversagen.

3.2.5. Schrankenformel nach Becker u.a. [9]

Um eine solche erhöhte Stabilitätsgefährdung infolge Kriechens zu vermeiden, ist es möglich, die Berechnung der Traglast nach Theorie II. Ordnung bzw. nach dem Ersatzstabverfahren bei kritischer Beanspruchung mit einer oberen Schranke zu versehen. Eine solche Beschränkung wurde in der Arbeit von Becker u.a. [9] vorgestellt. Danach wird gefordert:

$$\left[\frac{(1 + \varphi_G) \cdot N_G}{N_{Euler}} \right]^m + \left[\frac{(1 + \varphi_Q) \cdot N_Q}{N_{Euler}} \right]^m \leq 1 \quad (3-33)$$

oder entsprechend den Angaben der DIN 1052 (August 2004) [25] modifiziert:

$$\left[\frac{(1 + k_{def,G}) \cdot \sigma_{c,0,d,G}}{\sigma_{c,crit}} \right]^{1,3} + \sum \left[\frac{(1 + k_{def,Q}) \cdot \sigma_{c,0,d,Q}}{\sigma_{c,crit}} \right]^{1,3} \leq 1 \quad (3-34)$$

mit

$\sigma_{c,0,d,G}$ Bemessungswert der Drucknormalspannung infolge ständiger Einwirkungen
 $\sigma_{c,0,d,P}$ Bemessungswert der Drucknormalspannung infolge nicht ständiger Einwirkungen

$$\sigma_{c,crit} = \frac{E_{0,05}}{\gamma_M} \cdot \frac{\pi^2}{\lambda^2} \quad \text{Bemessungswert der Euler'schen Knickspannung}$$

mit

$E_{0,05}$ 5 %-Fraktil des Elastizitätsmoduls

γ_M Sicherheitsfaktor des Materials

λ Schlankheitsgrad des Druckglieds

$k_{def,G}$ Rechenwert des Verformungsbeiwerts für ständige Einwirkungen

$k_{def,Q}$ Rechenwert des Verformungsbeiwerts für nichtständige Einwirkungen

Mit Hilfe dieser relativ einfach zu verwendenden Formel ist es möglich zu überprüfen, ob der nachzuweisende Druckstab auch die in [9] definierte Bedingung für die Langzeitstabilität erfüllt. Die Gleichung (3-34) ist also lediglich als zusätzliche obere Schranke für die Tragfähigkeit nach Theorie II. Ordnung bzw. nach dem Ersatzstabverfahren zu sehen. Einschränkend muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass die in Becker u. a. [9] hergeleitete Formel in Abhängigkeit der Einwirkungsart und der dazugehörigen Einwirkungsdauer eine Reduzierung der Knicklast nach Euler herbeiführt. Der formale Gültigkeitsbereich beschränkt sich daher auf so genannte schlanke Druckglieder.

Es erscheint sinnvoll, die Anwendung der Formel darüber hinaus noch auf einen Bereich zu beschränken, der durch ein Verhältnis der ständigen Lasten zur Summe der Lasten beschrieben wird. Wegen der Proble-

matik der Anwendung von Teilsicherheitsbeiwerten wird auf die charakteristischen Einwirkungsgrößen zurückgegriffen. Für das Verhältnis der ständigen Lasten zur Gesamtlast wird ein Faktor ν , der als „Belastungsgrad“ bezeichnet wird, eingeführt.

$$\nu = \frac{\sum G_k}{\sum G_k + \sum Q_k} \quad (3-35)$$

mit

$\sum G_k$ Summe aller ständigen Lasten im maßgebenden Lastfall

$\sum G_k + \sum Q_k$ Summe aller Lasten im maßgebenden Lastfall

Im Wesentlichen entspricht dieses Verhältnis dem in der DIN 1052 (April 1988) [24] angegebenen Verhältnis der ständigen Lasten zur Gesamtlast (so genanntes g/q-Verhältnis). Es wurde in diesen Ausführungen bewusst auf den Term g/q wegen der Doppeldeutigkeit des Symbols q verzichtet.

Gesucht ist nun eine für die Praxis relevante Angabe, bei welchem Grenzverhältnis ν die Schrankenformel nach Becker u.a. [9] Anwendung finden soll. Dies kann mit Hilfe einer Grenzwertbetrachtung abgeleitet werden. Durch Umstellen der Gleichung (3-34) kann diejenige charakteristische Spannung in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades λ und des Belastungsgrades ν gefunden werden, bei der die Formel genau den Wert eins ergibt. Dieser Grenzwert ist als solcher zu verstehen, der genau jenen Bereich festlegt, der die Bemessungsformel der Tragfähigkeit, sei es nach Spannungstheorie II. Ordnung oder nach dem Ersatzstabverfahren (k_c -Verfahren), von der Formel nach [9] in ihrer Maßgeblichkeit trennt. Es muss also überprüft werden, ob bei einem Auslastungsgrad 1,0 nach der Gleichung (3-34) der Nachweis auf Basis der Spannungstheorie II. Ordnung bzw. dem Ersatzstabverfahren noch erfüllt ist.

Setzt man demnach in die Gleichung (3-34) unter Berücksichtigung der Gleichung (3-35)

$$\sigma_{c,0,d,G} = \gamma_G \cdot \frac{\sum G_k}{A} = \gamma_G \cdot \frac{\nu \cdot (\sum G_k + \sum Q_k)}{A} = \gamma_G \cdot \nu \cdot \sigma_{c,0,k} \quad (3-36)$$

$$\sigma_{c,0,d,Q} = \gamma_Q \cdot \frac{\sum Q_k}{A} = \gamma_Q \cdot \frac{(1-\nu) \cdot (\sum G_k + \sum Q_k)}{A} = \gamma_Q \cdot (1-\nu) \cdot \sigma_{c,0,k} \quad (3-37)$$

mit

A Querschnittsfläche des Druckglieds

ein, so erhält man:

$$\left[\frac{(1+k_{def,G}) \cdot \gamma_G \cdot \nu \cdot \sigma_{c,0,k}}{\sigma_{c,crit}} \right]^{1,3} + \sum \left[\frac{(1+k_{def,Q}) \cdot \gamma_Q \cdot (1-\nu) \cdot \sigma_{c,0,k}}{\sigma_{c,crit}} \right]^{1,3} \leq 1 \quad (3-38)$$

Eine Betrachtung aller Grundkombinationen der Lastfälle würde zu einer erheblichen Anzahl von zu untersuchenden Konstellationen führen. Die beiden Grenzsituationen aller Grundkombinationen werden durch die Fälle beschrieben, dass entweder nur eine „nicht ständige“ Last vorhanden ist oder dass alle „nicht ständigen“ Lasten vorhanden sind. Als Folge bewegt sich der Teilsicherheitsbeiwert γ_Q in einem Wertebereich von 1,35 bis 1,50. In der vorliegenden Arbeit werden nur diese beiden Grenzfälle betrachtet. In der Gleichung (3-38) kann also das Summenzeichen unter der Annahme vernachlässigt werden, dass alle „nicht ständigen“ Lasten der gleichen Klasse der Lasteinwirkungsdauer zugeordnet werden können.

Gleichung (3-38) unter den genannten Vereinfachungen und umgestellt nach der charakteristischen Normalspannung ergibt:

$$\sigma_{c,0,k} \leq \frac{\sigma_{c,crit}}{\left\{ \left[\gamma_G \cdot \nu \cdot (1+k_{def,G}) \right] + \left[\gamma_Q \cdot (1-\nu) \cdot (1+k_{def,Q}) \right] \right\}^{1,3}} \quad (3-39)$$

Weiterhin ist es möglich, die charakteristische Spannung in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades λ und des Belastungsgrades ν zu finden, bei welchem der Nachweis nach DIN 1052 (August 2004) [25] genau die Auslastung 100 % erreicht.

$$\left(\frac{\sigma_{c,0,d}}{f_{c,0,d}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{m,y,d}}{f_{m,y,d}}\right) \leq 1 \quad (3-40)$$

Unter Benutzung der Gleichungen (3-38) und (3-39) sowie Ermittlung der Biegespannung nach den Gesetzen der Spannungstheorie II. Ordnung (Berechnung der Schnittgrößen unter Verwendung des Verfahrens mit Stabkennzahlen) ergibt sich Folgendes:

$$\left(\frac{(\gamma_G \cdot \nu + \gamma_Q (1-\nu)) \sigma_{c,0,k}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}}\right)^2 + \left(\frac{(\gamma_G \cdot \nu + \gamma_Q (1-\nu)) \cdot \sigma_{c,0,k} \cdot \frac{6 \cdot w_0}{h} \cdot \frac{\sigma_{c,\text{crit}}}{\sigma_{c,\text{crit}} - (\gamma_G \cdot \nu + \gamma_Q (1-\nu)) \cdot \sigma_{c,0,k}}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{m,y,k}}{\gamma_M}}\right) \leq 1 \quad (3-41)$$

Die Gleichung (3-41) lässt sich nunmehr wieder nach der charakteristischen Drucknormalspannung umstellen. Da dies aber zu einer Gleichung dritten Grades mit drei reellen Ergebnissen führt, wird an dieser Stelle auf eine ausführliche Ableitung verzichtet.

Alternativ zur Berechnung nach Spannungstheorie II. Ordnung stellt die DIN 1052 (August 2004) [25] noch das so genannte Ersatzstabverfahren zur Verfügung. Es wird dort die Einhaltung folgender Bedingung gefordert:

$$\frac{\sigma_{c,0,d}}{k_c \cdot f_{c,0,d}} \leq 1 \quad (3-42)$$

mit

$\sigma_{c,0,d}$ Bemessungswert der Drucknormalspannung

$$k_c = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \lambda_{\text{rel},c}^2}} \leq 1 \quad \text{Knickbeiwert} \quad (3-43)$$

mit

$$k = 0,5 \left[1 + \beta_c \cdot (\lambda_{\text{rel},c} - 0,3) + \lambda_{\text{rel},c}^2 \right] \quad \text{Hilfswert} \quad (3-44)$$

$$\lambda_{\text{rel},c} = \frac{l_{\text{ef}}}{\pi \cdot i} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} \quad \text{bezogener Schlankheitsgrad} \quad (3-45)$$

mit

$E_{0,05}$ 5 %-Fraktile des Elastizitätsmoduls

$f_{c,0,k}$ charakteristische Materialdruckfestigkeit

l_{ef} Ersatzstablänge

i Trägheitsradius

Setzt man nun die Gleichungen (3-38) und (3-39) in die Formel (3-42) ein, so ergibt sich:

$$\frac{(\gamma_G \cdot \nu + \gamma_Q (1-\nu)) \cdot \sigma_{c,0,k}}{k_c \cdot f_{c,0,d}} \leq 1 \quad (3-46)$$

Umgestellt nach der charakteristischen Spannung erhält man:

$$\sigma_{c,0,k} \leq \frac{k_c \cdot \frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}}{(\gamma_G \cdot v + \gamma_Q (1-v))} \quad (3-47)$$

Vergleicht man die charakteristische Grenzspannung aus dem Ansatz nach DIN 1052 (August 2004) [25] unter Berücksichtigung der Effekte der Spannungstheorie II. Ordnung bzw. aus dem Ansatz nach dem Ersatzstabverfahren mit der Grenzspannung nach Gleichung (3-34), so zeigt sich, dass tatsächlich nur bei hohem Auslastungsgrad die Traglast beschränkt wird.

Aus den genannten Überlegungen lässt sich somit ein Grenzwert des Belastungsgrades finden, bei dem die Gleichung (3-34) zusätzlich zum Tragsicherheitsnachweis nach Theorie II. Ordnung bzw. dem k_c -Verfahren anzuwenden ist. Zunächst ist anzumerken, dass eine solche Grenze nicht nur vom Schlankheitsgrad des Druckgliedes abhängt, sondern von zwei weiteren Faktoren. Der erste Faktor ist dabei die so genannte Nutzungsklasse (NKL) nach DIN 1052 (August 2004) [25], die auf die Umgebungsbedingungen des Bauwerks eingeht und in der Berechnung mittels des Modifikationsbeiwertes k_{mod} berücksichtigt wird. Über die Verformungsbeiwerte k_{def} fließt die Klasse der Lasteinwirkungsdauer (KLED) als zweiter Faktor in die Berechnung mit ein. Jedoch ist der Verformungsbeiwert k_{def} als solcher ebenso wieder von der Nutzungsklasse abhängig. Die nachfolgende Tabelle gibt Aufschluss über die einzelnen Abhängigkeiten:

Klasse der Lasteinwirkungsdauer (KLED)	Nutzungsklasse 1			Nutzungsklasse 2			Nutzungsklasse 3		
	k_{mod}	$k_{\text{def,G}}$	$k_{\text{def,Q}}$	k_{mod}	$k_{\text{def,G}}$	$k_{\text{def,Q}}$	k_{mod}	$k_{\text{def,G}}$	$k_{\text{def,Q}}$
„ständig“ und „lang“	0,70	0,60	0,50	0,70	0,80	0,50	0,55	2,00	1,50
„ständig“ und „mittel“	0,80	0,60	0,25	0,80	0,80	0,25	0,65	2,00	0,75
„ständig“ und „kurz“	0,90	0,60	0,00	0,90	0,80	0,00	0,70	2,00	0,30
„ständig“ und „sehr kurz“	1,10	*)	*)	1,10	*)	*)	0,90	*)	*)

Tabelle 3-1: Abhängigkeiten zwischen Klassen der Lasteinwirkungsdauer und den Nutzungsklassen

Bei den mit *) gekennzeichneten Feldern wurden in der DIN 1052 (August 2004) [25] keine Angaben gemacht. Bei „sehr kurzen“ Lasteinwirkungsdauern ist der Einfluss einer Verformung aus Kriechen aber auch vernachlässigbar klein. Diese Klasse der Lasteinwirkungsdauern wird in den nachfolgenden Ausführungen nicht näher betrachtet. Aus Tabelle 3-1 kann entnommen werden, dass zunächst je Nutzungsklasse drei verschiedene Fälle maßgebend sein können. Es ergeben sich also neun verschiedene Szenarien. Bezieht man jetzt noch das Teilsicherheitskonzept mit ein und betrachtet aus oben angegebenen Überlegungen heraus die beiden Grenzsituationen, so erhält man nochmals neun zusätzliche Szenarien, also insgesamt 18 verschiedene Situationen.

Um eine aufschlussreiche Auskunft über die Grenze des Belastungsgrades zu erhalten, wurde folgender Quotient gebildet:

$$\frac{\sigma_{c,0,k}(\text{Langzeitstabilität})}{\sigma_{c,0,k}(\text{Theorie II. Ordnung})} \quad \text{bzw.} \quad \frac{\sigma_{c,0,k}(\text{Langzeitstabilität})}{\sigma_{c,0,k}(\text{Ersatzstabverfahren})} \quad (3-48)$$

Ist der Quotient (3-48) kleiner als eins, so wird die Bemessung auf Basis der Theorie II. Ordnung bzw. dem k_c -Verfahren maßgebend. Umgekehrt wird bei Werten des Quotienten (3-48) größer als eins die Langzeitstabilitätsbedingung maßgebend. Trägt man in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades λ und des Belastungsgrades v den Wert des Quotienten (3-48) auf, so erhält man die in Abbildung 3-6 exemplarischen grafischen Darstellungen mit einer Grenzlinie bei dem Wert eins.

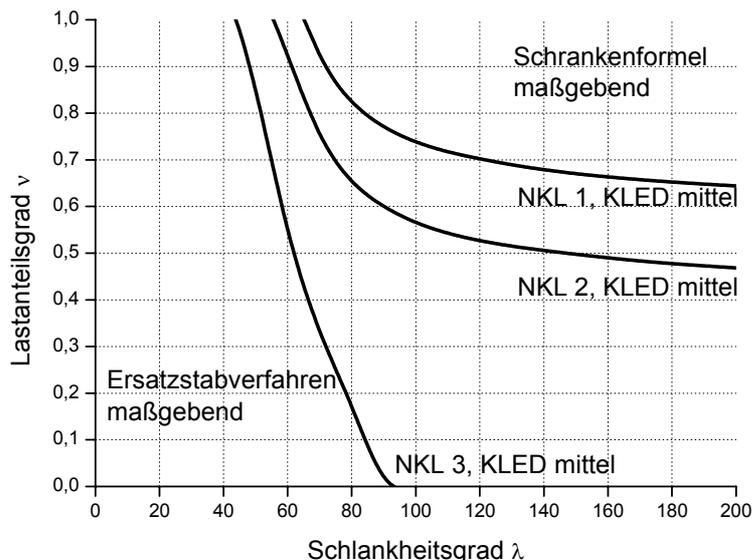


Abbildung 3-6: Einfluss des Kriechens auf die Traglast in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades ermittelt auf Basis der Schrankenformel

Der Abbildung 3-6 können Grenzwerte des Belastungsgrades v entnommen werden. Sollte sich der vorhandene Belastungsgrad v über dem Niveau des angegebenen Grenzwertes befinden, so ist eine zusätzliche Untersuchung des Langzeitstabilitätskriteriums erforderlich. Unter dem Niveau des Grenzwertes kann auf eine Überprüfung verzichtet werden. In der nachfolgenden Tabelle sind die Grenzwerte bezogen auf die größte nach DIN 1052 (April 1988) [24] zulässige Schlankheit ($\lambda = 150$) angegeben:

Klasse der Lasteinwirkungsdauer (KLED)	Nutzungsklasse 1		Nutzungsklasse 2		Nutzungsklasse 3	
	Th. II. O.	k_c	Th. II. O.	k_c	Th. II. O.	k_c
„ständig“ und „lang“	*)	0,900	*)	0,697	0,00	0,000
„ständig“ und „mittel“	*)	0,695	*)	0,522	0,00	0,000
„ständig“ und „kurz“	0,532	0,586	0,419	0,467	*)	0,282

Tabelle 3-2: Grenzwerte des Belastungsgrades v bei einem Schlankheitsgrad von $\lambda = 150$ für $\gamma_G = 1,35$ und $\gamma_Q = 1,50$

Klasse der Lasteinwirkungsdauer (KLED)	Nutzungsklasse 1		Nutzungsklasse 2		Nutzungsklasse 3	
	Th. II. O.	k_c	Th. II. O.	k_c	Th. II. O.	k_c
„ständig“ und „lang“	*)	0,890	*)	0,672	0,00	0,000
„ständig“ und „mittel“	*)	0,670	*)	0,498	0,00	0,000
„ständig“ und „kurz“	0,508	0,560	0,394	0,441	*)	0,260

Tabelle 3-3: Grenzwerte des Belastungsgrades v bei einem Schlankheitsgrad von $\lambda = 150$ für $\gamma_G = 1,35$ und $\gamma_Q = 1,35$

An dieser Stelle muss darauf hingewiesen werden, dass die Gleichung (3-34) lediglich einen Zusatznachweis darstellt und den Nachweis auf Basis der Spannungstheorie II. Ordnung nicht ersetzt.

Aus diesen Grenzwerten kann nun eine Aussage zur Normung abgeleitet werden. Zunächst sind aber noch einige Anmerkungen zu den Ergebnissen erforderlich. Zum einen zeigt sich, dass die Ergebnisse nur für schlanke Stützen aus den vorgenannten Gründen sinnvoll erscheinen. Es ist deshalb vorzuschlagen, die Langzeitstabilitätsbedingung unabhängig vom Belastungsgrad v nur für einen Schlankheitsgrad λ von größer als 80 einzusetzen.

Bei den mit *) gekennzeichneten Werten nach Spannungstheorie II. Ordnung gilt es anzumerken, dass durch den Einfluss des Modifikationsbeiwerts k_{mod} die Tragfähigkeit im Vergleich zum k_c -Verfahren abweicht. Nimmt der Modifikationsbeiwert k_{mod} ab, so steigt die Diskrepanz zum k_c -Verfahren an. Neben den bereits oben erwähnten Bemerkungen zum Einfluss des Modifikationsbeiwerts k_{mod} lohnt es sich, an dieser Stelle diesen Beiwert einmal genauer zu betrachten.

Der Beiwert k_{mod} ergibt sich in der Norm aus zwei Einflussgrößen: einerseits bestimmt die Nutzungsklasse (NKL), andererseits die Klasse der Lasteinwirkungsdauer (KLED) den Wert. Über die Nutzungsklassen geht somit die Holzfeuchte (aus den angegebenen klimatischen Randbedingungen) ein, während über die Klassen der Lasteinwirkungsdauer die Langzeiteffekte abgebildet werden sollen. Bei der Bemessung nach Spannungstheorie II. Ordnung auf Basis des EUROCODE 5 [30] wird der Bemessungswert des Elastizitätsmoduls mit Modifikationsbeiwert k_{mod} und dem Teilsicherheitsbeiwert γ_M abgemindert. Dagegen wird in der vorliegenden Fassung der DIN 1052 (August 2004) [25] der Modifikationsbeiwert k_{mod} vernachlässigt. Der Ansatz nach DIN 1052 (August 2004) [25] berücksichtigt somit weder den Effekt der Feuchte noch den der Belastungsdauer. Jedoch scheint zumindest der Einfluss der Holzfeuchte unerlässlich für die Bemessung von Druckstäben aus Holz. Wählt man für die Berücksichtigung des Kriecheinflusses die Gleichung (3-34), so ist es nicht sinnvoll, im Faktor k_{mod} die Feuchte- und die Langzeiteffekte zu vereinen. Der Faktor k_{mod} zur Bestimmung des Bemessungswertes des Elastizitätsmoduls ist also in zwei Anteile zu zerlegen.

Ein Anteil soll eine Reduktion des Bemessungswerts bedingt durch die Feuchteeffekte, der andere bedingt durch die Langzeiteffekte hervorrufen. Auch an dieser Stelle lohnt wieder ein Rückblick auf die DIN 1052 (April 1988) [24]. Dort wurde ausschließlich die Feuchte als Reduktionskriterium für den Elastizitätsmodul betrachtet. In Abschnitt 4.1.2 nach DIN 1052 (April 1988) [24] sind die Werte für die Elastizitätsmoduln um ein Sechstel abzumindern, wenn das Bauteil aus Holz allseitig der Witterung ausgesetzt ist. In Abschnitt 4.2.1 wird hierfür die Ausgleichsfeuchte $u = 18 \pm 6 \%$ festgelegt. Vergleicht man diese mit den Nutzungsklassen nach DIN 1052 (August 2004) [25], so entspricht es in etwa der Nutzungsklasse 3. Die Nutzungsklassen 1 und 2 unterscheiden in den Modifikationsbeiwerten k_{mod} nicht, es besteht lediglich ein Unterschied zu Nutzungsklasse 3. Von Rundungen abgesehen, kann man die Differenz zwischen den genannten Nutzungsklassen auf etwa ein Sechstel bestimmen. Daher bietet es sich an, für die Berechnung der Traglast nach Spannungstheorie II. Ordnung den Modifikationsfaktor $k_{\text{mod}} = 1,0$ für die Nutzungsklassen 1 und 2 und den Modifikationsfaktor $k_{\text{mod}} = 0,83$ für die Nutzungsklasse 3 unabhängig von der Lasteinwirkungsdauer festzulegen. Für den vorliegenden Nachweis kann das aber nur im Einklang mit Veränderungen des Verformungsbeiwerts k_{def} geschehen.

Würde man für die Berechnung nach Spannungstheorie II. Ordnung die Bemerkungen aus Teil 1 dieser Arbeit bezüglich des Konzeptes mit „globalem“ Sicherheitsfaktor berücksichtigen, könnte man sehr leicht die Ergebnisse des Ersatzstabverfahrens übertragen.

Die genannten Erörterungen zeigen, dass die Diskrepanz zwischen der Norm und der angegebenen Formel nur durch weitere Untersuchungen quantifiziert werden kann. Eine solche Quantifizierung kann am besten durch eine numerische Simulation der Effekte erfolgen, wie sie in den nachfolgenden Kapiteln beschrieben wird.

4 Beschreibung des Modells

Wie bereits zu Beginn erwähnt, ist die Untersuchung von Druckstäben aus Holz unter Berücksichtigung streuender Einflussparameter und hygrothermischer Langzeiteffekte auf experimenteller Basis nur unter schwierigen Randbedingungen realisierbar. Zum einen spricht der große erforderliche Probenumfang sowie die baupraktisch bedingten großen Abmessungen gegen eine rein experimentelle Vorgehensweise, zum anderen aber auch die lange Untersuchungsdauer und die kaum aufzubringenden finanziellen Mittel, die sich aus dem Probenumfang und der Untersuchungsdauer ergeben. Auch die klimatischen Einflüsse sind bei experimenteller Herangehensweise schwierig und sehr aufwändig zu kontrollieren. Ausschließlich durch Computersimulationen hingegen ist der Vergleich zwischen der Kurzzeittraglast und der Langzeittraglast am selben Versuchskörper zu ziehen. Da die experimentelle Bestimmung dieser Bruchlast immer mit der Zerstörung des Probenkörpers einhergeht, kann für ein Versuchsobjekt nur alternativ die Kurzzeit- oder die Langzeittraglast experimentell bestimmt werden. Virtuelle Versuchskörper können hingegen beliebig oft mit den selben Materialparametern bis zum Bruch belastet werden. Somit können für identische Versuchskörper die Traglasten zu jedem beliebigen Zeitpunkt bestimmt werden.

Zur Erstellung der virtuellen Versuchskörper ist ein Modell erforderlich, welches die einzelnen Parameter eindeutig festlegt und die streuenden Einflussgrößen berücksichtigt. Für ein solches Modell ist es zunächst notwendig, die geometrische Modellierung des Versuchskörpers festzulegen. Mit dieser Modellierung wird das Bauteil zur Berechnung mit dem Computerprogramm ISOBEAM, welches auf Basis der Theorie der finiten Elemente arbeitet, abgebildet. Wesentlich für die Langzeitsimulation ist die Beschreibung des Kriecheffektes, der hauptursächlich für die Reduzierung der Traglast, wie sie im Abschnitt 7 dargestellt ist, verantwortlich zeichnet. Im Zusammenhang mit den Kriecheffekten ist auch die Beschreibung des Klimas, welches die Traglast indirekt beeinflusst, wichtig. Direkt vom Klima wird die Holzfeuchte bestimmt. Diese Tatsache erfordert die Kenntnis der Holzfeuchte zu jedem Zeitpunkt und an jeder Stelle im Querschnitt. Das Modell muss deshalb die Abbildung der Feuchte im Querschnitt leisten. Einen weiteren Kernpunkt stellt die Erfassung der streuenden Einwirkungsgrößen dar, die insbesondere durch äußere Belastung und geometrische Imperfektionen charakterisiert werden. Als letzter wesentlicher Bestandteil des Modells sind die streuenden Widerstandsgrößen zu berücksichtigen. Dort werden die charakteristischen Holzeigenschaften abgebildet und zu mechanischen Werten transformiert. Im nachfolgenden Kapitel wird abschließend noch die praktische Umsetzung der theoretisch entwickelten Modellparameter erörtert.

Durch die Abbildung der genannten Einflussgrößen können mittels Computersimulation virtuelle Versuche durchgeführt werden. Die im Vergleich zur experimentellen Bestimmung von Traglasten kurze Versuchszeit führt dazu, dass eine sehr große Bandbreite von Stützen erprobt werden kann. Die so erhaltenen Ergebnisse können wiederum nach stochastischen Prinzipien ausgewertet werden. Diese Herangehensweise wurde bereits im Massivbau u. a. durch Graubner [46] angewandt. Dieses Verfahren ist als Modellstützenverfahren bekannt. Aus der Auswertung der Ergebnisse konnten Schlüsse auf Berechnungs- und Bemessungsverfahren der Normen gezogen werden. Ein solches rein probabilistisches Verfahren erscheint nach der Auffassung des Verfassers für die baupraktische Anwendung nicht geeignet. Hervorragend geeignet ist es hingegen als Grundlage für die Entwicklung vereinfachter Bemessungsansätze.

4.1. Computerprogramm ISOBEAM

Für die Computersimulationen wurde das auf Basis der Finiten-Element-Theorie von Rautenstrauch [89] entwickelte Berechnungsprogramm gewählt. Der Kern des Programms lehnt sich dabei an die Ausführungen von Hinton u.a. [56] an. Auf eine ausführliche Beschreibung des Programmkerns (Theorie der finiten Elemente) wird an dieser Stelle verzichtet und anstelle dessen auf die Ausführungen in Rautenstrauch [89] und in Hinton u.a. [56] verwiesen.

Es wird im Rahmen dieser Arbeit nur ein grober Umriss der Funktionsweise von ISOBEAM dargestellt. Wie bereits erwähnt, handelt es sich bei ISOBEAM um ein auf Basis der Theorie der finiten Elemente in der Programmiersprache FORTRAN entwickeltes Computerprogramm, das neben der Möglichkeit der Berücksichti-

gung geometrischer und physikalischer Nichtlinearitäten auch die Effekte des Kriechens auf beliebige ebene Stabzüge abbilden kann. Während bei der ursprünglichen Variante des Programms durch den seinerzeit beschränkten Hauptspeicher eines Computers die Simulationsrechnungen auf wenige Elemente und Layer reduziert werden musste, spielt nach Erweiterung des Programms im Rahmen dieser Arbeit nur noch die Rechenzeit eine begrenzende Rolle.

Grundlegendes mechanisches Prinzip des Computerprogramms ISOBEAM ist die „Stationarität der gesamten potentiellen Energie“ ([89], S. 225), das heißt, dass sich die gesamte potentielle Energie am betrachteten Objekt zu Null aufaddiert. Rautenstrauch [89] teilt diese potentielle Energie nun in einen äußeren und einen inneren Energiezustand auf und erreicht somit einen Zusammenhang zwischen der Energie und dem Verzerrungszustand. Während der äußere Energiezustand die einwirkenden Kräfte und Biegemomente charakterisiert, muss für den inneren Energiezustand eine weitere Differenzierung vorgenommen werden. Über die kinematischen Beziehungen am Element unter Einhaltung der Bernoulli-Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte, ist in [89] die Verformungs-Verzerrungsbeziehung angegeben. Mit Kenntnis dieser Beziehung ist es nun möglich, die innere potentielle Energie in vier Anteile zu zerlegen. Es entstehen Anteile infolge Normalkraft, Biegemoment, Querkraft und der geometrischen Nichtlinearitäten. Durch die Berücksichtigung der Querkraft ist es möglich, die Schubweichheit des Balkenelements einfließen zu lassen (Timoshenko-Element). Betrachtet man nun die inneren Energiepotentiale nicht mehr in Abhängigkeit der Verzerrungen, sondern in Abhängigkeit der Knotenverformungen, so erhält man die so genannten Steifigkeitsmatrizen. Unter Verwendung isoparametrischer Balkenelemente erhält man nach Rautenstrauch [89] eine „besonders effektive Elementformulierung“ ([89], S. 228). Durch ein iteratives Verfahren wird die Berechnung so lange durchgeführt bis die Differenz zwischen äußerer und innerer potentieller Energie in einen nach den Vorgaben des Nutzers definierten Schrankenbereich fällt.

Die Eingabe der Geometrie sowie des Belastungs- und Zeitregimes erfolgt mittels ASCII-Dateien. Nach vorgegebenem Schema ist dort eine Festlegung der Eingabeparameter erforderlich. Diese Vorgehensweise hat sich besonders für die Betrachtung unter Berücksichtigung der streuenden Einflussparameter als sehr zweckmäßig erwiesen. Es ist sehr einfach möglich, mit Hilfe von unterstützenden, im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Computerprogrammen alle stochastischen Einflussparameter in kurzer Zeit in die Eingabedateien einfließen zu lassen. Dabei werden die Eingaben in zwei Dateien aufgeteilt. Die erste Datei beschreibt die Geometrie sowie die Materialparameter. Die zweite Datei hingegen legt die Belastung sowie die erforderliche Zeitinkrementierung für das Kriechen fest. Dabei ist in jedem Zeitinkrement eine Veränderung der Holzfeuchte und der Belastung möglich. Diese Vorgehensweise macht es möglich, zu einer Geometrie- und Materialsituation mehrere Belastungs-, Zeit- und Holzfeuchteregimes zu erstellen.

4.2. Geometrische Modellierung der Stäbe

Die Ermittlung der Traglast mit Hilfe der beschriebenen Theorie der finiten Elemente macht eine genauere Betrachtung der geometrischen Modellierung erforderlich. Es werden deshalb die Diskretisierung eines zu betrachtenden Stabes in seiner Längsrichtung sowie die Aufteilung der Querschnitte in Layer im Nachfolgenden erläutert.

4.2.1. Diskretisierung in Stablängsrichtung

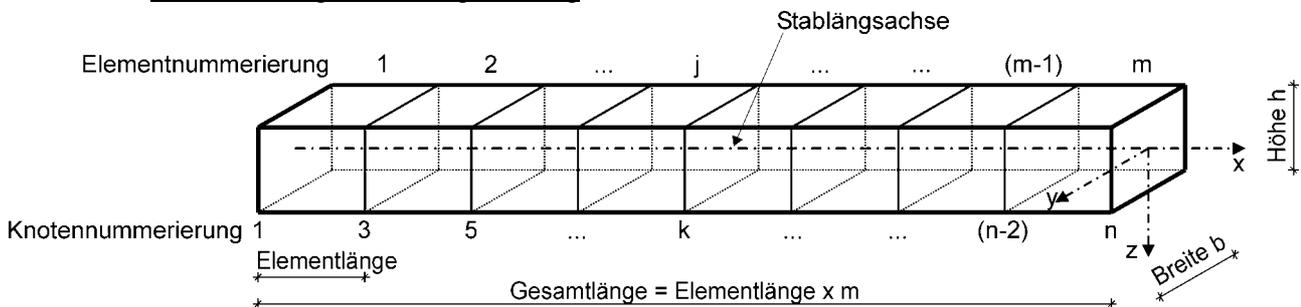


Abbildung 4-1: Diskretisierung in Stablängsachse

Die Diskretisierung des Stabes entlang der Längsachse ist zur Beschreibung des Modellstabes im Rahmen der Theorie der finiten Elemente unerlässlich. Dabei hängt die Genauigkeit sehr eng mit der gewählten Diskretisierung zusammen. Je engmaschiger die Elemente gewählt werden, desto genauer wird die Rechnung

und umgekehrt. Allerdings steigt mit Zunahme der Elementzahl auch die Simulationsdauer, so dass es gilt, ein Optimum zwischen der Berechnungszeit und der Ergebnisgenauigkeit zu finden.

Für die virtuellen Versuche wurden grundsätzlich Elementlängen gewählt, die eine konstante Länge über die gesamte Längsachse und eine Zielgröße von 15 cm aufweisen. Dies liegt darin begründet, dass mit dieser Elementlänge einerseits eine ausreichende Genauigkeit erzielt wird und andererseits Colling [18], auf dessen Materialmodellierung Bezug genommen werden soll, die gleiche Elementlänge wählt.

Bei der Simulationsbetrachtung von Stützen konnte die Elementlänge von 15 cm nicht immer gewährleistet werden. Da als Ausgangsgrößen die Querschnittsabmessungen sowie der Schlankheitsgrad festgelegt wurden, war nicht sichergestellt, dass die Länge des Druckstabes ein Vielfaches von 15 cm darstellt. Es wurde deshalb auf eine Elementlänge zurückgegriffen, die sich der Zielelementlänge von 15 cm am besten annähert. Der hierdurch entstehende Fehler wird als vernachlässigbar klein eingestuft. Näheres wird im Abschnitt 0 bei der Beschreibung des Materialgesetzes bzw. im Abschnitt 6.2 erläutert.

Da sich die Materialeigenschaften des Holzes entlang der Stabachse verändern, bietet sich die Diskretisierung entsprechend an. Es wird für den virtuellen Versuch jedem Element ein spezifisches Materialgesetz nach den stochastischen Gesichtspunkten zugeordnet (vgl. Abschnitt 0). Da das Kriechgesetz auch von einem Materialparameter, nämlich dem Elastizitätsmodul, abhängig ist, wird das Kriechgesetz (vgl. Abschnitt 4.3) ebenso für jedes Element getrennt definiert.

4.2.2. Diskretisierung des Querschnitts

Die Diskretisierung des Querschnitts beeinflusst, ähnlich wie die Diskretisierung in Stablängsachse, zum einen die Rechengenauigkeit und zum anderen die Berechnungsdauer. Die Diskretisierung, wie sie prinzipiell in der Abbildung 4-2 dargestellt ist, ist zweckmäßig, um einerseits die nichtlineare Spannungs-Dehnungsbeziehung sowie andererseits die zeit- und feuchteabhängigen Dehnungen zu erfassen.

Zur numerischen Ermittlung des Flächenmomentes zweiter Ordnung wurde auf die Anteile der Eigenträgheitsmomente verzichtet. Damit übt die Anzahl der Layer einen direkten Einfluss auf die Genauigkeit der Berechnung aus. Streng genommen fehlerfrei ist die Berechnung nur, wenn die Dicke eines Layers gegen den Wert Null strebt oder umgekehrt die Anzahl der Layer gegen unendlich strebt. Dies zeigt deutlich den Zusammenhang zwischen der Rechengenauigkeit und der Rechenzeit, welchen es zu optimieren gilt.

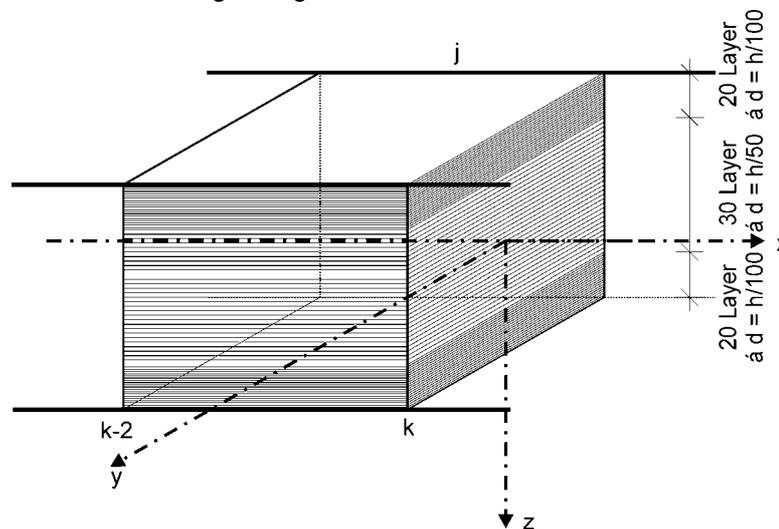


Abbildung 4-2: Diskretisierung des Elementes j

Aus Abbildung 4-2 geht die Aufteilung der Layer hervor, die im Randbereich des Querschnittes filigraner gewählt wurde. Hiermit wird die Konvergenz der Rechnung im plastischen Bereich der Arbeitslinie beschleunigt. Zur Fehlerabschätzung wird eine Gegenüberstellung der Ermittlung des Trägheitsmomentes durchgeführt. Zunächst ermittelt sich das Gesamtträgheitsmoment eines Rechteckquerschnittes im Modell zu

$$I_{\text{Gesamt}} = \sum_{i=1}^n \frac{b \cdot d_{\text{Layer},i}^3}{12} + \sum_{i=1}^n (b \cdot d_{\text{Layer},i}) \cdot e_{\text{Layer},i}^2 \quad (4-1)$$

mit

b Breite des Rechteckquerschnittes

$d_{\text{Layer},i}$ Dicke des i -ten Layers

$e_{\text{Layer},i}$ Abstand des Schwerpunktes des i -ten Layers zum Gesamtflächenschwerpunkt

Aus einer Grenzwertbetrachtung der Gleichung (4-1) ergibt sich die bekannte Formel für das Trägheitsmoment rechteckiger Querschnitte:

$$\lim_{d_{\text{Layer}} \rightarrow 0} \left(\sum_{i=1}^n \frac{b \cdot d_{\text{Layer},i}^3}{12} + \sum_{i=1}^n (b \cdot d_{\text{Layer},i}) \cdot e_{\text{Layer},i}^2 \right) = \frac{b \cdot h^3}{12} \quad (4-2)$$

mit

h Höhe des Rechteckquerschnittes

Schätzt man nun den Einfluss des ersten Summanden ab, der die so genannten Eigentragheitsmomente repräsentiert, so erhält man unter Berücksichtigung der Annahmen nach Abbildung 4-2 folgenden Zusammenhang:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^{70} \frac{b \cdot d_{\text{Layer},i}^3}{12} &= 40 \cdot \frac{b \cdot \left(\frac{h}{100}\right)^3}{12} + 30 \cdot \frac{b \cdot \left(\frac{h}{50}\right)^3}{12} \\ &= \frac{b \cdot h^3}{12} \cdot \left(40 \cdot \left(\frac{1}{100}\right)^3 + 30 \cdot \left(\frac{1}{50}\right)^3 \right) \\ &= \frac{b \cdot h^3}{12} \cdot \frac{7}{25000} = 0,00028 \cdot I \end{aligned} \quad (4-3)$$

Der Einfluss der Eigentragheitsmomente macht bei dieser Querschnittsdiskretisierung weniger als 0,3 % aus. Dieser geringe Fehler erscheint für die Simulationsergebnisse als vernachlässigbar klein. Bei ideal-elastischer Arbeitslinie könnte die Anzahl der Layer sogar noch verringert werden. Da aber das plastische Materialverhalten in der Druckzone des Holzes berücksichtigt werden soll, wird für die nachfolgenden Simulationsrechnungen die Layerung nach Abbildung 4-2 angesetzt.

4.3. Beschreibung der hygrothermischen Langzeiteffekte

Mit dem Begriff Kriechen wird im Allgemeinen die zeitabhängige Zunahme von Verformungen eines Körpers unter Dauerbelastung in Verbindung gebracht. Am augenscheinlichsten wird die Wirkung des Kriechens bei älteren Gebäuden aus Holz wahrgenommen, an denen die Zunahme der Durchbiegung über Jahrzehnte bzw. Jahrhunderte deutlich sichtbar ist.

Kriechen kann auch auf phänomenologischer Basis beschrieben werden. Moorkamp [78] liefert in seinen Ausführungen einen umfangreichen Überblick über wissenschaftliche Modelle. Allen Modellen gemeinsam ist die Basis der Beschreibung mit Hilfe des submakroskopischen Aufbaus von Holz. Im Einzelnen sind das die Erklärungsmodelle „Wasserstoffbrückenbildung“ nach Bethe (in [78]), „Gleitflächenbildung“ nach Hoffmeyer und Davidson (in [78]), „Zellwand-Schlupf-Modell“ nach Mukudai und Yata (in [78]) und „linsenförmige Mikrofibrillenstruktur“ nach Boyd (in [78]). Moorkamp [78] gibt zu bedenken, dass die Erklärung alleine auf Basis submakroskopischer Phänomene nicht ausreicht, sondern vielmehr Effekte aller Strukturebenen zusammenspielen. Es wurde auch festgestellt, dass die verschiedenen Modelle nicht alle Phänomene mit zufriedenstellender Schlüssigkeit beschreiben können. Moorkamp [78] verweist darauf, dass eine Kombination aus dem Modell „Wasserstoffbrückenbildung“ mit dem Modell „linsenförmige Mikrofibrillen“ am geeignetsten erscheint und führt damit die Kriecheffekte auf strukturbedingtes Teilversagen zurück. Die Wuchsstruktur und die chemische Zusammensetzung von Holz lässt aber nach Rautenstrauch [89] auch das stark vereinfachte Modell eines hochpolymeren, faserverstärkten und hygroskopischen Kunststoffes zu.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit wird mit der Absicht formuliert, die Traglastreduzierung in Abhängigkeit der Belastungszeit und den variierenden Umgebungsbedingungen zu bestimmen. Es ist deshalb wichtig, das Simulationsmodell mathematisch so exakt wie nötig zu fassen, ohne die strukturellen Grundlagen im Einzelnen und bis ins letzte Detail zu berücksichtigen.

Die möglichen Simulationsmodelle zur Beschreibung des Kriechphänomens können nach Hunt [61] in zwei Gruppen unterteilt werden. Die erste Gruppe fasst die rheologischen, die mathematischen und die ingenieurmäßigen Modelle zu den Interpolationsmodellen zusammen. Die zweite Gruppe umfasst die strukturellen Modelle, die direkt die makroskopischen und mikroskopischen Vorgänge im Holz beschreiben.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein Interpolationsmodell verwendet. Während sich die mathematischen Modelle durch einfache Gesetzmäßigkeiten und die ingenieurmäßigen Modelle durch die Vorhersage der Funktion auszeichnen, wird das zeitabhängige Materialverhalten bei rheologischen Ansätzen durch die Verwendung verschiedener mechanischer Komponenten modelliert.

Zur rheologischen Modellierung des zeitabhängigen Materialverhaltens stehen verschiedene mechanische Komponenten zur Verfügung. Die beiden gängigsten sind dabei die linear elastische Hookesche Feder und der geschwindigkeitsabhängige Newtonsche Dämpfer. Zusammengesetzt aus diesen Elementen können weitere Elemente generiert werden. Die gebräuchlichsten sind dabei das Kelvin-Element, welches durch die Parallelschaltung der beiden genannten mechanischen Komponenten charakterisiert wird, und das Maxwell-Element, welches eine Reihenschaltung von Feder und Dämpfer darstellt. Tabelle 4-1 stellt diese einfachen Komponenten gegenüber:

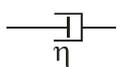
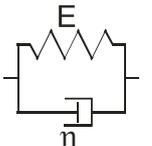
		Differentialgleichung	Kriechfunktion
Hooke		$\sigma = E \cdot \varepsilon$	$\frac{1}{E}$
Newton		$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon}$	$\frac{t}{\eta}$
Maxwell		$\frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} = \dot{\varepsilon}$	$\frac{1}{E} + \frac{t}{\eta}$
Kelvin		$\sigma = E \cdot \varepsilon + \eta \cdot \dot{\varepsilon}$	$\frac{1}{E} \cdot \left(1 - e^{-t/\Theta}\right); \quad \Theta = \frac{\eta}{E}$

Tabelle 4-1: rheologische Grundelemente nach Rabotnov [85]

Unabhängig von der Modellierung der Kriecheffekte ist es zunächst prinzipiell möglich, die zeitabhängige Dehnung in Abhängigkeit der Spannungsintensität darzustellen (Abbildung 4-3). Es zeigt sich, dass bis zu einem gewissen Spannungsniveau die Dehnungskurve degressives Zuwachsverhalten aufweist, das heißt, dass die Dehnung einen Grenzwert asymptotisch entgegen strebt. Übersteigt das Spannungsniveau diesen Grenzwert, so geht der degressive Bereich der Zeit-Dehnungskurve in Abhängigkeit der Spannungsintensität früher oder später in einen progressiven Zuwachsbereich über. Es folgt unweigerlich der Kriechbruch.

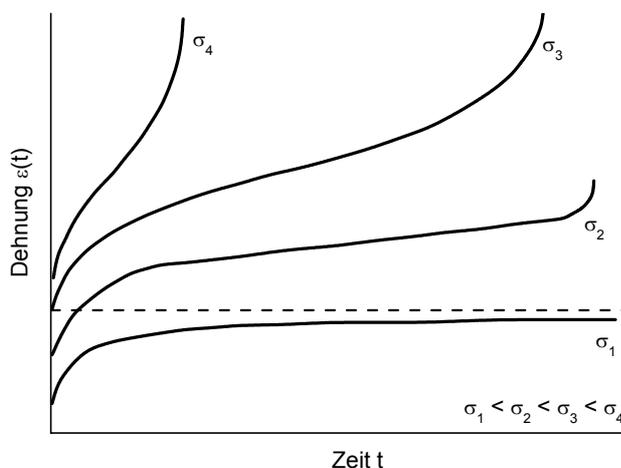


Abbildung 4-3: Dehnungsverlauf in Abhängigkeit der Zeit und der Spannungsintensität (nach [47])

Betrachtet man eine dieser Kurven näher, so lässt sich eine Einteilung in drei Abschnitte vornehmen (Abbildung 4-4). Die erste Phase nach Aufbringen der Belastung die so genannte Primärperiode, ist dabei von einem starken Anstieg gekennzeichnet. Der sich anschließende zweite Bereich, der so genannte Sekundärbereich, kann unterschiedlich verlaufen. Handelt es sich um viskoelastisches Materialverhalten, welches einen linearen Zusammenhang zwischen der aufgetragenen Spannung und der Kriechverformung herstellt, so verringern sich die Kriechzuwächse monoton gegen den Wert Null strebend oder das Ansteigen der Kriechverformung ist wesentlich geringer als in der Primärperiode. Rautenstrauch [89] gibt an, dass dieser lineare Kriechansatz für Holz im Gebrauchsspannungsbereich, der unterhalb von 40 % der Bruchspannung angesiedelt sei, durchaus zulässig ist. Im Anschluss an diese Sekundärperiode folgt ein Tertiärbereich, in dem die Dehnung wieder sehr schnell anwächst und es schließlich zum Kriechbruch kommt.

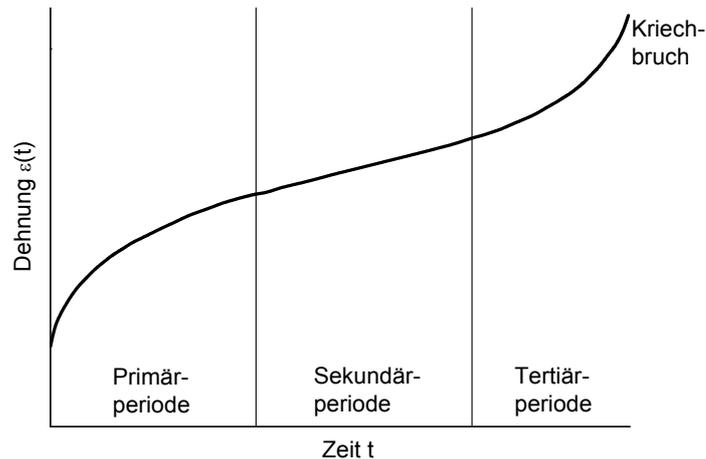


Abbildung 4-4: Definition der Kriechphasen (nach [47])

Die Einflüsse auf das Kriechverhalten von Holz sind durch verschiedene Parameter geprägt. Die wesentlichen Einflüsse sind die Beanspruchungsart, der Belastungsgrad, die Holzfeuchte und die Wuchseigenschaften. Ob Wechselbeanspruchung zu einem anderen Kriechverhalten als unter Konstantlast führt, kann nicht mit Sicherheit bestätigt werden, da Untersuchungen in dieser Richtung fehlen. Dies wird auch von Rautenstrauch [89] bestätigt. Ein möglicher Einfluss der Temperatur wird in der Literatur überwiegend nur für hohe Temperaturen, die außerhalb des Gebrauchsbereiches liegen und ausschließlich der Trocknung von Holz dienen, betrachtet. Es wird davon ausgegangen, dass im maßgebenden Temperaturbereich der Einfluss auf das Kriechen von Holz marginal und deshalb vernachlässigbar ist.

Die Beanspruchungsart des Bauteils aus Holz übt nach übereinstimmenden Angaben in der Literatur großen Einfluss auf das Kriechverhalten aus. Es wird angegeben, dass das Biegekriechen in gleicher Größenordnung wie das Druckkriechen auftritt, jedoch beide deutlich größer sind als das Zugkriechen. Erheblich größer als Druckkriechen seien des weiteren das Schub- und Torsionskriechen. Sehr divergent sind die Angaben über die Unterschiede des Kriechens bei verschiedenen Beanspruchungsarten. Das Druckkriechen wird mit bis zum Vierfachen des Zugkriechens beziffert. Die Unterschiede in den Zahlenwerten lassen sich unter anderem damit begründen, dass systematische Untersuchungen zu Druck- bzw. Zugkriechen fehlen. Mårtensson [74] hingegen kann kein unterschiedliches Kriechverhalten in der Druck- bzw. Zugzone feststellen. Vielmehr sei das Quellen bzw. Schwinden bei Druckbeanspruchung sowie das mechanosorptive Kriechen bei Druckbeanspruchung größer. Dies führe bei vielen Forschern zur Fehlinterpretation, es handle sich um unterschiedliches Kriechverhalten, da die Wirkungen bei beiden Erscheinungen identisch sind. Mertens [75] ergänzt diese Sichtweise mit der Feststellung, dass sich Zug- und Druckkriechen unterhalb einer Linearitätsgrenze (etwa 30 % der Bruchspannung) nur marginal unterscheiden.

Bis zu dieser Linearitätsgrenze darf davon ausgegangen werden, dass bei Holz lineares viskoelastisches Kriechverhalten auftritt. Dies wird näherungsweise auch durch Untersuchungen bestätigt, die grundsätzlich von nicht linearem Kriechen, jedoch bis zu einer Größenordnung der Linearitätsgrenze von nahezu linearem Kriechverhalten ausgehen. Solange die Beanspruchung unterhalb dieser Linearitätsgrenze verbleibt, verhält sich die Kriechkurve degressiv und nähert sich asymptotisch einem Endwert. Eine Grenze, unterhalb derer kein Kriechen auftritt, gibt es nach übereinstimmenden Angaben der Literatur nicht.

Die Holzfeuchte übt ebenfalls großen Einfluss auf das Kriechverhalten von Holzbauteilen aus. Während konstante Holzfeuchten unabhängig von der Größe nur für geringe Zuwächse im Kriechverhalten sorgen, sind

es vor allem die Feuchteschwankungen, die eine deutliche Zunahme des Kriechens hervorrufen. Dabei erzeugen geringe Feuchtwchsel wesentliche höhere Kriechverformungen als konstant hohe Holzfeuchtwerte. Allerdings beschränkt sich der Einfluss auf den hygroskopischen Wasseraufnahmebereich. Jenseits des Fasersättigungspunkts hat die Holzfeuchte wie beim Quellen bzw. Schwinden keinen Einfluss auf das Kriechen mehr.

Auch die Eigenschaften des Holzes, die durch die Wuchscharakteristik hervorgerufen werden, üben einen gewissen Einfluss auf das Kriechverhalten aus. Dazu zählen die Faktoren Ästigkeit, Jahrringbreite, Druckholzanteil, Anteil an Früh- und Spätholz, Winkel der Fasern und Ligningehalt. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein an Versuche angepasstes rheologisches Modell zur Simulation verwendet. Da die Anpassungsversuche grundsätzlich auf baupraktischen Dimensionen basierten, wird davon ausgegangen, dass die Effekte gemittelt berücksichtigt sind.

Demzufolge gibt es verschiedene Einflüsse, die zur Gesamtverformung beitragen. In den nachfolgenden Abschnitten werden die Anteile aus viskoelastischem und mechano-sorptivem Kriechen, aus nicht-linearem Kriechen, aus Quellen und Schwinden und aus Duration-of-Load Effekten, wie sie von Becker [7] verwendet wurden, näher erläutert. Es wird davon ausgegangen, dass die aus den einzelnen Effekten resultierenden Anteile separierbar sind und ebenso entsprechend addierbar sind:

$$\varepsilon(t, u) = \varepsilon_0(t, u) + \varepsilon_{ve}(t) + \varepsilon_{ms}(u) + \varepsilon_{NL}(t) + \varepsilon_u(u) \quad (4-4)$$

Toratti [102] bestätigt, dass die einzelnen Effekte des Kriechens unabhängig sind und deshalb getrennt betrachtet werden dürfen. Ebenso wird dies von Fridley u. a. [41] eingeschätzt.

Das von Becker [7] entwickelte Modell wird im Nachfolgenden kurz dargestellt. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die wesentlichen Elemente übernommen, die nur geringfügig angepasst werden. Hinweise zu den Änderungen sind ebenfalls in den folgenden Abschnitten enthalten.

4.3.1. Viskoelastischer Anteil

Der viskoelastische Anteil beschreibt das ausschließlich von der Zeit abhängige Materialverhalten. Man spricht auch von zeitverzögertem elastischen Verhalten, welches von Becker [7] durch eine Reihenschaltung von vier Kelvin-Elementen modelliert wurde. Die Parameter von Feder und Dämpfer sind vom Elastizitätsmodul des Bauteils abhängig:

$$E_i = \frac{E_0}{\varphi_i} \quad (4-5)$$

mit φ_i Kriechfaktor [-]

$$\eta_i = E_i \cdot \Theta_i = \frac{E_0 \cdot \Theta_i}{\varphi_i} \quad (4-6)$$

mit Θ_i Retardationszeit [h]

	Kriechfaktor φ_i [-]	Retardationszeit Θ_i [h]
1	0,08	15
2	0,08	400
3	0,22	4000
4	0,22	28000

Tabelle 4-2: viskoelastische Parameter nach Becker [7]

Es wird zugrunde gelegt, dass es sich um einen vollständig reversiblen Anteil handelt, das heißt, ein Rückkriechen ist in vollem Umfang möglich bzw. es findet keine Energiedissipation statt.

4.3.2. Mechano-sorptiver Anteil

Im Gegensatz zum viskoelastischen Anteil ist der mechano-sorptive Anteil nur von der Holzfeuchte abhängig. Eine direkte Zeitabhängigkeit gibt es zunächst nicht. Jedoch spielt indirekt die Zeit durch die Definition einer Feuchtegeschichte sehr wohl eine gewisse Rolle. Becker [7] modelliert diese mechano-sorptiven Anteile durch ein weiteres Kelvin-Element. Durch diese Modellierung als Kelvin-Element wird dem allgemein in der

Literatur vertretenen Standpunkt, dass die Beanspruchung das mechano-sorptive Kriechen beeinflusst, Rechnung getragen.

$$E_{ms} = \frac{E_0 \cdot 1,25 \cdot 10^{-3}}{\alpha_L \Delta u} \quad (4-7)$$

mit α_L Quell-/Schwindkoeffizient in Faserlängsrichtung [-]

$$\eta_{ms} = \frac{E_0}{\alpha_L} \cdot 1,25 \cdot 10^{-3} \quad (4-8)$$

4.3.3. Nicht-linearer Anteil

Becker [7] definiert bei seinem Modell auch einen nicht-linearen Anteil an Kriechverformungen. Es wird dort vorgeschlagen, die Effekte durch ein Dämpferelement zu modellieren, welches nicht-linear von der aufgebrachtten Spannung abhängt. Jedoch tritt ein solches irreversibles Kriechen nach Ansicht von Becker [7] nur jenseits einer Proportionalitätsgrenze auf, die zusätzlich von der Holzfeuchte abhängig ist. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf diesen Anteil verzichtet. Gestützt wird diese Annahme durch den allgemein in der Literatur vertretenen Standpunkt, dem zufolge zwar nicht-lineares Kriechen grundsätzlich auftritt, jedoch im Bereich der Gebrauchslasten (bis 40 % der Bruchlasten) marginal ist und deshalb vernachlässigt werden kann.

4.3.4. Quellen und Schwinden

Quellen bzw. Schwinden entsteht durch eine Veränderung der Holzfeuchte. Dieser Effekt erzeugt durch die Verlängerung oder Verkürzung der Fasern Zwangsdehnungen. Neben der Änderung der Holzfeuchte wirkt sich auch noch die Art der Beanspruchung und die Beanspruchungsgröße auf den Quell-/Schwindkoeffizienten α_L .

Analog zu Becker wird das Quell-/Schwindverhalten folgendermaßen festgelegt:

$$\dot{\varepsilon} = \bar{\alpha}_L \cdot \Delta u \quad (4-9)$$

$$\text{mit } \bar{\alpha}_L = \begin{cases} \alpha_L \cdot (1 - 180 \cdot \varepsilon) & \varepsilon \leq 0 \\ \alpha_L \cdot e^{(-180 \cdot \varepsilon)} & \varepsilon > 0 \end{cases} \quad (4-10)$$

$$\alpha_L = 0,007 \text{ [%/]\%}$$

4.3.5. „Duration-of-Load“-Effekte

Das Prinzip der so genannten „Duration-of-Load“-Effekte liegt in der Reduktion der rechnerischen Festigkeit unter Dauerbeanspruchung, wobei der Einfluss von der Höhe der aufgebrachtten Spannung abhängt. Ob ein Einfluss im Bereich der Gebrauchsspannungen vorhanden ist, wird in der Literatur kontrovers diskutiert. Fragwürdig erscheint insbesondere, ob „Duration-of-Load“-Effekte und Kriechansätze parallel berücksichtigt werden dürfen.

Da auch Becker [7] mit dem verwendeten Konzept der Schadensanhäufung einen Schwellenwert von 40 % der Kurzzeitfestigkeit ansetzt und in seinen Ergebnissen feststellt, dass „Duration-of-Load“-Effekte bei weitem nicht so einflussreich sind wie die entsprechenden Kriecheinflüsse, wird auf einen Ansatz im Rahmen dieser Arbeit verzichtet.

4.3.6. Zusammenfassung

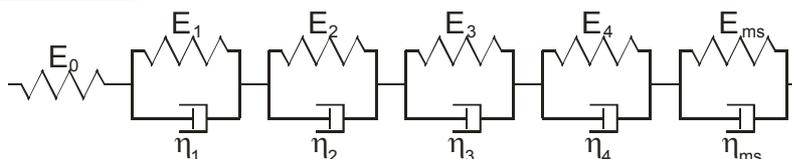


Abbildung 4-5: verwendetes rheologisches Modell

Da sich die nachfolgenden Untersuchungen ausschließlich auf Lasten beziehen, die sich im Bereich üblicher Gebrauchslasten befinden, wird auf den Ansatz nichtlinearen Kriechens verzichtet. Ebenso wird auf die „Du-

ration-of-Load"-Effekte verzichtet, die zum einen im genannten Bereich der Beanspruchung von untergeordneter Bedeutung sind und andererseits auch eine Dopplung von Kriecheffekten darstellen.

Die durchaus einfache Modellierung von Becker [7] berücksichtigt mit Sicherheit nicht alle physikalischen und strukturmechanischen Details des Baustoffs Holz. Das Ziel der Arbeit ist aber, ein möglichst rechen-technisch unkompliziert zu handhabendes Modell zu verwenden. Zudem wurde das angesetzte Modell von Becker [7] sehr umfangreich an vorhandener Versuchsdokumentation verifiziert, was wiederum die hervorragende Eignung für die angestrebten Ziele bestätigt.

4.4. Einfluss des Klimas

Wie bereits erwähnt, ist der Kriechprozess und damit auch die Langzeittragfähigkeit von Bauteilen aus Holz von der Holzfeuchte abhängig. Aber auch die Kurzzeittragfähigkeit hängt direkt von der Holzfeuchte ab, da neben dem Elastizitätsmodul auch die Festigkeit von der Holzfeuchte beeinflusst wird. Der Kriechprozess wird vor allem beim mechano-sorptiven Anteil und dem Quellen bzw. Schwinden durch die Feuchte des Holzes beeinflusst, jedoch ebenso durch die Einbauholzfeuchte beim viskoelastischen Kriechen. Neben dem Kriechprozess wirkt sich die Holzfeuchte auch auf die Querschnittswerte aus.

Es ist deshalb erforderlich, die Holzfeuchte an jedem Punkt des Querschnitts und zu jedem Zeitpunkt zu kennen. Die Holzfeuchte ist direkt von der umgebenden klimatischen Situation abhängig, das heißt in erster Linie von der Luftfeuchte in der Umgebung und, wenn auch in geringem Maße, von der Temperatur. Nach Skaar [96] ist die Holzfeuchte neben den genannten Einflusskriterien von der Klimageschichte und den mechanischen Beanspruchungen abhängig.

Würde ein Bauteil aus Holz ausreichend lange mit kondensierbarem Dampf in Kontakt treten, so wird dieser vom Holz bis zum Eintreten des Gleichgewichtszustandes aufgenommen. Die Holzfeuchte, die bei diesem Gleichgewichtszustand erreicht wird, wird deshalb auch Ausgleichsholzfeuchte genannt, der Vorgang bis zum Gleichgewichtszustand Sorption. Die Sorption kann in ihrer Komplexität nach Kollmann [68] nur durch verschiedene, sich überlagernde Teilprozesse erklärt werden. Kollmann [68] teilt den Prozess der Wasseraufnahme des Holzes in drei Vorgänge auf. Bei sehr niedrigen Holzfeuchtwerten (0...6 %) findet ausschließlich so genannte Chemosorption oder molekulare Sorption statt. Nach Frey-Wyßling (in [68]) tritt aufgrund des Dipolcharakters des Wassers eine Hydratation mit den OH-Gruppen des Cellulosemicells der Zellwand ein. Es sind also chemische Bindungskräfte, die die Anlagerung von Wasser im Holz steuern. Allerdings ist der Holzfeuchtebereich, bei der die Chemosorption hauptsächlich für die Anlagerung von Wasser verantwortlich ist, für baupraktische Zwecke nahezu unbedeutend. Ein zweiter Effekt der hygroskopischen Wasseraufnahme spielt sich in einem Bereich ab, den Kollmann [68] von 6 % bis 15 % sieht, andere Forscher wie Mertens [75] in einem Bereich von 6 % bis 25 %. In diesem Bereich der Holzfeuchte findet nach Hückel (in [68]) eine Wasseranlagerung an der Zellwand durch das Wirken elektrischer Kräfte zwischen dem Adsorbens (Holz) und den adsorbierten Molekülen (Wasserdampf) statt. Die maximal zu adsorbierende Masse ist stark von der Größe der inneren Oberfläche abhängig. Dies erklärt möglicherweise auch die unterschiedlichen Angaben über die Grenzwerte der Holzfeuchte, bei denen die Adsorption den wesentlichen Einfluss ausübt. Ein dritter Effekt tritt überwiegend jenseits des sogenannten Fasersättigungspunkts auf, wo nach Kollmann [68] aufgrund der Kapillarkräfte eine endliche Menge an Wasser an den inneren Oberflächen abgeschieden wird. Es bildet sich also anstelle des verdichteten Wasserdampfs, wie es bei der Adsorption geschieht, eine dünne Flüssigkeitsschicht. Dieser Bereich wird auch kapillarer Bereich genannt.

Der Fasersättigungspunkt hat daher auch direkten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Holzes. Während im Bereich der hygroskopischen Wasseraufnahme (Chemosorption und Adsorption) ein enger Zusammenhang zwischen der Holzfeuchte und den chemischen sowie physikalischen Eigenschaften besteht, bleiben diese Eigenschaften im kapillaren Bereich nahezu konstant.

Die genannten Effekte des Holzes in Bezug auf die Aufnahme von Wasser führen dazu, dass bei konstanter Temperatur eine Beziehung zwischen der Gleichgewichtsfeuchte des Holzes und der relativen Luftfeuchte hergestellt werden kann. Da die Holzfeuchte wie oben beschrieben für die Abschätzung der Traglast von entscheidender Wichtigkeit ist, ist es notwendig, das Umgebungsklima zu kennen. Ein Zusammenhang zwischen der Gleichgewichtsfeuchte und der relativen Luftfeuchte wurde in der Literatur verschiedentlich durch so genannte Sorptionsisothermen hergestellt.

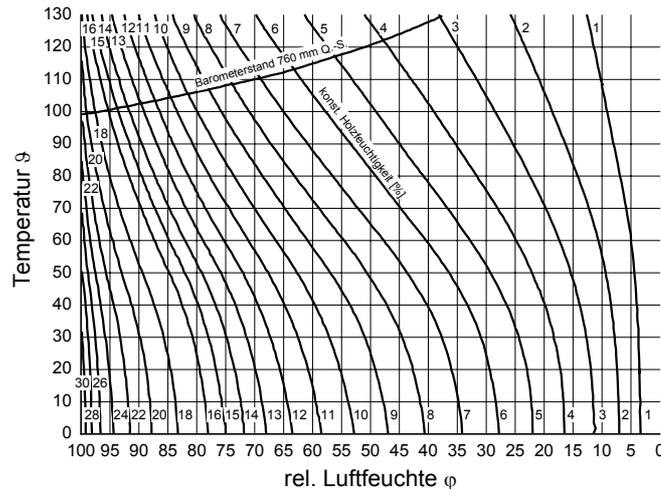


Abbildung 4-6: Sorptionsisothermen von Loughborough (in [68])

In [68] sind solche Sorptionsisothermen von Loughborough dargestellt (Abbildung 4-6). Später wurden dann auch analytische Beziehungen zwischen der relativen Luftfeuchte und teilweise auch der Temperatur sowie der Gleichgewichtsfeuchte aufgestellt. Ein ausführlicher Überblick über die verschiedenen Ansätze ist in der Arbeit von Becker [7] gegeben. Grundsätzlich können die dort angegebenen Ansätze in zwei Gruppen unterteilt werden. Die analytischen Beziehungen von Kollmann und Toratti sind dabei nur von der relativen Luftfeuchte abhängig, also temperaturunabhängig. Toratti [103] stützt sich bei seinen Ausführungen auf die Hailwood-Horrob Sorptionsisothermengleichung. Diese Vorgehensweise wurde auch von Skaar [96] und Liu (in [103]) angenommen. Die analytischen Betrachtungsweisen von Avramidis [3] und Bramhall (in [7]) hingegen berücksichtigen den Einfluss der Temperatur. Becker [7] stellte fest, dass bei einer Temperatur von 20°C die Unterschiede zwischen den Ansätzen von Kollmann und Avramidis marginal sind. Er setzt dabei die Variante von Kollmann mit dem Hinweis auf den Bezug zu mitteleuropäischem Fichtenholz an. In diesen Ausführungen soll die Formel nach Avramidis zum Tragen kommen, da sie kaum Unterschiede zur Kollmann-Formel liefert, aber den Temperatureinfluss berücksichtigt:

$$u(T, RH) = 0,01 \cdot \left[\frac{-T \cdot \ln(1 - RH)}{0,13 \cdot \left(1 - \frac{T}{647,1}\right)^{-6,46}} \right]^{110 \cdot T^{-0,75}} \quad (4-11)$$

- mit
- u Gleichgewichtsholzfeuchte in [-]
 - RH relative Luftfeuchte in [%]
 - T Temperatur in [K]

Die Abhängigkeit der Holzfeuchte vom Umgebungsklima (relative Luftfeuchte und Temperatur) wird durch Gleichung (4-11) eindeutig belegt. Es ist deshalb notwendig, die klimatischen Verhältnisse in der Umgebung des Bauteils zu kennen.

Bei der Beschreibung der klimatischen Einflüsse wird in der Regel aus den vorgenannten Gründen die relative Luftfeuchte und die Temperatur maßgebend sein. Die relative Luftfeuchte wird dabei als das Verhältnis des vorhandenen Dampfdruckes bezogen auf den Sättigungsdampfdruck der Luft bei der vorhandenen Temperatur verstanden:

$$RH = \frac{p_D}{p_s} \quad (4-12)$$

- mit
- p_D Dampfdruck
 - p_s Sättigungsdruck in Abhängigkeit der Temperatur

Die klimatischen Einflüsse auf ein Bauteil hängen zunächst stark vom Einsatzort ab. Es wird zwischen Bauteilen im Freien unter Bewitterung, Bauteilen, die in ungeheizten, aber überdachten Bereichen anzutreffen sind und Bauteilen, die in geheizten Räumen zum Einsatz kommen, unterschieden. Diese Unterscheidung wird auch durch die ENV 1995-1-1 [31] sowie die DIN 1052 (August 2004) [25] bestätigt. Entsprechend der klimatischen Einwirkungen der Umgebung wird bei beiden Normenwerken in drei identische Nutzungsklassen unterteilt. Unter der Voraussetzung, dass die Temperatur konstant bei 20°C liegt, soll die relative Luftfeuchte in Nutzungsklasse 1 „für einige Wochen pro Jahr einen Wert von 65 %“ [31], in der Nutzungsklasse 2 entsprechend einen Wert von 85 % nicht übersteigen. Alle klimatischen Bedingungen, die diesen Szenarien nicht entsprechen, sind demzufolge der Nutzungsklasse 3 zuzuordnen. Aus diesen Kriterien wird deutlich, dass auch die Normung auf den Einfluss der Temperatur verzichtet, da er als marginal einzustufen ist. Setzt man nun die Grenzwerte in Gleichung (4-11) ein, so ergibt es sich, dass die Gleichgewichtsholzfeuchte nach Nutzungsklasse 1 kleiner als 12,1 %, in der Nutzungsklasse 2 kleiner als 17,7 % sein muss.

Wird nun versucht, den virtuellen Versuch unter zufälligen klimatischen Bedingungen zu starten, so ergibt sich ein wesentliches Problem in der stochastischen Beschreibung des Umgebungsklimas. In der Literatur ist keine solche zufällige Darstellung der relativen Luftfeuchte zu finden. Auch nach Rücksprache mit dem Deutschen Wetterdienst (DWD) konnte kein stochastischer Zusammenhang der klimatischen Bedingungen gefunden werden. Dies liegt darin begründet, dass das Klima neben zufälligen Aspekten sehr stark von globalklimatischen Einflüssen abhängt. Beim DWD wird der globale Einfluss wie Klimaerwärmung o.ä. in gleicher Größenordnung wie die zufälligen Einflüsse eingeschätzt. Das bedeutet, dass aus gemessenen und damit bekannten Klimadaten der vergangenen Jahre keine oder nur unzureichend abgesicherte stochastische Schlüsse auf zukünftige Daten gezogen werden können. Diese Erkenntnis lässt wiederum den Schluss zu, dass die Anwendung von tatsächlich gemessenen Werten aus den letzten zwanzig Jahren gerechtfertigt ist. Deshalb wurden von vier verschiedenen Klimastationen in Deutschland die Wetterdaten der vergangenen 20 Jahre in Betracht gezogen.

In den nachfolgenden Abschnitten werden die tatsächlichen klimatischen Bedingungen aufgezeigt und eine Näherung für die virtuellen Versuche daraus abgeleitet.

Tatsächliche klimatische Bedingungen

Für die tatsächlichen klimatischen Bedingungen wurden Wetterdaten des DWD für den Zeitraum von 20 Jahren (01.01.1981 bis 30.09.2001) herangezogen. Bei der Wahl der Standorte wurde Wert darauf gelegt, möglichst die Bandbreite deutscher Klimaszenarien abzudecken. Auch auf eine möglichst große Streuung geographischer Lagen wurde geachtet. Die Wahl fiel auf die Standorte Hohwacht (bei Kiel) zur Repräsentation des Seeklimas, Berlin-Tempelhof als Standort für das zentrale Landesinnere, Bamberg für gemäßigttes Mittelgebirgsklima und Freiburg im Breisgau für mildes Klima. Abbildung 4-7 zeigt die Klimadaten am Beispiel der Station in Berlin. Der prinzipielle Verlauf der Kurven ist für die gewählten Stationen identisch. Die Unterschiede zeigen sich nur in den Mittelwerten, das heißt die Kurven sind in Richtung der Temperaturachse bzw. der Achse der relativen Luftfeuchte verschoben. Teilweise findet entlang dieser Achsen auch eine Stauchung statt. Das heißt, dass zum Beispiel der mittlere Wert der relativen Luftfeuchte in Freiburg niedriger liegt als der der Station in Hohwacht. Jedoch ist die Schwankungsbreite der Werte in Hohwacht geringer als der in Freiburg. Abbildung 4-8 zeigt diesen Effekt für das ausgewählte Jahr 1990.

Aus den Daten des DWD gehen dabei die Werte für die relative Luftfeuchte, gerundet auf volle Prozent und die Werte der Lufttemperatur, gerundet auf 0,1°C, jeweils als Tagesmittelwert ein.

In Hartnack u.a [55] werden diese Klimaszenarien im Hinblick auf die nach den Normen vorgegebenen Kriterien überprüft. Es zeigt sich dort, dass durchschnittlich etwa 14 Wochen pro Jahr die relative Luftfeuchte den Wert von 85 % übersteigt. Nach den Voraussetzungen der Norm ist somit eine Einstufung in Nutzungsklasse 3 gerechtfertigt. Dies wird auch bei der Betrachtung der mittleren Holzfeuchten bestätigt. Diese überschreiten in durchschnittlich etwa 14 Wochen pro Jahr den rechnerischen Grenzwert von 17,7 %. Auch diese Überprüfung bestätigt die Zugehörigkeit zur Nutzungsklasse 3.

Ebenfalls in [55] wird auf die Problemstellung der Nutzungsklassen 1 und 2 eingegangen. Speziell in der Nutzungsklasse 2 dürften keine allgemein zugänglichen Messwerte vorliegen. Wie bereits dargestellt, soll für diese Nutzungsklasse die relative Luftfeuchte nur in wenigen Wochen den Wert von 85 % übersteigen. Dies entspricht der Einbausituation im überdachten, aber nicht klimatisierten Raum. Da es hierfür keine Messwerte in ausreichendem Umfang gibt, wird auf eine Näherungslösung (siehe nachfolgender Abschnitt) zurückgegriffen.

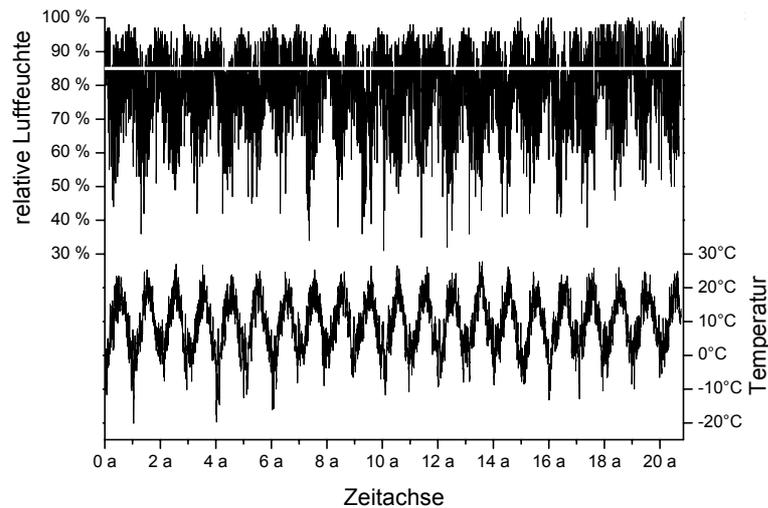


Abbildung 4-7: Klimadaten des DWD für die Station Berlin vom 01.01.1981 bis zum 30.09.2001

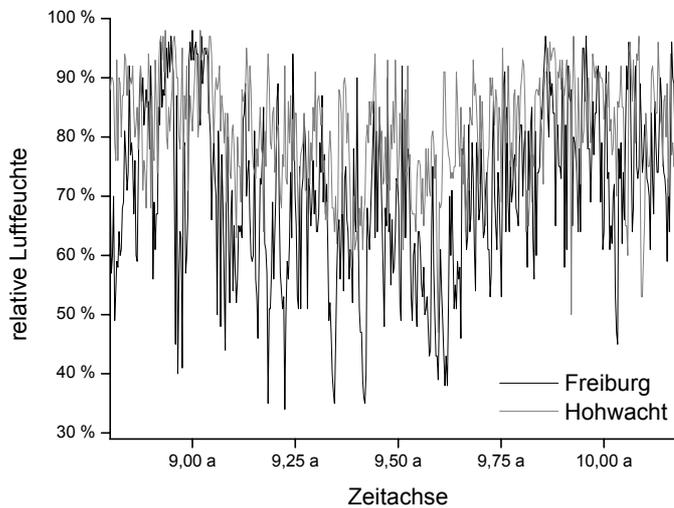


Abbildung 4-8: Vergleich der relativen Luftfeuchten der Station Freiburg und Hohwacht im Jahre 1990

Für die Nutzungsklasse 1 hingegen zeigen Hartnack u.a. [55] eine Möglichkeit zur Beschreibung der relativen Luftfeuchte im üblichen Innenraumklima. Dort wird durch einen Ansatz nach Stein [99] ein Zusammenhang zur relativen Luftfeuchte im Außenklima, also den gemessenen Werten hergestellt:

$$\varphi_i = \frac{\varphi_a \cdot \rho_{sa}}{\rho_{si}} \cdot \frac{T_a}{T_i} + \frac{\dot{m}_{D,zus}}{n_L \cdot V_{Raum} \cdot \rho_{si}} \quad (4-13)$$

mit

φ_x	relative Luftfeuchte innen ($x = i$) und außen ($x = a$)
ρ_{sx}	Wasserdampfsättigungsdichte innen ($x = i$) und außen ($x = a$)
T_x	Temperatur innen ($x = i$) und außen ($x = a$)
$\dot{m}_{D,zus}$	nutzungsbedingter Wasseranfall, hier: 150 g/h
n_L	Luftwechselrate, hier: 0,8 pro Stunde
V_{Raum}	Volumen des betrachteten Raumes, hier: 60 m ³

Die Temperatur im Innenraum wurde dabei als konstant 20°C gewählt außer an solchen Tagen, an denen die Außentemperatur den Wert von 20°C überstieg. Das heißt, dass von einer Kühlung der Räume abgesehen wird. Zu den Außenklimadaten, wie sie in Abbildung 4-8 dargestellt sind, zeigt Abbildung 4-9 die zugehörigen Klimadaten des Innenraumes.

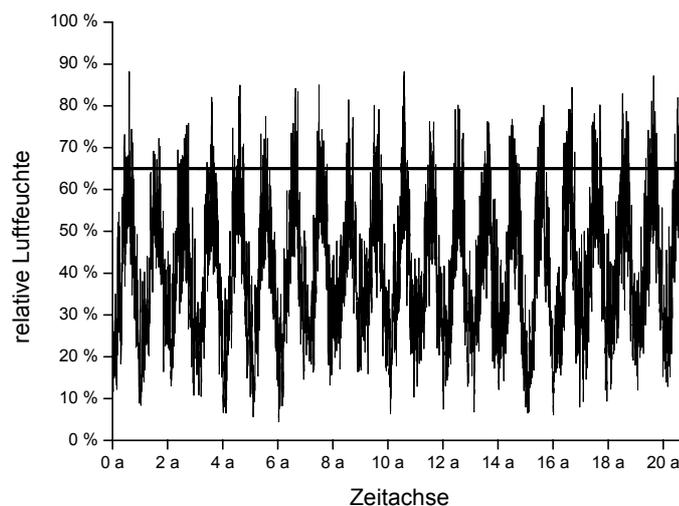


Abbildung 4-9: errechnetes Innenraumklima in Berlin

Diese Ergebnisse werden hier als tatsächliches Klima eingestuft. Selbstverständlich handelt es sich aufgrund der Annahmen der Gleichung (4-13) um eine Näherung. Der Vergleich des Klimaszenarios mit den Werten der Norm nach [55] rechtfertigt die Einstufung in Nutzungsklasse 1. Etwa fünf Wochen pro Jahr übersteigt die relative Luftfeuchte den Grenzwert von 65 %. Bei der Betrachtung der mittleren Holzfeuchte ist nur für etwa eine Woche pro Jahr ein Wert von über 12,2 % festzustellen.

Prinzipiell besteht die Möglichkeit, mit den gemessenen oder errechneten Klimawerten direkt die virtuellen Versuche durchzuführen. Jedoch sprechen einige Gesichtspunkte gegen eine solche Vorgehensweise. Zum einen kann und soll es nicht Ziel dieser Arbeit sein, für jeden Standort eine getrennte Betrachtung anzustellen. Eine möglichst einheitliche Betrachtung für den Standort Deutschland ist auch zur Minimierung des Umfangs der Stichprobe virtueller Versuchskörper anzustreben. Ein zweiter Grund liegt in der starken Änderung der relativen Luftfeuchte pro Tag. Es ist zum Teil ein Unterschied bis zu 50 % zwischen zwei Tagen zu erwarten. Dies führt zu einem erheblichen Einfluss auf die Traglast, insbesondere wenn ein solcher Effekt am letzten Tag des virtuellen Versuchs auftritt. Auch wenn sich durch eine kurzfristige und plötzliche Änderung der relativen Luftfeuchte die mittlere Holzfeuchte nicht wesentlich verändert, so ändert sich doch die Holzfeuchte der äußeren Lamelle sehr stark. Genau diese Lamellen sind aber diejenigen, die zuerst versagen und damit den größten Einfluss auf die Traglast ausüben. Ein letztes und wesentliches Kriterium stellt der Modellierungsaufwand dar. Aufgrund der Voraussetzungen der Holzfeuchteberechnung (siehe nachfolgender Abschnitt) sind nur kleine Feuchteinkremente möglich bzw. der Fehler der Berechnung sinkt mit höherer Anzahl der Inkremente. Die Folge ist, dass die Einteilung der Zeitinkremente sehr fein gewählt werden muss, was zu einer erheblichen Erhöhung der Rechenzeit führen würde.

Genäherte klimatische Bedingungen

Aus diesen Gründen wird auf eine Näherungsbeschreibung der klimatischen Bedingungen zurückgegriffen. Eine sinusförmige Näherung hat den Vorteil, dass die Änderung der Luftfeuchte durch die kontinuierliche Beschreibung klein genug bleibt. Ebenso kann mit einer solchen Näherung der Forderung nach einer einheitlichen klimatischen Situation zur Minimierung des Stichprobenumfangs Rechnung getragen werden. Weiterhin ist es möglich, gezielter den etwaig ungünstigsten Zeitpunkt für die Ermittlung der Traglast festzulegen.

Die sinusförmigen Näherungskurven zur Beschreibung der relativen Luftfeuchte müssen mehreren Kriterien standhalten. Zunächst soll das Klimaszenario möglichst gut beschrieben werden, auf der anderen Seite ist es aber auch erforderlich, dass der Verlauf der Holzfeuchte identisch bleibt. Am besten zeigt sich dieser Verlauf, wenn man die Verformung eines Bauteils entlang der Zeitachse beobachtet. Dabei muss die Näherung sowohl den Verlauf entlang der Zeitachse wie auch die Verformung am Ende des Beobachtungszeitraumes gut nachvollziehen, also zum letzten Beobachtungszeitpunkt vor der Bestimmung der Bruchlast.

Wie die Ausführungen in Hartnack u.a. [55] zeigen, führt eine Näherungskurve der klimatischen Bedingungen nur bedingt zum Ziel. Trotz guter Übereinstimmung der genäherten Klimakurven (relative Luftfeuchte und Temperatur) mit den realen Werten zeigen sich bei der Gegenüberstellung der Verformungen erhebliche

Unterschiede. Dieser Sachverhalt ist dadurch begründet, dass die größeren klimatischen Schwankungen der realen Umgebungsbedingungen zu einem erhöhten hygrothermischen Langzeiteffekt führen. Insbesondere das mechanosorptive Kriechen ist sehr stark von den Schwankungen der Holzfeuchte abhängig und somit auch von der Änderung der relativen Luftfeuchte. Ziel einer Näherung ist es aber, genau diese starken Schwankungen der relativen Luftfeuchte zu eliminieren.

Deshalb wurde in Hartnack u.a. [55] eine weitere Modifikation der Näherungsgleichung für die relative Luftfeuchte herbeigeführt. Hierbei wurde darauf geachtet, dass die zeitabhängige Verformung möglichst gut abgebildet wird. Abbildung 4-10 zeigt die Gegenüberstellung der zeitabhängigen Verformung, berechnet einerseits mit den realen Klimadaten, andererseits mit den genäherten Klimadaten und mit den modifiziert genäherten Klimadaten. Aus der Abbildung 4-10 kann die zufriedenstellend genaue Übereinstimmung zwischen den realen Werten und den modifiziert genäherten Werten entnommen werden.

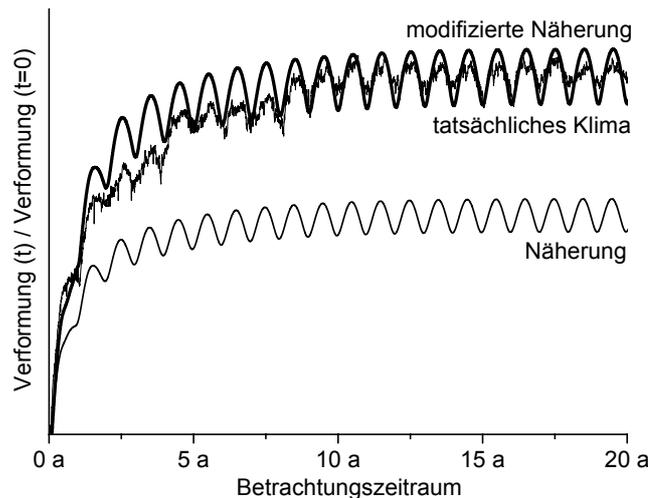


Abbildung 4-10: Gegenüberstellung der Näherungen im Bereich der Nutzungsklasse 3 (aus [55])

Ähnlich verhält es sich bei der Nutzungsklasse 1. Auch hier kann eine Näherung gefunden werden, die ebenso zufriedenstellende Übereinstimmung liefert. Wie bereits erwähnt, ergibt sich für Nutzungsklasse 2 eine andere Problemstellung aufgrund der fehlenden Messwerte des Klimas. Jedoch beschreiben Hanhijärvi u.a. [53] und Becker [7] in ihren Arbeiten Näherungsansätze für diese Nutzungsklasse. In den weiteren Betrachtungen kommt zunächst der Ansatz von Becker [7] zum Einsatz.

Es ergeben sich für die drei Nutzungsklassen folgende Klimaszenarien. In der Nutzungsklasse 3 wird der Ansatz

$$RH = 1,30 \cdot 70 \% + (0,455 \cdot 15 \%) \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-14)$$

$$T = 12 \text{ °C} + 10 \text{ °C} \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-15)$$

verwendet, während für Nutzungsklasse 2 zunächst die Annahme nach Becker [7] eingesetzt wird:

$$RH = 80 \% + 6 \% \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{364 \text{ d}}\right) \quad (4-16)$$

Die Beschreibung der Temperaturgeschichte erfolgt dabei nach Gleichung (4-15). In Nutzungsklasse 1 wird von einer konstanten Temperatur von 20°C ausgegangen, die Klimageschichte gestaltet sich dort wie folgt:

$$RH = 1,4 \cdot 45 \% + (1,23 \cdot 20 \%) \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-17)$$

Allerdings zeigt sich, dass die Nutzungsklasse 1, wie sie dort auf Basis der aus Nutzungsklasse 3 hergeleiteten Werte angesetzt wird, die üblichen Bereiche des Wohnungsbaus überschätzt. Ein Hinweis hierzu liefert

die Angabe der Normung, die solch große Schwankungen im Bereich der Nutzungsklasse 1 nicht vorsieht. Aus diesem Grund wurde für diese Nutzungsklasse 1 das Näherungsklima für die nachfolgenden Analysen gedämpft. Das heißt, dass die Schwankungsbreiten im Vergleich zu den ursprünglichen Annahmen reduziert wurden.

$$RH = 1,3 \cdot 45 \% + (0,80 \cdot 20 \%) \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-18)$$

Diese Vorgehensweise erscheint zulässig, da die Veröffentlichung [55] lediglich die Grenzwerte auslotet. Gerade beim Klima in Innenräumen ist die Definition eines Einheitsklimas nahezu unmöglich, da sie sehr stark vom Nutzungsverhalten abhängig ist. Obwohl diese Tatsache durch den Term der zusätzlich eingetragenen Feuchte in Verbindung mit der Luftwechselrate und dem Raumvolumen teilweise berücksichtigt wird, kann es sich bei all diesen Ansätzen zwangsläufig nur um Näherungen und Annahmen handeln.

Ähnlich schwierig stellt sich die Situation bei Nutzungsklasse 2 dar, welche ein überdachtes, aber ungeheiztes Klima repräsentiert. Messwerte gibt es üblicherweise nur für die Nutzungsklasse 3 (frei bewittert) durch die Messstationen des Deutschen Wetterdienstes in frei verfügbarer Form. Der Ansatz nach Becker [7], wie er auch im Beitrag von Hartnack u.a. [55] verwendet wurde, findet seine Bestätigung auch in den Angaben nach Hanhijärvi u.a. [53]. Vergleicht man allerdings diese Klimaszenarien mit den Messwerten von Moorkamp [78], zeigt sich zunächst, dass die Schwankungsbreite zwischen dem Maximal- und dem Minimalwert der relativen Luftfeuchte zu gering und dafür die durchschnittliche relative Luftfeuchte zu hoch angesetzt wurde. Führt man allerdings eine Anpassung der Näherungslösung an die tatsächliche Klimaverteilung durch, wie es bereits in [55] vorgestellt wurde, erkennt man, dass die durchschnittliche relative Luftfeuchte sehr gut übereinstimmt und lediglich eine Differenz in der Schwankungsbreite zu verzeichnen ist. Aus diesem Grund wird für die nachfolgenden Betrachtungen zunächst ausschließlich die Verteilung nach Gleichung (4-16) verwendet. Lediglich für die Analyse der Nutzungsklassen im Hinblick auf die Bemessung von Holzstützen wird auf die Gleichung (4-19) zurückgegriffen.

Überprüft man die Ereignisse des von Moorkamp [78] aufgezeichneten Klimas (relative Luftfeuchte), kann man die Zugehörigkeit entsprechend den in EUROCODE 5 [31] bzw. DIN 1052 (August 2004) [25] geforderten Randbedingungen zu Nutzungsklasse 2 erkennen. Die Auswertung ergibt, dass das Klima etwa 24,3 Wochen pro Jahr unter der Grenze von 65 % relativer Luftfeuchte liegt und sich etwa 25,2 Wochen pro Jahr zwischen 65 % und 85 % bewegt. In den übrigen 2,5 Wochen ergeben sich größere Werte als 85 % relativer Luftfeuchte. Dies darf als wenige Wochen pro Jahr eingestuft werden und sorgt somit für eine Abgrenzung zur Nutzungsklasse 3. Von Nutzungsklasse 1 unterscheidet dieses Szenario eindeutig die große Anzahl von Messwerten jenseits der Grenze von 65 %. Die Näherung mittels einer Sinusfunktion führt zu folgendem Ergebnis:

$$RH = 65 \% + 10 \% \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-19)$$

Die entsprechende Anpassung der Klimakurve zur Berücksichtigung der einzelnen Spitzenwerte des Verlaufs der relativen Luftfeuchte in der Vorgehensweise, wie sie bereits beschrieben wurde, führt zu folgender angepassten Näherung:

$$RH = 1,3 \cdot 65 \% + 10 \% \cdot \sin\left(t \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-20)$$

Für die Temperatur, die Moorkamp [78] während der Versuchsserien ebenso aufgezeichnet hat, gelte folgende Näherung:

$$T = 13 \text{ °C} + 8 \text{ °C} \cdot \sin\left((t - 335 \text{ d}) \cdot \frac{2 \cdot \pi}{365 \text{ d}}\right) \quad (4-21)$$

Als Abschluss dieses Teilabschnittes muss darauf hingewiesen werden, dass all diese beschriebenen Klimaszenarien Näherungen darstellen. Es kann aufgrund der unterschiedlichsten Einflüsse auf die gesamte Klimasituation nicht einmal von einer Repräsentanz ausgegangen werden. Ziel einer solchen Untersuchung kann aber nicht die Betrachtung des Klimas an vielen verschiedenen Stellen Deutschlands sein. Auch bleibt

die Frage offen, ob es überhaupt ein repräsentatives oder maßgebendes Klima für Deutschland gibt. Es kann also lediglich Ziel sein, Tendenzen aufzuzeigen.

4.5. Abbildung der Feuchteverteilung im Querschnitt

Da die Holzfeuchte einen wesentlichen Einfluss auf die Traglast von Bauteilen aus Holz ausübt, ist es notwendig, die Holzfeuchteverteilung im Querschnitt zu kennen. Wie im vorangegangenen Abschnitt erläutert, hängt die Holzfeuchte von der relativen Luftfeuchte des Umgebungsklimas ab. Während sich die Randzonen des Querschnitts sehr schnell diesen Bedingungen anpassen, also die zum Umgebungsklima passende Ausgleichsfeuchte aufweisen, benötigen innen liegende Bereiche des Querschnitts mehr Zeit bis sie die Ausgleichsfeuchte erreichen. Die Holzfeuchteverteilung im Querschnitt ist also nicht nur von der relativen Luftfeuchte abhängig, sondern auch von der Zeit. Dies ist insbesondere bei wechselnden klimatischen Bedingungen von Bedeutung. Für das Modell wurde in das Computerprogramm ISOBEAM eine Routine implementiert, die zu jedem Zeitpunkt dem Querschnitt in Abhängigkeit der umgebenden Klimabedingungen eine Holzfeuchte zuordnet. Dazu ist es zunächst notwendig, das verwendete Massentransportgesetz zu beschreiben. Da die zugrunde liegende Gleichung nicht geschlossen lösbar ist, ist eine Inkrementierung des Querschnitts erforderlich. Für das Massentransportgesetz sind die Diffusions- und Oberflächenkoeffizienten festzulegen. In einem weiteren Schritt wird das Modell anhand eines Tools verifiziert. Der Einfluss der Holzfeuchte auf den Querschnitt soll den Abschluss dieses Abschnittes darstellen.

4.5.1. Massentransportgesetz

Die Verteilung der Feuchte im Querschnitt eines Bauteiles aus Holz hängt im Wesentlichen von zwei Kriterien ab. Zum einen beeinflusst die Holzfeuchte in der äußersten Randfaser, die selbst wiederum durch die relative Luftfeuchte der Umgebung gesteuert ist, und zum anderen die bereits vorhandene Feuchte im Querschnitt selbst die Holzfeuchteverteilung.

Zur Berechnung der Holzfeuchteverteilung im Querschnitt wird auf die Fickschen Gesetze zurückgegriffen, die den Diffusionsprozess analytisch beschreiben. Die Vorgehensweise erscheint insbesondere zulässig, da auch andere Forscher, wie Becker [7], Hanhijärvi [52], Mårtensson [73], Mertens [75] und Toratti [103] die Fickschen Gesetze verwenden. Grundlage des 1. Fickschen Gesetzes ist, dass ein Diffusionsstrom überall dort entsteht, wo die diffundierenden Teilchen einen lokalen Konzentrationsunterschied aufweisen. Die Formulierung zeigt, dass eine Übertragung auf die im Holz anstehende Problematik durchgeführt werden muss. Das heißt, dass es im Holz einen lokalen Konzentrationsunterschied der Wasserdampfmoleküle geben muss, um den Diffusionsstrom zu initiieren. Dies impliziert dabei aber nicht, dass sich die Wasserdampfmoleküle ausschließlich in Richtung des Dampfdruckgefälles bewegen. Der Diffusionsstrom ist als die resultierende Stromdichte der Wasserdampfmoleküle aufzufassen.

Das 1. Ficksche Gesetz lautet:

$$q = -D \cdot \nabla c \quad (4-22)$$

mit

q	Diffusionsstrom der Wasserdampfmoleküle
D	Diffusionskoeffizient (materialabhängig)
∇c	Gradient der Wasserdampfmolekülkonzentration

Die Bewegung des Diffusionsstroms entgegen der steigenden Molekülkonzentration wird durch das negative Vorzeichen berücksichtigt.

Da sich nun aber durch den Diffusionsprozess auch die Konzentration der Wasserdampfmoleküle und damit die Diffusionsströme als solche ändern, ist für die Betrachtungen in dieser Arbeit nur von Interesse, wie sich eine gegebene Anfangskonzentration durch die Zeit und die äußeren klimatischen Bedingungen verändert. Hier wird auf das 2. Ficksche Gesetz zurückgegriffen:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \nabla (D \cdot \nabla c) \quad (4-23)$$

Leitet man nun die Wasserdampfkonzentration aus dem folgenden Ausdruck

$$u = \frac{c}{\rho_0} \quad (4-24)$$

mit

u	massebezogene Holzfeuchte
c	Konzentration des Wasserdampfs
ρ_0	Darrohdichte des Holzes

ab, so erhält man unter der Annahme, dass die Darrohdichte des Holzes sowohl geometrisch wie auch temporär konstant sei, folgende Ableitung des 2. Fickschen Gesetzes:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \nabla(D \cdot \nabla u) \quad (4-25)$$

Nach Hanhijärvi [52] weist das 2. Ficksche Gesetz jedoch in Bezug auf die Bestimmung der Holzfeuchte Schwächen auf. Exemplarisch werden dort der Einfluss auf den Diffusionskoeffizienten durch den Größeneffekt und den Grad der Holzfeuchte genannt. Eine Beschreibung des Größeneffekts, den Hanhijärvi aus Messungen abgelesen haben will, kann aufgrund fehlender genauer Angaben nicht vorgenommen werden. Die zweite genannte Schwäche hingegen kann kompensiert werden. Becker [7] und Hanhijärvi [52] machen den Diffusionskoeffizienten von der Holzfeuchte abhängig. Dadurch entsteht natürlich ein nichtlineares Problem. Dieses kann umgangen werden, indem die Feuchteänderungen je Zeitschritt klein gehalten werden. Man kann dann davon ausgehen, dass der Diffusionskoeffizient im betrachteten Zeitschritt konstant ist. Den dadurch entstehenden Fehler bezeichnet Hanhijärvi [52] als vernachlässigbar klein.

Becker [7] hat den Diffusionskoeffizienten D in Abhängigkeit der Holzfeuchte u wie folgt beschrieben:

$$D(u) = 0,5 \cdot e^{4,0 \cdot u} \quad (4-26)$$

Aus Gründen der Rechentechnik und des Modellierungsaufwandes musste allerdings auf eine Abhängigkeit des Diffusionskoeffizienten von der Rohdichte des Holzes abgesehen werden.

Als Randbedingung für die Lösung des Problems muss die Oberflächenfeuchte des Holzes bekannt sein. Untersuchungen verschiedener Forscher (Zusammenfassung in [7] und [52]) weisen darauf hin, dass sich die Oberflächenfeuchte nicht unmittelbar gleich der zur relativen Luftfeuchte gehörigen Ausgleichsfeuchte einstellt. Diesem Effekt wird durch Einschaltung eines sogenannten Oberflächenemissionskoeffizienten Rechnung getragen. Nach Becker [7] ergibt sich hierfür folgender Ausdruck:

$$u_{OF,1} = u_{OF,0} + \left[(u(T,RH) - u_{OF,0}) \cdot (1 - e^{-\beta \cdot \Delta t}) \right] \quad (4-27)$$

mit

$u_{OF,1}$	Oberflächenholzfeuchte zum Zeitpunkt 1
$u_{OF,0}$	Oberflächenholzfeuchte zum Zeitpunkt 0
$u(T,RH)$	Ausgleichsholzfeuchte zum Zeitpunkt 1
β	Oberflächenemissionswert
Δt	Zeitinkrement (Differenz zwischen Zeitpunkt 1 und Zeitpunkt 0)

Der Wert des Oberflächenemissionswertes wird in Anlehnung an Becker [7] zu $\beta = 0,03$ festgesetzt.

Die Lösung der Differentialgleichung (Gleichung (4-25)) erfolgt numerisch mit der Randbedingung der von der relativen Luftfeuchte abhängigen Oberflächenfeuchte. In dieser Arbeit wird auf das Differenzenverfahren zurückgegriffen. Dies erfordert zum einen, dass der zu betrachtende Querschnitt diskretisiert werden muss und dass zum anderen auch die Holzfeuchtedifferenz je Zeitschritt klein gehalten werden muss. Die Beschreibung des diskretisierten Querschnitts kann dem nächsten Abschnitt entnommen werden. Die Holzfeuchtedifferenz je Zeitschritt kann minimiert werden, indem dieser sehr klein gehalten wird oder die Differenz als solches sehr klein ist. Es wurde hier anhand verschiedener Beispielberechnungen festgestellt, dass bei den vorhandenen kleinen Holzfeuchteänderungen, die durch die Näherung des Klimas entstanden sind, eine Zeitinkrementierung von 24 h geringe, vernachlässigbar kleine Fehler produziert.

Einschränkend muss erwähnt werden, dass bei der Berechnung der Holzfeuchte keine Rücksicht auf die Jahrringlage gemacht wurde. Es wurde also davon ausgegangen, dass es sich um einen isotropen Quer-

schnitt handelt. Dies deckt sich auch mit der üblichen Vorgehensweise in der Literatur. Becker [7] verweist in seiner Arbeit auf Erkenntnisse von Möhler und Steck, die keinen Einfluss der Jahrringlage auf die Holzfeuchteverteilung erkennen konnten. Eine weitere Einschränkung betrifft die zweidimensionale Betrachtung des Querschnittes. Da es sich um große Bauteilabmessungen entlang der Längsachse im Vergleich zu den Querschnittsabmessungen handelt, erscheint diese Vorgehensweise zulässig, obwohl die Diffusion in Richtung der Holzfaser schneller vonstatten geht. Das heißt, dass der geringe Fehler, der insbesondere an den Endbereichen der Bauteile entsteht, vernachlässigt wird.

4.5.2. Diskretisierung des Querschnitts

Wie bereits im Abschnitt „Modellierung der Stäbe“ beschrieben, findet eine Diskretisierung des Querschnitts in Form von Layern statt. Diese Aufteilung des Querschnitts ist an die FE-Modellierung des Balkenelementes angepasst und somit für die Berechnung der Feuchte ungeeignet. Der zweidimensionalen Verteilung der Feuchte muss durch eine entsprechende Diskretisierung Rechnung getragen werden. Dies geschieht durch die Implementierung eines Fasermodells. Das heißt, die bisherige Unterteilung der Querschnittshöhe in einzelne Abschnitte wird durch eine Unterteilung der Breite ergänzt. Um einerseits die Rechengeschwindigkeit und andererseits auch die Genauigkeit zu optimieren, wurde das Fasermodell vollständig von dem Layermodell für die Theorie der finiten Elemente entkoppelt. In einer gesonderten Betrachtung wurde deshalb die Einteilung des Querschnittes optimiert. Dabei wurde festgestellt, dass zunächst die Bereiche der starken Feuchteschwankungen feiner diskretisiert werden müssen als die Bereiche geringer Schwankungen. Am Querschnitt konkret heißt das, dass die Randbereiche feinere Fasern als die Kernbereiche erhalten müssen. Unter Einbeziehung der Definitionen im Rahmen der Beschreibung der Luftfeuchte und der Einfachheit des Modells wurde dennoch auf eine konstante Fasergröße zurückgegriffen. Bei einer solchen sinusförmigen Modellierung der relativen Luftfeuchte ist es bei ausreichender Genauigkeit möglich, die Fasern unabhängig von der Layerung mit den quadratischen Abmessungen von 1 cm zu wählen.

Unter der Voraussetzung, dass die Umgebungsbedingungen an allen Seiten des betrachteten Querschnitts identisch sind, kann die Berechnung der Holzfeuchte unter Beachtung der Symmetriebedingungen an einem Viertelquerschnitt durchgeführt werden. Dies führt zu einer erheblichen Reduzierung der Rechenzeit. Allerdings bedeutet dieser Ansatz eine Einschränkung auf rechteckige Querschnitte, da sie doppelsymmetrisch sind und keine rück- oder vorspringenden Kanten besitzen. Die Ergebnisse am Viertelquerschnitt können aus Gründen der Symmetrie sehr einfach auf den gesamten Querschnitt übertragen werden.

Da sich alle Betrachtungen mit Ausnahme der Berechnung der Holzfeuchte auf die Layermodellierung beziehen, müssen die Ergebnisse des Fasermodells rücktransformiert werden. Dies geschieht zunächst dadurch, dass alle Fasern, die horizontal auf einer Ebene liegen, durch Mittelwertbildung zu einem Wert zusammengezogen werden. Durch die Modellierung der Fasern ist es nicht zwingend erforderlich, dass der nun gebildete Mittelwert auch mit der Schwerpunktfeuchte des Layers übereinstimmt. Es wird deshalb zusätzlich eine lineare Interpolation auf diesen Schwerpunkt durchgeführt.

4.5.3. Verifikation des verwendeten Modells

Wie im vorangegangenen Querschnitt bereits erläutert, handelt es sich bei den Fickschen Gesetzen um eine Näherung. Das Ficksche Gesetz berücksichtigt die bereits beschriebenen Transportvorgänge (chemische Sorption, hygroskopische Sorption und kapillare Sorption) nicht getrennt voneinander, sondern berücksichtigt grundsätzlich nur die Feuchte des Holzes als „Gesamtes“. Da die Diffusionsprozesse in den verschiedenen Sorptionsphasen aber unterschiedlich ablaufen und sich die einzelnen Phasen darüber hinaus auch überlagern, kann es sich nur um eine Näherung der tatsächlichen Vorgänge handeln. Krabbenhoft [69] verweist darauf, dass neben den Sorptionsphasen die Einflüsse trockener atmosphärischer Luft sowie das Energiegleichgewicht berücksichtigt werden müsste. Allerdings wird dort auch darauf hingewiesen, dass insbesondere bei der Berücksichtigung des feuchteabhängigen Diffusionskoeffizienten zufriedenstellende Ergebnisse mit den Fickschen Gesetzen erzielt werden können. Um die Anwendbarkeit der Gesetzmäßigkeiten zu verifizieren, wurde im Rahmen dieser Arbeit auf ein genaueres Modell zurückgegriffen. Dieses Modell ist in dem Programm Delphin4 [49] implementiert. In den nachfolgenden Abschnitten wird die grundsätzliche theoretische Basis des Modells kurz dargestellt, um dann die Ergebnisse mit den Werten des Fickschen Gesetzes gegenüberzustellen.

Theoretische Grundlagen des Programms Delphin4

Bei Delphin4 handelt es sich um ein numerisches Simulationsprogramm, welches gekoppelte Feuchtigkeits-, Wärme- und Energietransporte in porösen Materialien - wie zum Beispiel auch Holz - berechnet. Es wurde

am Institut für Bauklimatik der Technischen Universität Dresden entwickelt. Die Simulation kann dabei sowohl für ein- bzw. zweidimensionale, axialsymmetrische als auch für dreidimensionale Vorgänge gestartet werden. Ebenso ist es möglich, Ausgleichsvorgänge zwischen dem Randbereich des Versuchskörpers und dem klimatischen Umgebungszustand zu simulieren.

Nach [49] wurde für Delphin4 ein allgemeines thermodynamisches Modell entwickelt, welches die thermodynamischen Antriebspotenziale des advektiven, dispersiven und diffusiven Massen- und Energietransfers basierend auf der phänomenologischen Beschreibung der Transportprozesse beschreibt. Aus diesem thermodynamischen Modell leitet sich das Grundgleichungssystem für die gekoppelten Wärme- und Feuchte Transporte ab. Das entstehende Gleichungssystem wird numerisch für allgemeine dreidimensionale Fälle gelöst. Vereinfachend wird in dem Modell die Hysterese der Feuchterückhaltfunktion vernachlässigt. Daraus ergibt sich, dass unterschiedliche Feuchtezustände, die alleine aus verschiedenen Feuchtegeschichten resultieren, nicht möglich sind. Ebenso wird das mögliche Ungleichgewicht des Wassers im Porenraum außer Acht gelassen. Zusätzlich wird im Simulationsmodell des Programms Delphin4 davon ausgegangen, dass ausschließlich advektive, laminare Feuchtebewegungen stattfinden.

Die kurze Beschreibung des Modells zeigt deutlich, dass eine Vielzahl von Effekten der Feuchtebewegung in porösen Materialien berücksichtigt wird, die das zuvor beschriebene Massentransportgesetz nach Fick nicht ansetzt. Aus diesem Grund scheint es zulässig, die beiden Modelle zu vergleichen und die Abweichungen in Bezug auf das Modell nach Delphin 4 darzulegen bzw. als Fehler zu definieren.

Im Rahmen einer Studienarbeit an der Bauhaus-Universität Weimar [105] wurden die entsprechenden Vergleichsberechnungen durchgeführt. Dabei wurden drei Klimasituationen gegenübergestellt. Als erstes wurde ein konstantes Klimaszenario angenommen, bei der zweiten Simulation wurde ein stufenweise konstantes Klimaszenario angesetzt. In einer dritten Serie kam dann ein Klimaszenario, welches der Serviceklasse 2 nach Eurocode 5 [31] bzw. nach DIN 1052 (August 2004) [25] zuzuordnen ist, zum Tragen.

Für alle vergleichenden Betrachtungen wurde ein Element mit den Querschnittsabmessungen 16 x 16 cm² gewählt. Als Material wird das in Delphin4 implementierte „spruce“ verwendet. Jedoch wurde der von der Holzfeuchte abhängige Diffusionskoeffizient nach Gleichung (4-26) vereinbart und damit nicht der von Delphin4 vorgeschlagene Koeffizient verwendet. Die Möglichkeit in Delphin4, ein Umgebungsklima zu definieren, wurde für die Vergleichsrechnungen nicht angenommen. Stattdessen wird der Randfaser eine zeit- und feuchteabhängige Oberflächenausgleichsfeuchte nach Gleichung (4-27) zugewiesen. Um Differenzen aus Modellierungsunterschieden zu vermeiden, wurde auf die gleiche Diskretisierung des Querschnitts wie in ISOBEAM zurückgegriffen. Zur Simulation mit Delphin4 wurden der Energieausgleich und die Einflüsse der Gravitation vernachlässigt.

Vergleichswerte für konstantes und stufenweise konstantes Klimaszenario

Für die erste Betrachtung wurde ein virtueller Versuchskörper mit einer konstanten und über den Querschnitt gleichmäßig verteilten Holzfeuchte von 20 % der Darrrohmasse zum Zeitpunkt $t = 0$ h angenommen. Anschließend wird dieser virtuelle Probekörper einem Umgebungsklima ausgesetzt, welches nach Gleichung (4-11) eine resultierende Holzfeuchte von 10 % der Darrrohmasse hervorruft. Der Randfaser des Probekörpers wird die Oberflächenfeuchte nach Gleichung (4-27) aufgezwungen.

Der Vergleich zwischen den Ergebnissen des in ISOBEAM implementierten Systems und des Simulationsprogramms Delphin4 zeigt, dass die Näherung der Feuchtebewegungen durch das Ficksche Gesetz als zulässig betrachtet werden darf. Die Abweichungen der Holzfeuchteberechnung auf Basis des Fickschen Gesetzes liegen am Anfang der Betrachtung ($t = 0$ h) bei etwa 5 % im äußeren Bereich des Querschnitts und bei weniger als 1 % in Querschnittsmitte, jeweils bezogen auf die Berechnungen von Delphin. Am Ende der Betrachtung ($t = 1000$ h) reduziert sich die maximale Abweichung auf etwa 2 %. Diese beiden Zustände werden in Abhängigkeit der Lage im Querschnitt in Abbildung 4-11 dargestellt. Es sind dort nur die Holzfeuchten in den Faserschwerpunkten abgebildet. Abbildung 4-12 zeigt die Holzfeuchte in Abhängigkeit der Versuchszeit an zwei ausgewählten Querschnittshöhen ($z = 1,5$ cm und $z = 7,5$ cm).

Eine zweite Simulationsstudie untersucht das Verhalten des virtuellen Versuchskörpers, wie er oben bereits beschrieben wurde, unter stufenweise konstantem Klima. Der Probekörper wird dabei im Wechsel alle 100 h einem Klima ausgesetzt, welches einmal die Ausgleichsfeuchte von 10 % und ein weiteres Mal die Ausgleichsfeuchte von 20 % zur Folge hat. Die übrigen Randbedingungen wurden beibehalten.

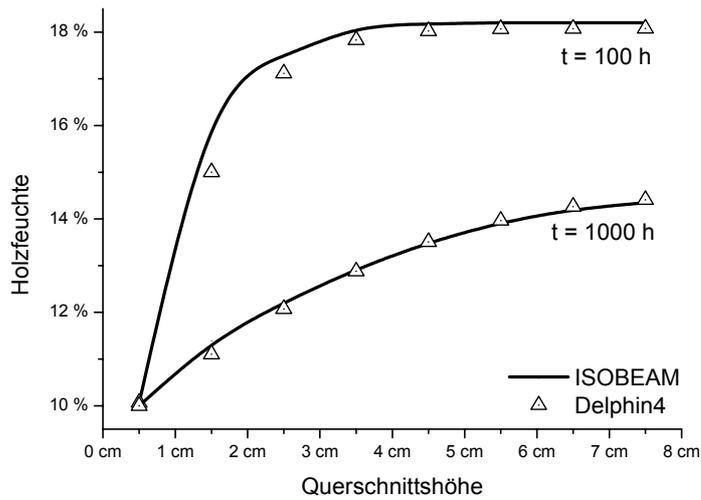


Abbildung 4-11: Vergleich der Ergebnisse von ISOBEAM mit Delphin4 (konstantes Klima, ausgewählte Zeitpunkte)

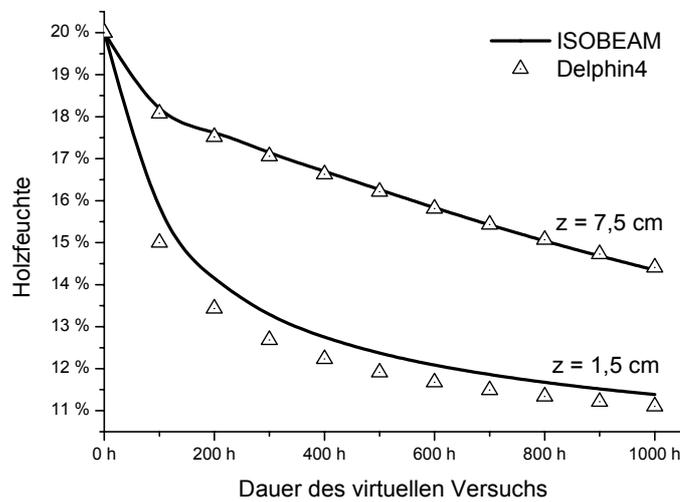


Abbildung 4-12: Vergleich der Ergebnisse von ISOBEAM mit Delphin4 (konstantes Klima, ausgewählte Querschnittpunkte)

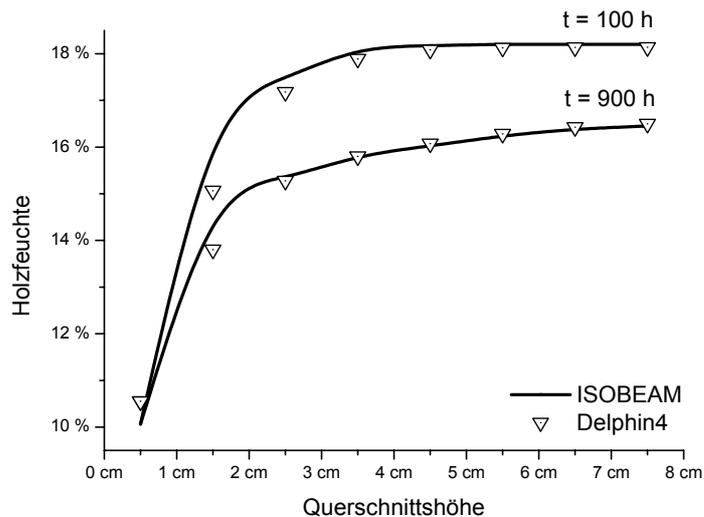


Abbildung 4-13: Vergleich der Ergebnisse von ISOBEAM mit Delphin4 (stufenförmig konstantes Klima, ausgewählte Zeitpunkte unmittelbar vor der Befeuchtungsphase)

Die Abweichungen sind bei dem stufenweise konstanten Klima in ähnlicher Größenordnung wie bei konstantem Klima zu beobachten. Auch hier liegen die Abweichungen im äußeren Querschnittsbereich zu Beginn

des virtuellen Versuchs bei etwa 5 %, in der Querschnittsmitte deutlich unter 1 %. Im Gegensatz zu konstantem Klima baut sich diese Abweichung mit fortschreitender Simulationsdauer in geringerem Maße ab. Dennoch wird diese Abweichung als vernachlässigbar gering eingestuft. Abbildung 4-13 zeigt die Holzfeuchteverteilung unmittelbar vor der Befeuchtungsphase, Abbildung 4-14 unmittelbar vor der Trocknungsphase.

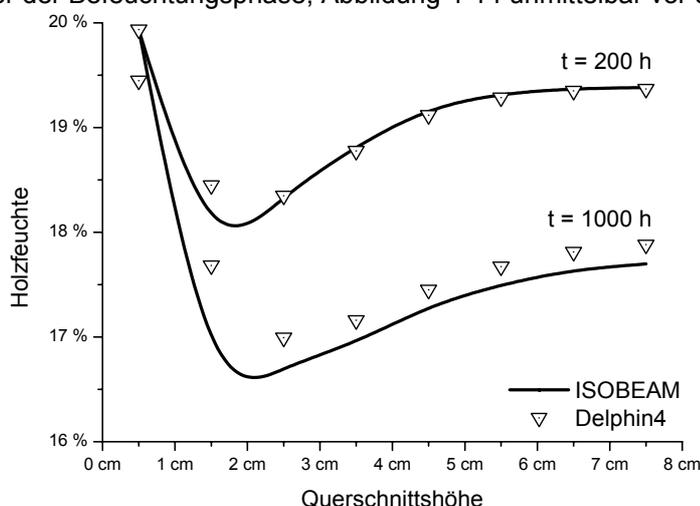


Abbildung 4-14: Vergleich der Ergebnisse von ISOBEAM mit Delphin4 (stufenförmig konstantes Klima, ausgewählte Zeitpunkte unmittelbar vor der Trocknungsphase)

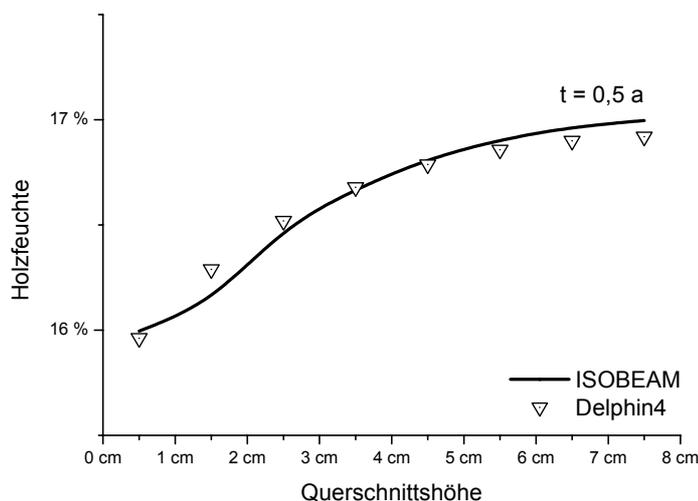


Abbildung 4-15: Vergleich der Ergebnisse von ISOBEAM mit Delphin4 (sinusförmig wechselndes Klima, Zeitpunkt t = 0,5 a)

Vergleichswerte für nicht konstantes Klimaszenario

Noch geringer fallen die Abweichungen aus, wenn die Luftfeuchte des Umgebungsklimas als nach Gleichung (4-11) schwankend angenommen wird. Dort zeigen sich grundsätzlich Abweichungen von weniger als 1 %. Untersucht wurden dabei vier Zeitpunkte eines Zyklus. Die Abbildung 4-15 stellt die Unterschiede zwischen den beiden Lösungen an einem diskreten Zeitpunkt exemplarisch dar.

Zusammenfassend zeigen die Ergebnisse des Simulationsmodells nach Delphin4 eine ausreichende Übereinstimmung mit den Ergebnissen nach dem Fickschen Gesetz. Insbesondere bei der für die Simulation der Traglast verwendeten schwankenden Klimakurve liegen die Unterschiede unter 1 %. Die größten Unterschiede im Querschnitt entstehen bei gleicher Randfeuchte in den randnahen Fasern. Die Fasern im Schwerpunkt des Querschnitts zeigen Abweichungen von unter 0,3 %. Es wird deshalb für die weitergehenden Untersuchungen auf das in Abschnitt 4.5.1 erläuterte Modell zurückgegriffen.

4.5.4. Einfluss auf den Querschnitt

Die Holzfeuchte wirkt sich auf die Querschnittsgeometrie aus. Steigt diese, dehnt sich der Querschnitt aus, sinkt sie, schwindet dieser. Dabei hängt das Quell- und Schwindverhalten sehr stark von der Faserrichtung und der Jahrringlage ab. Das heißt, dass die Anisotropie des Werkstoffes Holz eine wesentliche Rolle für

den Quell- und Schwindeffekt spielt. Die Unterschiede sind dabei zwischen Faserlängsrichtung und den beiden Richtungen quer zur Faser (tangentiale und radiale Richtung) stark unterschiedlich. Für den Einfluss auf den Querschnitt ist nur das Quellen bzw. Schwinden in tangentialer und radialer Richtung von Interesse. Die Unterschiede zwischen diesen beiden Richtungen werden im Rahmen dieser Arbeit nicht berücksichtigt, obwohl nach einschlägiger Literatur die Unterschiede bis zu 50 % betragen. Es ist jedoch kaum die Jahrringlage in Bezug auf den späteren Einbau des Holzbauteils koordinierbar. Deshalb wurde näherungsweise der Mittelwert des Quell- und Schwindmaßes für beide Kanten des Querschnitts angenommen.

Quellen und Schwinden

Für das Quellen und Schwinden werden in der Literatur verschiedene Werte angegeben. Allen Angaben gemeinsam ist die Tatsache, dass der Quell- bzw. Schwindkoeffizient in tangentialer Richtung etwa doppelt so groß ist wie in radialer Richtung. Dinwoodie [32] sieht das Schwinden im Gebrauchsbereich der Holzfeuchte in tangentialer Richtung zwischen 0,11 %/% und 0,36 %/%, in radialer Richtung zwischen 0,06 %/% und 0,18 %/%. Skaar [96] gibt für die tangentiale Richtung Werte zwischen 0,20 %/% und 0,40 %/% an, für die radiale Richtung zwischen 0,10 %/% und 0,20 %/%.

Für die Simulationsrechnungen mit dem Computerprogramm ISOBEAM wird ein gemittelter Wert angenommen:

$$\alpha_{S,R(T)} = 0,285\% \quad (4-28)$$

Weiterhin wird davon ausgegangen, dass der Quell- und Schwindkoeffizient von der Holzfeuchte unabhängig ist, das heißt das Quell- und Schwindverhalten ist in etwa proportional zur Holzfeuchte. Diese Annahme bestätigt auch Mertens [75] in seiner Arbeit. Ebenso wird diese These durch die Aussagen von Hanhijärvi [52], Siau [95] und Toratti [103] belegt.

Einfluss auf die Querschnittswerte

Nachdem im Rahmen dieser Arbeit der Einfluss des Quellens und Schwindens unabhängig von der tangentialen oder radialen Richtung gesehen wird, verändern sich die Querschnittshöhe und die Querschnittsbreite bei wechselnder Feuchte gleichermaßen. Die Kantenabmessungen Breite b und Höhe h lassen sich in Abhängigkeit der Holzfeuchte u angeben:

$$b(u + \Delta u) = b(u) \cdot [1 + \alpha_{S,R(T)} \cdot \Delta u] \quad (4-29)$$

$$h(u + \Delta u) = h(u) \cdot [1 + \alpha_{S,R(T)} \cdot \Delta u] \quad (4-30)$$

Demzufolge hat das Quellen und Schwinden quadratischen Einfluss auf die Querschnittsfläche A :

$$A(u + \Delta u) = A(u) \cdot [1 + \alpha_{S,R(T)} \cdot \Delta u]^2 \quad (4-31)$$

Für das Trägheitsmoment stellt sich der Einfluss folgendermaßen dar:

$$I(u + \Delta u) = I(u) \cdot [1 + \alpha_{S,R(T)} \cdot \Delta u]^4 \quad (4-32)$$

4.5.5. Einfluss auf die Materialwerte

Neben dem Einfluss auf die Querschnittswerte wirkt sich die Feuchteänderung auch auf die Materialwerte aus. Relevant sind hier besonders die Festigkeiten und die Elastizitätsmoduln.

Wie bereits erwähnt, zeigt sich der Einfluss der Feuchte auf die genannten Materialwerte nur dann, wenn die Holzfeuchte unterhalb des so genannten Fasersättigungspunktes liegt. Kollmann [68] definiert den Begriff „Fasersättigungspunkt“ sogar als solchen, bei dem sich die Festigkeiten nicht mehr ändern. Da der relevante Bereich der Holzfeuchte im Gebrauchszustand für baupraktische Zwecke zwischen 6 % und 28 % (Becker [7]) liegt, kann davon ausgegangen werden, dass die Holzfeuchte stets Einfluss auf die Festigkeiten ausübt. Nach übereinstimmenden Angaben in der Literatur ist die Druckfestigkeit von Holz wesentlich stärker von der Holzfeuchte abhängig als die Zugfestigkeit.

Auch die Änderung der Festigkeiten sehen verschiedene Forscher (Bodig/Jayne, Glos, Keith in [7]) von der Holzfeuchte abhängig. Dies würde einen nicht-linearen Einfluss der Holzfeuchte auf die Festigkeiten darstellen. Neben dem Einfluss der Feuchte sieht Glos (in [7]) auch einen Zusammenhang mit der Holzqualität, das

bedeutet, dass sich die Festigkeit von Bauteilen aus dem Bereich des 5 %-Fraktils weniger abhängig von der Holzfeuchte zeigt als dies Bauteile aus dem Bereich des Mittelwertes oder des 95 %-Fraktils tun.

Becker [7] trägt diesen beiden Erscheinungen durch einen Exponentialansatz Rechnung. Im Rahmen dieser Arbeit ist es aus rechentechnischen Gründen zunächst nicht möglich, den status quo der Festigkeit zu berücksichtigen, zumal im Gegensatz zur Arbeit von Becker für jedes zu untersuchende Bauteil über die Längsachse abschnittsweise veränderliche Festigkeiten auftreten. Eine Auswertung der Formel nach Becker zeigt, dass die Abhängigkeit der Feuchte mit vernachlässigbar kleinem Fehler linearisiert werden kann (Abbildung 4-16). Der Einfluss der Holzgüte hingegen ist zwar deutlich zu erkennen, kann aber aus erwähnten Gründen nicht berücksichtigt werden. Da für die Bemessung in der Regel die 5 %-Fraktile der Festigkeiten relevant sind, werden für den Einfluss der Holzfeuchte auf die Festigkeiten nur die prozentualen Änderungen aus diesem Bereich angesetzt. Die prozentuale Änderung wird dabei auf 2,25 % je Prozent Holzfeuchteänderung festgelegt:

$$f_c(u) = f_c(u = 0,12) \cdot [1 - 2,25 \cdot (u - 0,12)] \quad (4-33)$$

In gleicher Weise wird für die Zugfestigkeit vorgegangen. In Anlehnung an die nichtlineare Beziehung von Becker [7] wird hier ein linearer Ansatz gewählt:

$$f_t(u) = f_t(u = 0,12) \cdot [1 - 0,85 \cdot (u - 0,12)] \quad (4-34)$$

Als weiterer Materialparameter ist der Elastizitätsmodul von der Holzfeuchte abhängig. In der Arbeit Becker [7] ist eine sehr umfangreiche Auflistung von Literaturstellen zu diesem Thema gegeben. Es ist allerdings dort nicht angegeben, aus welcher Versuchskonstellation (Druck-, Zug- oder Biegeversuch) die Ergebnisse resultieren.

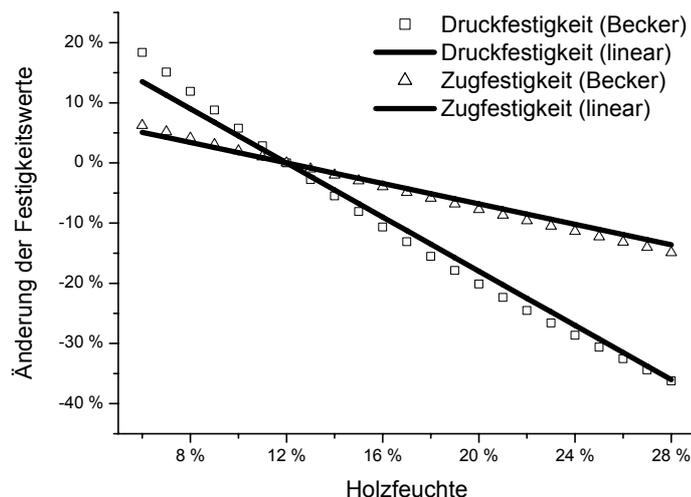


Abbildung 4-16: Abnahme der Festigkeit durch Einfluss der Feuchte

Die Berücksichtigung der Änderung des Elastizitätsmoduls in Abhängigkeit von der Holzfeuchte kann nun auf zwei verschiedene Arten erfolgen. Es ist einerseits möglich, die Änderung des Elastizitätsmoduls abgekoppelt von der Änderung der Festigkeit zu betrachten oder andererseits die dortige Änderung für Zug- und Druckelastizitätsmodul zu übernehmen. Strategisch bedeutet dies einerseits, dass sich die Änderung der Festigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte in gleicher Größe auch auf die zugehörige Dehnung in der Arbeitslinie auswirkt. Bei dieser Vorgehensweise wäre der Einfluss auf den Elastizitätsmodul abgekoppelt. Die Alternative besteht darin, die zugehörige Dehnung nicht in Abhängigkeit der Holzfeuchte zu sehen. Der Elastizitätsmodul würde sich dann in gleichem Maße wie die zugehörige Festigkeit verändern.

Problematisch ist bei der zuletzt genannten Variante die Absicherung durch Versuche, da es praktisch keine Angaben gibt. Viele der Angaben in [7] beziehen sich auf einen Biegeversuch (Zhou, Hanhijärvi, Carstensen, Fridley, Toratti, Heimeshoff), bei dem der Gesamtelastizitätsmodul als gemittelter Wert zwischen Zug- und Druckelastizitätsmodul gemessen werden kann. Es kann also keine gesicherte Aussage bezüglich der beiden Elastizitätsmoduln gemacht werden. Im Rahmen einer Studienarbeit an der Bauhaus-Universität Weimar [98] wurde die Veränderung des Biegeelastizitätsmoduls in Abhängigkeit der Holzfeuchte untersucht. Hierzu wurden Biegeträger einem virtuellen Vierpunktversuch nach den Vorgaben der

DIN EN 408 [29] unterzogen. Die Biegeträger bestanden aus 20 Zellen zu je 15 cm bei einem Balkenquerschnitt von 16 cm Breite und 16 cm Höhe. Jede dieser Zellen wurde mit den zufällig verteilten Materialparametern Festigkeit und Elastizitätsmodul versehen. Die Durchführung der Materialparametervariation wird im Abschnitt 6.1 ausführlich dargelegt. Die Belastung der Biegeträger wurde so gewählt, dass die maximal auftretende Randspannung die zulässige Biegespannung nach DIN 1052 (April 1988) [24] nicht überschreitet. Damit ist gewährleistet, dass sich der Biegeträger noch im elastischen Bereich der Arbeitslinie befindet. Die Versuche wurden bei konstanter Last für die Holzfeuchtestufen 6 % bis 28 % durchgeführt. Die Holzfeuchte war dabei konstant über den gesamten Querschnitt verteilt. Die Festigkeiten sind nach den Gleichungen (4-33) und (4-34) an die entsprechende Holzfeuchte angepasst worden. Die Elastizitätsmoduln in Zug- und Druckzone änderten sich in gleichem Maße wie die Festigkeit, da die Dehnungen für alle Holzfeuchten konstant belassen wurden. Als Ergebnis konnte für jeden Biegeträger anhand der vorhandenen Belastung und der resultierenden Durchbiegung der Biegeelastizitätsmodul bestimmt werden. Die Resultate zeigen erwartungsgemäß die lineare Abhängigkeit des Biegeelastizitätsmoduls von der Holzfeuchte. Eine lineare Regression liefert den Wert 1,5 % je Prozent Holzfeuchteänderung. Dieser Wert liegt im Vergleich zu den Werten der Literatur (vergleiche [7]) an der oberen Grenze. Dort werden Werte zwischen 1,1 %/‰ und 1,6 %/‰ angegeben. Abbildung 4-17 zeigt die Gegenüberstellung der Werte nach Dinwoodie [32], Kufner [70], Neuhaus [82] und Skaar [96] mit der gewählten Linearisierung.

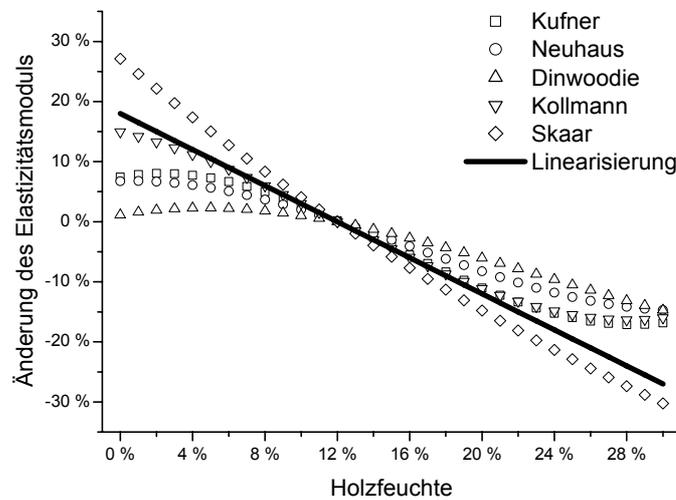


Abbildung 4-17: Abnahme des Elastizitätsmoduls durch Einfluss der Feuchte

Obwohl sich eine gute Übereinstimmung zwischen den Werten der Experimente und denen der virtuellen Versuche zeigt, ist nicht gewährleistet, dass die erheblichen Unterschiede zwischen den Elastizitätsmoduln in Zug- oder Druckzone realistisch sind. Es wird deshalb auf eine pauschale Abminderung der Elastizitätsmoduls zurückgegriffen:

$$E_{c(t)}(u) = E_{c(t)}(u = 0,12) \cdot [1 - 1,50 \cdot (u - 0,12)] \quad (4-35)$$

Während der Elastizitätsmodul mit steigender Holzfeuchte abnimmt, vergrößert sich der Querschnitt. Carstensen [16] sieht darin sich kompensierende Effekte für die Biegesteifigkeit. Das bedeutet, dass die Biegesteifigkeit als Produkt aus Elastizitätsmodul und Trägheitsmoment konstant und damit unabhängig von der Holzfeuchte ist. Da im Rahmen dieser Arbeit aber layerweise unterschiedliche Holzfeuchten berücksichtigt werden und damit auch die Dimensionsänderung nicht gleichmäßig über die Querschnittshöhe stattfindet, ist dieser pauschale Ansatz nicht möglich. Unter den Annahmen, wie sie unter Gleichung (4-35) und (4-28) getroffen sind, kann selbst bei konstanter Holzfeuchte die Kompensation der Quell- und Schwindeffekte durch die Änderung des Elastizitätsmoduls nicht beobachtet werden. Die Biegesteifigkeit in Abhängigkeit der Holzfeuchte ermittelt sich folgendermaßen:

$$[E \cdot I](u + \Delta u) = E(u + \Delta u) \cdot I(u + \Delta u) \quad (4-36)$$

Setzt man die Gleichungen (4-32) und (4-35) ein, ergibt sich Folgendes:

$$[E \cdot I](u + \Delta u) = \{E(u = 0,12) \cdot [1 - 1,50 \cdot (u - 0,12)]\} \cdot \{I(u = 0,12) \cdot [1 + \alpha_{S,R(T)} \cdot (u - 0,12)]^4\} \quad (4-37)$$

Wertet man diese Gleichung aus, so zeigt sich deutlich ein Einfluss der Holzfeuchte auf die Biegesteifigkeit. Im Vergleich zur Biegesteifigkeit bei einer Holzfeuchte von 12 % beträgt der Unterschied +2,6 % bei einer Holzfeuchte von 6 % und -10 % bei einer Holzfeuchte von 28 %.

Der Einfluss auf die Normalsteifigkeit lässt sich in Analogie zur Biegesteifigkeit bestimmen. Jedoch besteht ein Unterschied zwischen dem Einfluss der Holzfeuchte auf das Trägheitsmoment und auf die Querschnittsfläche.

4.6. Stochastische Betrachtung der Einwirkungsgrößen

Einen weiteren Einfluss auf die Tragfähigkeit von Bauteilen aus Holz üben die Einwirkungsgrößen aus. Diese setzen sich im Wesentlichen aus ständigen und nicht-ständigen Lasten sowie geometrischen Imperfektionen zusammen. Diese Einwirkungsgrößen treten in der Regel stochastisch verteilt auf, das heißt es gibt keinen deterministischen Wert, der diese Einflüsse eindeutig beschreiben kann. Aus diesem Grund ist es zunächst erforderlich, die einzelnen Größen genauer zu untersuchen.

Eine Berücksichtigung dieser stochastischen Streuungen in der Norm gibt es nur bedingt. In DIN 1052 (April 1988) [24] zielt das Konzept auf eine rein deterministische Vorgehensweise ab. Die zufällige Verteilung von Lasten bzw. geometrischen Imperfektionen, aber auch Widerstandsgrößen wird durch so genannte globale Sicherheitsfaktoren berücksichtigt. Die unterschiedlichen Wahrscheinlichkeiten von Ereignissen, sowohl auf der Einwirkungsseite als auch auf der Widerstandsseite, und deren Streubreiten können daher nicht in die Dimensionierung nach DIN 1052 (April 1988) [24] eingehen. Die pauschalen bzw. globalen Sicherheitsfaktoren wurden anhand von experimentellen Erfahrungen festgelegt.

Diesem deterministischen Verfahren steht die rein probabilistische Herangehensweise gegenüber. Ziel dieser Verfahrensweise ist zunächst die Analyse des Tragwerks mit zufällig verteilten Einwirkungs- und Widerstandsgrößen. Aus der Grundgesamtheit aller Tragwerke und Einwirkungen ist in Abhängigkeit des Konfidenzintervalls die Größe des erforderlichen Stichprobenumfangs festzulegen bzw. das Konfidenzintervall zum gewählten Stichprobenumfang zu ermitteln. Für diese Stichprobenelemente sind eine Analyse durchzuführen und die Versagenswahrscheinlichkeit zu minimieren. Die Verfahrensweise zeigt den hohen zeitlichen Aufwand und ist neben der komplexen Handhabung das Hauptkriterium dafür, dass eine Anwendung für baupraktische Zwecke nicht in Frage kommt bzw. nicht verbreitet möglich ist. Außerdem ist dieses Verfahren derzeit nicht genormt.

In den Generationen der neuen Normen, wie z. B. DIN 1052 (August 2004) [25], wird die semi-probabilistische Herangehensweise verfolgt. Durch das so genannte Konzept der Teilsicherheitsfaktoren werden die verschiedenen Streubreiten der Einflüsse und der Widerstände mittels unterschiedlich großer Beiwerte berücksichtigt. Zusätzlich wird die Auftretenswahrscheinlichkeit verschiedener Lastfallkombinationen durch so genannte Kombinationsbeiwerte gewichtet. Dieses Verfahren ist insbesondere hinsichtlich der Ermittlung von Bemessungswerten der Belastung aufwendiger als das deterministische System, jedoch im Umfang nicht zu vergleichen mit den Aufwendungen beim rein probabilistischen Verfahren. Daher ist dieses Verfahren für die baupraktische Anwendung geeignet.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass rein probabilistische Verfahren nur für sehr komplexe Aufgaben der Baupraxis geeignet sind. Sie sind jedoch hervorragend geeignet, um deterministische oder semi-probabilistische Verfahren der Normung zu eichen oder zu entwickeln.

4.6.1. Ständige Lasten

Ständige Lasten haben verschiedene Entstehungsursachen. Zum einen erzeugt das Eigengewicht des zu untersuchenden Bauteils eine ständige Belastung, die aber speziell bei dem Baustoff Holz als untergeordnet zu betrachten ist. Alle Elemente, die dieses Bauteil belasten, haben selbstverständlich auch eine Eigenlast und belasten das Untersuchungselement ständig. Schwieriger wird die Situation nach [86] für die Eigengewichtslasten von nicht-tragenden Bauteilen. Streng genommen müsste für solche Eigenlasten auch der zeitliche Verlauf des Auftretens berücksichtigt werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird dieser Effekt vernachlässigt, da kaum Untersuchungsergebnisse vorliegen.

Es werden also sämtliche Anteile aus ständig wirkenden Lasten zusammenfassend betrachtet. Alle diese Lasten sind hauptursächlich für Kriechverformungen und letztendlich nach einer bestimmten Belastungszeit auch für die Traglastminderung mit verantwortlich.

Die statistische Charakteristik von Eigenlasten ist durch geringe Streuungen geprägt, vergleiche [86]. Die auftretenden geringen Streuungen entstehen zum einen durch die räumliche Streuung der Wichte, welche

zusätzlich noch durch baustoffabhängige Einflüsse wie z. B. Feuchteeinwirkung variiert. Zum anderen liefert die Streuung der Abmessungen einen Anteil zur Streuung der Eigenlast. Dabei sind Eigenlasten in der Regel um den Mittelwert normalverteilt. Jedoch sind die Streuungen, die durch eine Standardabweichung von maximal 10 % des Mittelwertes [86] charakterisiert sind, als geringfügig einzustufen. Da die Streuung der Eigenlasten nur durch einen hohen Modellierungsaufwand zu realisieren wäre und den Umfang der virtuellen Versuche drastisch erhöhen würde, wird hier auf einen deterministischen Ansatz zurückgegriffen.

Als Bezugswert für die nachfolgenden Betrachtungen wird ein Belastungsgrad definiert:

$$\text{Belastungsgrad} = v = \frac{\sum \text{ständige Lasten}}{\sum \text{Gesamtlasten}} = \frac{g_k}{g_k + q_k} \quad (4-38)$$

4.6.2. Nicht ständige Lasten

Neben den ständigen Lasten sind die nicht ständigen Lasten für die Bemessung von entscheidender Bedeutung. Zu den nicht ständigen Lasten zählen unter anderem die allgemeinen Verkehrslasten, Schneelasten und Windlasten. Auf diese Lasttypen wird in den nachfolgenden Abschnitten explizit eingegangen.

Die stochastischen Charakteristika von nicht ständigen Lasten hängen in erheblichem Maße von der Art der Last ab. Besonders Verkehrslasten zeigen nach [86] weit größere Streuungen als ständige Lasten. Je nach Nutzung wird dort die Standardabweichung bis zu 100 % des Mittelwertes beziffert. Im Vergleich zu den Streuungen, die sich bei ständigen Lasten beobachten lassen, ist dies ein um den Faktor 10 größerer Wert.

Der Einfluss nicht ständiger Lasten auf das Kriechen ist sehr stark von der Lasteinwirkungsdauer abhängig. Kurzzeitige Beanspruchungen wirken sich dabei auf die Langzeittragfähigkeit vernachlässigbar gering aus. Nach Mårtensson [73] haben sogar Schneebelastungen mit einer Lasteinwirkungsdauer von etwa 4 Monaten keinen signifikanten Einfluss auf die Langzeittragfähigkeit. Dies liegt darin begründet, dass in den übrigen belastungsfreien Zeiträumen ausreichend Zeit für ein Rückkriechen besteht. Diese Annahme konnte durch eigene Vergleichsrechnungen bestätigt werden (siehe Abschnitt *Schneebelastung*). Im Rahmen dieser Arbeit wird auf die Berücksichtigung von Einflüssen aus Temperatur und Erdbeben verzichtet.

Belastung infolge Nutzlasten

Die Verkehrslasten gelten als der entwurfsbestimmende Parameter der nicht ständigen Lasten. Sie entstehen durch die Nutzung eines Gebäudes. Es handelt sich im Einzelnen um Belastungen durch Personen bzw. im Extremfall durch Menschenansammlungen, um die Lasten aus Einrichtungsgegenständen, Maschinen und dergleichen sowie um die Belastung durch leichte Trennwände. Die Lasten können alle als vorwiegend ruhende Beanspruchungen eingestuft werden.

Verkehrslasten sind sowohl in Abhängigkeit der Zeit als auch des Ortes zufällig verteilt. Rackwitz [86] trägt diesem stochastischen Charakteristikum dadurch Rechnung, dass er die Verkehrslasten als zeit- und ortsabhängiges Zufallsfeld darstellt.

Es wird darauf hingewiesen, dass eine deterministische, räumliche Verteilung der Lasten unrealistisch ist. Jedoch spielt dieser Ansatz im Rahmen dieser Arbeit für druckbeanspruchte Bauteile aus Holz eine untergeordnete Rolle. Die Bemessungslast für eine Stütze entsteht in der Regel durch die integrative Betrachtung aller auftretender Lasten der zugehörigen Lasteinzugsfläche. Durch die Summation verliert der eigentliche Lastangriffspunkt der einzelnen Belastungsanteile an Bedeutung und nur deren Größe spielt eine signifikante Rolle.

Entscheidend dagegen ist die zeitliche Veränderlichkeit von Verkehrslasten sowie deren Lasteinwirkungsdauern. Rackwitz [86] unterscheidet die Verkehrslasten in „gleichförmig ruhende“ Lasten und „intermittierende“ Lasten. Unter den erstgenannten Lasten versteht er dabei langfristig wirkende Belastungen aus z. B. Einrichtungsgegenständen. Mitchell u. a. [76] geben für solche Lasten als Belastungsdauer in dieser Kategorie etwa 10 Jahre an. Dies entspricht ungefähr dem typischen Reparatur- bzw. Renovierungsintervall solcher Bürogebäude. In [86] wird der Zeitraum mit 5 bis 10 Jahren bestimmt. Da die Belastungsdauer dieser langfristigen Verkehrslasten sehr groß ist, kann man diesen Anteil als quasi-ständigen Anteil der Verkehrslast bezeichnen. Dieser Anteil wird dementsprechend auch eine kriecherzeugende Wirkung nach sich ziehen. Es wird davon ausgegangen, dass nach einem solchen Intervall von 10 Jahren bei gleichbleibender Nutzung wieder dieselbe Belastung auf die Lasteinzugsfläche aufgebracht wird. Der Ort innerhalb der Lasteinzugsfläche wird sich mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit ändern. Da, wie bereits erwähnt, die Integration der Lasten über die Lasteinzugsfläche von Interesse ist, wird der quasi-ständige Anteil der Verkehrslast über den gesamten Zeitraum als ständig wirkend betrachtet.

Nach Meinung des Verfassers ist dies auch deshalb zulässig, weil der weitere Anteil der Verkehrslasten, die so genannten intermittierenden Lasten aufgrund ihrer stochastischen Charakteristik für das Kriechen vernachlässigbar sind. Diese Lasten, die zeitweise nicht vorhanden sind, werden nach [86] nochmals in so genannte „kleine Fluktuationen“, die durch Änderungen von Einrichtungsgegenständen und Personen entstehen, sowie in „kurzfristige Lastspitzen“, wie z. B. Menschenansammlungen, unterschieden. Für die Lasteinwirkungsdauern werden dort Zeiträume von bis zu 6 Stunden angegeben, mit Ausnahme des Renovierungsfalles, der mit etwa 2 Wochen angegeben wird. Vergleicht man diese Belastungszeiträume der intermittierenden Lasten mit denen der gleichförmig verteilten Verkehrslasten, so kann man diese Belastungen als für den Kriechprozess vernachlässigbar einstufen. Aussagen über Grenzwerte, ab welcher Belastungsdauer ein Lastanteil langfristig Einfluss auf die Tragfähigkeit eines druckbeanspruchten Bauteils ausübt, findet man in der Literatur selten. Einzig Karman (in Peir u. a. [84]) gibt einen Anhaltspunkt, den er mit 5 % der Lebensdauer des zu untersuchenden Bauteils als Mindestbelastungsdauer beschreibt. Allerdings wird nicht erwähnt, ob damit die integrative Belastungsdauer einer intermittierenden Last gemeint ist oder ob die betreffende Last zeitlich zusammenhängend einwirken muss. In ersterem Fall müsste dann sogar das Personal eines Büros als kriecherzeugend eingestuft werden. Vorausgesetzt, das Personal befände sich an 220 Arbeitstagen durchschnittlich 8 Stunden am Arbeitsplatz, ergäbe sich auf ein Kalenderjahr bezogen eine Lasteinwirkungsdauer von 20 % des Bezugszeitraumes. Allerdings sind die Unterbrechungszeiträume in der Regel doppelt so groß wie die Belastungszeiträume. Aus diesem Grund wird hier die Strategie verfolgt, dass nur die langfristigen Verkehrsbelastungen auch kriecherzeugenden Einfluss haben.

Wie bereits beschrieben, ist die räumliche Varianz der Verkehrslasten im Rahmen dieser Arbeit von untergeordneter Bedeutung. Deshalb ist es zulässig, nur die Flächengewichte der quasi-ständigen Verkehrslast zu betrachten und diese auf die nach DIN 1055 (Juni 1971) [27] anzusetzende Verkehrslast für Büroräume von 2,00 kN/m² zu beziehen. Die nachfolgende Tabelle 4-3 gibt eine Übersicht über die in der Literatur dargestellten Werte für Büroflächen:

	Mittelwert [kN/m ²]	Standard- abweichung [kN/m ²]	95 %-Fraktil [kN/m ²]	Anteil an der Verkehrslast nach DIN 1055 [-]
Bryson, Gross (in [22])	0,505	0,264	0,939	0,47
Karman (in [22])	0,602	0,331	1,146	0,57
Mitchell/Woodgate (in [22])	0,621	0,369	1,228	0,61
NBS/Culver (in [22])	0,414	0,227	0,787	0,39
	0,461	0,242	0,859	0,43
Rackwitz [86]	0,520	0,280	0,981	0,49

Tabelle 4-3: statistischer Vergleich der Verkehrslasten

Rackwitz [86] gibt zusätzlich einen Wert für Wohngebäude an, der bei 33 % der erforderlichen Verkehrslast nach DIN 1055 (Juni 1971) [27] liegt. Es wird im Rahmen dieser Arbeit auf einen Mittelwert zwischen Wohn- und Büroflächen abgezielt, der bei 43 % der Verkehrsbelastung nach DIN 1055 (Juni 1971) [27] liegt.

Belastung infolge Schneelasten

Die zweite entwurfsbestimmende Einflussgröße aus der Kategorie der nicht ständig wirkenden Lasten stellen die Schneelasten dar. Nach [86] hängt die Menge und die Häufigkeit des Schneefalls von allgemeinen klimatischen Einflüssen und von lokalen Parametern ab. Zu den allgemeinen klimatischen Bedingungen zählen unter anderem die Niederschlagsmenge und -häufigkeit an sich, die Lufttemperatur und -feuchte, die Windgeschwindigkeit und -richtung sowie die Sonneneinstrahlung. Unter lokalen Parametern versteht man die Orientierung der betroffenen Dachfläche und die Wärmedämmung. Insbesondere bestimmt also die globale klimatische Gesamtsituation den Schneefall und damit die Schneelast signifikant.

Die Schneelast kann nicht direkt proportional zur Höhe der Schneedecke gesehen werden. Dies liegt zum einen in der möglichen unterschiedlichen Dichte des Schnees begründet. Andererseits bleibt die Schneedichte und folglich die Schneelast während der Existenz der Schneedecke nicht konstant, da sowohl oberflächige Schmelzprozesse als auch das Schmelzen in der Grenzschicht zur Bauteiloberkante zu Veränderungen

gen der Schneelast führen. Ebenso ändert sich die Dichte durch Verdichtungsprozesse während der Lagerung. Die Dichte von frischem Schnee liegt dabei zwischen 50 und 100 kg/m³ und für abgelagerten Schnee bei über 300 kg/m³.

Aufgrund der vielen, zum Teil kaum abzuschätzenden Komponenten ist es schwierig, den stochastischen Prozess der Schneelast zu beschreiben. Allgemein ist davon auszugehen, dass die Schneebelastungen die Summe der Belastung aus den zufälligen Ereignissen „Schneefall“ abzüglich der Summe der Menge aus den zufälligen Ereignissen „Schneeabtrag“ darstellt, beginnend bei einem beliebigen Startzeitpunkt. Die beiden Ereignisse schließen sich näherungsweise am selben Tag aus. In [86] werden die Ereignisse diskret für jeden Tag beschrieben. Die jährlichen Höchstwerte der Schneedecke sind dort als unabhängige Folge deklariert. Ein Trend für die vergangenen Jahrzehnte sei nicht auszumachen.

Stochastische Modelle des Schneefalls gibt es kaum. Es werden deshalb zunächst mit tatsächlich gemessenen Werten des Deutschen Wetterdienstes (DWD) exemplarisch virtuelle Versuche gestartet. Dabei sind reine Messungen der Schneedeckenhöhe vergleichsweise unbrauchbar. Sehr gut nutzbar sind die Daten von Stationen, bei denen die äquivalente Wasserschichthöhe gemessen wird. Dieser Wasseräquivalentwert aus meteorologischen Beobachtungen kann dann sehr einfach in eine Belastung umgerechnet werden. Die Ergebnisse des virtuellen Versuchs zeigen deutlich, dass der Einfluss der Schneelast auf das Langzeittragverhalten marginal ist (Abbildung 4-18) und deshalb für die weiteren Betrachtungen vernachlässigt werden kann.

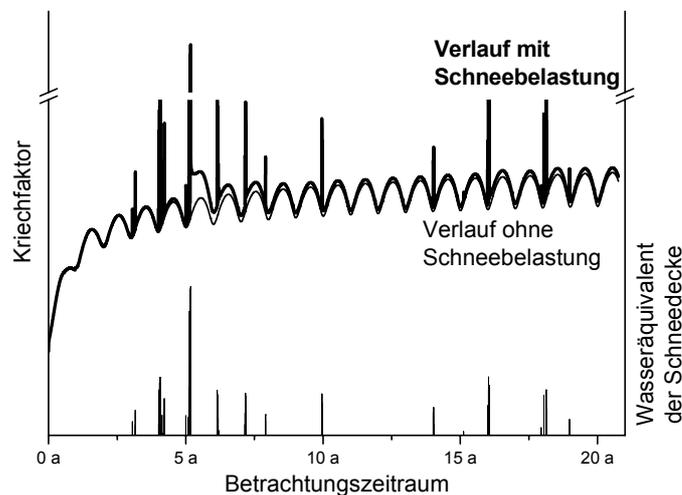


Abbildung 4-18: Einfluss der Schneelast auf den Verformungsverlauf

Zu dieser Ansicht kommt auch Mårtensson [73]. Es werden zwei verschiedene virtuelle Versuche durchgeführt. Zunächst werden bei konstantem Klima kurzfristig wirkende Lasten (bis zu 7 Tagen Lasteinwirkungsdauer) zusätzlich zur einer dauerhaften Belastung aufgebracht. Ein Vergleich der Zeit-Verformungskurve zeigt, dass sich die kurzfristigen Lasten auch nur kurzfristig auf die Last-Verformungskurve auswirken, aber keinerlei Einfluss auf die Langzeittragfähigkeit ausüben. Es bildet sich die Zusatzverformung der kurzfristigen Einwirkung durch Rückkriechprozesse sehr schnell wieder zurück. Es wird dort auch angegeben, dass dieser Rückkriechprozess bei wechselndem Klima sogar noch beschleunigt wird. Bei einem zweiten virtuellen Versuch wurde der Einfluss der zeitlich begrenzten Schneebelastung untersucht. Unter Wechselklima wurde eine Schneebelastung aufgebracht, die allmählich bis zur maximalen Schneehöhe zunahm und in etwa gleicher Geschwindigkeit auch wieder abnahm. Die gesamte Zeit der Belastung betrug etwa 40 % eines Kalenderjahres. Dennoch war der Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten nur zur Zeit der Belastung signifikant. Trotz der langen Belastungsphase bildete sich die Verformung nahezu vollständig zurück.

Dies berechtigt und bestätigt die Annahme, dass die Schneebelastung, insbesondere in Deutschland, nur temporär begrenzte Einflüsse auf das Kriechverhalten bzw. Verformungsverhalten ausübt.

Belastung infolge Windlasten

Die Belastung infolge Wind ist die dritte bemessungsrelevante Einwirkung der nicht ständigen Lasten, da sie zu erheblichen zerstörerischen, statischen und dynamischen Beanspruchungen führen kann. Es wird jedoch nicht näher auf das stochastische Verhalten solcher Belastung eingegangen, da es sich grundsätzlich um äußerst kurzfristige Einwirkungen handelt. Solche kurzfristigen Einflüsse haben keinen Einfluss auf das Langzeittragverhalten.

4.6.3. Geometrische Imperfektionen

Unter geometrischen Imperfektionen versteht man im Allgemeinen alle geometrischen Änderungen eines Bauteils gegenüber den Vorgaben. Insbesondere sind dies die Vorkrümmung der Stabachse, die ungewollte Schiefstellung der Stabachse und Abweichungen der Stababmessungen von den vorgegebenen Werten. Solche geometrischen Imperfektionen resultieren aus Herstellungs- und Montageungenauigkeiten, teilweise auch aus Verwerfungen der Holzbauteile, die durch Trocknungsprozesse auftreten. Rechnerisch sind die geometrischen Imperfektionen Vorkrümmung und Schiefstellung seit Einführung der DIN 1052 (April 1988) [24] bei der Berechnung nach Spannungstheorie II. Ordnung zu berücksichtigen. In der Norm sind Vorgaben für diese beiden Imperfektionen gegeben. Jedoch beinhalten diese Werte zusätzlich zu den geometrischen Imperfektionen auch Anteile aus strukturellen Imperfektionen. Dies sind im Einzelnen die Rohdichte, die Ästigkeit, der Druckholzanteil und die Holzfeuchte (vgl. Ehlbeck u. a. [34]). Aus diesem Grund ist der Ansatz der Normenwerte im Rahmen dieser Arbeit nicht zweckmäßig. Die strukturellen Imperfektionen wurden bereits bei der Modellierung der Festigkeits- und Elastizitätseigenschaften berücksichtigt. Es muss deshalb hier auf die Messwerte von Ehlbeck u. a. [34] zurückgegriffen werden. Die Vorkrümmung und die Schiefstellung eines Stabes sind dabei so zu realisieren, dass sie keinerlei Spannungen und Schnittgrößen hervorrufen, ohne dass zusätzliche äußere Lasten auf den Stab aufgebracht werden. Es handelt sich also nicht um Zwängungen.

Ehlbeck u. a. [34] haben eine Reihe von eingebauten Stützen hinsichtlich ihrer Vorkrümmung, ihrer Schiefstellung und ihrer Querschnittsabmessungen sowie der Holzfeuchte untersucht. Es wurde festgestellt, dass diese geometrischen Imperfektionen zufällig verteilt sind. Sie lassen sich sehr gut durch eine Normalverteilung annähern. Für die Vorkrümmung werden im Nachfolgenden genauere Betrachtungen angestellt, während die Schiefstellung bei Stützen des Eulerfalls 2 irrelevant ist. Die Imperfektion der Querschnittsabmessungen und deren Streuung ist marginal. Sie wird im Rahmen dieser Arbeit auch deshalb nicht berücksichtigt, weil zum einen keine Korrelation zur gemessenen Holzfeuchte dargestellt wurde und zum anderen weitere Untersuchungen zu diesem Thema fehlen. Deshalb wird diese Art der Imperfektion nur durch das Quellen und Schwinden des Querschnitts berücksichtigt.

Vorkrümmung

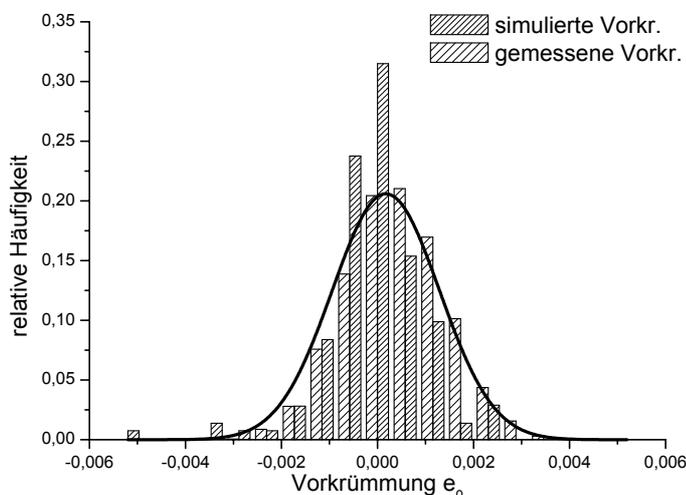


Abbildung 4-19: stochastische Verteilung der Vorkrümmung

Unter Vorkrümmung versteht man die Auslenkung der Stabachse von der idealen Geraden. Der Stich der Auslenkung ist dabei sehr klein im Vergleich zur Länge der Stabachse. Deshalb ist es zulässig, die Auslenkung entlang der Stabachse näherungsweise parabolisch oder sinus-förmig mit Maximum in der Stabachsenmitte zu beschreiben. Im Rahmen dieser Arbeit wird der sinus-förmige Ansatz gewählt. Als Grundlage der stochastischen Beschreibung werden die Messwerte nach Ehlbeck u. a. [34] herangezogen. Abbildung 4-19 zeigt die diskreten Messwerte im Vergleich zur idealisiert gewählten Normalverteilung nach Gleichung (4-39). Außerdem werden die diskreten Ergebnisse der tatsächlich verwendeten Vorverformungen dargestellt.

$$e_0 = (-1,150 \pm 10,538) \cdot 10^{-4} \cdot L \quad (4-39)$$

mit

e_0 Stich der Auslenkung in [cm]

L wahre Länge der Stabachse in [cm]

Dieses Stichmaß der Auslenkung kann unabhängig von der Art der Lagerung des Stabes betrachtet werden.

4.7. Stochastische Betrachtung der Widerstandsgrößen

Für die Modellierung der virtuellen Versuchskörper im Simulationsprogramm ISOBEAM gibt es auf der Seite der Materialwiderstände zwei entscheidende Einflussgrößen. Neben der Festigkeit des Materials spielt der Elastizitätsmodul die wesentliche Rolle. Während sich über die Festigkeit im Wesentlichen das Versagen eines einzelnen Bauteilabschnittes definiert, beschreibt der Elastizitätsmodul dem Grunde nach die Steifigkeit des Gesamtsystems.

Bestimmt werden diese beiden charakteristischen Größen durch verschiedene Einflussparameter. Dazu zählen die Rohdichte des Holzes, die Ästigkeit, der Früh- und Spätholzanteil, der Druckholzanteil, die Holzfeuchte, die Jahrringbreite, die Faserabweichung und etwaige Volumeneffekte (vgl. [12], [45], [83]). Die genannten Parameter, die in den nächsten Abschnitten näher beschrieben werden, sind wiederum von äußeren Einflüssen abhängig. Zum einen wirkt sich das Wuchsgebiet sehr stark auf die oben genannten Parameter aus. Insbesondere die klimatischen Verhältnisse und der Niederschlag, die Bodenverhältnisse, die Wasserversorgung im Allgemeinen und die vorhandenen Nährstoffe üben in einem komplexen Wechselspiel Einfluss auf die Parameter aus. Zum anderen sind hier die Wachstumsgeschwindigkeit und die Holzart zu nennen. Beispielsweise wachsen Hölzer in den tropischen Regionen in der Regel sehr viel gleichmäßiger als in den gemäßigten Klimazonen. Folglich ist bei diesen Hölzern auch kaum ein Unterschied zwischen Früh- und Spätholz auszumachen.

Trotz der Reduzierung auf ein beschränktes Wuchsgebiet und eine Holzart im Rahmen dieser Arbeit, ist für die Parameter Festigkeit und Elastizitätsmodul kein konstantes bzw. deterministisches Ergebnis zu erwarten. Es wird deshalb auf eine stochastische Beschreibung der Parameter zurückgegriffen.

4.7.1. Rohdichte

Die Rohdichte ist das charakteristische Merkmal für Holzeigenschaften schlechthin, da sie die meisten technischen Merkmale des Holzes beeinflusst. Die Rohdichte ist in erster Linie von der Holzart und der Holzfeuchte abhängig, weshalb man von der Rohdichte gewissermaßen auf die Holzart schließen kann.

Zunächst kann man zwischen verschiedenen Definitionen der Dichte unterscheiden.

Die Rohdichte nach Gleichung (4-40) umfasst dabei alle Hohlräume einschließlich deren Inhalt. Deshalb ist es erforderlich, die Rohdichte immer in Abhängigkeit der Holzfeuchte anzugeben:

$$\rho(u) = \frac{m(u)}{V(u)} \quad (4-40)$$

mit

$m(u)$ Masse des Körpers in [g]

$V(u)$ Volumen des Körpers in [cm³]

Die Darrrohndichte (Gleichung (4-41)) hingegen betrachtet den Körper inklusive der Hohlräume, aber ohne deren Inhalt. Sie ist daher von der Holzfeuchte unabhängig und gilt bisweilen sogar als Materialkennwert für bestimmte Holzarten.

$$\rho_0 = \frac{m(u=0)}{V(u=0)} \quad (4-41)$$

mit

$m(u=0)$ Masse des Körpers in [g]

$V(u=0)$ Volumen des Körpers in [cm³]

Die Reindichte (Gleichung (4-41)) ist für alle Holzarten gleich bei etwa 1,5 g/cm³, da sie nur die Holzfasern aus Zellulose und das Lignin betrachtet. Sämtliche Poren und deren Inhaltsstoffe sind also extrahiert.

$$\rho = \frac{m_{\text{Zellulose plus Lignin}}}{V_{\text{Zellulose plus Lignin}}} \quad (4-42)$$

Jede Holzart und damit auch die Dichte unterscheidet sich in Abhängigkeit von der Zusammensetzung des Holzes, wie die Einzelzellen gebaut sind, wie dick eine Zellwand ist, welche Chemie und Anatomie sie hat und welchen Durchmesser eine einzelne Zelle besitzt. Weiterhin ist die Dichte von der so genannten Jahrringbreite abhängig. Je kleiner die Jahrringbreite, desto größer ist die Dichte. Ebenso übt der Anteil des Druckholzes einen Einfluss auf die Dichte aus.

Die Rohdichte kann als nicht konstant über den Querschnitt verteilt betrachtet werden. In den geographischen Lagen Mitteleuropas liegt dies schon alleine darin begründet, dass klimatisch bedingt die Wachstumsgeschwindigkeit in der frühen Wachstumsphase höher ist als in der späten. Deshalb weist das Frühholz eine geringere Rohdichte als das Spätholz auf. Im Rahmen dieser Arbeit wird dieser Effekt allerdings vernachlässigt, da sich die veröffentlichten Daten in der Regel auf durchschnittliche Werte aus beiden Anteilen beziehen.

Die Tatsache, dass die Dichte des Holzes mit zunehmendem Wuchsalter zunimmt, lässt den Schluss zu, dass die Dichte auch über die Länge des Holzbauteils nicht konstant ist. Zumindest ist jedoch eine hohe Korrelation zwischen den einzelnen Bereichen ein und desselben Bauteils aus Holz zu erwarten. Mangels exakter Angaben in der Literatur wird dieser Einfluss ebenso vernachlässigt. Die Rohdichte wird als konstant über die gesamte Bauteillänge betrachtet.

Die Rohdichte wird für die nachfolgenden Simulationen zufällig mit Hilfe einer Monte-Carlo-Simulation ausgewählt. Es wird davon ausgegangen, dass die Rohdichte normalverteilt ist. Die angegebenen Parameter (Mittelwert und Standardabweichung) beziehen sich auf eine Holzfeuchte von 12 %:

$$\rho(u = 12\%) = 420 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \pm 45 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad (4-43)$$

Abbildung 4-20 zeigt die Gegenüberstellung der verwendeten Werte der Rohdichte bei den virtuellen Versuchen mit den Werten der idealen Normalverteilung und den gemessenen Werten nach Colling u. a. [21]. Obwohl der Mittelwert der gemessenen Werte höher liegt, zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung.

4.7.2. Ästigkeit

Die Ästigkeit ist der charakteristische „Wuchsfehler“ in einem Bauteil aus Holz schlechthin. Neben der Rohdichte ist die Ästigkeit damit die zweite maßgebende Bestimmungsgröße für den Elastizitätsmodul und die Festigkeit.

Als Maß für die Ästigkeit wird die so genannte „Knot Area Ratio“ (KAR) verwendet, wie sie auch in DIN 4074 [30] bzw. in den ECE-Regeln (in [18]) vorgeschlagen ist. Prinzip des KAR-Werts ist, dass alle Äste innerhalb eines 150 mm langen Abschnitts auf den Brettquerschnitt projiziert werden. Die Summe der Astflächen wird aufaddiert und durch die Bruttoquerschnittsfläche dividiert. Colling [18] führt dies zwar nur für Bretter an, dennoch wird es als zulässig erachtet, die Erkenntnisse auf Balkenquerschnitte zu erweitern. Da es sich bei Brettern ebenso wie bei Vollholz-Balken um Produkte handelt, die aus einem Stamm geschnitten werden, wird davon ausgegangen, dass im Mittel der KAR-Wert gleich bleibt. Das heißt, in dem Maße, in dem die projizierten Astflächen zunehmen, nimmt auch die Bruttoquerschnittsfläche zu.

Weitere Untersuchungen von Colling u. a. [19] zeigen, dass die Zufälligkeiten der Astverteilung in Bauteillängsrichtung wahrscheinlichkeitstheoretische Zusammenhänge aufweisen. Die Äste werden demnach in zwei Gruppen aufgeteilt. Als Hauptäste werden solche Äste bezeichnet, die einen charakteristischen Durchmesser besitzen und in regelmäßigen Abständen auftreten. Alle übrigen Äste treten mehr oder weniger unregelmäßig auf und werden als Fülläste bezeichnet. Abbildung 4-21 zeigt die gemessenen Hauptastabstände im Vergleich mit den Werten der Simulation und der idealen logarithmischen Normalverteilung.

Hauptastabstand $\rightarrow \log NV (\mu_L = 3,84; \sigma_L = 0,384)$

Aus dem Hauptastabstand lässt sich somit jede Zelle bestimmen, in der sich ein oder mehrere für das Bauteil charakteristische Äste befinden. Alle anderen Zellen besitzen zunächst keine Äste.

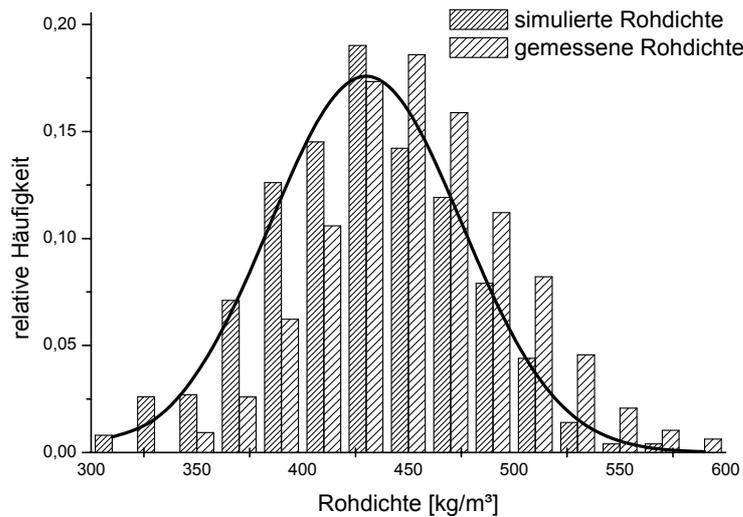


Abbildung 4-20: stochastische Verteilung der Rohdichte

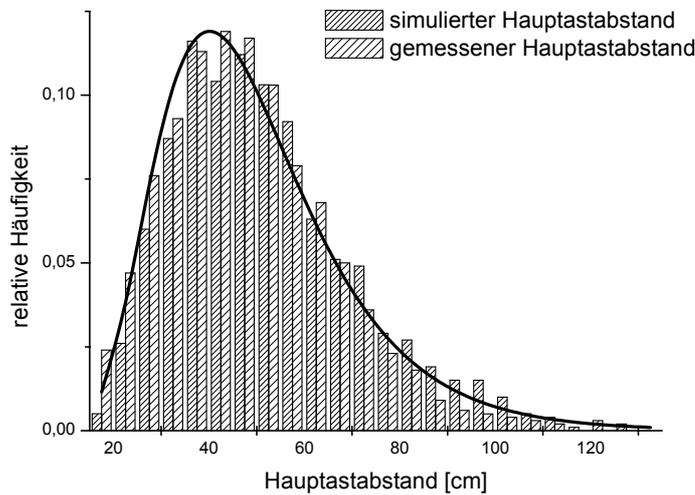


Abbildung 4-21: stochastische Verteilung des Hauptastabstands

Colling u. a. [19] stellten weiterhin fest, dass der Hauptast in der Regel einen für das Bauteil charakteristischen Durchmesser besitzt. Damit ergibt sich automatisch auch ein charakteristischer KAR-Wert für die Zellen mit dem Hauptast. Der charakteristische KAR-Wert wird ebenso als logarithmische Normalverteilung simuliert.

charakteristischer KAR-Wert $\rightarrow \log NV (\mu_L = -2,20; \sigma_L = 0,309)$

Abbildung 4-22 zeigt den Vergleich zwischen den gemessenen Werten nach [19] und den simulierten Werten.

Der Hauptast muss aber nicht unbedingt als einzelner Ast auftreten. Aus diesem Grunde ist zusätzlich ein so genanntes Vielfaches festzulegen. Nach Colling u. a. [19] lässt sich folgende logarithmische Normalverteilung ableiten:

Vielfaches $\rightarrow \log NV (\mu_L = 0,52; \sigma_L = 0,310)$

Abbildung 4-23 zeigt den Vergleich zwischen den gemessenen Werten nach [19] und den simulierten Werten.

Multipliziert man abschließend für alle Zellen, die durch einen Hauptast belegt sind, den charakteristischen KAR-Wert mit den Vielfachen, erhält man den KAR-Wert.

Abschließend werden die Fülläste zufällig über die Brettlänge verteilt. Auch hier wurde eine logarithmische Normalverteilung für den KAR-Wert der Fülläste zugrunde gelegt:

charakteristischer KAR-Wert (Fülläste) $\rightarrow \log NV (\mu_L = -4,50; \sigma_L = 1,000)$

Abbildung 4-24 zeigt eine Gegenüberstellung zwischen den von Colling [18] gemessenen KAR-Werten und den hier simulierten Werten. Die gute Übereinstimmung bestätigt die Ergebnisse und Annahmen.

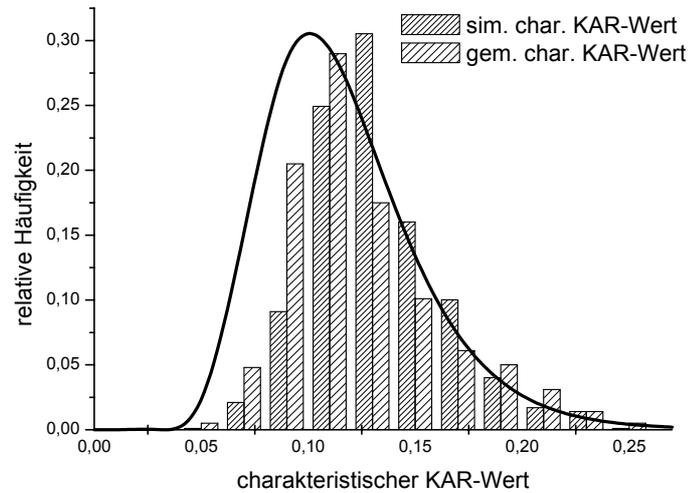


Abbildung 4-22: stochastische Verteilung des charakteristischen KAR-Werts

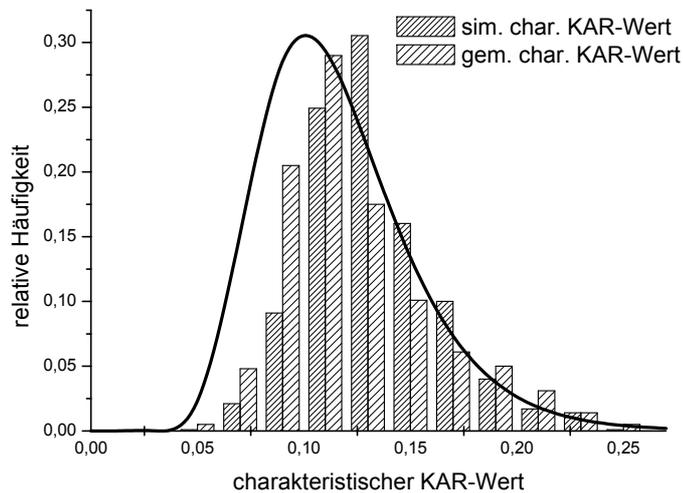


Abbildung 4-23: stochastische Verteilung des Vielfachen des charakteristischen KAR-Wertes

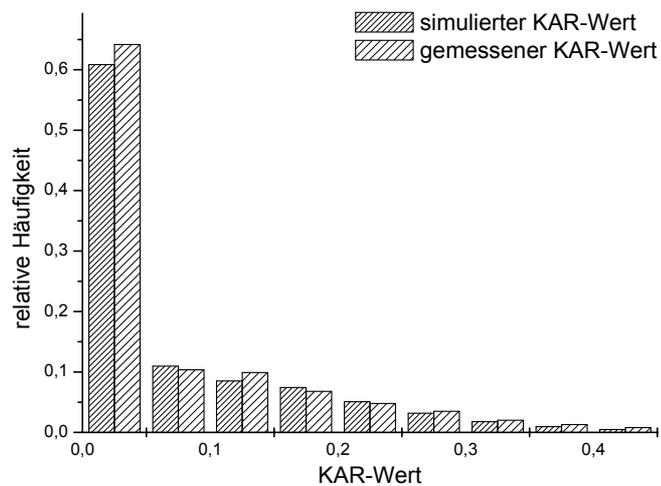


Abbildung 4-24: stochastische Verteilung des KAR-Wertes

4.7.3. weitere Einflussparameter

Neben den entscheidenden Einflussgrößen „Rohdichte“ und „Ästigkeit“ gibt es eine Reihe weiterer Komponenten, die sich auf die Festigkeit bzw. den Elastizitätsmodul auswirken.

Deutlichen Einfluss übt die Holzfeuchte aus. Da die Holzfeuchte im Rahmen dieser Arbeit aber nicht pauschal abgehandelt werden soll, wird auf Abschnitt 4.5.5 verwiesen, in dem der Einfluss der ungleichförmigen Holzfeuchte näher erläutert wird.

Ebenso beeinflusst der Anteil von Reaktionsholz, welches bei Nadelholz als so genanntes Druckholz auftritt, die mechanischen Eigenschaften des Holzes. Das meist rötlich wirkende Druckholz zeichnet sich durch einen höheren Anteil von Lignin und einen entsprechend geringeren Anteil an Zellulose aus. Da bei der Ermittlung der Rohdichte (vgl. Colling u. a. [21]) bereits eine Stichprobe aus der Grundgesamtheit der entsprechenden Sortierklasse ausgewählt wurde, wird davon ausgegangen, dass der Druckholzanteil bereits in der Rohdichteverteilung berücksichtigt ist.

Die Jahrringbreite, die abhängig von der Wachstumsgeschwindigkeit ist, wirkt sich als weitere Einflussgröße auf die Widerstandsgrößen aus. Je größer die Wachstumsgeschwindigkeit ist, desto geringer ist die Rohdichte. Deshalb wird auch dieser Faktor als bereits über die Rohdichte erfasst angenommen.

Genauso verhält es sich mit dem Anteil an Früh- und Spätholz. Physikalisch unterscheiden sich auch diese beiden Anteile durch die Rohdichte. Auch hier wird angenommen, dass dies gemittelt auf den Gesamtquerschnitt durch die Rohdichte berücksichtigt ist.

Als letzter Punkt seien hier die so genannten Volumeneffekte genannt, die verschiedentlich erwähnt werden (vgl. z. B. Becker [7]). Da alle grundlegenden Größen auf Basis baupraktisch üblicher Abmessungen gewonnen wurden, kann davon ausgegangen werden, dass auch diese Effekte ausreichend berücksichtigt wurden.

4.7.4. Elastizitätsmodul und Festigkeit

Auf Basis der ermittelten Werte für die Rohdichte und die Ästigkeit wird auf die mechanischen Kennwerte Elastizitätsmodul und Festigkeit mit Hilfe eines Verfahrens, welches von Colling [18] vorgestellt wurde, geschlossen. Die Rohdichte wird im Rahmen dieser Arbeit für einen Bauteil aus Holz als konstant angenommen und die Ästigkeit für jede Zelle nach den bereits beschriebenen Kriterien hinzugezogen.

Zunächst werden auf Basis der Rohdichte und der Ästigkeit die Regressionsfunktionen (vgl. [18]) für die entsprechenden Kennwerte festgelegt:

$$\ln(E_{\text{Zug,Reg,Zelle}}) = 8,20 + 3,13 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 1,17 \cdot \text{KAR} \quad (4-44)$$

$$\ln(E_{\text{Druck,Reg,Zelle}}) = 8,22 + 2,994 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,76 \cdot \text{KAR} \quad (4-45)$$

$$\ln(E_{\text{Druck,Reg,Zelle}}) = 8,22 + 2,994 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,76 \cdot \text{KAR} \quad (4-46)$$

$$\ln(f_{\text{Zug,Reg,Zelle}}) = -4,22 + \ln(E_{\text{Zug,Zelle}}) \cdot (0,876 - 0,093 \cdot \text{KAR}) \quad (4-47)$$

$$\ln(f_{\text{Druck,Reg,Zelle}}) = 2,586 + 2,8 \cdot 10^{-3} \cdot \rho_0 - 0,825 \cdot \text{KAR} \quad (4-48)$$

Nach Colling [18] muss aber noch berücksichtigt werden, dass zwei Zellen mit gleicher Rohdichte und gleicher Ästigkeit unterschiedliche Steifigkeiten bzw. Festigkeiten besitzen können. Das heißt, dass die berechneten mechanischen Kennwerte noch mit einer Reststreuung versehen werden müssen. Es wird auch festgestellt, dass diese Streuungen innerhalb eines Bauteiles aus Holz wesentlich geringer ausfallen als für die Stichprobe aus der Grundgesamtheit einer Sortierklasse. Diese Stichprobe spiegelt dabei z. B. das angebotene Holz der entsprechenden Sortierklasse wider. Deshalb wird die Reststreuung in zwei Anteile aufgeteilt. Ein Anteil (ΔX_B) repräsentiert den zufälligen Abstand eines Bauteiles von der Regressionsgeraden, der andere Anteil (ΔX_R) die Reststreuung innerhalb eines Brettes. Nach den in [18] angegebenen Untersuchungen sind beide Anteile normalverteilt. Im Nachfolgenden werden die einzelnen Werte in der Form Mittelwert \pm Standardabweichung angegeben.

$$\Delta X_{B,E-\text{Modul}} = 0,00 \pm 0,16 \quad (4-49)$$

$$\Delta X_{R,E-\text{Modul,Zelle}} = 0 \pm (0,079 \pm 0,027) \quad (4-50)$$

$$\Delta x_{B,Festigkeit} = 0,00 \pm 0,13 \quad (4-51)$$

$$\Delta x_{R,Festigkeit} = 0,00 \pm 0,13 \quad (4-52)$$

Auf der Basis der ermittelten Werte kann jeder Zelle nun die mechanische Festigkeitsgröße durch Addition der entsprechenden Anteile zugewiesen werden.

Um den Korrelationen, die zwischen den einzelnen mechanischen Kennwerten auftreten, Rechnung zu tragen, werden die folgenden Anpassungen vorgenommen. Dieser Vorgehensweise bediente sich auch Becker [7]:

$$E'_{Zug,Zelle,neu} = \left(0,15 + 0,85 \cdot \frac{E_{Druck,Zelle}}{E_{Druck,Reg,Zelle}} \right) \cdot E_{Zug,Zelle} \quad (4-53)$$

$$f'_{Druck,Zelle} = \left(0,20 + 0,80 \cdot \frac{E_{Druck,Zelle}}{E_{Druck,Reg,Zelle}} \right) \cdot f_{Druck,Zelle} \quad (4-54)$$

$$f'_{Zug,Zelle} = \left(0,20 + 0,80 \cdot \frac{E_{Druck,Zelle}}{E_{Druck,Reg,Zelle}} \right) \cdot \left(0,20 + 0,80 \cdot \frac{f_{Druck,Zelle}}{f_{Druck,Reg,Zelle}} \right) \cdot f_{Zug,Zelle} \quad (4-55)$$

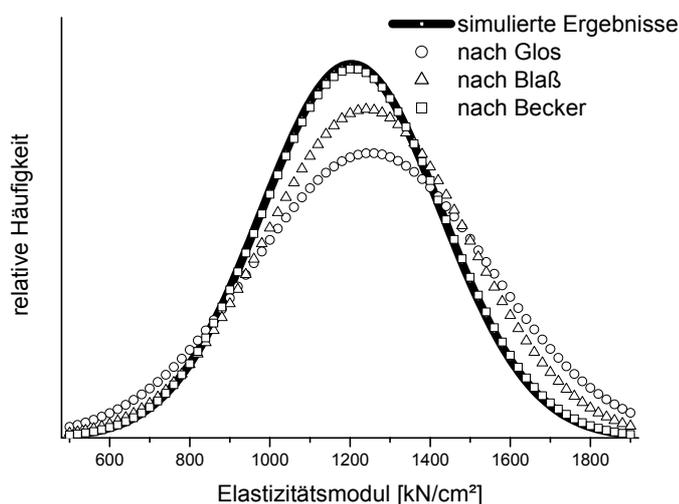


Abbildung 4-25: stochastische Verteilung des Elastizitätsmoduls im Druckbereich

Abbildung 4-25 stellt die Ergebnisse der Simulationen denen verschiedener Forscher gegenüber. Die Gegenüberstellung mit den Werten nach Glos [45], Blaß [12] und Becker [7] erfolgte exemplarisch für den Elastizitätsmodul im Druckbereich.

Es zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den einzelnen Ergebnissen. Ähnlich verhält es sich auch für die anderen mechanischen Kenngrößen.

4.7.5. Arbeitslinie

Das mechanische Verhalten eines Bau- bzw. Werkstoffes wird am anschaulichsten durch seine Arbeitslinie charakterisiert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die von Glos [45] entwickelte Arbeitslinie verwendet. Diese Arbeitslinie bildet in der Druckzone mit elastisch-plastischem Materialverhalten in der Druckzone und mit dem ideal-elastisch sprödem Materialverhalten in der Zugzone das physikalisch nicht-lineare Verhalten des Werkstoffes Holz ab. Dieser Ansatz wurde auch von Blaß [12] und Becker [7] verfolgt.

Für die Druckzone ergibt sich nach Glos [45] folgender Zusammenhang:

$$\sigma_{cll} = \frac{\varepsilon_c + k_1 \cdot \varepsilon_c^7}{k_2 + k_3 \cdot \varepsilon_c + k_4 \cdot \varepsilon_c^7} \quad (4-56)$$

mit σ_{cll} Druckspannung [kN/cm²]
 ε Dehnung [-]

$$k_1 = \frac{f_{cBA}}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{cB}^7 \cdot \left(1 - \frac{f_{cBA}}{f_{cB}}\right)} \quad (4-57)$$

$$k_2 = \frac{1}{E_c} \quad (4-58)$$

$$k_3 = \frac{1}{f_{cB}} - \frac{7}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{cB}} \quad (4-59)$$

$$k_4 = \frac{1}{6 \cdot E_c \cdot \varepsilon_{cB}^7 \cdot \left(1 - \frac{f_{cBA}}{f_{cB}}\right)} \quad (4-60)$$

- E_c Elastizitätsmodul im Druckbereich
- f_{cB} Druckfestigkeit im Bruchzustand
- f_{cBA} asymptotische Enddruckfestigkeit
- ε_{cB} Dehnung beim Erreichen der Druckfestigkeit f_{cB}

$$\varepsilon_{cB} = 1,17633 \cdot \frac{f_{cB}}{E_c} \quad [7] \quad (4-61)$$

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Arbeitslinie abschnittsweise linearisiert. Tabelle 4-4 gibt die Linearisierungsabschnitte bzw. die Endpunkte der entsprechenden Abschnitte in Abhängigkeit der auf stochastischer Basis ermittelten Festigkeits- und Steifigkeitswerte an:

Punkt	Dehnung	Spannung
1	$\varepsilon_1 = \frac{0,85 \cdot f_{cB}}{E_c}$	$\sigma_1 = 0,85 \cdot f_{cB}$
2	$\varepsilon_2 = 0,925 \cdot \varepsilon_{cB}$	$\sigma_2 = f_{cB}$
3	$\varepsilon_3 = 1,075 \cdot \varepsilon_{cB}$	$\sigma_3 = f_{cB}$
4	$\varepsilon_4 = 1,700 \cdot \varepsilon_{cB}$	$\sigma_4 = 0,85 \cdot f_{cB}$
5	$\varepsilon_5 = 0,01$	$\sigma_5 = 0,85 \cdot f_{cB}$

Tabelle 4-4: Linearisierung der Arbeitslinie

Abbildung 4-26 vergleicht exemplarisch die differenzierbare Funktion nach Glos [45] mit den linearisierten Abschnitten.

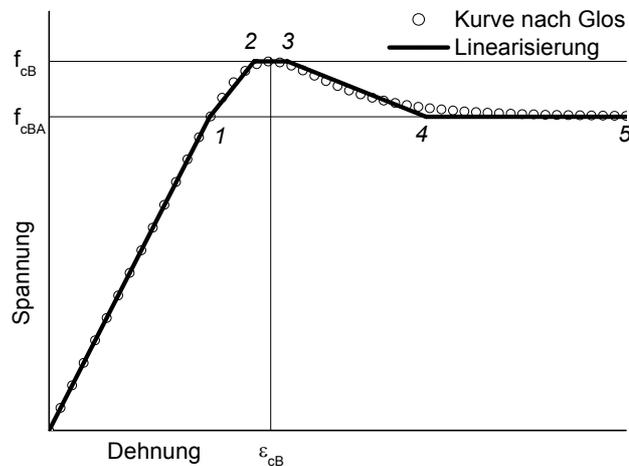


Abbildung 4-26: angenommene Arbeitslinie des Werkstoffes Holz im Druckbereich

5 Verifikation des Modells

Im vorangegangenen Abschnitt wurde das verwendete Modell ausführlich beschrieben und die zugrunde liegenden Tatsachen erörtert. Die Wertigkeit eines solchen Modells, welches das physikalische Verhalten des Holzes unter Langzeitbeanspruchung nicht exakt abbilden kann, sondern die Auswirkungen in einer Näherung beschreibt, zeigt sich im Vergleich mit realen Experimenten. Damit überträgt sich zweifelsohne das bereits im Abschnitt 2 beschriebene Dilemma der Versuchsszenarien auf die modellhafte Abbildung. Die Verifikation des Modells auf der Basis vorhandener Versuche beschränkt sich damit selbstverständlich auf die Qualität der Versuche. Es darf an dieser Stelle nochmals darauf hingewiesen werden, dass insbesondere im Bereich von Experimenten mit Versuchskörpern baupraktischer Relevanz und entsprechend langer Versuchsdauer Ergebnisse nur in sehr geringem Umfang zur Verfügung stehen.

Da es sich bei dem vorhandenen Modell von Becker [7] um ein bereits bekanntes Modell handelt, welches darüber hinaus in sehr umfangreichen Maße verifiziert wurde, wird an dieser Stelle der Vergleich mit experimentellen Ergebnissen auf ein Mindestmaß reduziert. Die Veränderungen, die im Rahmen dieser Arbeit an diesem Modell vorgenommen wurden, beschränken sich auf die Vernachlässigung des Anteils nicht-linearen Kriechens und des Anteils aus „Duration-of-Load“-Effekten. Bereits im vorangegangenen Abschnitt wird darauf eingegangen, dass diese Anteile insbesondere in Bereichen der Gebrauchslast nach den einschlägigen Normen von geringer Bedeutung sind. Diese Herangehensweise wird auch durch die nachfolgenden Verifikationsrechnungen bestätigt.

Die Vorgehensweise der Verifikation gliedert sich dabei in zwei wesentliche Aspekte. Zunächst werden ausgewählte Versuche mit Hilfe des bereits vorgestellten Computerprogramms ISOBEAM modelliert und die Ergebnisse nachsimuliert. Besonderer Augenmerk wird dabei auf die Versuchsergebnisse von Moorkamp [78] gelegt. Im zweiten Teil wird dann ein Vergleich zu einem weiteren, in der veröffentlichten Literatur anerkannten Modell gezogen.

5.1. Gegenüberstellung des Modells mit experimentellen Ergebnissen

Wie bereits erwähnt, sollen die hier dargelegten Verifikationsrechnungen aus den genannten Gründen nur in geringem Umfang bleiben. Es wurde deshalb für die drei Hauptbeanspruchungen Zug, Druck und Biegung exemplarisch eine Versuchsserie verwendet. Während für Zugbeanspruchung auf Kleinversuche zurückgegriffen werden musste, konnten für die Beanspruchungen Druck und Biegung Versuchsserien zur Verifikation benutzt werden, deren Ergebnisse sich auf Abmessungen von baupraktischer Relevanz stützen.

5.1.1. Zugversuche von Bengtsson [10]

Zunächst wurden die Zugversuche von Bengtsson [10] näher betrachtet. Im Rahmen dieser Versuchsserie wurden Proben aus norwegischer Fichte mit einer konstanten Normalkraft belegt, die eine Spannung von 11,7 MPa erzeugt. Die Auswahl des Rohmaterials erfolgte nach „langsam gewachsen“ (aus den nördlichen Bereichen Norwegens) und „schnell gewachsen“ (aus den südlichen Bereichen Norwegens). Die Probekörper wurden auf die Startfeuchte des Versuchs vorkonditioniert. Die Holzfeuchte entspricht der Ausgleichsfeuchte, die sich bei einer relativen Luftfeuchte von 30 % und einer Temperatur von 22°C einstellt. Die Temperatur ist über den kompletten Versuchszeitraum konstant, die relative Luftfeuchte wechselt 14-tägig von 30 % ohne zeitliche Verzögerung auf 90 %. Die Periode der relativen Luftfeuchtwechsel beträgt demzufolge 28 Tage.

Abbildung 5-1 zeigt die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse nach [10] mit den Simulationsergebnissen, die auf Basis des im Abschnitt 4 näher erläuterten Modells ermittelt werden. Bei den Versuchsergebnissen nach Bengtsson [10] ist davon auszugehen, dass die Bezeichnung mit der ersten Ziffer das Bauteil, aus dem die Probe herausgeschnitten wurde, beschreibt. Die zweite Ziffer beschreibt die Lage im Querschnitt des Ausgangskörpers. Je größer die Zahl ist, desto näher befindet sich die Probe in der Nähe des Kerns. Die Versuchsergebnisse belegen, dass es zwar Unterschiede zwischen den verschiedenen Probekörpern

gibt, die allerdings nicht der Lage im Querschnitt eindeutig zuzuordnen sind. Diese Aussage belegen auch die übrigen von Bengtsson [10] durchgeführten Versuche.

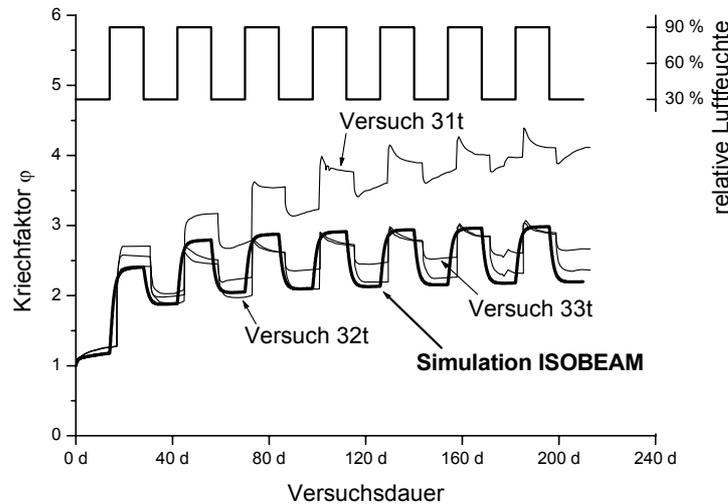


Abbildung 5-1: Vergleich der Versuchsergebnisse nach [10] mit den Simulationsergebnissen

Der Vergleich der Simulation mit den Versuchen zeigt sehr gute Übereinstimmung. Die geringfügige Zeitverschiebung der Kurven liegt an der Ungenauigkeit der Darstellung. Auch die Elongationen infolge Hygroexpansion und Mechano-Sorption stimmen bei der Simulation und den Versuchen sehr gut überein. Einzig der Verlauf der Kriechkurve in der Feuchtphase, der jedoch in diesen Versuchen nicht typisch ist, kann qualitativ nicht zufriedenstellend abgebildet werden. Andere Versuche bestätigen den qualitativen Verlauf der Simulationsergebnisse, wie die nachfolgenden Abschnitte belegen werden.

5.1.2. Druckversuche von Härtel [54]

In [54] wurden Druckstäbe aus Fichtenholz untersucht, die entweder aus Vollholz (NH S10) oder Brettschichtholz (BSH BS 11) hergestellt wurden. Das Ziel der Untersuchung war, den Kriecheinfluss unter konstanter bzw. Wechsel-Feuchte bei Stützen baupraktisch relevanter Abmessungen aus genanntem Material zu betrachten. Jedoch fanden die Abmessungen ihre Begrenzungen in den technischen Möglichkeiten der Klimakammer der Universität Hannover. Es konnten dort nur Bauteile mit einer Länge von 1,75 m untersucht werden. Im Zusammenhang mit dem gewünschten Schlankheitsgrad von etwa 100 und der geplanten Lagerung als Pendelstütze (Eulerfall 2) ergibt sich die Querschnittsabmessung zu 6/6 cm (bei Brettschichtholz) und zu 8/6 cm bei Vollholz. Damit gelten diese Bauteile sicherlich nicht mehr als Kleinproben, repräsentieren aber auch nur bedingt die in der Baupraxis üblichen Abmessungen von Holzstützen.

Im Vorfeld der experimentellen Untersuchungen stellte Härtel [54] fest, dass die „natürliche Vorverformung“, die jeder Stab aus Holz durch Ungenauigkeiten aufweist, sehr gering ist bzw. auch nicht unbedingt sinus- oder parabelförmig ist. Wäre die Last mittig aufgebracht worden, wäre das Biegemoment aus der Ausmitte ebenfalls sehr klein gewesen. Die daraus resultierenden Kriechverformungen hätten wegen Geringfügigkeit keinen ausreichenden Aufschluss geliefert. Deshalb wurde die Last im Rahmen dieser Versuchsreihe mit einer planmäßigen Ausmitte von 1,0 cm versehen. Dies ist gleichbedeutend mit dem Lastangriffspunkt auf dem Rand der geometrischen Kernweite.

Die Dauerlast im Rahmen der Experimente ermittelt sich hier zu der Last, die nach dem Ersatzstabverfahren nach DIN 1052 [24] zu einer Auslastung von 100 % führt. Wird diese Belastung der Euler'schen Knicklast, also der kritischen Beanspruchung, gegenübergestellt, so ergibt dies einen Anteil von ca. 22,5 %. Dieser Belastungsgrad gilt sowohl für Brettschichtholz als auch für Vollholz. Rein rechnerisch ergibt sich eine Belastung von ca. 8,57 kN für die Probekörper aus Brettschichtholz und ca. 10,44 kN für Vollholz.

Das Umgebungsklima des Versuchs sollte mehrere Bedingungen erfüllen. Zunächst ist der Bezug zu den real vorkommenden Klimaeinflüssen herzustellen. Dies erfolgte in [54] durch Messung über zwei Jahre an zwei verschiedenen Standorten (Innenklima ungeheizt und Außenklima überdacht). Andererseits sind aber auch die Anforderungen der Experimente zu beachten. Insbesondere die Forderung nach aussagekräftigen, aber möglichst kurz andauernden Versuchen beeinflusst die Überlegung an dieser Stelle. Deshalb wurde ein Klima mit einem Zyklus von 14 Tagen verwendet. Die relative Luftfeuchte beträgt sieben Tage konstant ca. 45 % und anschließend sieben Tage konstant 90 %. Durch die kurzfristigen Wechsel der relativen Luftfeuch-

te konnte die Versuchsdauer auf ca. 67 Tage beschränkt werden. Es entsteht also ein gewisser Zeitraffereffekt.

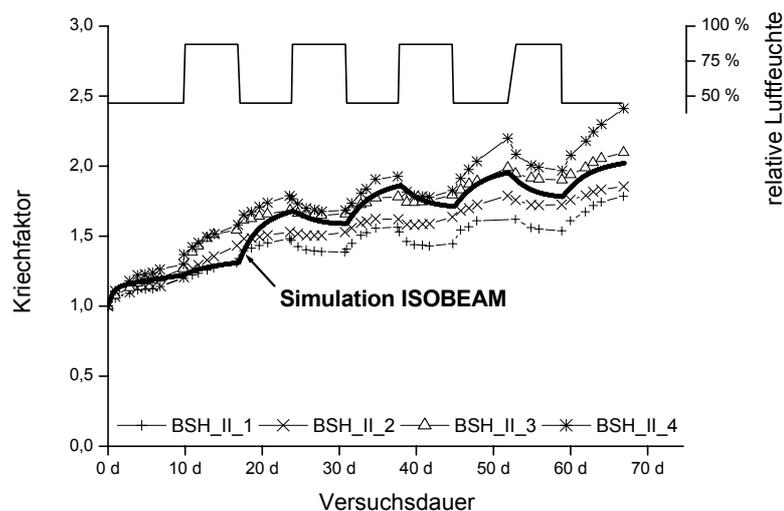


Abbildung 5-2: Vergleich der Versuchsergebnisse nach [54] mit den Simulationsergebnissen

Die Simulationsergebnisse, die mit dem Computerprogramm ISOBEAM unter Verwendung des in Abschnitt 4 erörterten Modells erzielt wurden, zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen nach [54]. Die Ergebnisse wurden dabei mit Versuchsserie BSH_II verglichen. Abbildung 5-2 verdeutlicht, dass der Verlauf der Simulation qualitativ die experimentellen Ergebnisse sehr gut abbildet. Dies wird sowohl durch die Steigung der Kurve als auch durch die Elongationen infolge Hygroexpansion und Mechano-Sorption unterstrichen. Ebenso zeigt die Größe des relativen Kriechens eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Auch diese Experimente deuten auf eine gewisse Streuung beim Kriechen hin, ohne dass dies jedoch quantifizierbar bleibt, da die Anzahl der Versuchskörper für eine solche Auswertung zu klein ist.

5.1.3. Biegeversuche von Moorkamp [78]

Moorkamp [78] führte neben Versuchen an Stützen, die im Versuchsaufbau den Experimenten im vorangegangenen Abschnitt entsprechen, Biegeversuche an Fichtenholzproben durch. Die Versuchskörper, die Querschnittsabmessungen von $b/d = 8/8$ cm und eine Länge von 400 cm haben, sind alle der Sortierklasse S10 nach DIN 4074 [30] zuzuordnen. Zur Minimierung von Schwindrissen und daraus resultierenden Messfehlern wurden Viertelhölzer (sogenanntes herzgetrenntes Holz) verwendet. Die Auswahl der Proben erfolgte dabei so, dass davon ausgegangen werden könne, es handle sich um eine Zufallsstichprobe aus der Grundgesamtheit. Es ist aber nicht möglich, die einzelnen Probekörper innerhalb der Grundgesamtheit bei diesem Verfahren einzuordnen. Die Versuche wurden als Vierpunktbiegeversuche durchgeführt, bei denen die Kragarme eine Länge von jeweils 125 cm und das Feld eine Länge von 150 cm aufweisen. Die Lasteinleitung erfolgte durch Anhängen von Gewichten an den Kragarmen. Die Lastgröße ermittelte Moorkamp [78] so, dass der Spannungsnachweis nach DIN 1052 (April 1988) [24] das Ergebnis ein Drittel bzw. zwei Drittel liefert. Grundlage ist die zulässige Biegespannung für Nadelholz S10 von 10 N/mm^2 . Die Vergleichsrechnung im Rahmen dieser Arbeit greift auf die Ergebnisse zurück, die mit einer Einwirkung von 455,2 N auf den Kragarm erzielt wurden.

Eine Steuerung des Umgebungsklimas fand während der Versuche nicht statt. Nach [78] handelt es sich beim Versuchsraum um einen nicht gedämmten Dachboden, der das Klima unbeheizter Räume repräsentiert. Jedoch erfolgte eine Aufzeichnung von Temperatur und relativer Luftfeuchte sowie deren natürliche Schwankungen, so dass eine virtuelle Betrachtung der Experimente jederzeit möglich und nachvollziehbar ist.

Besonders hervorzuheben ist bei dieser experimentellen Untersuchung die Versuchsdauer, die etwa 2600 Tage (entspricht etwa 7,1 Jahren) umfasste. Eine solch lange Experimentierphase ist besonders geeignet, um Modelle zu verifizieren. Der Bereich zwischen den Zeitpunkten 900 und 1100 Tage wurde durch fehlerhafte Aufzeichnung der Messwerte außer Acht gelassen.

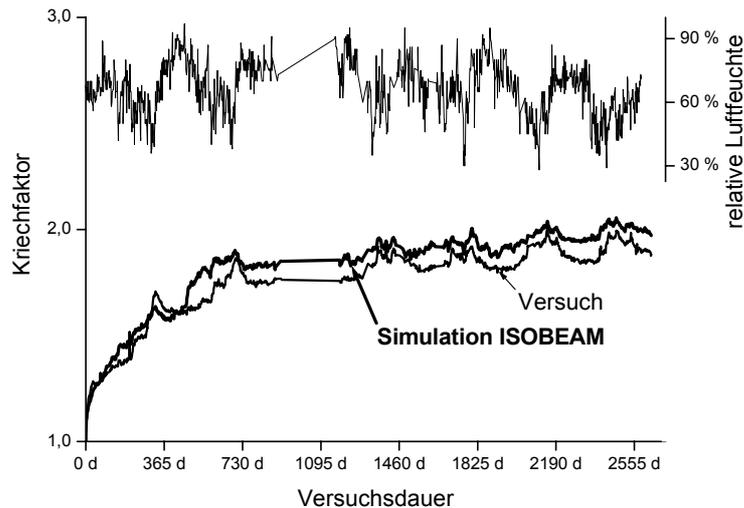


Abbildung 5-3: Vergleich der Versuchsergebnisse nach [78] mit den Simulationsergebnissen

Im Ergebnis zeigt sich auch bei den Vierpunktbiegeversuchen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Versuchsergebnissen und den Daten der Simulation (Abbildung 5-3). Dies gilt sowohl für den qualitativen als auch für den quantitativen Verlauf der Kurve. Ergänzend ist an dieser Stelle festzuhalten, dass die fehlenden Messwerte zur besseren Vergleichbarkeit auch aus den Simulationsdaten herausgenommen wurden. Die Simulation lief natürlich auch in diesem Bereich weiter. Die fehlenden Klimamesswerte wurden durch Anpassung an den übrigen Kurvenverlauf abgeschätzt. Der Vergleich der beiden Kurven in Abbildung 5-3 belegt darüber hinaus, dass der asymptotische Verlauf des Modells für lange Belastungsdauern zutreffend ist. Dies gilt trotz der Tatsache, dass weder im Versuch noch bei der Simulation ein Kriechendwert erreicht wird. Ergänzend ist an dieser Stelle festzuhalten, dass der Anteil des mechano-sorptiven Kriechens für diese Versuchsserie reduziert wurde. Ein Vergleich des Modells (siehe Abschnitt 4) mit den Versuchsergebnissen nach Moorkamp [78] führt zu einer Überschätzung der Versuchsergebnisse von etwa 15 %. Da das Modell aber bei den Zugversuchen und auch bei den Druckversuchen ebenso wie bei den vielfältigen Vergleichen von Becker [7] sehr gute Übereinstimmungen erzielte und andererseits auch das Kriechverhalten sowie die Hygroexpansion von Holz derzeit nicht quantifizierbaren stochastischen Einflüssen unterliegt, scheint diese Vorgehensweise gerechtfertigt zu sein.

5.2. Gegenüberstellung des Modells mit weiterem anerkanntem Modell

Eine weitere Möglichkeit zur Verifikation des Modells besteht in der Simulation fiktiver Versuche mit verschiedenen, in der Literatur veröffentlichten Versuchen. Im Rahmen dieser Arbeit wird das bereits in Abschnitt 2 vorgestellte Modell von Hanhijärvi [52] als Vergleichsbasis herangezogen. Solche Vergleiche sind gut geeignet, um unter klar definierten Randbedingungen die Güte des Modells zu beurteilen. Bei den experimentellen Versuchen ist es meist schwierig, die Randbedingungen exakt zu erfassen, da diese in der Regel nur grafisch angegeben sind. Insbesondere bei natürlichen Klimaszenarien ist es aufgrund der großen täglichen Schwankungen kaum möglich, eine quantitativ exakte Erfassung zu gewährleisten. Dennoch wird in diesem Abschnitt die Gegenüberstellung auch in Bezug auf die Versuchsserie von Moorkamp [78] vorgenommen.

5.2.1. Vergleich des Modells mit den Ergebnissen nach Hanhijärvi [52]

Die nachfolgenden Gegenüberstellungen beziehen sich auf einen virtuellen Vierpunktbiegeversuch. Der Einfeldträger weist eine Länge von 3,60 m auf und wird durch Einzellasten in den Drittelpunkten beansprucht (vgl. Abbildung 5-4). Die fiktive Holzgüte des rechteckigen Querschnitts ($b/d = 8/20$ cm) sei Nadelholz S10 mit dem zugehörigen Elastizitätsmodul von 1000 kN/cm^2 . Eine Variation der Holzeigenschaften entlang der Trägerlängsachse erfolgte nicht. Der Biegespannungsnachweis nach DIN 1052 (April 1988) [24] sollte eine Auslastung von 100 % im Ergebnis erzielen. Diese Voraussetzung führt zu einer Lastgröße von jeweils 4,4 kN in den beiden Lastangriffspunkten. Rein rechnerisch ergibt sich aus den genannten Randbedingungen eine elastische Durchbiegung von 1,37 cm. Dies entspricht etwa $1/264$ der Feldlänge 360 cm. Der Versuchsaufbau entspricht damit in wesentlichen Punkten den Angaben in DIN EN 408 [29].

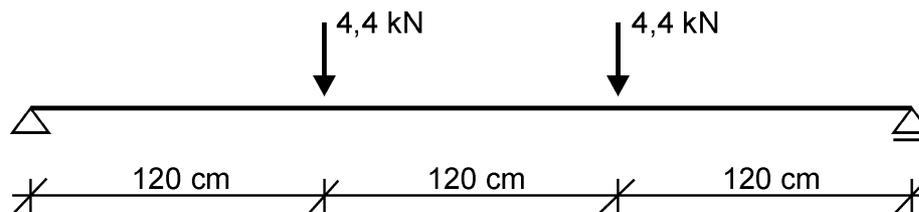


Abbildung 5-4: statisches System des virtuellen Vierpunktbiegeversuchs

Wie bereits erwähnt, charakterisiert das steuerbare Klimaszenario diese virtuellen Versuche. Die relative Luftfeuchte wurde dabei als gemittelttes Szenario für die Nutzungsklasse 2 angenommen. Der Maximalwert der relativen Luftfeuchte beträgt 86 %, der Minimalwert 74 %.

Abbildung 5-5 stellt die Ergebnisse des virtuellen Vierpunktbiegeversuchs dar. Der Kriechverlauf nach dem Modell von Hanhijärvi [52] wird mit den Ergebnissen nach dem Modell (Abschnitt 4) und der Variante mit reduziertem mechano-sorptiven Kriechen, wie es die Grafiken von Moorkamp [78] besonders gut nachbilden, verglichen.

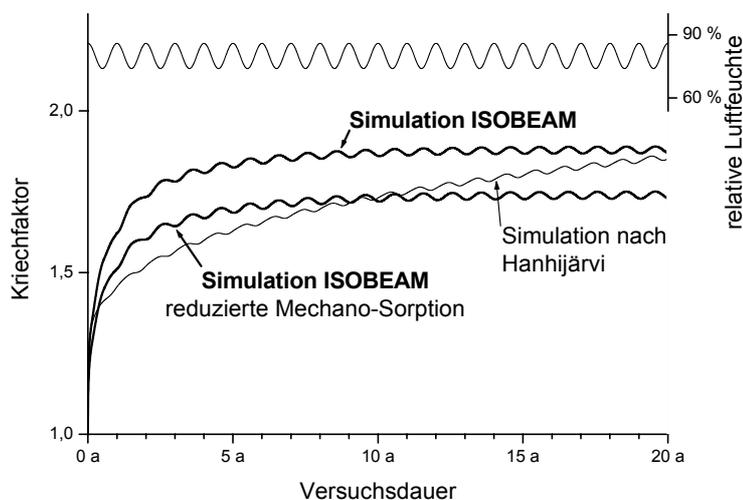


Abbildung 5-5: Ergebnisse des virtuellen Vierpunktbiegeversuchs

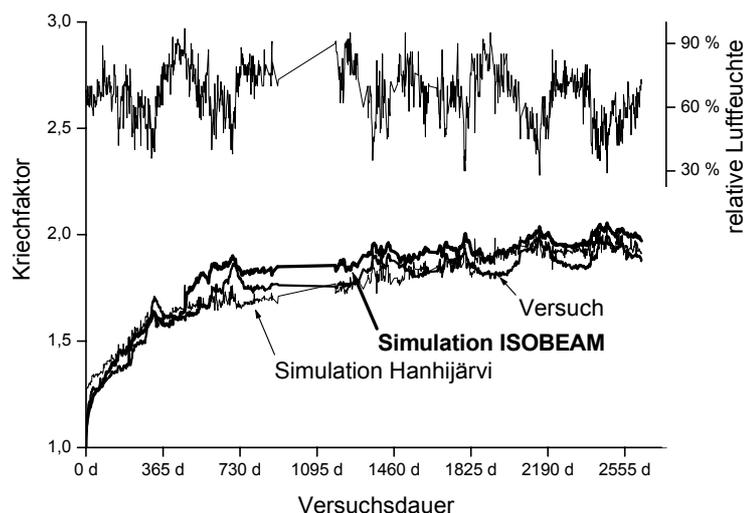


Abbildung 5-6: Modellrechnung am realen Experiment von Moorkamp [78]

Im Ergebnis zeigt sich, dass für den Fall des reduzierten mechano-sorptiven Kriechens eine Überschätzung des Kriechverlaufs nach Hanhijärvi [52] bis zu einem Zeitpunkt von etwa 10 Jahren stattfindet. Da das Modell von Hanhijärvi [52] strukturell bedingt eine stetig ansteigende Tendenz aufweist, die erst bei einem Kriechfaktor von vier beschnitten wird, unterschätzt das hier verwandte Modell die Kurve ab diesem Zeit-

punkt. Anders stellt sich das Verhalten bei Verwendung des Modells ohne Reduktion im Bereich des Kriechens dar. Bis zum Zeitpunkt von 20 Jahren, der für die späteren Untersuchungen als Basis fungiert, überschätzt das Modell grundsätzlich das Verhalten des Modells nach Hanhijärvi [52]. Ab dem Zeitpunkt von 20 Jahren ist mit einer Umkehr zu rechnen, da hier wiederum die weiterhin steigende Tendenz des Vergleichsmodells zu noch größeren Kriechverformungen führt. Das hier verwandte Modell hingegen strebt einem Endwert des Verformungsverhaltens zu. Lediglich die Auswirkungen der Hygroexpansion variieren noch die Verformung.

Ein solch asymptotisches Verhalten wird durch die Biegeversuche von Moorkamp [78], die schon näher beschrieben wurden, bestätigt.

6 Vorgehensweise der Simulation

Der folgende Abschnitt erläutert die Vorgehensweise der Simulationen. Unter „virtuellen Versuchen“ wird dabei die numerische Simulation von Bauteilen mit einem entsprechenden Computerprogramm verstanden. Hier handelt es sich um die Betrachtung von Bauteilen aus Holz mit dem Computerprogramm ISOBEAM, welches bereits ausführlich beschrieben wurde. Auf die Vor- und Nachteile solcher virtuellen Versuche im Vergleich zu experimentellen Untersuchungen wird an dieser Stelle nicht mehr eingegangen, sondern auf Abschnitt 4 verwiesen. Zunächst wird die Vorgehensweise der Simulationen bei Biegeträgern erörtert, welche zu Voruntersuchungen herangezogen wurden. Anschließend werden die Untersuchungen an Stützen aus Holz im Detail beschrieben. Die Ergebnisse der einzelnen Analysen sind nachfolgend in Abschnitt 7 zu finden. Abschließend wird die stochastische Auswertung der Ergebnisse näher erläutert.

6.1. Voruntersuchungen an Biegebalken

Ziel dieser Untersuchung ist es, den Einfluss des in der Zug- und Druckzone jeweils unterschiedlich von der Holzfeuchte abhängigen Elastizitätsmoduls auf den Biegeelastizitätsmodul zu erschließen. Ein weiteres Ziel dieser Analysenserie ist die Bestimmung des Einflusses der Holzfeuchte auf die Bruchspannung und den Elastizitätsmodul.

6.1.1. Geometrische Randbedingungen

Die Abmessungen des Biegeträgers entsprechen den Angaben der DIN EN 408 (April 1996) [29]. Aus der gewählten Querschnittsabmessung $b/h = 16/16$ cm, die mit der Abmessung der geplanten virtuellen Stützenversuche übereinstimmt, ergeben sich die einzelnen Längenabschnitte des Probekörpers, wie sie in Abbildung 6-1 dargestellt sind. Der Abschnitt zwischen den beiden Einzellasten beträgt etwa das 5,6fache der Höhe und unterschreitet das geforderte Maß um etwa das 0,4fache der Höhe oder 6 cm. Der Abstand eines Auflagers zur nahe liegenden Last errechnet sich zu etwa dem 6,6fachen der Höhe, was sich im Toleranzbereich der Norm von $(6 \pm 1,5) \cdot h$ bewegt. Die Gesamtlänge des virtuellen Probekörpers beträgt demzufolge 300 cm. Als statisches System wurde, entsprechend Abbildung 6-1, ein Vierpunktbiegeversuch gewählt. In [98] wurden vergleichsweise auch Untersuchungen an Dreipunktbiegeversuchen durchgeführt. Die Unterschiede in den Ergebnissen sind so marginal, dass in dieser Arbeit nur die Ergebnisse des Vierpunktbiegeversuchs erörtert werden.

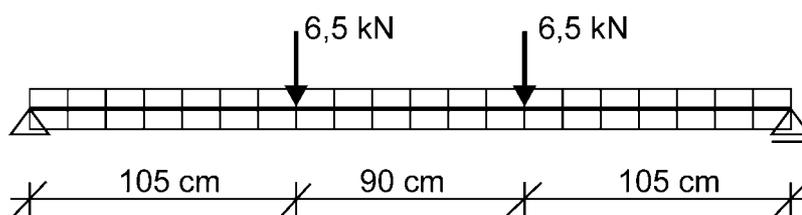


Abbildung 6-1: Statisches System der virtuellen Vierpunktbiegeversuche

Die Länge jeder einzelnen Zelle ergibt 15 cm. Dieses Maß entspricht den Randbedingungen, wie sie in Abschnitt 4.2.1 definiert sind. Die Anordnung der Zellen kann ebenfalls der Abbildung 6-1 entnommen werden. Dort ist auch die Lagerung des virtuellen Biegeträgers gekennzeichnet. Ein Auflager ist dabei fest, das andere gleitend, so dass sich ein statisch bestimmt gestützter Balken ergibt.

6.1.2. Materialeigenschaften

Jede der oben beschriebenen Zellen wird entsprechend den Ausführungen nach Abschnitt 4.7 eine Rohdichte und ein Maß der Ästigkeit stochastisch zugeordnet. Daraus abgeleitet, ergibt sich für jeden Teilabschnitt ein Wert für die Festigkeit und ein Wert für den Elastizitätsmodul, die nach den bereits erläuterten Gesetzmäßigkeiten korrelieren. Diese Werte beziehen sich auf eine Ausgleichsfeuchte des Holzes von 12 % und sollen die Materialvoraussetzungen von Nadelholz S10 [30] erfüllen. Für eine Versuchsserie wurde eine Stichprobe von 999 virtuellen Balken zufällig aus der Grundgesamtheit gezogen.

Als Materialgesetze liegen diejenigen, die in Abschnitt 4.7.5 beschrieben wurden, zugrunde. Für den Druckbereich wurde eine Abminderung der Festigkeit um 2,25 % je Prozent Holzfeuchteänderung (vgl. Abschnitt 4.5.5), im Zugbereich eine Abminderung von 0,85 % je Prozent Holzfeuchteänderung angesetzt.

6.1.3. Klimatische Randbedingungen

Da die Untersuchungen an den Biegebalken ohne Einfluss der hygrothermischen Langzeiteffekte durchgeführt wurden, ist die Holzfeuchte für eine Versuchsserie konstant. Folgende Holzfeuchten kamen zum Einsatz:

$u_{\text{Holz}} =$	6 %	9 %	12 %	15 %	18 %	21 %	24 %	27 %	30 %
---------------------	-----	-----	------	------	------	------	------	------	------

Tabelle 6-1: zur Analyse verwandte konstante Holzfeuchtestufen

6.1.4. Belastungsannahmen

Nach [29] ist zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls unerlässlich, dass Belastung rein elastische Materialantworten erzeugt. Es dürfen folglich durch die Belastung keine plastischen Dehnungen auftreten. Dies kann am besten durch Einhalten der Grenzspannung nach [24] gewährleistet werden.

Es ergibt sich somit:

$$\frac{M/W}{\text{zul. } \sigma_B} = \frac{F \cdot a / b \cdot h^2 / 6}{\text{zul. } \sigma_B} \leq 1 \Rightarrow F = \frac{\text{zul. } \sigma_B \cdot b \cdot h^2}{6 \cdot a} \quad (6-1)$$

$$F = \frac{1 \frac{\text{kN}}{\text{cm}^2} \cdot 16 \text{ cm} \cdot (16 \text{ cm})^2}{6 \cdot 105 \text{ cm}} = 6,5 \text{ kN}$$

Die Belastung erfolgte an den Punkten, wie sie der Abbildung 6-1 entnommen werden können, also etwa in den Drittelpunkten.

6.1.5. Durchführung der virtuellen Vierpunktbiegeversuche

Nach den bisherigen Beschreibungen wurden 999 Biegebalken virtuell hergestellt und zunächst, wie in vorherigem Abschnitt beschrieben, belastet. Zu diesem Zeitpunkt wurde die Verformung gemessen. Damit ist es möglich, den Biegeelastizitätsmodul zu bestimmen. Die virtuellen Versuchsserien mit ihren jeweils 999 Elementen wurden dabei getrennt nach den Holzfeuchtestufen nach Tabelle 6-1 analysiert. Die Berechnung des E-Moduls basiert auf folgendem Zusammenhang:

$$E_{\text{Biegung}} = \frac{\left(3 - 4 \cdot \left(\frac{a}{\ell}\right)^2\right) \cdot \left(\frac{a}{\ell}\right) \cdot \Delta F \cdot \ell^3}{24 \cdot I \cdot \Delta w} \quad (6-2)$$

mit	E_{Biegung}	Biegeelastizitätsmodul
	ℓ	Feldlänge des virtuellen Biegebalkens
	a	Abstand vom Auflager bis zum Lasteinleitungspunkt
	ΔF	= $F_2 - F_1$, Differenz der aufgetragenen Belastung
	Δw	= $w_2 - w_1$, Differenz der gemessenen Verformung
	I	Flächenmoment 2. Grades

Anschließend wurde die Belastung stufenweise um 0,1 kN je Schritt bis zum Bruch des Biegeträgers erhöht. Die Belastung, der der Biegeträger gerade noch widerstehen kann, wird als Bruchlast aufgezeichnet, aber im Rahmen dieser Arbeit nicht näher ausgewertet.

6.2. Untersuchungen an Druckgliedern

Der nachfolgende Abschnitt beschreibt alle Grundsätze der Simulationen. Dazu zählen die geometrischen Randbedingungen, die stochastischen Materialparameter, die verschiedenen Einwirkungen wie Belastung, Klima und Imperfektionen sowie die gewählte Zeitinkrementierung. Die einzelnen Untersuchungsziele sowie die dazugehörigen Herangehensweisen werden im nächsten Abschnitt näher erläutert.

6.2.1. Geometrische Randbedingungen

Für die einfachen Druckglieder werden die vier Standardfälle nach Euler angenommen. Da die Querschnittsabmessungen zunächst konstant bei $b/h = 16/16$ cm sein sollen, werden die gewählten Schlankheitsgrade vorgegeben und die tatsächliche Länge der zu untersuchenden virtuellen Stütze rechnerisch ermittelt:

$$L_{\text{Stütze}} = \frac{h \cdot \lambda}{\sqrt{12 \cdot \beta}} \quad (6-3)$$

mit

$L_{\text{Stütze}}$	Systemlänge der zu untersuchenden Stütze
h	Querschnittshöhe
λ	Schlankheitsgrad
β	Knicklängenbeiwert zur Berücksichtigung der Lagerung

Mit der Zielstellung, Schlankheitsgrade zu definieren, ergeben sich zwangsläufig Stützenlängen, die nicht dem Vielfachen der Solllänge einer einzelnen Zelle von 15 cm entsprechen. Prinzipiell wäre es an dieser Stelle möglich, die Stützenlänge auf ein Vielfaches von 15 cm anzupassen und den Schlankheitsgrad somit zu verändern, oder die Stützenlänge und damit auch den Schlankheitsgrad nicht zu verändern und damit die Zellenlänge anzupassen. Die Abweichungen sind gering und liegen alle unter 2,6 %. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Zellenlänge modifiziert. Aus der nachfolgenden Tabelle kann für den Eulerfall 2 in Abhängigkeit der Schlankheit die Stützen- und die Zellenlänge sowie die Abweichung bezogen auf die Sollzellenlänge von 15 cm abgelesen werden.

Schlankheit λ [-]	Stützenlänge L [cm]	Elementanzahl [-]	tatsächliche Elementlänge [cm]	Abweichung zur Sollelementlänge [%]
20	92,38	6	15,40	2,6
40	184,75	12	15,40	2,6
60	277,13	18	15,40	2,6
80	369,50	25	14,78	-1,5
100	461,88	31	14,90	-0,7
120	554,26	37	14,98	-0,1
140	646,63	43	15,04	0,3
160	739,01	49	15,08	0,5
180	831,38	55	15,12	0,8
200	923,76	62	14,90	-0,7

Tabelle 6-2: geometrische Randbedingungen im Eulerfall 2 für $b/h = 16/16$ cm

Auf eine Betrachtung der anderen Eulerfälle wird an dieser Stelle verzichtet. Im Rahmen eines von der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) geförderten Forschungsvorhabens [91] wurde festgestellt, dass die Unterschiede der einzelnen klassischen Eulerfälle bezogen auf die gleiche Schlankheit im marginalen Bereich liegen. Andererseits würde sich aber auch der Umfang der virtuellen Versuche um den Faktor vier erhöhen. Einen weiteren entscheidenden Vorteil bringt die beidseitig gelenkige Lagerung des Druckstabes Eulerfall 2 mit sich. Der Einfluss der Verbindungsmittel, der sich bei eingespannten bzw. elastisch eingespannten Lagerungen grundsätzlich einstellt, spielt keine Rolle. Da aber gerade das Kriechen im Bereich von Verbindungsmitteln noch nicht abgesichert erforscht wurde, sind somit die Ergebnisse für die Druckstäbe der Eulerfälle 1, 3 und 4 mit Unsicherheiten behaftet, die sich zudem kaum quantifizieren lassen.

6.2.2. Materialparameter

Wie bereits bei den Biegeträgern beschrieben (vgl. Abschnitt 6.1.2), werden auch bei Druckgliedern aus Holz jeder virtuellen Zelle die nach den stochastischen Gesichtspunkten ermittelten Festigkeitswerte und die Werte für den Biegeelastizitätsmodul zugeordnet. Auch hier beträgt die Stichprobe 999 Elemente aus der Grundgesamtheit aller Elemente. Die Stichprobe repräsentiert die Sortierklasse S10 (Nadelholz) nach [30].

6.2.3. Imperfektionen

Die geometrischen Imperfektionen werden nach den Vorgaben aus Abschnitt 4.6.3 probabilistisch verteilt angesetzt.

6.2.4. Belastung

Die Belastung wird im Rahmen dieser Arbeit mittig aufgebracht und erzeugt Biegemomente zunächst nur durch geometrische Imperfektionen, nicht aber durch ausmittige Lasteinleitung.

Belastungshistorie

Zunächst ist die Belastung während des Versuchszeitraumes konstant. Diese Vorgehensweise findet einerseits ihre Begründung, die sich im Wesentlichen auf die Einwirkungszeit stützt, in den Ausführungen des Abschnittes 4.6. Andererseits liegt diese Vorgehensweise auch den Arbeiten von Rautenstrauch [89] und Becker [7] prinzipiell zugrunde. Rautenstrauch [89] verfolgte die Strategie, die Gesamtlast so groß festzulegen, dass die Bruchlast, die durch Laststeigerung ohne Kriecheinfluss am Ende des gewählten Versuchszeitraumes aufgenommen werden kann, einen vorher definierten Sicherheitsabstand von $\gamma = 2,0$ zur Gesamtlast aufweist. Als Dauerlast wird der Anteil verwendet, der der ständigen Last an der Gesamtlast entspricht. Becker [7] hingegen definiert die Dauerlast so, dass unter Einfluss des hygrothermischen Langzeitverhaltens genau unter dieser Last ein Versagen zum Ende des Versuchszeitraumes auftritt. Versagen definiert sich dabei als erkennbares Kriechen im tertiären Stadium, das heißt, die Verformungsgeschwindigkeit nimmt wieder zu, was unweigerlich zum Versagen bzw. zum Bruch führt. Die Differenz zwischen der aufnehmbaren Belastung nach Norm und der Dauerlast wird als Sicherheitsabstand betrachtet. Damit verlagert sich der Sicherheitsfaktor einseitig auf die Widerstandsseite, was der Vorgehensweise der älteren Normengeneration mit dem globalen Sicherheitsbeiwert entspricht.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein ähnliches Konzept wie in [89] verfolgt. Das Konzept wurde aber durch das Teilsicherheitskonzept bedingt modifiziert. Allerdings wird an dieser Stelle die rechnerisch maximale Last nach Norm ermittelt und als Dauertraglast für die virtuellen Versuche verstanden. Damit kann am Ende des Versuchs die Sicherheit der Dauertraglast bzw. der Volllast gegenüber der Bruchlast festgestellt werden.

Rechnerisch maximal mögliche charakteristische Last nach DIN 1052 (August 2004) [25]

Dazu ist es zunächst erforderlich, die nach DIN 1052 (August 2004) [25] maximal mögliche Belastung zu ermitteln. Durch die unterschiedlichen Teilsicherheitsbeiwerte in Abhängigkeit von der Einwirkungsart ist die Belastbarkeit eines Druckgliedes aus Holz mit vorgegebenen Querschnittsmaßen nicht mehr konstant. Um die Belastbarkeit als Basis für die virtuellen Versuche ermitteln zu können, wird zunächst die Bemessung nach Spannungstheorie II. Ordnung zugrunde gelegt.

$$\left(\frac{\sigma_{c,0,d}}{f_{c,0,d}} \right)^2 + \frac{\sigma_{m,d}}{f_{m,d}} \leq 1 \quad (6-4)$$

mit	$\sigma_{c,0,d}$	Bemessungswert der Drucknormalspannung
	$f_{c,0,d}$	Bemessungswert der Druckfestigkeit
	$\sigma_{m,d}$	Bemessungswert der Biegenormalspannung
	$f_{m,d}$	Bemessungswert der Biegefestigkeit

Für die Durchführung der virtuellen Versuche sind jedoch die charakteristischen Einwirkungsgrößen von Interesse:

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N_d}{A} = \frac{\gamma_F \cdot N_k}{A} \quad (6-5)$$

mit	$\sigma_{c,0,d}$	Bemessungswert der Drucknormalspannung
	$N_{d(k)}$	Bemessungswert (charakteristischer Wert) der Normalkraft
	A	Querschnittsfläche der Stütze

Der Sicherheitsfaktor γ_F ist, wie bereits erwähnt, nach den aktuellen Normenkonzepten nicht konstant, sondern hängt vom Anteil ständiger bzw. nicht ständiger Lasten ab. Nach DIN 1055-100 [26] sind vielfältige Lastkombinationen erforderlich, wenn verschiedene, nicht ständige Lasten angreifen. Eine solche Differenzierung wird an dieser Stelle nicht vorgenommen. Ausgehend davon, dass es sich bei der nicht ständigen

Belastung um die so genannte „vorherrschende nicht ständige Einwirkung“ (siehe [26]) handelt, wird der Kombinationsbeiwert ψ zu eins. In Abhängigkeit des Belastungsgrades (vgl. Gleichung 4.38) ergibt sich:

$$\gamma_F \cdot N_k = \gamma_G \cdot G_k + \gamma_Q \cdot Q_k = \gamma_G \cdot \frac{g}{g+q} \cdot N_k + \gamma_Q \cdot \left(1 - \frac{g}{g+q}\right) \cdot N_k \quad (6-6)$$

mit	γ_G	Teilsicherheitsbeiwert für ständige Lasten
	γ_Q	Teilsicherheitsbeiwert für nicht ständige Lasten
	G_k	ständige Lasten
	Q_k	nicht ständige Lasten
	N_k	= $G_k + Q_k$

Aus Gleichung (6-6) folgt:

$$\gamma_F = \gamma_G \cdot \frac{g}{g+q} + \gamma_Q \cdot \left(1 - \frac{g}{g+q}\right) \quad (6-7)$$

$$\sigma_{m,d} = \frac{M_d^{\text{II}}}{A} = w^0 \cdot N_d \cdot \frac{N_{ki} + \alpha \cdot N_d}{N_{ki} - N_d} = w^0 \cdot (\gamma_F \cdot N_k) \cdot \frac{N_{ki} + \alpha \cdot (\gamma_F \cdot N_k)}{N_{ki} - (\gamma_F \cdot N_k)} \quad (6-8)$$

mit	M_d^{II}	Bemessungswert des Biegemomentes infolge Theorie II. Ordnung
	α	Formbeiwert zur Berücksichtigung der Form der Momentenverteilung

Gleichung (6-8) hängt darüber hinaus von der so genannten kritischen Knicklast (Eulerlast) ab:

$$N_{ki} = \frac{E \cdot I \cdot \pi^2}{(\beta \cdot L_{\text{Stütze}})^2} \quad (6-9)$$

mit	E	Elastizitätsmodul
	I	Flächenmoment 2. Ordnung
	β	Knicklängenbeiwert zur Berücksichtigung der Lagerung
	$L_{\text{Stütze}}$	Systemlänge der zu untersuchenden Stütze

Aus Gleichung (6-5) und Gleichung (6-7) eingesetzt in Gleichung (6-4) folgt:

$$\left(\frac{\frac{\gamma_F \cdot N_k}{A}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}} \right)^2 + \frac{w^0 \cdot (\gamma_F \cdot N_k) \cdot \frac{N_{ki} + \alpha \cdot (\gamma_F \cdot N_k)}{N_{ki} - (\gamma_F \cdot N_k)}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{m,k}}{\gamma_M}} \leq 1 \quad (6-10)$$

Löst man die Gleichung (6-10) nach der charakteristischen Drucknormalkraft auf, erhält man eine Gleichung 3. Grades:

$$\gamma_F \cdot k_1 \cdot k_2^2 \cdot N_k^3 - (N_{ki} \cdot k_1 \cdot k_2^2 - \alpha \cdot \gamma_F) \cdot N_k^2 - (\gamma_F \cdot k_1 + N_{ki}) \cdot N_k + (N_{ki} + k_1) = 0 \quad (6-11)$$

mit	$k_1 = \frac{f_{m,k} \cdot W}{\frac{\gamma_M \cdot \gamma_F}{k_{\text{mod}}} \cdot w^0}$
	$k_2 = \frac{\frac{\gamma_M \cdot \gamma_F}{k_{\text{mod}}}}{f_{c,0,k} \cdot A}$

Mit Gleichung (6-11) kann nun die nach DIN 1052 (August 2004) [25] zulässige Höchstbelastung für eine Stütze aus Holz ermittelt werden. Dieser charakteristische Lastwert bildet die Basis für die weitere Vorgehensweise bei der Simulation.

Kriecherzeugende Belastung

Wie bereits erwähnt, hängt das Ergebnis aus Gleichung (6-11) vom Anteil der ständigen Last an der Gesamtlast ab. Die Größe der kriecherzeugenden Belastung unterscheidet sich in den wesentlichen Literaturstellen und hängt in gewissem Maße auch vom angestrebten Sicherheitskonzept ab. In Abschnitt 4.6 dieser Arbeit finden sich Hinweise auf die Anteile der äußeren Lasten in Bezug auf das kriecherzeugende Potenzial. Das heißt, dass im Rahmen dieser Arbeit die ständige Last in voller Höhe, die nicht ständigen Lasten, die im Wesentlichen durch Verkehrslasten repräsentiert werden, zu 43 % als kriecherzeugend eingestuft werden. Die charakteristische Gesamtlast der Stützen während des virtuellen Versuchs ermittelt sich daher zu:

$$N_{k, \text{virtueller Versuch}} = \left(0,57 \cdot \frac{G_k}{G_k + Q_k} + 0,43 \right) \cdot N_k \quad (6-12)$$

Der Anteil ständiger Last an der Gesamtlast variiert zwischen 0 % und 100 %. Der Wert 0 % darf nur als theoretischer Grenzwert verstanden werden. Tabelle 6-3 verknüpft die untersuchten Belastungsgrade mit den zugehörigen Belegungen der Stellen 3 nach Abschnitt 6.3.1.

	Belastungsgrade
000	$G_k / (G_k + Q_k) = 0,00$ das heißt $G_k = 0 \text{ kN}$
025	$G_k / (G_k + Q_k) = 0,25$
050	$G_k / (G_k + Q_k) = 0,50$
075	$G_k / (G_k + Q_k) = 0,75$
100	$G_k / (G_k + Q_k) = 1,00$ das heißt $Q_k = 0 \text{ kN}$

Tabelle 6-3: Belastungsgrade (Definition des Platzes 333 in der Bezeichnung, vgl. Abs. 6.3)

Tabelle A-1 listet die Ergebnisse nach Gleichung (6-12) in Abhängigkeit des Belastungsgrades und unter Berücksichtigung der kriecherzeugenden Belastungsanteile auf.

6.2.5. Stochastischer Einfluss

Die bisher genannten Einflüsse „Materialparameter“, „Imperfektionen“ und „Belastung“ haben alle stochastischen Charakter. Wie bereits in Abschnitt 4.6 und Abschnitt 4.7 erläutert, sind diese Einflüsse in Abhängigkeit gewisser Randbedingungen zufällig streuend. Auch wenn im Rahmen dieser Arbeit durch Vereinfachungen der Einfluss „Belastung“ als deterministisch betrachtet wird, ergibt sich durch den probabilistischen Ansatz der „Materialparameter“ und der „Imperfektionen“ eine Vielzahl von virtuellen Versuchen.

Die Analyse umfasst dabei pro Untersuchungsereignis, bestehend aus einem Schlankheitsgrad, 999 Stützen. Für eine Langzeitsimulation mit dem angestrebten virtuellen Versuchszeitraum von 20 Jahren ergäbe sich ein zu großer Umfang an Simulationen, verbunden mit einem gewaltigen Zeitaufwand. Zur Reduktion des im Rahmen dieser Arbeit nicht zu bewältigenden Aufwandes wird deshalb eine andere Strategie gewählt, die zunächst eine Aufteilung in Kurzzeit- und Langzeitereignisse vorsieht. Das heißt, dass für die Ermittlung der Stützenbelastbarkeit ohne den Einfluss hygrothermischer Langzeiteffekte alle zuvor beschriebenen 999 virtuellen Versuchskörper betrachtet werden. Die so ermittelten Ergebnisse können anschließend in eine Rangfolge gebracht werden und besetzen die Plätze 1 bis 999. Da im Holzbau üblicherweise für den Grenzzustand der Tragfähigkeit die 5 %-Fraktile und für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit die Mittelwerte verwendet werden, können aus der Rangliste nun die Plätze 50 und 500 als jeweils Repräsentierende herausgegriffen werden und den Langzeiteffekten unterzogen werden. Die Zulässigkeit dieser Herangehensweise wurde anhand von drei Schlankheiten im Rahmen einer Sondierungsuntersuchung überprüft. Akkermann [1] untersuchte für einen Fall alle 999 virtuellen Versuchskörper auch unter dem Einfluss der hygrothermischen Langzeiteffekte. Im Ergebnis sollte kontrolliert werden, ob die Elemente 50 und 500 der Rangliste für die Kurzzeitbelastbarkeit in der Rangliste der Langzeitbelastbarkeit die gleichen Plätze besetzen. Obwohl die Traglasten der unter dem Einfluss der Langzeiteffekte untersuchten Elemente von denen der Plätze 50 bzw. 500 kaum abwichen, änderten sich die Ranglistenplätze geringfügig, so dass eine Reduktion auf je ein repräsentatives Element für den 5 %-Fraktile oder den Mittelwert als zu unsicher eingestuft wird. Deshalb wurde eine Erweiterung des Untersuchungsbandes vorgenommen. Für die Langzeituntersuchung repräsentieren nun die Elemente 45 bis 55 den 5 %-Fraktile und die Elemente 495 bis 505 den Mittelwert. Diese Vorgehensweise, aus den 11 Elementen je Ereignis das arithmetische Mittel zu bilden, sichert

zum einen die Ergebnisse ab und bietet zum anderen die Möglichkeit, etwaige „Ausreißer“ zu erkennen. Dennoch muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass es sich bei dieser Vorgehensweise, die einen Fehler von weniger als 2,5 % im Extremfall herbeiführt, nicht um eine rein stochastische handelt, sondern um eine Näherung an eine solche. Durch die Minimierung des Zeitaufwandes ist es aber darüber hinaus möglich, das Ergebnisspektrum deutlich zu erweitern, indem die Variationsuntersuchungen in größerer Anzahl durchgeführt werden können. Für einzelne Untersuchungen musste das Spektrum nochmals verringert werden (vgl. Abs. 7.3.1).

6.2.6. Zeitinkrementierung

Die Zeitinkrementierung, die für die Simulationsrechnungen notwendig ist, beeinflusst zum einen die Genauigkeit der Ergebnisse und zum anderen die Berechnungszeit. In diesem Wechselspiel gilt es, ein Optimum zu finden, bei dem die Genauigkeit zufriedenstellend hoch und gleichzeitig die Berechnungszeit hinnehmbar niedrig gehalten wird.

Es muss zwischen zwei Ereignissen unterschieden werden. Kurz nach Aufbringung der Belastung ist das viskoelastische Kriechen das vorherrschende Ereignis der Langzeitbetrachtung. Zur Erzielung der Genauigkeit ist hier die entsprechend differenzierte Zeitinkrementierung von Bedeutung. Ein zweites Ereignis besteht in der Änderung der relativen Luftfeuchte und der daraus resultierenden Holzfeuchteänderung. An dieser Stelle hängt die Zeitinkrementierung also von der auftretenden Holzfeuchteänderung ab. Je größer die Änderung dieser pro Zeiteinheit ist, desto kleiner muss das Zeitinkrement sein, damit die Änderung der Holzfeuchte entsprechend verkleinert und auf mehrere Zeitinkremente aufgeteilt werden kann. Durch die Annäherung der tatsächlichen Klimaszenarien an trigonometrische Funktionen (siehe Abschnitt 4.4) wurde bereits eine Minimierung der Feuchteänderung herbeigeführt, so dass die Zeitinkremente entsprechend größer ausfallen konnten.

Abbildung 6-2 stellt aus der Untersuchung verschiedener Zeitinkremente die Fälle „ $\Delta t = 1 \text{ h}$ “ und „ $\Delta t = 24 \text{ h}$ “ ergebnisorientiert vor. Sie bestätigt den gewählten Ansatz, die Zeitinkrementierung auf 24 Stunden festzuschreiben, wobei der Fehler bei deutlich unter 1 % angesiedelt ist. Es wurde hier bewusst nicht auf eine angenäherte Klimasituation zurückgegriffen, sondern auf eine extremere Situation mit sprunghaften Wechseln der relativen Luftfeuchte.

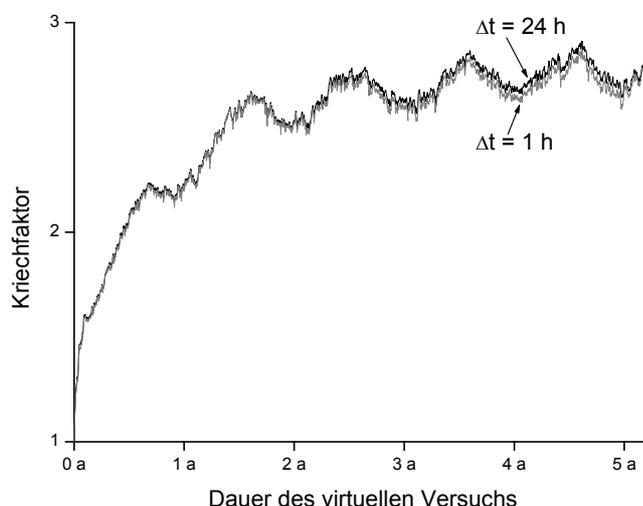


Abbildung 6-2: Einfluss der Zeitinkremente auf den Kriechfaktor

Die Gesamtlaufzeit der virtuellen Versuche beträgt etwa 20 Jahre. Eine größere Zeitspanne vergrößert dabei den Fehler der Untersuchung, ohne dass dieser abgeschätzt werden könnte, da entsprechende experimentelle Untersuchungen gegenwärtig nicht vorliegen. Da aber das in Abschnitt 4 beschriebene Modell im Wesentlichen an Experimenten mit einer Laufzeit von bis zu 3 Jahren geeicht wurde und im Rahmen dieser Arbeit an den Ergebnissen von Moorkamp [78], die sich über 7 Jahre erstreckten, durch Extrapolation verifiziert wurde, darf der gewählte Zeitraum von 20 Jahren als ausreichend abgesichert betrachtet werden.

6.2.7. Randbedingungen durch klimatische Einflüsse

Als letzter der wesentlichen Einflüsse auf das hygrothermische Langzeitverhalten von Stützen aus Holz seien die klimatischen Randbedingungen erwähnt. Hierzu wird auf den Abschnitt 4.4 verwiesen, in dem so-

wohl die Klimaszenarien für die Nutzungsklassen 1 bis 3 nach [25] als auch die Beeinflussung durch zufällige Ereignisse erörtert wurden.

6.3. Variationsuntersuchungen bei Stützen

Der folgende Abschnitt definiert die Variationsuntersuchungen bei Stützen. Hierzu ist es zweckmäßig, zunächst eine allgemeine Bezeichnung der Untersuchungsserien festzulegen. Im Anschluss daran werden die Untersuchungen an den Stützen näher erläutert. Insbesondere der Einfluss der Steifigkeit, der Einfluss des Querschnitts, der Einfluss der klimatischen Randbedingungen sowie der Einfluss der Einbauholzfeuchte werden dabei analysiert.

6.3.1. allgemeine Festlegungen zur Bezeichnung

Die Bezeichnung der einzelnen Analysen besitzt zur besseren Übersicht 3 Kriterien: X111-222-333

Das erste Kriterium beschreibt mit einem Kennbuchstaben (vgl. Tabelle 6-4) die zugehörige Variationsuntersuchung und wird in den folgenden Abschnitten näher beschrieben. Die Platzhalter 1 in der Bezeichnung legen den variablen, entsprechend untersuchten Parameter fest.

X	Variationsuntersuchung
S	Variation der Steifigkeit, siehe Abschnitt 6.3.2
Q	Variation der Querschnittsabmessungen, siehe Abschnitt 6.3.3
K	Variation des Klimas, siehe Abschnitt 6.3.4
U	Variation der Einbauholzfeuchte, siehe Abschnitt 6.3.5

Tabelle 6-4: Übersicht über die Variationsuntersuchungen

Die Stellen „222“ beschreiben den Schlankheitsgrad der analysierten Stützen. Dieser wird grundsätzlich zwischen dem Wert 20 (Bezeichnung „020“) und dem Wert 200 (Bezeichnung „200“) mit Intervallen von 20 variiert (vgl. Tabelle 6-2). Die Platzhalter „333“ bestimmen den Belastungsgrad wie in Tabelle 6-3 definiert.

6.3.2. Einfluss der Biegesteifigkeit

Im Rahmen dieser Variationsanalyse soll erörtert werden, welcher Einfluss von einer höheren Biegesteifigkeit und der nach Norm daraus resultierenden höheren Belastung ausgeht. In DIN 1052 [25] ist für Einzelstäbe beim Nachweis nach Theorie II. Ordnung der 5%-Fraktilewert des Elastizitätsmoduls einzusetzen. Handelt es sich aber um ein Rahmensystem, so darf mit dem Mittelwert des Elastizitätsmoduls gerechnet werden. Diese Unterscheidung wurde zum Anlass genommen, den Einfluss der beiden Fraktilewerte auch bei einem einfachen Druckstab zu untersuchen. Erwartungsgemäß sind bei Verwendung des Mittelwertes höhere Lasten nach Norm möglich.

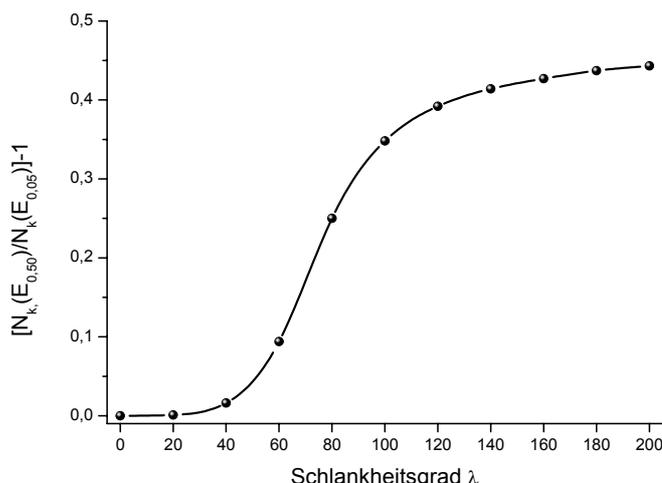


Abbildung 6-3: Erhöhung der Dauerlast des virtuellen Versuchs durch Änderung der Biegesteifigkeit

Dies verdeutlicht auch Abbildung 6-3, die die erhöhte Last für den virtuellen Versuch mit Basis des Mittelwertes des Elastizitätsmoduls im Vergleich zum 5%-Fraktilewert des Elastizitätsmoduls bildhaft darstellt. Danach ist der Einfluss bei sehr gedungenen Stäben vernachlässigbar, da in diesem Bereich der Knickeffekt eine

untergeordnete Rolle spielt. Bei sehr schlanken Stützen hingegen entspricht der Einfluss dem Verhältnis der beiden Fraktilewerte des Elastizitätsmoduls.

Tabelle A-2 gibt die Dauerlast des virtuellen Versuchs für den Fall an, dass der Mittelwert des Elastizitätsmoduls zugrunde liegt. Die Dauerlasten auf Basis des 5%-Fraktils des Elastizitätsmoduls können Tabelle A-1 entnommen werden.

Die klimatischen Randbedingungen entsprechen denen der Nutzungsklasse 2 (vgl. Abschnitt 6.3.4). Die Einbauholzfeuchte beträgt 12 %. Die analysierten Holzstützen aus Nadelholz S10 besitzen den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm.

Die Bezeichnung der Stellen X111 mit S05 steht für den 5%-Fraktilewert und die Bezeichnung S50 für den Mittelwert des Elastizitätsmoduls.

6.3.3. Einfluss des Querschnitts

Die Sicherheit von Druckgliedern aus Holz ist in starkem Maße von der Holzfeuchte abhängig. Wie bereits erläutert, wirkt sich die Holzfeuchte sowohl auf die mechanischen Eigenschaften wie Festigkeit und Elastizitätsmodul als auch auf das Kriechverhalten aus. Die Feuchte ist instationär über den Querschnitt verteilt. Dies bedeutet, dass der Querschnitt indirekt Einfluss auf das Tragverhalten von Holzstützen unter nicht konstanten klimatischen Randbedingungen ausübt. Zunächst wurde der quadratische Querschnitt beibehalten und um zwei weitere ergänzt.

Neben den quadratischen Stützen sind auch rechteckige Querschnitte von Interesse. Um insbesondere den Aufwand durch die stochastische Modellierung gering zu halten, wurden für die Analysen zunächst die Quadratstützen als Grundlage herangezogen. Die Höhe dieser Stützen wurde beibehalten und nur die Breite variiert. Da im Rahmen dieser Untersuchungen davon ausgegangen wird, dass die Stützen in Richtung der Querschnittsbreite gehalten sind, sind nur die Querschnittshöhen für das Ausknicken relevant. Die Variation der Breite bei gleichzeitiger Konstanz der Höhe hat den Vorteil, dass die Stützenlänge und der zugehörige Schlankheitsgrad zunächst gleich bleiben. Damit kann auch die stochastische Verteilung der mechanischen Eigenschaften unverändert bleiben. Dies führt neben der Reduktion des Rechenaufwands bei der Ermittlung der Kurzzeittragfähigkeit auch dazu, dass die Vergleichbarkeit zu den anderen Querschnitten, die aus dem gleichen quadratischen Querschnitt stammen, gewährleistet ist. Aus Tabelle 6-5 können die betrachteten Querschnitte abgelesen werden.

„1“	Beschreibung d. Variation	„1“	Beschreibung d. Variation
Q1616	$b/d = 16/16$ cm	Q0812	$b/d = 8/12$ cm
Q1212	$b/d = 12/12$ cm	Q1612	$b/d = 16/12$ cm
Q0808	$b/d = 8/8$ cm	Q1208	$b/d = 12/8$ cm
Q0816	$b/d = 8/16$ cm	Q1608	$b/d = 16/8$ cm
Q1216	$b/d = 12/16$ cm		

Tabelle 6-5: untersuchte Querschnitte und Definition des Platzhalters „1“ in der Bezeichnung

Durch die geänderten Querschnitte variieren auch die Dauerlasten nach Gleichung (6-12), was aus den Tabellen A-3 bis A-7 entnommen werden kann.

Die Steifigkeit im Rahmen dieser Variation wurde als 5%-Fraktilewert des Elastizitätsmoduls nach [25] angenommen, das Klimaszenario entspricht dem der Nutzungsklasse 2 nach [25]. Die Schlankheitsgrade und Belastungsgrade wurden wie bei den anderen Szenarien auch variiert.

6.3.4. Einfluss des Klimas

Wie im vorhergehenden Abschnitt definiert, spielt die Holzfeuchte eine entscheidende Rolle bei der Beurteilung der Sicherheit von Druckgliedern aus Holz. Da die Ausgleichsholzfeuchte unmittelbar von den klimatischen Randbedingungen, insbesondere von der relativen Luftfeuchte, abhängt, ist eine Untersuchung der verschiedenen klimatischen Situationen, wie sie in Abschnitt 4.4 beschrieben sind, notwendig. Speziell analysiert wurden die Einflüsse, die infolge der angenäherten Klimasituationen für die Nutzungsklassen eins bis drei nach DIN 1052 [25] entstehen.

„1“	Beschreibung der Variation
K1	Nutzungsstufe 1, vgl. Gleichung (4.14)
K2	Nutzungsstufe 2, vgl. Gleichung (4.16)
K3	Nutzungsstufe 3, vgl. Gleichung (4.18)

Tabelle 6-6: verwendete Klimaszenarien und Definition des Platzhalters „1“ in der Bezeichnung

Prinzipiell ist es aber möglich, dass die zu untersuchende Stütze zu einem beliebigen Zeitpunkt der relativen Luftfeuchte–Zeit–Beziehung eingebaut und belastet werden könnte. Deshalb ist es notwendig, im Rahmen einer Voruntersuchung verschiedene Szenarien für den Zeitpunkt des Einbaus und des Versuchsendes zu untersuchen. Es sind dabei jeweils vier Zeitpunkte zu betrachten (Punkte A1 bis A4 bzw. E1 bis E4 nach Abbildung 6-4).

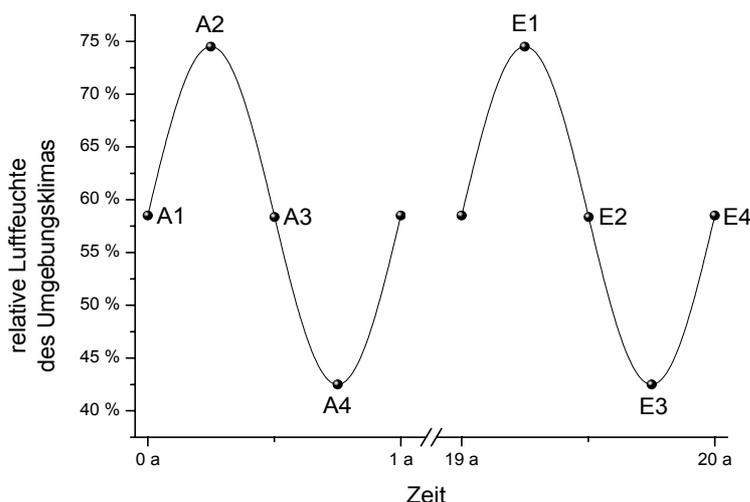


Abbildung 6-4: Mögliche Startpunkte (A1 bis A4) und Endpunkte (E1 bis E4) der Simulationen in der Feuchtehistorie

6.3.5. Einfluss der Einbauholzfeuchte

In einer weiteren Analyse soll der Einfluss der Einbaufeuchte auf die Sicherheit von Druckgliedern aus Holz überprüft werden. Die Einbauholzfeuchte zwischen 6 % und 30 % wird stufenweise variiert. Außerhalb dieses Bereiches lässt sich keine Relevanz zum Bauwesen herstellen. Für darüber liegende Holzfeuchten ist der Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften vernachlässigbar. Werte unter 6 % Holzfeuchte dagegen sind eher theoretischer Art und spielen in der Baupraxis keine entscheidende Rolle. Die betrachteten Feuchtestufen sowie die zugehörige Bezeichnung können der Tabelle 6-7 entnommen werden.

„1“	U06	U09	U12	U15	U18	U21	U24	U27	U30
$u_{\text{Holz}} =$	6 %	9 %	12 %	15 %	18 %	21 %	24 %	27 %	30 %

Tabelle 6-7: zur Analyse verwendete Einbauholzfeuchtestufen und zugehörige Bezeichnung (Platzhalter 1)

Wie bei den vorhergehenden Variationsuntersuchungen wird auch hier der Belastungsgrad und der Schlankheitsgrad variiert. Für die Dauerlastermittlung wurde ein Querschnitt $b/h = 16/16$ cm aus Nadelholz S10 mit dem 5%-Fraktilwert des Elastizitätsmoduls zugrunde gelegt. Das der Nutzungsstufe 2 entsprechende Klimaszenario wurde verwendet.

6.4. Stochastische Auswertung

Da die Materialparameter, wie bereits erläutert, auf der Basis stochastischer Grundsätze zufällig ausgewählt wurden, ist zu erwarten, dass auch die Ergebnisse - und hier insbesondere die Traglasten - diesen zufallsabhängigen Kriterien gehorchen. Um die Ergebnisse besser interpretieren zu können, ist es notwendig, die grundlegenden Zusammenhänge zu kennen.

Die zentrale Fragestellung bei Experimenten und folglich auch bei virtuellen Versuchen ist jene, ob die betrachtete Stichprobe zur Grundgesamtheit gehört. Aus der Antwort kann auch die Verteilungsfunktion der Grundgesamtheit, ihre Existenz vorausgesetzt, abgeleitet werden.

Da es sich bei der Stochastik, nimmt man den lateinischen Ursprung *ars conjectandi* als Bezug, um die Kunst des Vermutens handelt (vgl. [5]), beeinflusst der Stichprobenumfang, also die Anzahl der betrachteten Elemente, die aus den virtuellen Versuchen gewonnenen Ergebnisse entscheidend. Umgekehrt kann auch die Mindestanzahl der virtuellen Versuche abgeschätzt werden.

6.4.1. Stochastische Prinzipien

Zunächst ist es notwendig, die grundlegenden Begriffe abzugrenzen, insbesondere vor dem Hintergrund, dass in verschiedenen Literaturstellen teilweise unterschiedliche Definitionen benutzt werden bzw. einige Definitionen nicht auf das Bauwesen übertragbar sind.

Insbesondere der Begriff Grundgesamtheit lässt sich durch die Randbedingungen im Bauwesen nach Einschätzung einiger Autoren (vgl. [35]) nicht übertragen. Fischer [35] vertritt diese Ansicht nicht und hält es gerade im technischen Bereich für unerlässlich, den Begriff der Grundgesamtheit, den er als die Menge definiert, die alle Elemente erfasst, die zu einer Zufallsvariablen gehören sollen, zu verwenden. Im Rahmen dieser Arbeit wird ebenfalls am Begriff der Grundgesamtheit, deren Anzahl von Elementen gegen unendlich strebt, festgehalten.

Ziel muss es deshalb sein, aus den betrachteten Stichproben auf die Verteilungsfunktion der Grundgesamtheit zu schließen bzw. deren Parameter zu schätzen. Bei der Stichprobe handelt es sich um ein Element aus der Grundgesamtheit, welches die Wesensmerkmale sowie die geforderten Eigenschaften dieser trägt und welches die gleiche Möglichkeit wie eine andere Stichprobe haben muss, in den Stichprobenraum zu gelangen. Dieser fasst alle Elemente der Stichprobenerhebung zusammen und hat den Umfang von n Realisierungen. Der Umfang des Stichprobenraums nimmt signifikanten Einfluss auf die Wahrscheinlichkeit, ob die Verteilung des Stichprobenraumes mit der der Grundgesamtheit übereinstimmt. Dies lässt sich auch aus dem Hauptsatz der Mathematischen Statistik nach Gliwenko (in [5]) ableiten:

„Die mit Hilfe von Stichproben der Länge n gewonnenen empirischen Verteilungsfunktionen einer Zufallsgröße konvergieren mit der Wahrscheinlichkeit 1 gleichmäßig gegen die wahre Verteilungsfunktion dieser Zufallsgröße, falls der Stichprobenumfang n gegen Unendlich strebt“ ([5], S. 336).

Dies bedeutet, dass der Stichprobenumfang n entscheidenden Einfluss auf die Aussagekraft der Stichprobe nimmt. Im Gegensatz dazu beeinflusst der Umfang der Grundgesamtheit diese Aussagekraft nicht.

Im Rahmen von Experimenten ist es selbstverständlich nicht möglich, den Stichprobenumfang n gegen unendlich zu bewegen. Dies ist auch dann nicht realisierbar, wenn, wie im vorliegenden Fall, virtuelle Versuche durchgeführt werden, deren Umfang deutlich größer sein kann als der herkömmlicher Experimente.

Wie den Ausführungen bereits zu entnehmen ist, hängt die Qualität der Aussage vom Umfang ab. In der mathematischen Statistik spricht man vom so genannten Signifikanzniveau einer Stichprobe, das beschreibt, mit welcher Irrtumswahrscheinlichkeit α man die empirische Verteilung des Stichprobenraumes fälschlicherweise auf die Grundgesamtheit überträgt. Ziel muss es selbstverständlich sein, das Signifikanzniveau so hoch wie möglich anzusetzen. Das Signifikanzniveau hängt umgekehrt auch vom Stichprobenumfang n ab.

6.4.2. Vorgehensweise bei den durchgeführten Untersuchungen

Prinzipiell werden bei den durchgeführten virtuellen Versuchen 999 Stichproben untersucht, die, wie bereits beschrieben, auf einer Rangliste angeordnet werden. In der Literatur wird dies auch als Urliste bezeichnet, die die Zusammenstellung aller zur Messung ausgewählten Merkmale vereint. Einschränkend wird darauf hingewiesen, dass die Urliste nicht, wie im Rahmen dieser Arbeit, zwingend in der Reihenfolge der Ergebnisse sortiert sein muss. Aus den Messwerten der Urliste können verschiedene statistische Merkmale ermittelt werden. Mit deren Hilfe werden verschiedene Verteilungen verglichen.

Eine erste signifikante statistische Größe ist der Mittelwert. Zu jeder unter Abschnitt 6.3 beschriebenen Variationsuntersuchung (Kurzzeitbelastung) wird dabei das arithmetische Mittel, welches den Durchschnitt aller Messwerte repräsentiert, gebildet:

$$\bar{x} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n x_i \quad (6-13)$$

Daneben wird aus der empirischen Verteilung der Ranglistenplatz 500 als Repräsentant des Mittelwertes (entspricht dem 50%-Fraktilewert) bestimmt. Dies wird auch als empirischer Median bezeichnet (vgl. [100]). Für einen ungeraden Stichprobenumfang, wie er im Rahmen dieser Arbeit vorliegt, ergibt sich:

$$\tilde{x} = x_{\left(\frac{n+1}{2}\right)} = x_{500} \quad (6-14)$$

Begründet wird diese Vorgehensweise auch mit derjenigen für verteilungsfreie Fraktilewerte, die in [36] beschrieben wird. Dort werden zunächst die Fraktilewerte x_p oder p -Fraktile definiert. Eine Größe X aus dem Stichprobenraum unterschreitet mit der Wahrscheinlichkeit p den Fraktilewert x_p :

$$P(X \leq x_p) = p \quad (6-15)$$

$$x_p = x_{i+1} \quad (6-16)$$

mit i ganzzahliger Anteil des Produktes $n \cdot p$
 n Umfang des Stichprobenraumes

Im vorliegenden Fall ergibt sich Folgendes:

$$p = 0,50 \quad n \cdot p = 999 \cdot 0,50 = 499,5 \rightarrow i + 1 = 500$$

Der Mittelwert alleine kann eine statistische Verteilung nicht eindeutig charakterisieren, da er nichts über die Ausbreitung der Messwerte aussagt. Hierzu ist die Definition von Streuungsmaßen notwendig. Im Rahmen dieser Arbeit wird die empirische Standardabweichung bestimmt:

$$s = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2} \quad (6-17)$$

Als weiteres Ergebnis der Statistik wird der empirische 5%-Fraktilewert als Vertreter der empirischen Quantile bzw. Fraktile ermittelt. In Analogie zum empirischen Median (vgl. Gleichung (6-14)) gilt Folgendes:

$$\tilde{x}_{0,05} = x_{\left(\lceil n \cdot 0,05 \rceil + 1\right)} = x_{50} \quad (6-18)$$

6.4.3. Schätzungsproblematik

Ziel der Stichprobenuntersuchung ist es, eine Aussage über die Grundgesamtheit treffen zu können. Da die Parameter der Verteilung oder sogar die ganze Verteilung zunächst unbekannt sind, muss aus den im vorigen Abschnitt ermittelten statistischen Maßzahlen auf die Parameter der Grundgesamtheit geschlossen werden. Dazu gibt es verschiedene Schätzmethoden. Es stellt sich also die Frage nach den Randbedingungen, nach welchen die statistischen Maßzahlen der empirischen Verteilung auch als Schätzwert für die Grundgesamtheit herangezogen werden dürfen.

Von Fisher (in [100]) wurden vier Kriterien diesbezüglich benannt. Danach soll die Schätzung zunächst erwartungstreu und unverzerrt sein. Der Mittelwert der Schätzung muss mit dem Erwartungswert der Grundgesamtheit übereinstimmen. Des Weiteren soll die Schätzung konsistent sein. Steigt der Stichprobenumfang n und bewegt sich grenzwertig gegen Unendlich, müssen auch Schätzung und Parameter der Grundgesamtheit gegen den selben Wert streben. Die dritte Forderung sagt aus, dass bei zwei vorhandenen Schätzungen diejenige wirksamer und daher vorzuziehen ist, deren Varianz geringer ist. Die Effizienz steigt selbstverständlich mit kleiner werdender Varianz an. Die vierte Aussage fordert, die Schätzung soll erschöpfend bzw. suffizient sein. Aus der Schätzung müssen also alle die Grundgesamtheit betreffenden Aussagen getroffen werden können, eine weitere Schätzung darf keine zusätzlichen Angaben hervorbringen.

Nach Storm [100] gilt es als erwiesen, dass das arithmetische Mittel als Schätzung für die normalverteilte Grundgesamtheit allen anderen vorzuziehen ist. Gleiches gilt für die empirische Streuung. Genauso kann die Verteilungsfunktion aus der empirischen Verteilungsfunktion geschätzt werden.

Da es sich bei den Schätzungen nur um Näherungswerte handelt, ist zu erwarten, dass der unbekannte Parameter nicht unbedingt den Schätzwert punktgenau trifft. Daher muss eine statistische Aussage getroffen werden, mit welcher Wahrscheinlichkeit der wahre Parameter der Grundgesamtheit in einem vorgegebenen Intervall um den Schätzwert liegt. Die Wahrscheinlichkeit ε , dass der Parameter in diesem Intervall, welches in der Literatur als Konfidenzintervall bezeichnet wird, liegt, soll möglichst groß sein. Demzufolge soll im

Gegensatz zur statistischen Sicherheit ε die Irrtumswahrscheinlichkeit α , die die Differenz von ε zu Eins darstellt, möglichst gering sein.

Zunächst soll das Konfidenzintervall für den Erwartungswert auf der Basis der Schätzung als arithmetisches Mittel bestimmt werden. Die Streuung der Grundgesamtheit ist dabei unbekannt. In Storm [100] wird davon ausgegangen, dass die Stichprobenfunktion eine Student-(t-)Verteilung mit dem Konfidenzintervall für den Erwartungswert μ :

$$\bar{x} - t_{m,1-\frac{\alpha}{2}} \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} < \mu < \bar{x} + t_{m,1-\frac{\alpha}{2}} \cdot \frac{s}{\sqrt{n}} \quad (6-19)$$

mit	\bar{x}	arithmetisches Mittel
	$t_{m,1-\frac{\alpha}{2}}$	Quantil der t-Verteilung
	s	empirische Standardabweichung
	n	Anzahl der Elemente, hier: n = 999
	α	Irrtumswahrscheinlichkeit
	m	Freiheitsgrad, m = n – 1, hier: 998

besitzt. Setzt man voraus, dass die Irrtumswahrscheinlichkeit 5 % sein soll, ergibt sich:

$$t_{998,1-\frac{0,05}{2}} = 1,96$$

Die gleiche Vorgehensweise kann auch auf die Streuung übertragen werden. Allerdings wird hier davon ausgegangen, dass das Konfidenzintervall von der χ^2 -Verteilung abhängt:

$$\sqrt{(n-1) \cdot \frac{s^2}{\chi_{m,1-\frac{\alpha}{2}}^2}} < \sigma < \sqrt{(n-1) \cdot \frac{s^2}{\chi_{m,\frac{\alpha}{2}}^2}} \quad (6-20)$$

mit	s	empirische Standardabweichung
	$\chi_{m,1-\frac{\alpha}{2}}^2$	Schrankenwerte
	n	Anzahl der Elemente, hier: n = 999
	α	Irrtumswahrscheinlichkeit
	m	Freiheitsgrad, m = n – 1, hier: 998

Bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit α von 5 % ergibt sich:

$$\chi_{998,1-\frac{0,05}{2}}^2 = 1087,44$$

$$\chi_{998,\frac{0,05}{2}}^2 = 912,35$$

Neben den Schätzungen und den Konfidenzintervallen interessieren für die statistische Aussagekraft auch die Toleranzschätzungen. Das heißt, es wird überprüft, mit welcher Wahrscheinlichkeit ein bestimmter Mindestanteil der Grundgesamtheit innerhalb eines definierten Bereichs liegt. Nach Storm [100] ermittelt sich das statistische Toleranzintervall bei unbekanntem Erwartungswert μ und unbekannter Streuung σ , vorausgesetzt, die Grundgesamtheit sei normal verteilt, zu:

$$\begin{aligned} \tau_u &= \bar{x} - k_{n,\beta,\gamma} \cdot s \\ \tau_o &= \bar{x} + k_{n,\beta,\gamma} \cdot s \end{aligned} \quad (6-21)$$

mit	$\tau_{u(o)}$	untere (obere) Intervallsgrenze
	$k_{n,\beta,\gamma}$	Toleranzfaktor
	\bar{x}	arithmetisches Mittel
	s	empirische Standardabweichung
	n	Anzahl der Elemente, hier: n = 999
	β	Sicherheitsniveau
	γ	Überdeckungs niveau

Will man nun mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % sicherstellen, dass die Grundgesamtheit mindestens 99 % der Ergebnisse abdeckt, so spricht man von einem Sicherheitsniveau von 95 % bei einem Überdeckungslevel von 99 %. Der Toleranzfaktor ermittelt sich bei diesen Randbedingungen zu:

$$k_{99;0,95;0,99} = 2,676$$

Bei der Darstellung der Ergebnisse der durchgeführten virtuellen Versuche im nachfolgenden Kapitel werden die statistischen Maßzahlen, wie sie hier betrachtet wurden, ermittelt. Die Analyse erfolgt dabei nach Schlankheiten getrennt.

7 Ergebnisse der virtuellen Versuche

Der nachfolgende Abschnitt fasst die Ergebnisse der durchgeführten virtuellen Versuche zusammen. Zunächst werden die Voruntersuchungen zum Einfluss der Holzfeuchte auf den Elastizitätsmodul ausgewertet. Im Anschluss daran erfolgt die Analyse der virtuellen Versuche mit Stützen. Dabei werden in einem ersten Schritt die Traglasten unter kurzfristiger Belastung ohne Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte analysiert. Als Parameter werden die Querschnittsabmessungen und die Holzfeuchte gewählt. Die gleichen Parameter werden zunächst auch im zweiten Schritt bei der Untersuchung der Traglast unter Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte betrachtet. Zusätzlich werden als veränderliche Größen die Nutzungsklasse und die Dauerlast infolge normativer Vorgaben analysiert.

7.1. Voruntersuchungen an Biegebalken

Die Voruntersuchungen an Biegebalken verfolgen das Ziel, den Einfluss einer konstanten Holzfeuchte zum einen auf die Bruchspannung und zum anderen auf den Biegeelastizitätsmodul zu analysieren. Diese Analyse wurde im Rahmen von [98] durchgeführt.

Tabelle 7-1 stellt die Ergebnisse der Untersuchung von 999 virtuellen Probekörpern zusammen. Dabei zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der Holzfeuchte und dem Elastizitätsmodul, was auch Abbildung 7-1 belegt. Daraus folgt, dass die Änderung des Elastizitätsmoduls bezogen auf die Änderung der Holzfeuchte als konstant angenommen werden darf. Aus der Analyse ergibt sich diese Konstante zu 1,5 % je Prozent Holzfeuchteänderung. Damit bestätigt sich die Annahme in der Literatur (vgl. [7]), dass sich die Angabe der Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von der Holzfeuchte auf den Biegeelastizitätsmodul bezieht. Voraussetzung ist, dass sich der Elastizitätsmodul unter Druckbeanspruchung analog der Druckfestigkeit und unter Zugbeanspruchung analog der Zugfestigkeit verhält. Das heißt, dass trotz der Verringerung der Druckfestigkeit um 2,25 % je Prozent Holzfeuchte bzw. Reduktion der Zugfestigkeit um 0,85 % je Prozent Holzfeuchte die zugehörige Grenzdehnung konstant bleibt.

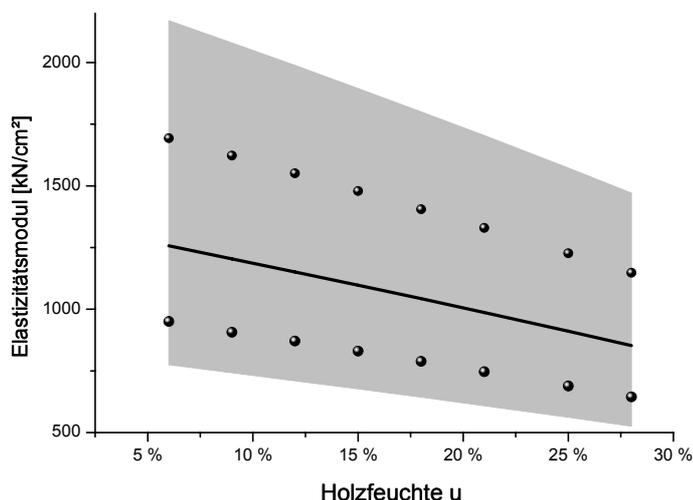


Abbildung 7-1: Elastizitätsmodul in Abhängigkeit der Holzfeuchte unter Biegebeanspruchung

Holzfeuchte u	6 %	9 %	12 %	15 %	18 %	21 %	25 %	28 %
x_{\min}	774,93	742,72	710,10	677,01	643,38	609,11	562,24	526,01
x_{\max}	2169,61	2079,08	1987,40	1894,41	1799,89	1703,60	1571,92	1470,14
\bar{x}	1256,88	1204,43	1151,32	1097,48	1042,80	987,09	911,24	852,81
s	223,28	214,22	204,47	194,87	185,11	175,19	161,42	151,05
$x_{0,05}$	1693,60	1622,96	1551,42	1478,85	1405,10	1329,97	1227,21	1147,79
$x_{0,95}$	5,1757	4,1662	3,3503	2,0890	1,4028	1,0210	0,7647	0,5602

Tabelle 7-1: Elastizitätsmodul [kN/cm²] nach Gleichung (6-2): Ergebnisse und statistische Kennzahlen

7.2. Untersuchungen an druckbeanspruchten Bauteilen unter kurzfristiger Belastung

Zunächst werden die nach den bereits beschriebenen stochastischen Grundsätzen erzeugten, virtuellen Probekörper unter kurzfristiger Beanspruchung betrachtet. Das heißt, dass im Rahmen des virtuellen Versuchs die Belastung so lange gesteigert wird, bis ein Versagen eintritt, ohne dass sich die bereits erwähnten Effekte der Langzeitbelastung auswirken. Diese Belastung wird als Bruchlast bezeichnet. Ziel dieser Analyse unter kurzfristiger Beanspruchung ist es, zum einen eine Basis für die darauf folgenden Untersuchungen mit langfristiger Belastung zu bilden und zum anderen den Abstand zu der Belastung herauszufinden, die nach Norm (z. B. DIN 1052 (August 2004) [25]) für die entsprechende Randbedingung zulässig ist. Dieser erste Abschnitt gliedert sich in zwei Teile. Im Rahmen einer ersten Analyse wurde der Einfluss des Querschnitts ermittelt, die zweite Untersuchung betrachtet den Einfluss der Einbaufeuchte.

7.2.1. Einfluss der Querschnittsabmessungen

Um den Einfluss der Querschnittsabmessungen abschätzen zu können, wurden zunächst die in Abschnitt 6.3.3 definierten Stützen mit quadratischem Querschnitt ($b/d = 8/8, 12/12, 16/16$ cm) untersucht. Auf der Grundlage von 999 virtuellen Versuchen je betrachteten Schlankheitsgrades sind in Tabelle 7-2, Tabelle 7-3 und Tabelle 7-4 die statistisch relevanten Ergebnisse dargestellt. Für die weiteren Querschnitte ($b/h = 12/8, 16/8, 8/12, 16/12, 8/16, 12/16$ cm) werden aus Gründen der Umfangsreduzierung nur noch auszugsweise diejenigen Probekörper einer Analyse unterzogen, die in der Untersuchung der quadratischen Querschnitte im Bereich des 5%-Fraktils bzw. im Bereich des Mittelwertes liegen. Diese Vorgehensweise ist zulässig, da als Grundlage die gleichen Probekörper wie bei den quadratischen Stützen verwendet wurden. Die neuen Querschnitte wurden in ihrer Dicke beibehalten, was das Knickverhalten maßgeblich beeinflusst, da die Stützen in der anderen Richtung als gehalten betrachtet werden. Die neue Breite wurde durch virtuelles Hinzufügen von Material erzielt, wobei davon ausgegangen wird, dass es die gleichen Eigenschaften besitzt wie das bereits vorhandene. Daraus kann man schließen, dass die entsprechenden korrelierenden Probekörper gleiche Eigenschaften und damit auch gleiche Tragfähigkeit, bezogen auf die Querschnittsfläche, besitzen. Eine statistische Aussage liefert diese reduzierte Datenmenge nicht mehr, da es nur noch einen Wert für den 5%-Fraktile und einen Wert für den Mittelwert gibt. Allerdings wird auch hier davon ausgegangen, dass die gleichen statistischen Kenndaten wie für den zugehörigen quadratischen Querschnitt gelten.

Alle Ergebnisse werden dabei als Traglastspannung angegeben, das heißt, dass das jeweilige Ergebnis auf den Stützenquerschnitt bezogen ist.

Vergleicht man die Ergebnisse zwischen den einzelnen Querschnitten, so zeigen sich erwartungsgemäß nahezu identische Ergebnisse für die Traglastspannungen, unabhängig vom Querschnitt. Die geringen Abweichungen lassen sich mit den stochastischen Grundmengen begründen. Wenn auch der Stichprobenumfang sehr groß ist, können durch die auf stochastischer Basis ermittelten Materialdaten der Versuchskörper im Ergebnis geringe Schwankungen auftreten. Diese Abweichungen werden umso größer, je größer die Standardabweichung der Traglastspannungen ist, also insbesondere bei niedrigen Schlankheitsgraden.

Weiterhin lassen sich Unterschiede zwischen dem empirischen Median \tilde{x} und dem arithmetischen Mittel \bar{x} feststellen. Der Wert des Medianes ist dabei stets geringer als der Wert des arithmetischen Mittels. Eine nähere Untersuchung der Verteilungsfunktion zeigt, dass das statistische Moment dritter Ordnung nicht den Wert Null annimmt. Errechnet man aus diesem Wert die so genannte Schiefe, so erhält man ohne signifikante Korrelation zum Schlankheitsgrad Werte, deren Betrag generell unter 0,02 liegt. Da alle Werte (für jede

Schlankheit und jeden Querschnitt) ein positives Vorzeichen besitzen, handelt es sich grundsätzlich um linkssteile Verteilungen. Betont wird an dieser Stelle aber die Geringfügigkeit dieser Schiefe. Allerdings begründet diese Schiefe das Phänomen, dass der Median grundsätzlich geringwertiger als das arithmetische Mittel ist.

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
x_{\min}	1,2502	0,9131	0,7902	0,6930	0,5445	0,4323	0,3122	0,2302	0,1855	0,1689
x_{\max}	7,0725	5,7688	4,5136	2,6791	1,7475	1,3866	1,0011	0,7823	0,5922	0,4766
\bar{x}	3,4052	2,8272	2,3347	1,5895	1,0600	0,7554	0,5570	0,4282	0,3412	0,2760
s	0,9842	0,7795	0,5875	0,3083	0,1926	0,1397	0,1011	0,0787	0,0628	0,0502
$x_{0,05}$	1,9745	1,6456	1,4838	1,1236	0,7696	0,5467	0,4043	0,3125	0,2490	0,2045
$x_{0,95}$	5,1757	4,1662	3,3503	2,0890	1,4028	1,0210	0,7647	0,5602	0,4550	0,3675
\tilde{x}	3,3220	2,7689	2,2878	1,5631	1,0500	0,7492	0,5511	0,4213	0,3380	0,2703
$\tilde{x}_{0,05}$	1,9398	1,6395	1,4805	1,1169	0,7686	0,5461	0,4038	0,3125	0,2489	0,2042
$\tilde{x}_{0,95}$	5,2208	4,2000	3,4075	2,1039	1,4127	1,0263	0,7669	0,5622	0,4586	0,3683

Tabelle 7-2: Traglastspannungen [kN/cm²]: Ergebnisse und statistische Kennzahlen für b/h = 8/8 cm

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
x_{\min}	0,9417	0,8908	0,7833	0,6778	0,5117	0,4134	0,2928	0,2495	0,2000	0,1639
x_{\max}	5,8119	5,3382	4,6443	2,9165	1,8278	1,2964	0,9776	0,7809	0,5746	0,4578
\bar{x}	3,0654	2,6976	2,2473	1,5739	1,0643	0,7502	0,5550	0,4296	0,3408	0,2757
s	0,8322	0,7618	0,5596	0,3178	0,1830	0,1391	0,1016	0,0759	0,0620	0,0492
$x_{0,05}$	1,7256	1,6161	1,3941	1,0962	0,7871	0,5425	0,4043	0,3197	0,2465	0,2041
$x_{0,95}$	4,4764	4,1332	3,2407	2,1469	1,3845	1,0014	0,7348	0,5685	0,4506	0,3632
\tilde{x}	3,0372	2,6116	2,2100	1,5581	1,0534	0,7463	0,5481	0,4219	0,3353	0,2702
$\tilde{x}_{0,05}$	1,7178	1,6047	1,3842	1,0958	0,7870	0,5423	0,4042	0,3195	0,2463	0,2040
$\tilde{x}_{0,95}$	4,4865	4,1915	3,2527	2,1626	1,3891	1,0108	0,7388	0,5690	0,4509	0,3642

Tabelle 7-3: Traglastspannungen [kN/cm²]: Ergebnisse und statistische Kennzahlen für b/h = 12/12 cm

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
x_{\min}	1,2255	1,0974	0,8950	0,7560	0,6012	0,4248	0,3056	0,2194	0,1758	0,1586
x_{\max}	5,5199	4,8439	4,0562	2,8015	1,8802	1,3706	0,9216	0,7323	0,6001	0,4915
\bar{x}	2,9475	2,5909	2,1856	1,5409	1,0509	0,7487	0,5587	0,4342	0,3396	0,2760
s	0,7932	0,6926	0,5461	0,3226	0,1991	0,1353	0,1021	0,0795	0,0617	0,0499
$x_{0,05}$	1,7569	1,5757	1,3473	1,0606	0,7627	0,5532	0,4080	0,3183	0,2487	0,2022
$x_{0,95}$	4,2764	3,7894	3,0900	2,0861	1,4207	0,9896	0,7413	0,5753	0,4467	0,3660
\tilde{x}	2,8795	2,4995	2,1362	1,5150	1,0267	0,7393	0,5473	0,4272	0,3335	0,2704
$\tilde{x}_{0,05}$	1,6856	1,5280	1,3212	1,0511	0,7581	0,5527	0,4077	0,3183	0,2480	0,2017
$\tilde{x}_{0,95}$	4,2890	3,8101	3,1054	2,0938	1,4252	0,9914	0,7439	0,5772	0,4477	0,3664

Tabelle 7-4: Traglastspannungen [kN/cm²]: Ergebnisse und statistische Kennzahlen für b/h = 16/16 cm

Trotz dieser geringen Schiefe kann man mit ausreichender Näherung die Ergebnisschar als normalverteilt betrachten. Dies bestätigen die Grafiken im Anhang D.1 sehr deutlich. Dort ist zum einen die absolute Häufigkeit in Abhängigkeit der Klassierung im Vergleich zur entsprechenden Normalverteilung dargestellt. Aus dieser Darstellung kann die Zulässigkeit der Annahme, es handle sich bei der Ergebnisschar um eine Normalverteilung, bereits optisch abgelesen werden. Zum anderen ist auch die Summenhäufigkeit in Abhängigkeit der Klassierung aufgetragen. Dabei wurde die Achse der Summenhäufigkeit logarithmisch unterteilt. Eine solche Achseneinteilung ließe für eine Normalverteilung eine Gerade erwarten. Im konkreten Fall ist eine leichte Wölbung zu erkennen, die die Summenhäufigkeit des virtuellen Versuchs stets über der erwarteten Gerade der Normalverteilung liegen lässt. Auch dies bestätigt die geringe Schiefe, die sich hier in einem linkssteilen Verlauf der Wahrscheinlichkeiten äußert.

Trägt man nun die Traglastspannung in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades auf, so zeigt sich der zu erwartende überproportionale Rückgang der Traglastspannung mit steigendem Schlankheitsgrad. Grafisch kann dies Abbildung 7-2, Abbildung 7-3 bzw. Abbildung 7-4 entnommen werden. In den Grafiken sind neben dem hinterlegten Ergebnisfeld (Spannweite x_{min} bis x_{max}) die 5%- und 95%-Fraktile sowie das arithmetische Mittel dargestellt. Es zeigt sich deutlich, dass die Streuung um den Mittelwert mit wachsendem Schlankheitsgrad abnimmt. Bei hohen Schlankheitsgraden ist das Versagen rein auf Ausknicken zu reduzieren, das heißt, dass die Biegesteifigkeit den entscheidenden Einfluss auf das Versagen ausübt. Dabei ist die Steifigkeit der gesamten Stütze von Relevanz. Im Gegensatz dazu hängt die Traglastspannung niedriger Schlankheitsgrade in der Regel nur von der geringsten Festigkeit entlang der Stützenlänge ab. Die Streuung hierfür ist sehr viel höher als für die mittlere Biegesteifigkeit einer gedrungenen Stütze. In den Darstellungen erkennt man auch hier wieder die geringe Schiefe, was sich durch die unterschiedlichen Abstände zwischen den Fraktil- und den Extremwerten ergibt.

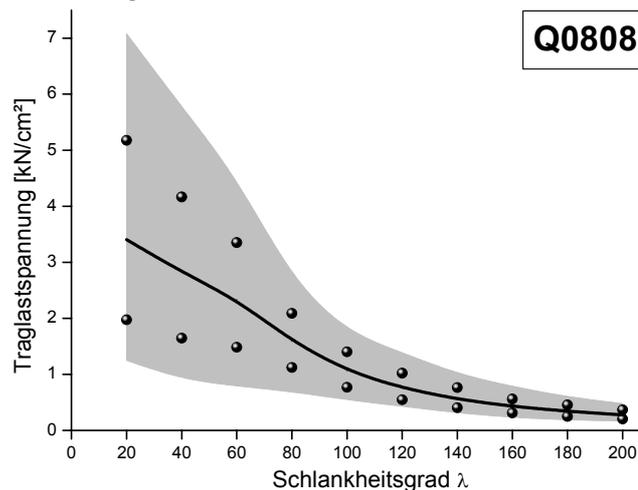


Abbildung 7-2: Traglastspannung in Abhängigkeit d. Schlankheitsgrades unter kurzfristiger Belastung für d. Querschnitt $b/h = 8/8$ cm

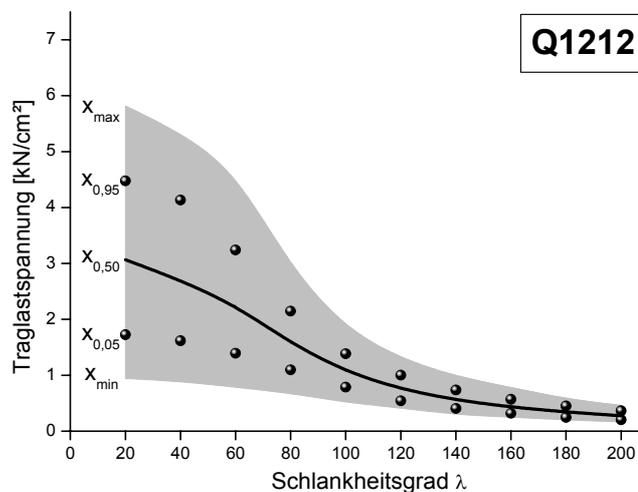


Abbildung 7-3: Traglastspannung in Abhängigkeit d. Schlankheitsgrades unter kurzfristiger Belastung für d. Querschnitt $b/h = 12/12$ cm

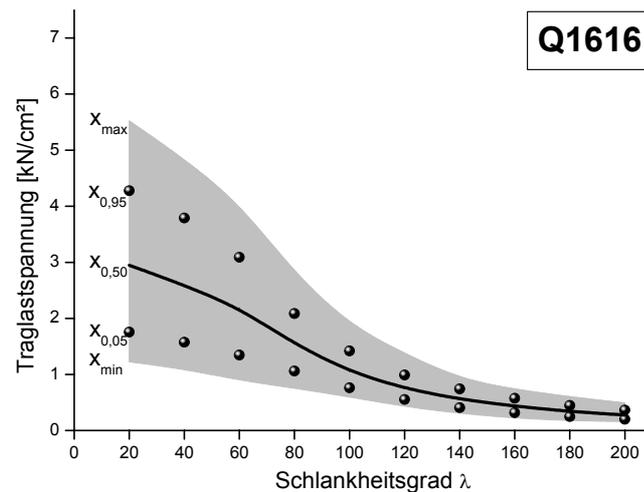


Abbildung 7-4: Traglastspannung in Abhängigkeit d. Schlankheitsgrades unter kurzfristiger Belastung für d. Querschnitt $b/h = 16/16$ cm

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
μ_{\min}	3,3441	2,7788	2,2983	1,5704	1,0480	0,7468	0,5507	0,4233	0,3373	0,2729
μ_{\max}	3,4663	2,8756	2,3712	1,6086	1,0719	0,7641	0,5634	0,4331	0,3451	0,2791
s_{\min}	0,943	0,747	0,563	0,295	0,184	0,134	0,097	0,075	0,060	0,048
s_{\max}	1,029	0,815	0,615	0,322	0,201	0,146	0,106	0,082	0,066	0,053
τ_{\min}	0,7715	0,7413	0,7625	0,7646	0,5447	0,3816	0,2865	0,2177	0,1731	0,1416
τ_{\max}	6,0389	4,9131	3,9070	2,4144	1,5752	1,1293	0,8276	0,6387	0,5093	0,4104

Tabelle 7-5: Traglastspannungen [kN/cm²]: Schätzungsergebnisse für $b/h = 8/8$ cm

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
μ_{\min}	3,0137	2,6503	2,2126	1,5541	1,0529	0,7416	0,5487	0,4249	0,3369	0,2727
μ_{\max}	3,1170	2,7449	2,2821	1,5936	1,0756	0,7588	0,5613	0,4343	0,3446	0,2788
s_{\min}	0,7973	0,7298	0,5361	0,3044	0,1753	0,1332	0,0974	0,0727	0,0594	0,0471
s_{\max}	0,8704	0,7968	0,5853	0,3324	0,1914	0,1454	0,1063	0,0794	0,0648	0,0515
τ_{\min}	0,8383	0,6590	0,7498	0,7234	0,5745	0,3781	0,2831	0,2264	0,1749	0,1441
τ_{\max}	5,2924	4,7362	3,7448	2,4243	1,5540	1,1223	0,8270	0,6327	0,5066	0,4074

Tabelle 7-6: Traglastspannungen [kN/cm²]: Schätzungsergebnisse für $b/h = 12/12$ cm

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
μ_{\min}	2,8983	2,5479	2,1517	1,5208	1,0386	0,7403	0,5523	0,4293	0,3357	0,2729
μ_{\max}	2,9968	2,6339	2,2195	1,5609	1,0633	0,7571	0,5650	0,4392	0,3434	0,2791
s_{\min}	0,7599	0,6635	0,5232	0,3091	0,1907	0,1296	0,0978	0,0762	0,0591	0,0478
s_{\max}	0,8296	0,7243	0,5712	0,3374	0,2082	0,1415	0,1068	0,0832	0,0645	0,0522
τ_{\min}	0,8248	0,7376	0,7243	0,6776	0,5182	0,3868	0,2854	0,2214	0,1745	0,1425
τ_{\max}	5,0702	4,4442	3,6470	2,4042	1,5837	1,1106	0,8320	0,6470	0,5046	0,4094

Tabelle 7-7: Traglastspannungen [kN/cm²]: Schätzungsergebnisse für $b/h = 16/16$ cm

Wie bereits in Abschnitt 6.4.3 erwähnt, ist es eines der Grundziele einer Stichprobenuntersuchung, aus den gewonnenen Ergebnissen auf die Grundgesamtheit schließen zu können. Tabelle 7-5, Tabelle 7-6 und Tabelle 7-7 geben die entsprechenden Intervalle an. Das erste Intervall $[\mu_{\min}; \mu_{\max}]$ schränkt dabei den zu erwartenden Bereich des Mittelwertes ein und wurde auf Basis der Gleichung (6-19) ermittelt. Das zweite Intervall $[s_{\min}; s_{\max}]$ definiert den zu erwartenden Bereich für die Standardabweichung und ergibt sich aus Gleichung (6-20). Die Ergebnisse beruhen auf einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 %. Das dritte Intervall $[\tau_u; \tau_o]$ gibt nach Gleichung (6-21) einen Bereich an, in dem mit einer 95-prozentigen Wahrscheinlichkeit 99 % der Werte aus der Grundgesamtheit liegen. Voraussetzung ist allerdings, dass die Verteilungsfunktion der Grundgesamtheit normalverteilt ist. Dies wird im Rahmen dieser Arbeit als gegeben vorausgesetzt. Die Annahme wurde bereits oben bestätigt.

Das Konfidenzintervall für den Mittelwert beweist mit seinem geringen Umfang, der im Gesamten ca. 2 bis 3 % des Mittelwertes ausmacht, dass der Probenumfang in Verbindung mit der erzielten Standardabweichung als ausreichend eingestuft werden darf. Diese Einschätzung gilt für alle Schlankheitsgrade wie auch Querschnittsabmessungen der quadratischen Querschnitte gleichermaßen. Auch das Konfidenzintervall der Standardabweichung, das mit einem Umfang von 9 % der Standardabweichung größer ausfällt, unterstreicht dennoch einen ausreichenden Stichprobenumfang.

Unter der Annahme, es handle sich um eine normalverteilte Wahrscheinlichkeitsdichte, wurde darüber hinaus eine Toleranzschätzung durchgeführt. Bei den bereits erwähnten Randbedingungen zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse durchaus in diesem Bereich liegen. Die geringen Abweichungen an den Grenzen lassen sich auch hier auf die linkssteile Schiefe zurückführen.

Ein weiterer Aspekt numerischer Simulation ist der Vergleich der Ergebnisse mit den Traglasten, die nach Norm zulässig sind. Wie bereits zuvor beschrieben, eignen sich abgesicherte numerische Simulationen hervorragend dazu, um normative Werte zu überprüfen oder zu eichen. Die Herangehensweise wird im Rahmen dieser Arbeit so angelegt, dass ausgehend vom Sicherheitskonzept nach DIN 1055-100 [26] folgende Gleichung angenommen wird:

$$S_d \leq R_d \quad (7-1)$$

mit S_d Bemessungswert der Schnittgröße
 R_d Bemessungswert des Widerstandes

Der Bemessungswert des Widerstands ermittelt sich nach DIN 1052 (August 2004) [25] grundsätzlich auf Basis der 5%-Fraktile-Werte. Demzufolge ist der Vergleich nur mit den 5%-Fraktile-Werten der Simulation sinnvoll. Die Simulationsergebnisse beziehen sich außerdem grundsätzlich auf charakteristische Werte. Daraus folgt, dass die Gleichung (7-1) entsprechend umgeformt werden muss. Nach den Konventionen des Teilsicherheitskonzeptes ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\gamma_F \cdot S_k \leq \frac{k_{\text{mod}} \cdot R_k}{\gamma_M} \quad (7-2)$$

mit γ_F Teilsicherheitsfaktor der Einwirkungen
 γ_M Teilsicherheitsfaktor der Widerstände
 k_{mod} Modifikationsbeiwert

Der Teilsicherheitsfaktor γ_F hängt vom Anteil der ständigen Last an der Gesamtlast ab:

$$\gamma_F = 1,35 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k} \right) + 1,50 \cdot \left(1 - \frac{g_k}{g_k + q_k} \right) \quad (7-3)$$

Die Werte nach Tabelle A-1, A-3 bzw. A-4 können als charakteristische Einwirkungsgrößen verstanden werden. Bei den Tabellenwerten handelt es sich um die Belastung nach Theorie II. Ordnung, bei der der Nachweis genau den Wert eins ergibt. Als Vergleichsgrundlage ist folglich der Quotient aus der charakteristischen Einwirkung und dem charakteristischen Widerstand bzw. der Kehrwert von Interesse:

$$\frac{R_k}{S_k} \geq \frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}} \quad (7-4)$$

Die Tabellen in Anhang C.1 stellen die linke und die rechte Seite der Gleichung (7-4) dar. Die Ergebnisse werden zunächst für den Modifikationsbeiwert $k_{\text{mod}} = 0,8$ (Abbildung 7-5) und anschließend für $k_{\text{mod}} = 1,1$ (Abbildung 7-6) grafisch dargestellt. Dies ist streng genommen für den Fall, dass nur ständige Last auf das zu untersuchende Druckglied aus Holz entfällt, nicht richtig. Der Modifikationsbeiwert k_{mod} wäre für diesen Fall 0,6. Aus Gründen der Einfachheit wird dieser Grenzfall, der darüber hinaus kaum praktische Bedeutung besitzt, vernachlässigt.

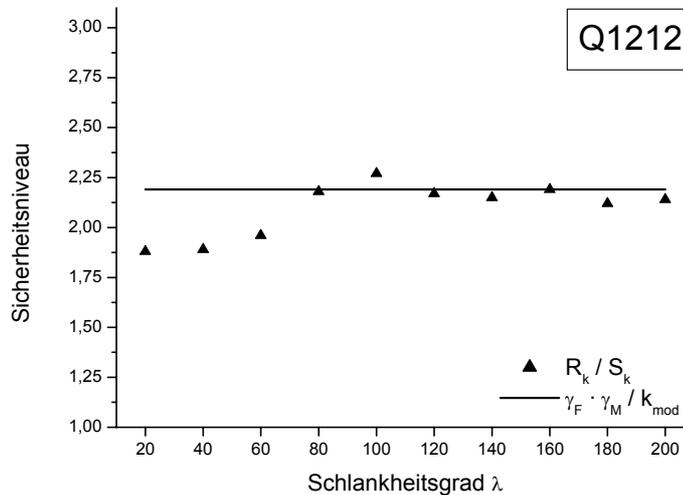


Abbildung 7-5: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung- für $k_{\text{mod}} = 0,8$ (Belastungsgrad 1,0)

Betrachtet man die Ergebnisse für $k_{\text{mod}} = 0,8$ (Tabelle C-1, Tabelle C-2, Tabelle C-3) unter der Maßgabe der Gleichung (7-4), so stellt man fest, dass die Gleichung nur für mittlere Schlankheiten erfüllt ist. Bei niedrigen Schlankheitsgraden ist die Forderung teilweise erheblich unterschritten, was darauf zurückzuführen ist, dass die Plastizität an dieser Stelle überschätzt wird. Die Unterschreitung der Forderung im Bereich der schlanken Stützen hingegen kann als marginal vernachlässigt werden. Allerdings kann aus diesen Ergebnissen bereits geschlossen werden, dass für die Langzeituntersuchung die Forderungen noch stärker unterschritten werden, was auf die Notwendigkeit der Modifikation von Bemessungsvorgaben schließen lässt.

Die Ergebnisse für kurzfristige, nicht ständige Lasten ($k_{\text{mod}} = 1,1$) (Tabelle C-4, Tabelle C-5, Tabelle C-6) hingegen zeichnen ein anderes Bild. Dort ist der Abstand zwischen der geforderten Sicherheit (rechte Seite der Gleichung (7-4)) und der vorhandenen Sicherheit (linke Seite der Gleichung (7-4)) gegeben. Das heißt, dass das Verhältnis aus simulierter und normativer Traglast stets größer ist als die geforderte Sicherheit.

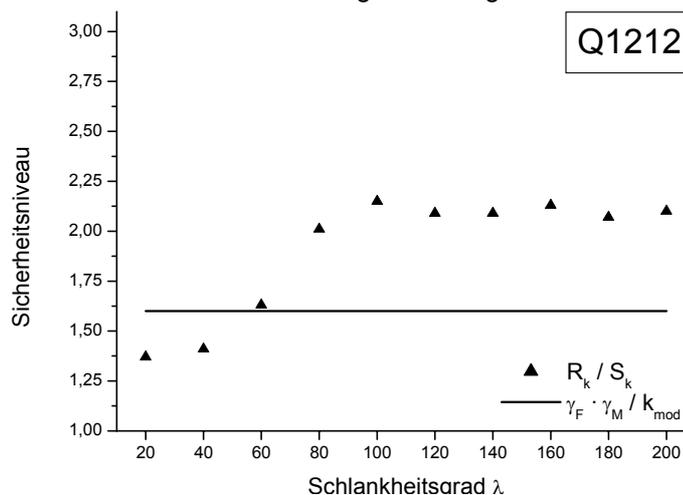


Abbildung 7-6: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung- für $k_{\text{mod}} = 1,1$ (Belastungsgrad 1,0)

Als Vergleichsbasis ist es darüber hinaus möglich, anstatt der Ergebnisse nach Spannungstheorie II. Ordnung die Ergebnisse aus der Berechnung nach Ersatzstabverfahren -auch k_c -Verfahren genannt- (DIN 1052 (August 2004) [25]) heranzuziehen. Mit dem Ersatzstabverfahren ergeben sich Traglasten, die für

$k_{\text{mod}} < 1,0$ regelmäßig unter denen nach Spannungstheorie II. Ordnung liegen. Zum Teil sind deutliche Diskrepanzen wahrzunehmen. Für die betrachtete Variante $k_{\text{mod}} = 0,8$ ergibt sich eine Reduktion der Traglast nach dem Ersatzstabverfahren um ca. 20 % gegenüber der Spannungstheorie II. Ordnung. Für $k_{\text{mod}} = 1,1$ hingegen zeigt sich ein umgekehrter Effekt von ca. 10 %. Für den theoretischen Wert des Modifikationsbeiwertes $k_{\text{mod}} = 1,0$ sind in etwa identische Traglasten zu erwarten. Die Tabellen in Anhang C.1 (Tabelle C-7, Tabelle C-8, Tabelle C-9 für $k_{\text{mod}} = 0,8$ und Tabelle C-10, Tabelle C-11, Tabelle C-12 für $k_{\text{mod}} = 1,1$) stellen den Simulationsergebnissen die Ergebnisse des Ersatzstabverfahrens gegenüber. Grafisch verdeutlicht dies Abbildung 7-7 auf der einen Seite und Abbildung 7-8 auf der anderen Seite.

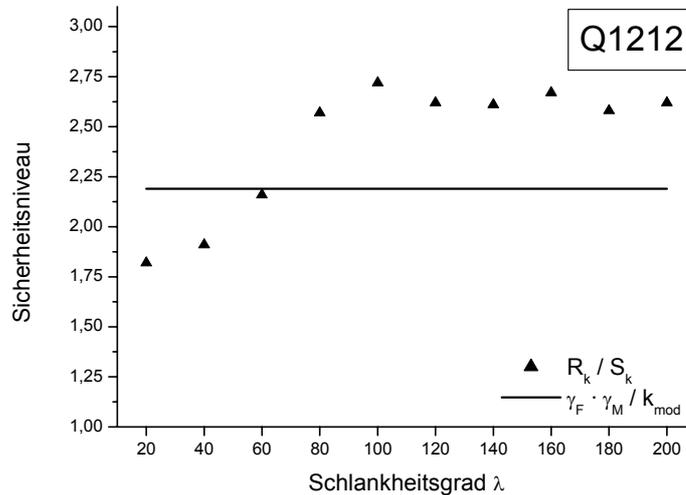


Abbildung 7-7: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren- für $k_{\text{mod}} = 0,8$ (Belastungsgrad 1,0)

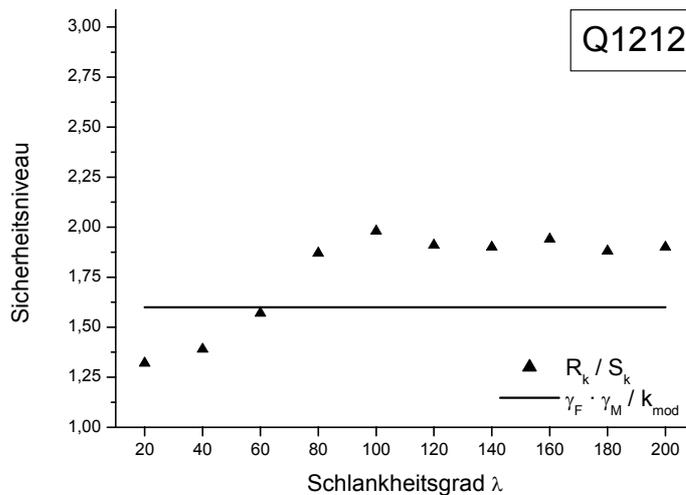


Abbildung 7-8: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren- für $k_{\text{mod}} = 1,1$ (Belastungsgrad 1,0)

Aus den genannten Gründen sind die Sicherheiten im Vergleich zu den virtuellen Versuchsergebnissen unter Nutzung des Ersatzstabverfahrens geringer als bei der Spannungstheorie II. Ordnung. Dies führt für den Modifikationsbeiwert $k_{\text{mod}} = 0,8$ im Bereich der niedrigen und der höheren Schlankheiten dazu, dass die vorhandenen Sicherheiten unter dem nach DIN 1052 (August 2004) [25] geforderten Niveau liegen. Für mittlere Schlankheitsgrade hingegen sind die geforderten Sicherheiten erfüllt. Allerdings ist zu erwarten, dass unter dem Einfluss des hygrothermischen Langzeittragverhaltens geringere Traglasten aus den virtuellen Versuchen resultieren und damit das Verhältnis zur Normlast auf der unsicheren Seite liegt.

Da für den Einfluss des hygrothermischen Langzeittragverhaltens neben der relevanten Knicklänge auch die Querschnittsabmessungen infolge der Feuchteverteilung entscheidend sein können, werden auch rechteckige Querschnitte untersucht. Um den Umfang der virtuellen Versuche zu reduzieren, wurden für diese rechteckigen Querschnitte nur die Probekörper im Bereich des 5%-Fraktils (11 Elemente) und im Bereich des Mittelwertes (11 Elemente) analysiert. Die Ergebnisse bestätigen diese Vorgehensweise. Erwartungsgemäß

liefert die Untersuchung Ergebnisse, die genau den Bruchteil der Querschnittsflächen repräsentieren. Das heißt, dass die Werte der quadratischen Querschnitte im Verhältnis der Querschnittsflächen auf die rechteckigen Querschnitte umzurechnen sind.

7.2.2. Einfluss der Einbauholzfeuchte

In Kapitel 4 wurde bereits erwähnt, dass die Holzfeuchte entscheidenden Einfluss auf die Festigkeit und die Steifigkeit des Materials ausübt. In einem Näherungsansatz wurde festgelegt, dass der Elastizitätsmodul um 1,5 % je Prozent Holzfeuchteänderung zunimmt oder abnimmt, entsprechend der Zunahme oder der Abnahme der Holzfeuchte. Gleiches gilt für die Festigkeit des Holzes. Allerdings wird hier nach der Beanspruchungsrichtung unterschieden. Die Druckfestigkeit ändert sich um 2,25 %, die Zugfestigkeit um 0,85 % (jeweils je Prozent Holzfeuchteänderung). Daraus resultiert, dass die Tragfähigkeit der zu untersuchenden virtuellen Probekörper direkt von der Holzfeuchte abhängt.

Um den Umfang der Untersuchung zugunsten einer Variationsbreite an Analysen gering zu halten, wurde der Einfluss der Einbauholzfeuchte ebenso nur auf die 5%-Fraktile und Mittelwerte der bereits untersuchten Stichproben überprüft. Das heißt, dass dieselben Stützen für alle relevanten Holzfeuchten verwendet werden. Als Grundlage dient der Querschnitt $b/h = 16/16$ cm, der bereits für die Holzfeuchte $u_{\text{Holz}} = 12\%$ betrachtet wurde. Die Holzfeuchte wird für diese Analyse als stationär angesetzt. Die entsprechend untersuchten Holzfeuchtestufen können der Tabelle 6-1 entnommen werden, wobei der Basiswert (= 100 %) auf $u_{\text{Holz}} = 12\%$ festgelegt wird.

Neben der Datenbasis für die Langzeituntersuchungen liefert diese Analyse unter kurzfristiger Belastung an sich bereits Informationen. Die in Tabelle 7-8 dargestellten empirischen Werte der 5%-Fraktile und Mittelwerte zeigen erwartungsgemäß keine konstante Abhängigkeit von der Einbauholzfeuchte. Dies liegt im Versagensmechanismus begründet. Im Bereich der niedrigen Schlankheitsgrade, also für gedrungene Stützen, spielt nahezu ausschließlich die Materialfestigkeit eine Rolle. Effekte des Biegeknickens sind hingegen vernachlässigbar gering. Die Traglast schlanker Stützen, also im Bereich großer Schlankheit, werden entscheidend von den Effekten des Knickens beeinflusst. Die Materialfestigkeit spielt hier nur eine untergeordnete Rolle. Da aber -wie bereits erwähnt- die Festigkeit des Materials in anderem Maße von der Holzfeuchte beeinflusst wird als der Elastizitätsmodul, kommt es zu schlankheitsgradabhängigen Veränderungen der Traglast. Für den Grenzwert des Schlankheitsgrades Null strebt die Änderung der Traglast dem Wert 2,25 % je Prozent Holzfeuchte entgegen. Dies entspricht dem Wert der Veränderung der Druckfestigkeit. Für sehr große Schlankheitsgrade strebt der Wert gemäß Definition gegen 1,50 % je Prozent Holzfeuchte. Im Bereich der mittleren Schlankheitsgrade (ca. 60 bis 140) überlagern sich die beiden Versagensmechanismen und beeinflussen die Veränderung der Traglast entsprechend.

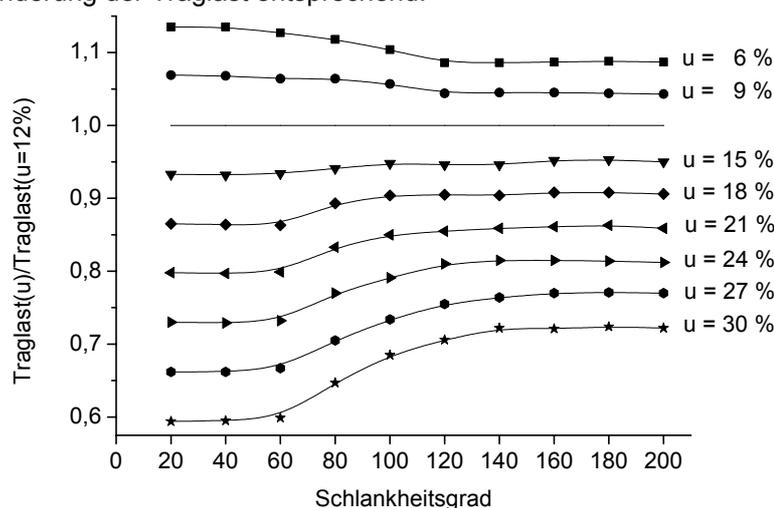


Abbildung 7-9: Verhältnis der Traglastspannungen in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades unter kurzfristiger Belastung für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm bei verschiedenen Holzfeuchten (5%-Fraktilewerte)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
u = 6 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,927	1,730	1,486	1,165	0,826	0,598	0,442	0,344	0,270	0,218
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	1,135	1,135	1,124	1,106	1,087	1,083	1,084	1,084	1,088	1,084
	$\tilde{x}(u)$	3,262	2,825	2,404	1,644	1,098	0,801	0,594	0,464	0,362	0,295
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	1,133	1,131	1,125	1,086	1,070	1,085	1,085	1,086	1,087	1,089
u = 18 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,469	1,317	1,148	0,950	0,661	0,500	0,369	0,288	0,226	0,183
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,865	0,864	0,868	0,901	0,870	0,905	0,904	0,908	0,908	0,906
	$\tilde{x}(u)$	2,489	2,166	1,875	1,337	0,847	0,672	0,497	0,388	0,303	0,246
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,864	0,867	0,878	0,882	0,825	0,910	0,908	0,908	0,909	0,908
u = 30 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,010	0,906	0,791	0,682	0,521	0,385	0,294	0,229	0,180	0,145
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,594	0,595	0,599	0,647	0,685	0,698	0,722	0,721	0,724	0,717
	$\tilde{x}(u)$	1,709	1,487	1,326	1,013	0,694	0,523	0,396	0,308	0,242	0,196
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,594	0,595	0,621	0,669	0,676	0,708	0,723	0,722	0,725	0,723

Tabelle 7-8: Traglastspannung in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte

Die in Tabelle 7-8 dargestellten Ergebnisse für den Bereich des 5%-Fraktil und den Mittelwert der Traglastspannung (für die Einbauholzfeuchten $u = 6\%$, $u = 18\%$ und $u = 30\%$) stellen jeweils die empirischen Werte dar, die durch die Erweiterung des Bereichs auf 11 Elemente abgesichert wurden. Die übrigen Ergebnisse sind im Anhang B.2 dargestellt

Da sich die Traglasten bezogen auf die zugehörige Traglast bei $u = 12\%$ zwischen 5 %-Fraktilwert und Mittelwert kaum unterscheiden, zeigt Abbildung 7-9 nur die Ergebnisse für den 5 %-Fraktilwert.

7.3. Ergebnisse an druckbeanspruchten Bauteilen (Langzeit-Beanspruchung)

Wie bereits ausführlich erörtert, hängt die Traglast eines druckbeanspruchten Bauteils aus Holz nach Einwirkung einer Dauerbelastung von verschiedenen Faktoren ab. Demnach sind die Ergebnisse gegliedert. Zunächst wird der Einfluss der Querschnittsabmessungen auf die Traglast ausgewertet. In einem weiteren Abschnitt wird der Einfluss der Einbauholzfeuchte näher betrachtet. Im dritten Abschnitt werden die Ergebnisse unter dem Einfluss der Nutzungsklasse, welche mit dem Einbauort korreliert, dargestellt. Der letzte Abschnitt gibt die Resultate unter dem Einfluss der Dauerbelastung im Kontext normativer Randbedingungen wieder.

7.3.1. Vorgehensweise bei der Auswertung der virtuellen Versuche

Eine erste Auswertung der Traglasten nach dem virtuellen Versuch ergab geringfügige Schwankungen von einer idealisierten Kurve, wenn man die Traglasten in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad aufträgt. Dabei werden die Schwankungen als Abweichungen von dieser idealisiert gedachten Kurve verstanden. Die Abweichungen bewegen sich in der Regel zwischen -2 % und +2 %, einzelne Werte bis zu 6 %.

Zur Analyse dieser Abweichungen ist es zunächst nötig, die Vorgehensweise der virtuellen Versuche nochmals kurz zu erläutern. Es werden 999 Stützen mit zufälligen Eigenschaften erzeugt, die geeignet sind, die Grundgesamtheit mit ausreichend hoher Wahrscheinlichkeit zu repräsentieren. Aus dieser Stichprobe wird

eine Rangfolge entsprechend der Traglast ohne den Einfluss hygrothermischer Langzeiteffekte erstellt. Aus rechentechnischen Gründen ist es aber nicht möglich, für alle Schlankheiten, Nutzungsklassen, Querschnittsabmessungen und Einbauholzfeuchten 999 Stützen einem virtuellen Versuch über 20 Jahre zu unterziehen. Deshalb wurde auf die Erkenntnisse von Akkermann [1] zurückgegriffen, der dies für ausgewählte Schlankheiten vollzog. Er stellte fest, dass die Ranglistenplätze nach der Kurzzeitbeanspruchung zwar fast nie mit den Ranglistenplätze derer nach der Langzeitbeanspruchung übereinstimmten. Der Mittelwert der Traglast weist jedoch nach dem virtuellen Versuch aus den Plätzen 44 bis 55 (nach Kurzzeittraglast sortiert) mit den entsprechenden Plätzen (nach Langzeittraglast sortiert) eine maximale Abweichung von 2 % auf. Allerdings war es auch unmöglich, elf Stützen pro Serie einem virtuellen Versuch zu unterziehen. Deshalb wurde analysiert, inwieweit die Langzeittraglast der Stütze von Platz 50 (nach Kurzzeittraglast sortiert) von dem Mittelwert der Traglast der Stützen von Platz 44 bis 55 (nach Langzeittraglast sortiert) abweicht und wie sich die Extrema (Platz 44 und Platz 55 nach Kurzzeittraglast sortiert) verhalten. Dies ist erforderlich, da die Kurzzeittragfähigkeit im Wesentlichen von der Festigkeit bzw. dem Elastizitätsmodul und in geringem Maße auch von der Vorverformung abhängt. Im Gegensatz dazu wird die Langzeittragfähigkeit in höherem Maße auch von der Vorverformung wegen des Kriecheinflusses in Verbindung mit den Effekten nach Theorie II. Ordnung beeinflusst. Die Abweichung der Extrema liegt zum Beispiel bei einem Schlankheitsgrad von 200 bei etwa $\pm 8\%$, bei den Schlankheitsgraden von 80 bzw. 20 jeweils bei etwa $\pm 4\%$. Dies belegt, dass die Anpassung der Versuchsergebnisse auf eine idealisierte Kurve, die von den Traglasten der meisten Schlankheitsgrade gestützt wird, zulässig ist. Das gilt insbesondere deshalb, da die tatsächlichen Abweichungen nicht die aufgezeigten Grenzwerte tangieren, sondern größtenteils nur Bruchteile davon darstellen. Die Ergebnisse der virtuellen Versuche, nämlich die an die idealisierte Kurve angepassten Werte sowie die daraus resultierenden Abweichungen, werden generell bei der Auswertung der entsprechenden Untersuchungen dargestellt. Alle weiteren Betrachtungen basieren dann auf den angepassten Werten (vgl. Anhang II). Bei den grafischen Darstellungen im Abschnitt 7.3 sind die Kurven bereits idealisiert gezeichnet. Die Ergebnisse des virtuellen Versuchs sind als Punktdiagramme abgebildet.

7.3.2. Einfluss der Querschnittsabmessungen

Die Idee dieser Untersuchung ist, den Einfluss der Holzquerschnittsabmessungen auf das Kriechverhalten, und zwar insbesondere auf das mechano-sorptive Kriechverhalten herauszufinden. Wie bereits erwähnt, wurde dabei die Querschnittshöhe zunächst beibehalten und die Querschnittsbreite variiert. Damit wird der Stabilitätseinfluss ausgeschlossen, da das Knickverhalten bei gleicher Querschnittshöhe identisch ist. Erwartet werden durfte, dass breitere Querschnitte bei gleicher Querschnittshöhe träger in Bezug auf die Feuchteanpassung an das Umgebungsklima sind.

Die Ergebnisse zeigen allerdings, dass sich nur marginale Unterschiede in den Traglastquotienten ergeben. Da sich diese Differenzen nur auf wesentlich unterschiedliche Holzfeuchten zurückführen ließen, kann man aus den Ergebnissen schließen, dass wohl kaum Abweichungen in den Holzfeuchten zwischen den einzelnen Querschnitten zu vernehmen sind und deshalb der Traglastquotient kaum Veränderungen erfährt. Die Begründung hierzu ist zunächst differenziert zu betrachten. Im Bereich gedrungener Stützen ist das Versagenskriterium die Materialfestigkeit, die wiederum von der Holzfeuchte abhängt. Allerdings treten die Schwankungen über den Querschnitt instationär auf. Da der Querschnittskern sich weniger ausgeprägt an den Feuchtwechseln beteiligt, ist hier die integrative Holzfeuchte maßgebend. Diese ändert sich offenbar nur so gering, dass Änderungen im Traglastquotienten nicht wahrnehmbar sind. Bei schlanken Stützen ist das Versagenskriterium hingegen der Verlust der Stabilität. Das bedeutet, dass der Materialparameter Elastizitätsmodul maßgebend wird, und zwar insbesondere in den Randregionen des Querschnitts. Dort aber ist unabhängig vom Querschnitt mit der gleichen Holzfeuchte zu rechnen, weshalb hier auch keine Unterschiede beim Traglastquotienten auftreten.

7.3.3. Einfluss der Einbauholzfeuchte

Wie bereits Abschnitt 7.2.2 deutlich zeigt, wirkt sich die Einbauholzfeuchte signifikant auf die Traglast einer Stütze aus Holz aus. Während sich für Traglasten ohne den Einfluss hygrothermischer Langzeiteffekte die Phänomene relativ einfach darstellen lassen, wird die Analyse unter dem Einfluss von Dauerlast und klimatischen Einwirkungen komplexer. Da auch im Rahmen dieses Abschnitts im Wesentlichen die Reduktion der Traglast zwischen dem Zeitpunkt des Einbaus einer Stütze ($t = 0$) und dem Endzustand ($t = 20 \text{ a} \approx \infty$), dargestellt durch den so genannten Traglastquotienten, im Fokus der Auswertung steht, ergeben sich grundsätzlich zwei mögliche Varianten der Auswertung. Als Grundlage für den Traglastquotienten (Wert des Nen-

ners) kann die Traglast zum Zeitpunkt $t = 0$ bei der entsprechenden Einbauholzfeuchte oder bei einer Einbauholzfeuchte von $u = 12\%$ herangezogen werden.

Bezieht man die Ergebnisse unter Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte auf die Ergebnisse der Anfangstraglast der entsprechend zugehörigen Einbauholzfeuchte, ergeben sich Traglastquotienten, die über dem Wert eins liegen können. Das heißt, dass die Traglast unter Dauerlast über dem Niveau der sofortigen Traglast liegt. Dies liegt in der Tatsache begründet, dass bei hohen Einbaufeuchten, insbesondere für $u \geq 21\%$, die klimatischen Einflüsse positive Effekte auslösen. Durch die daraus resultierende Senkung der Holzfeuchte im Querschnitt erhöht sich die Festigkeit bzw. die Steifigkeit gegenüber der Bauteile mit der entsprechenden stationären Einbauholzfeuchte.

Diese Tatsache lässt vermuten, dass eine Bemessung für Einbauholzfeuchten über der zu erwartenden Ausgleichsfeuchte im Anfangszustand auf der sicheren Seite liegt, da die Zunahmen an Festigkeit bzw. Steifigkeit die Verluste infolge hygrothermischen Langzeittragverhaltens aufwiegen.

Aus den genannten Gründen erfolgt zunächst die Auswertung bezogen auf den Schlankheitsgrad für beide Varianten. In der ersten Variante wird die Kurzzeittraglast mit der entsprechenden Einbauholzfeuchte als Basis benutzt.

Für einen Anteil ständiger Last von 0% bis 50% an der Gesamtlast zeigen sich nahezu identische Ergebnisse. Die Schlankheitsgrade bis 80 werden dabei am stärksten betroffen und weisen für Einbaufeuchten bis 15% Traglastverluste bis zu 20% auf. Für Einbaufeuchten über 18% ergeben sich Traglastgewinne bis zu 35% . In Bereichen mittlerer und hoher Schlankheitsgrade reduzieren sich die Einflüsse auf den Traglastquotienten. Unabhängig von der Einbauholzfeuchte zeigen sich auch in dieser Auswertung für die Schlankheitsgrade 20 und 40 nahezu identische Traglastquotienten. In Abbildung 7-10 wird der Verlauf des Traglastquotienten exemplarisch für den Belastungsgrad 0% angegeben.

Für den Belastungsgrad von 75% ergeben sich keine signifikanten Änderungen im Bereich niedriger Schlankheitsgrade (20 bis 60). Bei mittleren Schlankheitsgraden hingegen treten insbesondere bei hohen Einbauholzfeuchten ($u > 21\%$) deutliche Reduktionen des Traglastquotienten auf. Dies führt dazu, dass trotz der Gewinne infolge Holzfeuchteabnahme ein geringerer Traglastquotient für die Einbauholzfeuchte $u = 30\%$ als für die Einbauholzfeuchte $u = 6\%$ (vgl. Abbildung 7-11) auftritt.

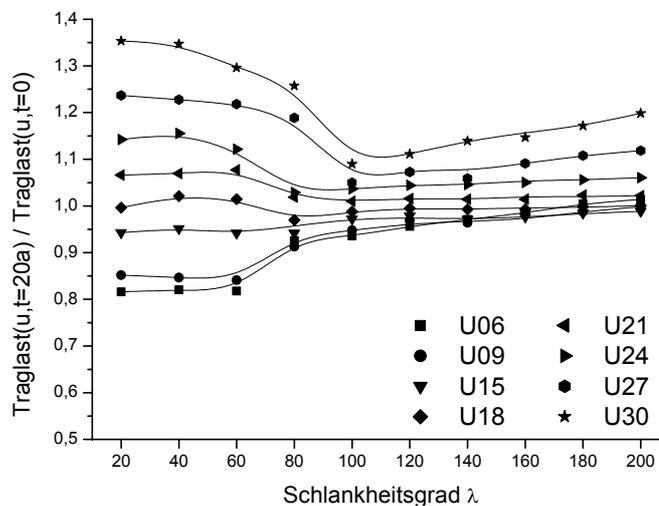


Abbildung 7-10: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 0% (5%-Fraktilewerte)

Dieser Effekt verstärkt sich für den Belastungsgrad 100% abermals. Stützen mit einem Schlankheitsgrad von mehr als 80 , die zu Beginn des virtuellen Versuchs eine Holzfeuchte von 27% oder 30% hatten, versagten während des Versuchszeitraumes. Gleiches gilt für Stützen mit einem Schlankheitsgrad von mehr als 100 bei einer Einbauholzfeuchte von 24% (vgl. Abbildung 7-12). Dies liegt daran, dass durch die große Diskrepanz zwischen der Einbaufeuchte und der Feuchte während des virtuellen Versuchs große Verformungen durch die Effekte des mechano-sorptiven Kriechens entstehen. Verstärkt wird dies durch die Effekte nach Theorie II. Ordnung, weshalb das Versagen von Stützen auch nur im Belastungsgrad 100% auftritt.

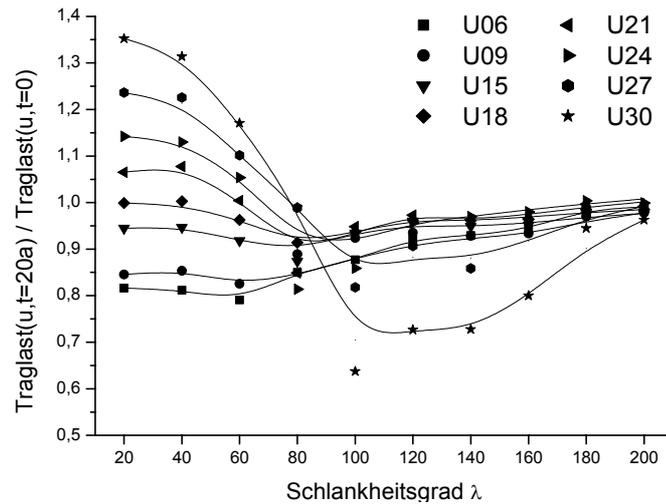


Abbildung 7-11: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 75 % (5%-Fraktilewerte)

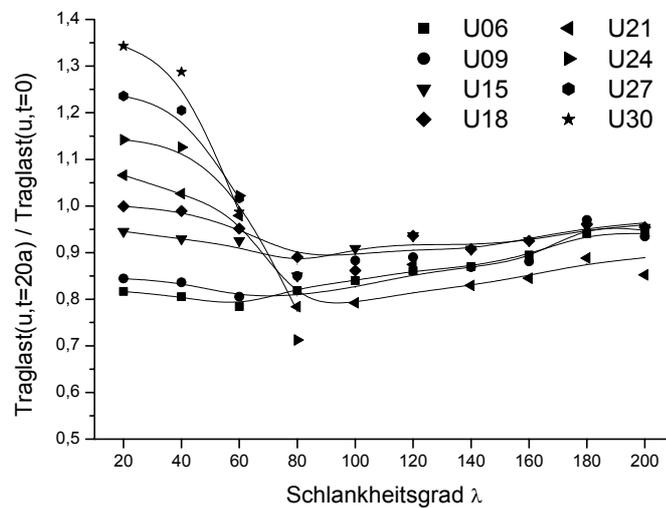


Abbildung 7-12: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 100 % (5%-Fraktilewerte)

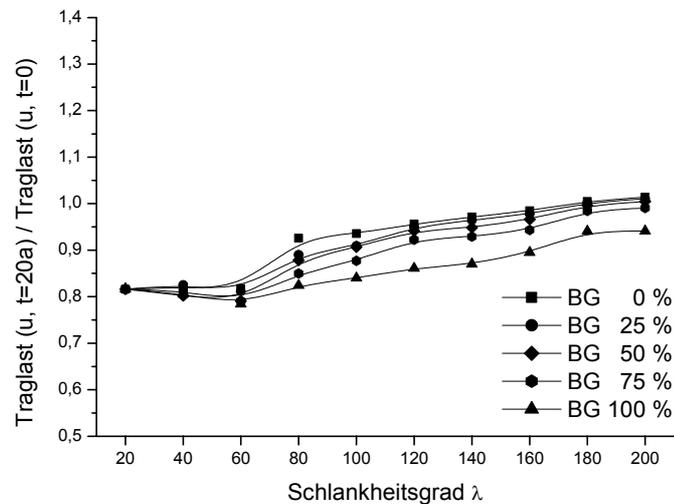


Abbildung 7-13: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 6 % (5%-Frak.)

Analysiert man die Daten auf eine Abhängigkeit von der Einbauholzfeuchte hin, ergeben sich weitere Erkenntnisse. Für Einbauholzfeuchten von 6 % und 9 % sind kaum Unterschiede in den Ergebnissen wahrzunehmen. Für beide Varianten gleichermaßen lässt sich wiederum feststellen, dass der Einfluss auf gedrungene Stützen größer als auf schlanke Stützen ist. Der Belastungsgrad hingegen wirkt sich für den Wert 100 % signifikant aus. Der Traglastverlust lässt sich auf ca. 20 % für niedrige Schlankheitsgrade und ca. 6 % für hohe Schlankheitsgrade beziffern (vgl. Abbildung 7-13).

Bei einer Einbauholzfeuchte von 15 % sind die Unterschiede zwischen den Belastungsgraden ebenso geringer als zwischen den einzelnen Schlankheitsgraden. Die Absenkung des Traglastquotienten für diese Einbauholzfeuchte ist mit bis zu 5 % als niedrig einzustufen. Eine Ausnahme dafür bildet der Schlankheitsgrad 80, der einen Extremwert mit 15 % Verlust für den Belastungsgrad 100 % darstellt (vgl. Abbildung 7-14). Dies deutet bereits darauf hin, dass bei dieser Einbauholzfeuchte die Einflussnahme des viscoelastischen Kriechens in Zusammenhang mit der geringer werdenden Steifigkeit allmählich zunimmt.

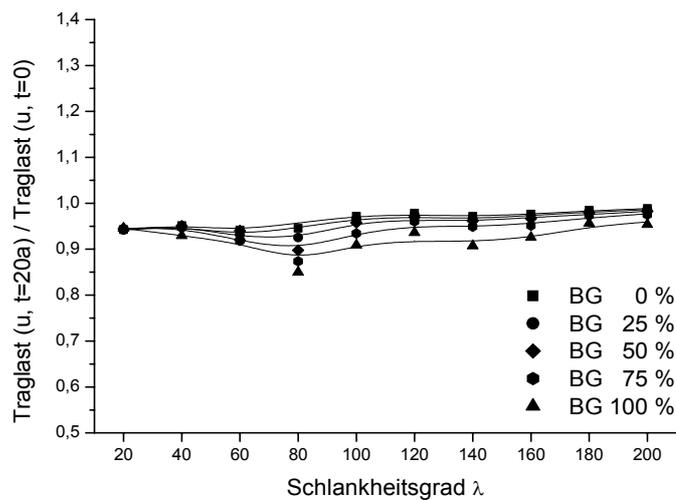


Abbildung 7-14: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 15 % (5%-Frak.)

Dieser Eindruck verstärkt sich bei Stützen mit der Einbauholzfeuchte $u = 18$ %. Dort zeigt sich ebenfalls bei mittleren Schlankheitsgraden ein deutlich höherer Einfluss unter ausschließlich ständiger Last als bei geringerer Belastung (vgl. Abbildung 7-15). Ansonsten sind für diese Ergebnisse die Traglastquotienten eher als marginal einzustufen, da die Einbauholzfeuchte mit der im Gebrauchsbereich zu erwartenden Holzfeuchte übereinstimmt.

Die Ergebnisse bei einer Einbauholzfeuchte von 21 % verstärken den sich bereits abzeichnenden Trend nochmals. Für den Belastungsgrad 100 % ergibt sich erneut der Tiefpunkt der Traglastquotienten bei einem Schlankheitsgrad von 80 (vgl. Abbildung 7-16), jedoch bleibt der Wert für die höheren Schlankheitsgrade annähernd auf diesem Niveau (ca. 17 %). Bei Schlankheitsgraden, die kleiner oder gleich 60 sind, ergeben sich aufgrund des Festigkeitszuwachses geringe Zugewinne bei der Traglast für alle Belastungsgrade.

Für $u_{\text{Einbau}} = 24$ % zeigen sich tendenziell die gleichen Effekte wie eben beschrieben. Die Zugewinne der Traglastquotienten steigen im Bereich niedriger Schlankheitsgrade auf etwa 14 %, im Bereich hoher Schlankheitsgrade auf etwa 1 bis 6 %, da sich die Festigkeiten bzw. Steifigkeiten holzfeuchteabhängig verändern (vgl. Abbildung 7-17). Der gravierendste Unterschied ergibt sich aber für den Belastungsgrad 100 %, bei dem Stützen mit einem Schlankheitsgrad von 100 oder mehr während des virtuellen Versuchs versagen. Die hygrothermischen Langzeiteffekte in Verbindung mit den Effekten nach Theorie II. Ordnung übersteigen damit die Zuwächse an Festigkeit und Steifigkeit durch Holzfeuchtereduktion.

Ebenso gleiche Erscheinungen zeigen sich für Stützen, die mit einer Holzfeuchte von $u = 27$ % eingebaut werden. Erneut sind Zuwächse (bis zu 24 %) der Traglastquotienten für Schlankheitsgrade von 60 oder weniger zu vernehmen, allerdings sind in diesem Fall die Unterschiede zwischen den Belastungsgraden signifikanter (vgl. Abbildung 7-18). Für Schlankheitsgrade im Bereich von 60 bis 120 zeigen sich hingegen deutliche Verluste (Belastungsgrad 75 % bis zu 18 %, Belastungsgrad 100 % bis zu 33 %), wobei Stützen, die einen Schlankheitsgrad von 80 oder mehr besitzen und einen Belastungsgrad von 100 % aufweisen, wäh-

rend des virtuellen Versuchs versagen. Schlanke Stützen mit einem Belastungsgrad von 75 % nähern sich den Werten der Traglastquotienten der darunter liegenden Belastungsgrade.

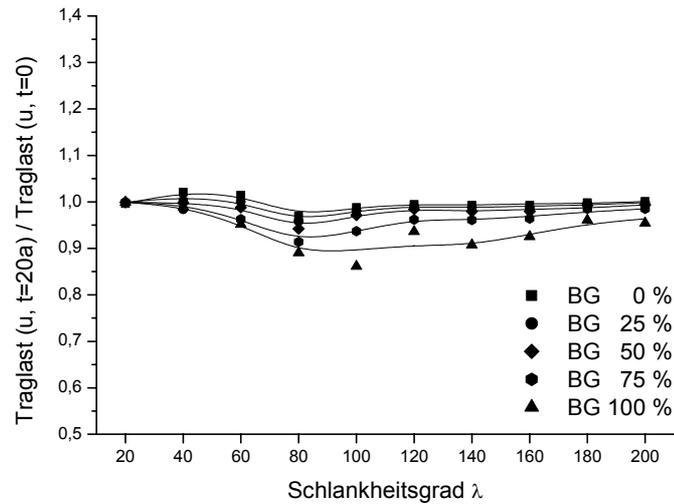


Abbildung 7-15: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 18 % (5%-Frak.)

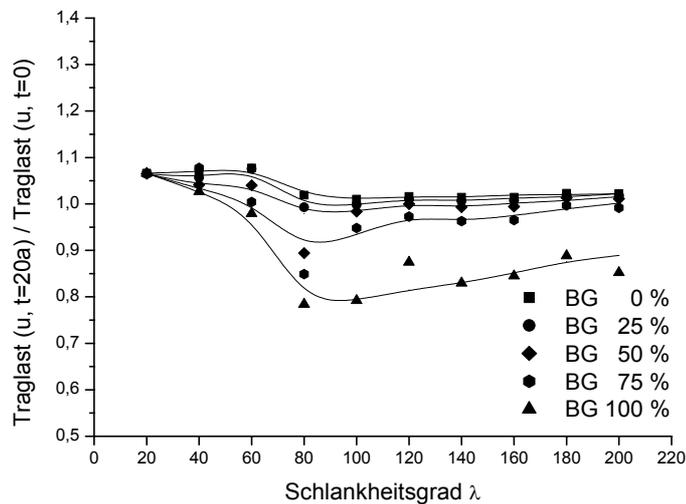


Abbildung 7-16: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 21 % (5%-Frak.)

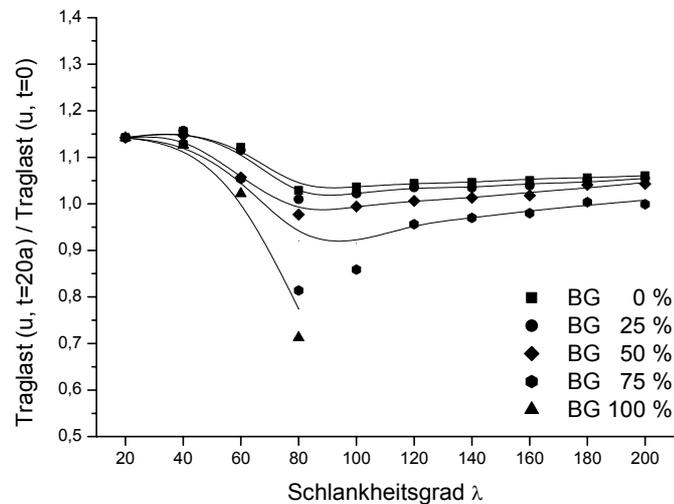


Abbildung 7-17: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 24 % (5%-Frak.)

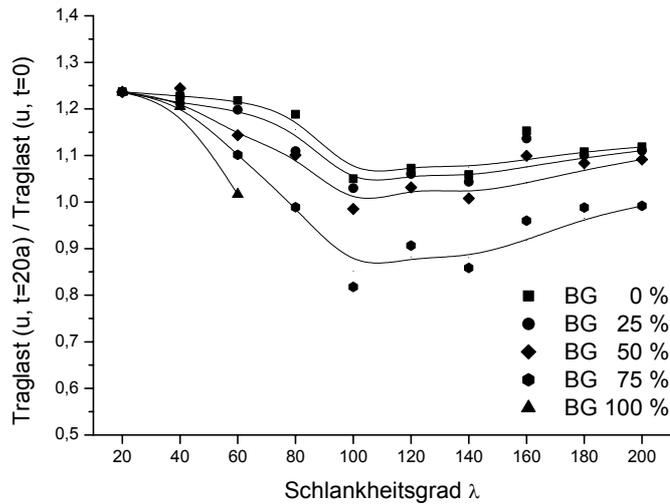


Abbildung 7-18: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 27 % (5%-Frak.)

Ein gleiches Bild zeigt sich bei Holzstützen mit einer Einbaufeuchte von 30 %. Dies gilt sowohl tendenziell für die Traglastquotienten als auch für die während der Versuchszeit versagenden Stützen. Die Verluste und Zugewinne in Abhängigkeit der Schlankheitsgrade steigen nochmals im Vergleich zur oben beschriebenen Holzfeuchtestufe an. Ein wesentlicher Unterschied ergibt sich daraus, dass die Werte der Traglastquotienten für den Belastungsgrad 75 % deutlicher von denen bei 50 % abweichen (vgl. Abbildung 7-19).

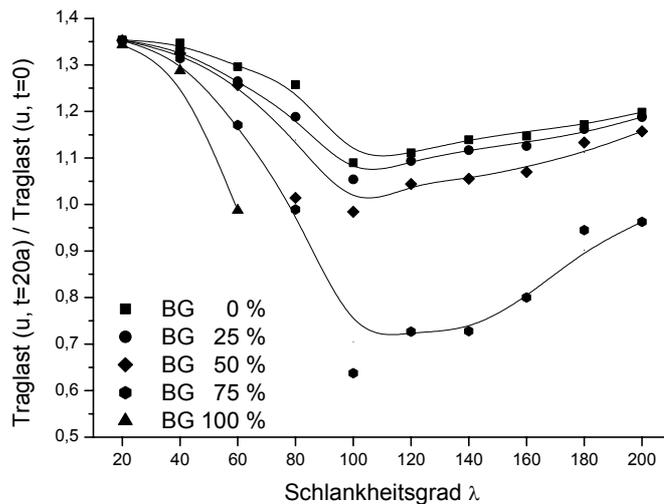


Abbildung 7-19: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 30 % (5%-Frak.)

Die zweite Variante der Analyse von Ergebnissen bezogen auf den Schlankheitsgrad ergibt sich, wenn Traglasten nach virtuellen Versuchen auf die Kurzzeittraglasten bei einer Einbauholzfeuchte von 12 % bezogen werden.

Die Ergebnisse zeigen die erwarteten Verläufe. Auf phänomenologischer Basis ergibt sich selbstverständlich kein Unterschied im Vergleich zu den eben dargestellten Ergebnissen. Es handelt sich beim Bezug auf die Traglasten auf Basis der Holzfeuchte 12 % lediglich um eine Faktorverschiebung der Ergebnisse der einzelnen Holzfeuchten. Generell kann festgestellt werden, dass nunmehr nur die Stützen mit einer Einbauholzfeuchte von 6 % oder 9 % geringe Zugewinne im Bereich hoher Schlankheiten realisieren können. Jedoch zeigen sich für den Belastungsgrad 75 % und die Einbauholzfeuchte von 30 % sehr hohe Verluste von bis zu 48 %. Die einzelnen Ergebnisse können den nachfolgenden Grafiken entnommen werden:

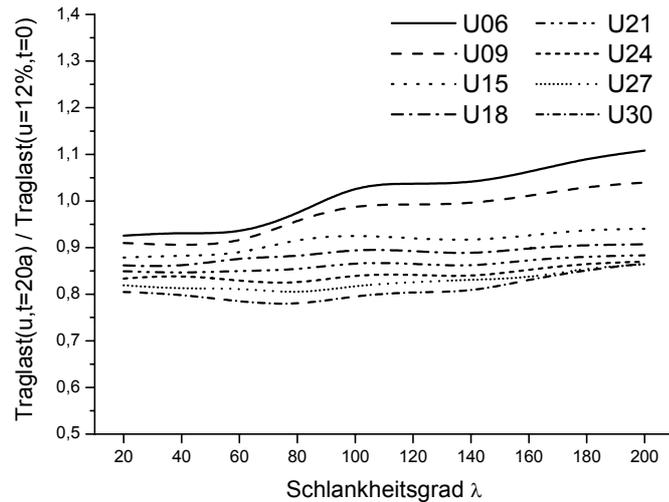


Abbildung 7-20: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 0 % (5%-Frak.)

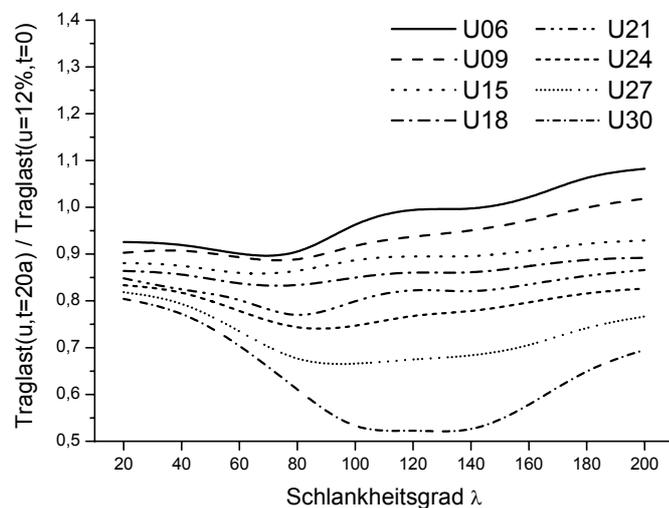


Abbildung 7-21: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 75 % (5%-Frak.)

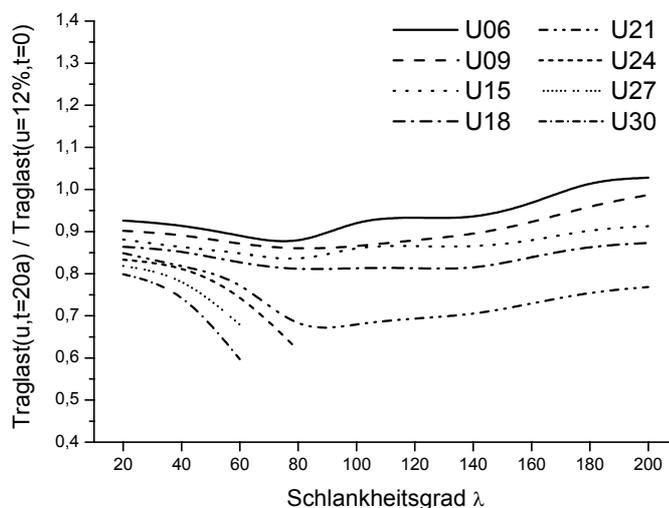


Abbildung 7-22: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für Belastungsgrad 100 % (5%-Frak.)

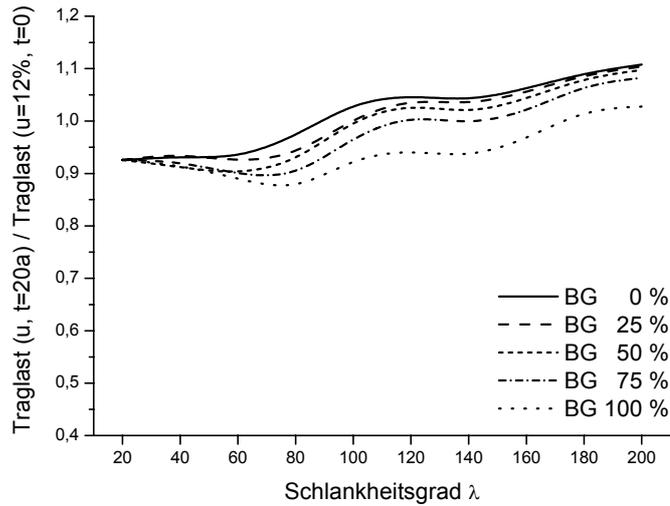


Abbildung 7-23: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 6 % (5%-Frak.)

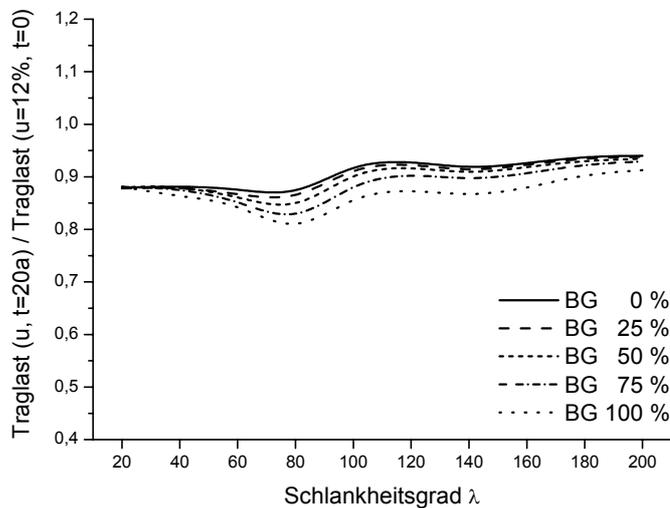


Abbildung 7-24: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 15 % (5%-Frak.)

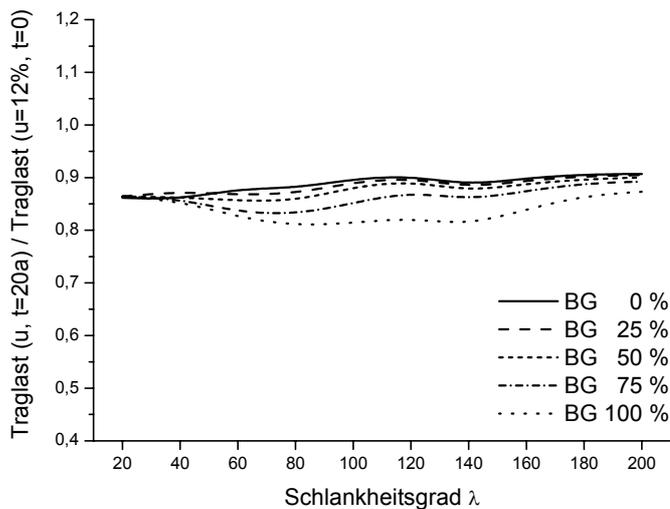


Abbildung 7-25: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 18 % (5%-Frak.)

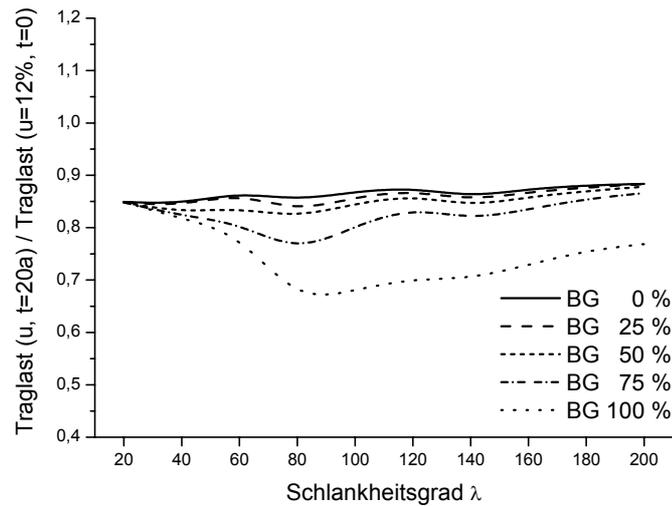


Abbildung 7-26: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 21 % (5%-Frak.)

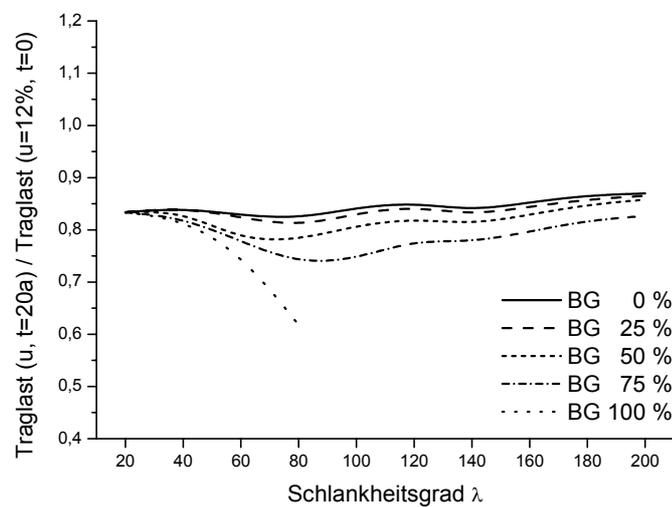


Abbildung 7-27: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 24 % (5%-Frak.)

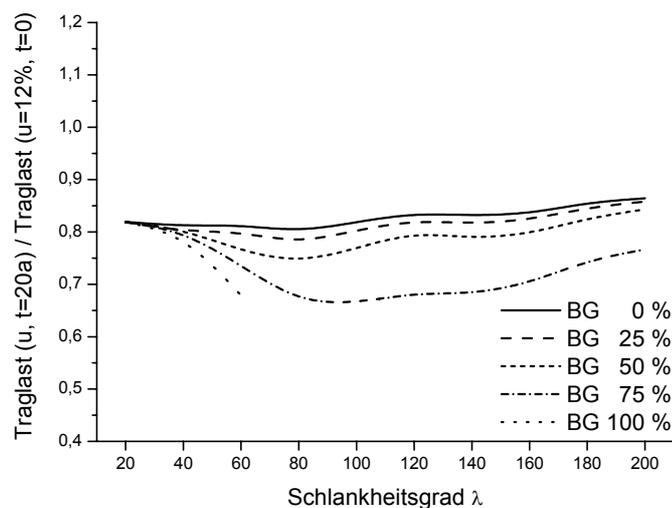


Abbildung 7-28: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 27 % (5%-Frak.)

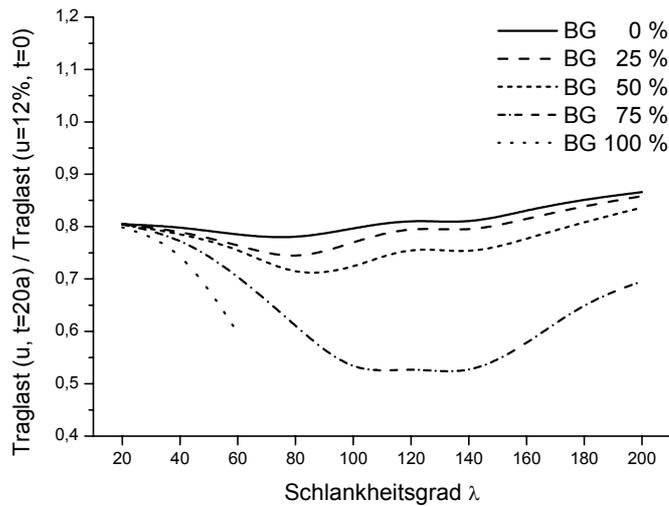


Abbildung 7-29: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] für die Einbauholzfeuchte 30 % (5%-Frak.)

Die aus den virtuellen Versuchen erhaltenen Ergebnisse können auch bezogen auf den Belastungsgrad ausgewertet werden. Jedoch wird hier auf eine Auswertung bezogen auf die Traglast, die der Einbauholzfeuchte ohne Berücksichtigung hygrothermischer Langzeiteffekte entspricht, verzichtet. Der Unterschied in Bezug auf die Traglast bei $u = 12\%$ in der Kurzzeitbetrachtung führt, wie bereits erörtert, auch bei dieser Auswertung lediglich zu einer Faktorverschiebung der Ergebnisse, nicht aber zu anderen phänomenologischen Erkenntnissen.

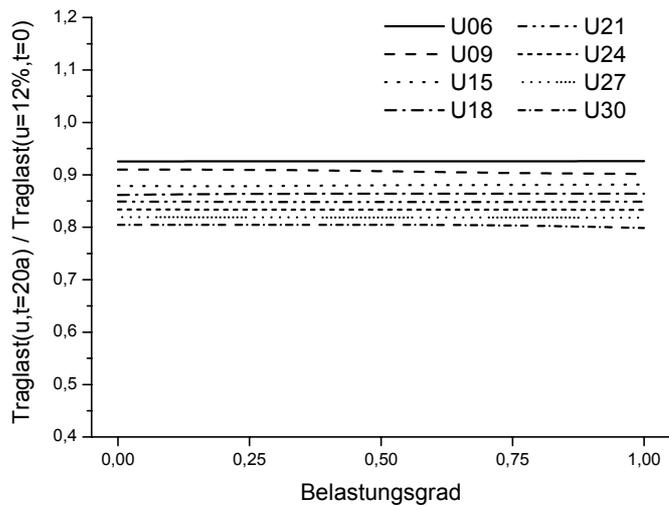


Abbildung 7-30: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Schlankheitsgrad 20 (5%-Fraktilwerte)

Unabhängig von der Einbauholzfeuchte zeigt sich erst ab einem Schlankheitsgrad von etwa 60 ein signifikanter Einfluss des Belastungsgrades auf den Traglastquotienten. Das heißt, dass bei niedrigen Schlankheitsgraden der Traglastquotient unabhängig vom Belastungsgrad nahezu konstant ist. Eine Abhängigkeit von der Einbauholzfeuchte erstreckt sich damit nur auf den konstanten Faktor (vgl. Abbildung 7-30).

Ab einem Schlankheitsgrad von 60 zeigt sich hingegen ein signifikanter Einfluss des Belastungsgrades auf den Traglastquotienten, insbesondere für den Belastungsgrad 100 % (vgl. Abbildung 7-31). Dieser Effekt steigt mit zunehmender Einbauholzfeuchte noch an.

Mit steigender Einbauholzfeuchte und steigendem Schlankheitsgrad zeigt sich des Weiteren eine Verschiebung des Belastungsgrades, ab dem der Traglastquotient überproportional abnimmt. Bei einer Einbauholzfeuchte, die beispielsweise über 21 % liegt, ergeben sich die überproportionalen Reduktionen der Traglastquotienten bereits ab einem Belastungsgrad von 50 % (vgl. Abbildung 7-32).

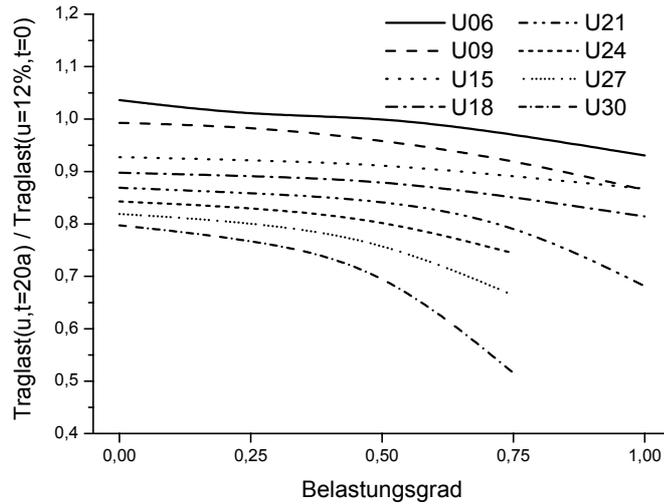


Abbildung 7-31: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Schlankheitsgrad 100 (5%-Frak.)

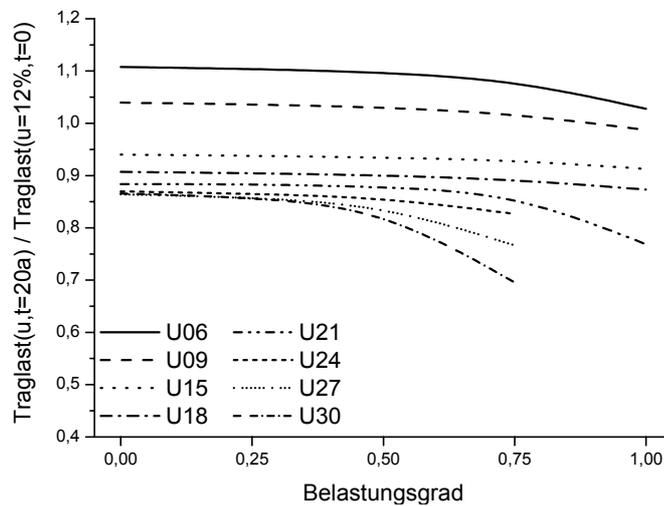


Abbildung 7-32: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und der Einbauholzfeuchte für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Schlankheitsgrad 200 (5%-Frak.)

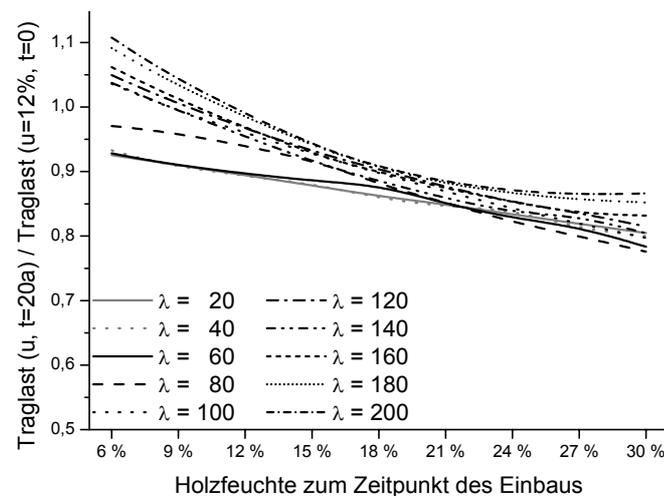


Abbildung 7-33: Traglastquotient in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte und des Schlankheitsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Belastungsgrad 0 % (5%-Frak.)

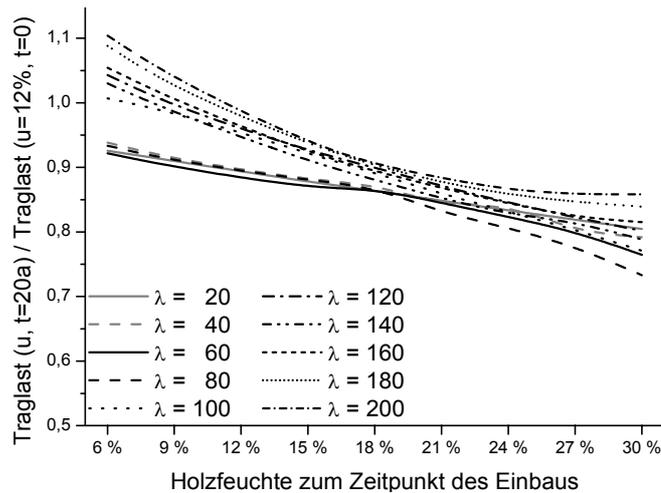


Abbildung 7-34: Traglastquotient in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte und des Schlankheitsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Belastungsgrad 25 % (5%-Frak.)

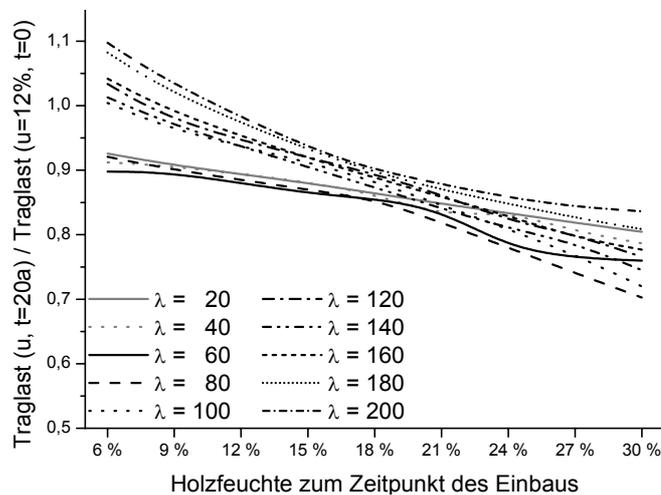


Abbildung 7-35: Traglastquotient in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte und des Schlankheitsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Belastungsgrad 50 % (5%-Frak.)

Eine weitere Möglichkeit der Analyse besteht in der Auswertung der Ergebnisse direkt auf die Einbauholzfeuchte bezogen. Aus den genannten Gründen wird als Bezugskurzzeittraglast jene verwendet, die unter einer stationären Holzfeuchte von 12 % erzielbar ist.

Bei Belastungsgraden von 0 % bis 50 % zeigen sich nahezu lineare Zusammenhänge zwischen der Einbauholzfeuchte und dem Traglastquotienten. Dieser lineare Zusammenhang ist beinahe unabhängig vom Schlankheitsgrad, wie Abbildung 7-33, Abbildung 7-34 und Abbildung 7-35 zeigen.

Dabei ergeben sich kaum Unterschiede zwischen diesen Belastungsgraden. Die Abnahme des Traglastquotienten liegt generell bei ca. 1 % je Prozent Einbauholzfeuchtereduktion.

Ein ähnlicher Trend ergibt sich auch für den Belastungsgrad 75 %, dort allerdings nur für den Bereich bis zu einer Einbauholzfeuchte von etwa 18 % (vgl. Abbildung 7-36), in dem die Reduktion auf 1 % taxiert werden kann. Für Einbauholzfeuchten über 18 % verdoppelt sich die prozentuale Abnahme des Traglastquotienten auf 2 %.

Auch unter 100 % ständiger Last sind die Verhältnisse bis zur Einbauholzfeuchte von 18 % mit denen vorheriger Belastungsgrade identisch. Im Bereich zwischen 18 % und 21 % bzw. 24 % stellt sich ein drastischer Verlust des Traglastquotienten von ca. 7 % je Prozent Holzfeuchteänderung ein (vgl. Abbildung 7-37). Bei höheren Einbauholzfeuchten versagen alle Probekörper mit einem Schlankheitsgrad von über 80.

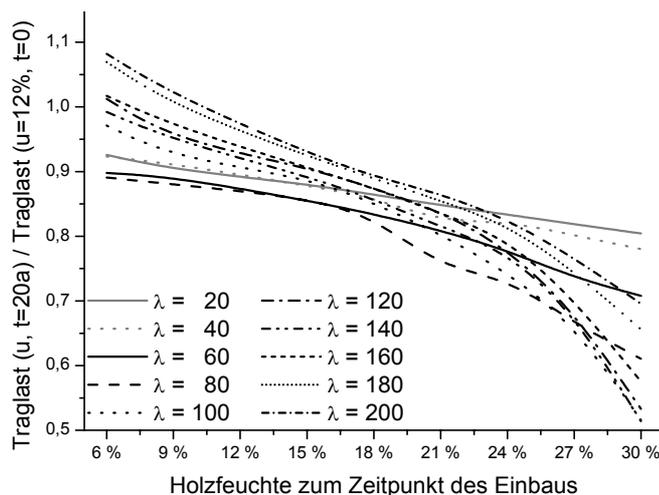


Abbildung 7-36: Traglastquotient in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte und des Schlankheitsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Belastungsgrad 75 % (5%-Frakt.)

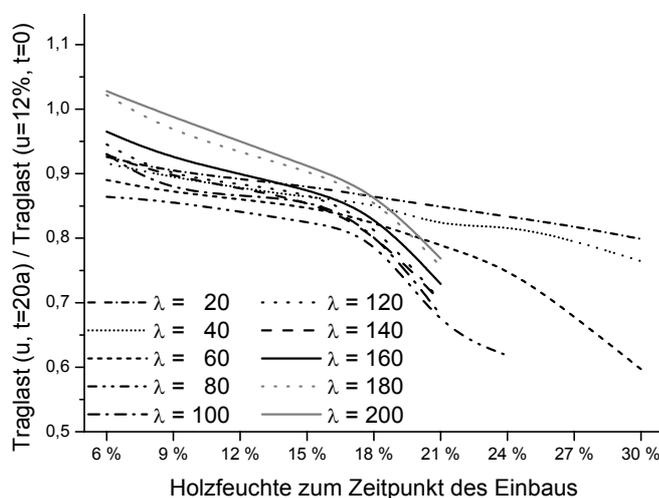


Abbildung 7-37: Traglastquotient in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte und des Schlankheitsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 nach [7] für den Belastungsgrad 100 % (5%-Frakt.)

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Einbauholzfeuchte signifikanten Einfluss auf die Traglast von Stützen nimmt. Der Einfluss kann minimiert werden, indem die Bauteile möglichst mit derjenigen Holzfeuchte eingebaut werden, die der zu erwartenden entspricht.

7.3.4. Einfluss der Nutzungsklasse

Der nachfolgende Abschnitt stellt die Ergebnisse unter dem Einfluss der Nutzungsklassen 1 bis 3 nach DIN 1052 [25] dar. Da die Holzfeuchte einen signifikanten Einfluss auf das Kriechverhalten ausübt und sich somit auf die Tragfähigkeit nach dauernder Belastungseinwirkung auswirkt, ist zu erwarten, dass die Beanspruchbarkeit des druckbeanspruchten Bauteils aus Holz mit steigender Nutzungsklasse abnimmt. Ebenso nimmt der Einfluss mit steigender Querschnittsfläche ab.

Zunächst findet die Auswertung der Ergebnisse bezogen auf den Schlankheitsgrad statt, und zwar getrennt nach Nutzungsklasse und Querschnitt des Bauteils.

Nutzungsklasse 1

Die Auswertung der Ergebnisse für den Querschnitt 8/8 cm der tragsicherheitsrelevanten 5%-Fraktilwerte zeigt zunächst einen großen Einfluss auf die gedrunenen Stützen (Schlankheit 20 und 40), während sich keine Unterschiede zwischen den Belastungsgraden darstellen lassen. Dies ist auf die Tatsache zurückzuführen, dass die Effekte des Knickens hier keine Rolle spielen, sondern ausschließlich die von der Holzfeuchte abhängige Materialfestigkeit. Der Einfluss der Belastungsgrade ist erst ab dem Schlankheitsgrad 60 wahrnehmbar und vergrößert sich bis zum Tiefpunkt des Traglastquotienten (entspricht der Traglast zum

Zeitpunkt $t = 20$ a geteilt durch die Traglast zum Zeitpunkt $t = 0$) bei einem Schlankheitsgrad von 120. In diesem Bereich der Schlankheitsgrade überlagern sich die Effekte des Knickens und der Materialfestigkeit, weshalb auch der Einfluss des hygrothermischen Langzeittragverhaltens an dieser Stelle besonders hoch ist. Im Bereich der schlankeren Stützen reduziert sich der Einfluss wieder, da die hygrothermischen Langzeiteffekte kaum Auswirkungen auf die Traglast haben. Mit steigendem Schlankheitsgrad spielt grenzwertig nur der Elastizitätsmodul eine signifikante Rolle und damit auch die sich ändernde Holzfeuchte. Der Traglastverlust liegt bei dem theoretischen Grenzfall ausschließlich nicht ständiger Belastung zwischen 2 und 3 %, bei ausschließlich ständiger Last liegt der Verlust zwischen 5 und 15 %. Dies betrifft allerdings nur den Bereich für Schlankheitsgrade zwischen 60 und 200. Darunter treten Traglastverluste bis zu 18 % auf. Abbildung 7-38 zeigt die Ergebnisse im Detail.

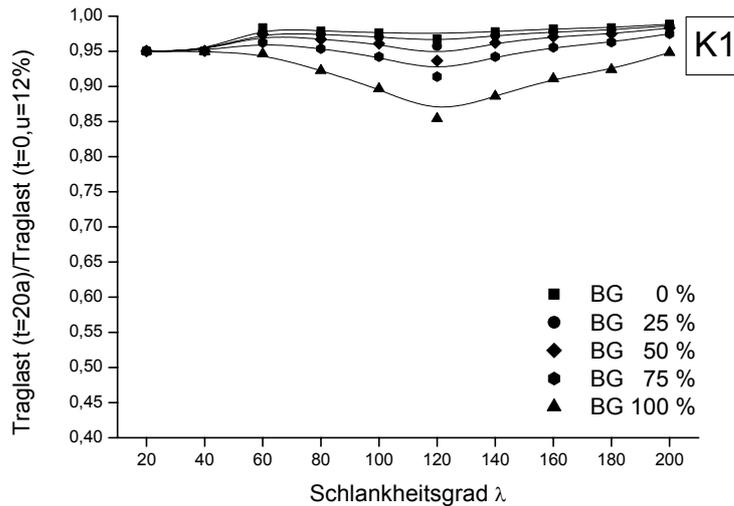


Abbildung 7-38: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 1 (5%-Fraktilwerte)

Die Ergebnisse des Querschnitts $b/h = 12/12$ cm zeigen tendenziell die gleichen Erscheinungen wie oben beschrieben (vgl. Abbildung 7-39). Jedoch ist der Tiefpunkt bei diesem größeren Querschnitt weniger ausgeprägt und breiter angelegt. Das heißt, die Steigung des Traglastquotienten im Bereich des Extrempunktes ist geringer. Außerdem verlagert sich der Tiefpunkt geringfügig in Richtung der niedrigeren Schlankheitsgrade. Die gedrungeneren Stützen (Schlankheitsgrad 20 und 40) zeigen keine extremen Traglastverluste mehr. Dies liegt an der Erscheinung, dass der Querschnitt nicht in der Lage ist, die Randfeuchte im gesamten Querschnitt genauso schnell anzunehmen, wie das beim Querschnitt $b/h = 8/8$ cm möglich ist. Die Traglastverluste für den Belastungsgrad 0 % bleiben bei 2 % bis 3 % gleich, die maximalen Verluste reduzieren sich auf 5 % bis 12 %.

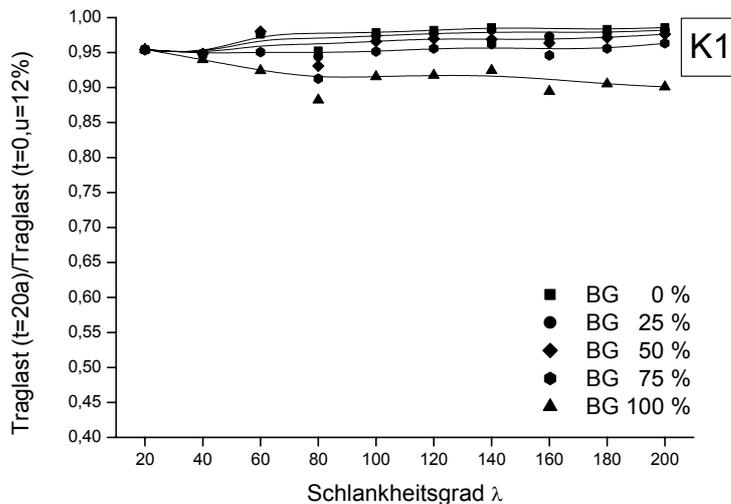


Abbildung 7-39: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in der Nutzungsklasse 1 (5%-Fraktilwerte)

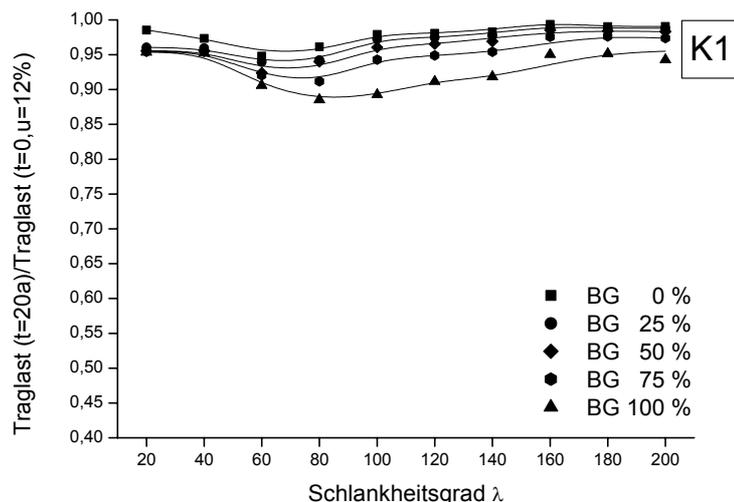


Abbildung 7-40: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 1 (5%-Fraktilewerte)

Auch die Auswertung der Ergebnisse für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm bringt ähnliche Erscheinungen hervor, wie sie bereits für die anderen Querschnitte beschrieben wurden (Abbildung 7-40). Hier zeigt sich ebenso, dass die festigkeitsabhängigen Traglasten gedrungener Stützen geringfügig stärker als die vorwiegend vom Elastizitätsmodul abhängigen Traglasten schlanker Stützen beeinflusst werden. Dieser Effekt ist auf die unterschiedlich von der Feuchte abhängigen Materialparameter zurückzuführen. Auch gibt es bei hohem Belastungsgrad keinen so ausgeprägten Punkt des höchsten Traglastverlustes, sondern vielmehr eine Zone, die sich vom Schlankheitsgrad 60 bis zum Schlankheitsgrad 140 ausdehnt. Der Tiefpunkt als solcher hat sich nochmals in Richtung der gedrungeneren Stützen ($\lambda = 80$) verschoben.

Zusammenfassend kann für Nutzungsklasse 1 festgestellt werden, dass für niedrige Belastungsgrade der Querschnitt kaum einen Einfluss auf die Traglastverluste ausübt, während für hohe Belastungsgrade ein deutlicher Einfluss wahrnehmbar ist. Je größer der Querschnitt wird, desto breiter ist die Zone hoher Traglastverluste. Allerdings reduziert sich gleichzeitig der Wert des Traglastverluste.

Nutzungsklasse 2

Prinzipiell treten in Nutzungsklasse 2 ähnliche Erscheinungen wie in Nutzungsklasse 1 auf. Die auftretenden Unterschiede, die in Folge der höheren Feuchteeinwirkung entstehen, werden im Nachfolgenden erörtert.

Bei der Untersuchung des Querschnitts $b/h = 8/8$ cm fällt auf, dass der Tiefpunkt nicht mehr so extrem wie in Nutzungsklasse 1 ausgebildet ist und sich darüber hinaus auch in Richtung der schlankeren Stützen verschiebt. Bei hohen Schlankheitsgraden und Auslastungsgrad 1,0 findet im Bereich der Nutzungsklasse 2 nur eine geringere Erholung des Traglastquotienten statt. Das heißt, dass die Werte des Traglastquotienten auch für die Schlankheitsgrade 160 bis 200 auf ähnlich niedrigem Niveau wie der niedrigste Wert (vgl. Abbildung 7-41) liegen. Auch bei den Traglastverlusten zeigt sich eine deutliche Erhöhung im Vergleich zur Nutzungsklasse 1. Unter ausschließlich nicht ständiger Last schwankt der Verlust zwischen 3 % und 10 %, unter ausschließlich ständiger Last hingegen zwischen 19 % und 35 %. Die Unterschiede des Traglastverlustes zwischen den verschiedenen Belastungsgraden wächst kontinuierlich mit zunehmendem Schlankheitsgrad an.

Die Analyse der Traglasten bzw. der Traglastquotienten für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm zeigt eine weitere Verschiebung in Richtung der schlankeren Stützen (vgl. Abbildung 7-42). Der Einfluss auf die gedrungeneren Stützen ist -wie bei Nutzungsklasse 1- in Relation zu den übrigen Schlankheitsgraden als geringer einzustufen. Der Traglastverlust unter ausschließlich nicht ständiger Last bewegt sich zwischen 5 % und 13 %, unter ausschließlich ständiger Last hingegen zwischen 13 % und 33 %.

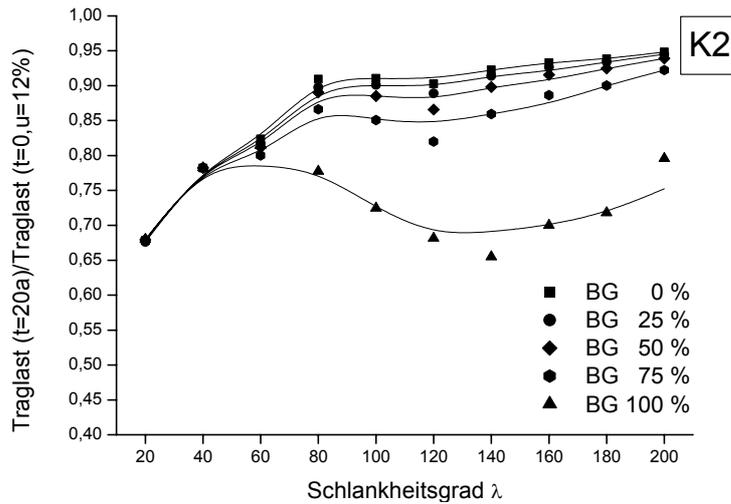


Abbildung 7-41: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 2 (5%-Fraktilewerte)

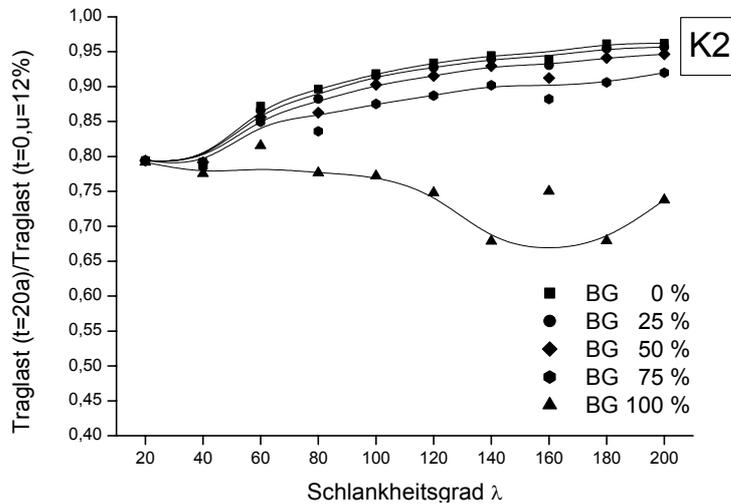


Abbildung 7-42: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in der Nutzungsklasse 2 (5%-Fraktilewerte)

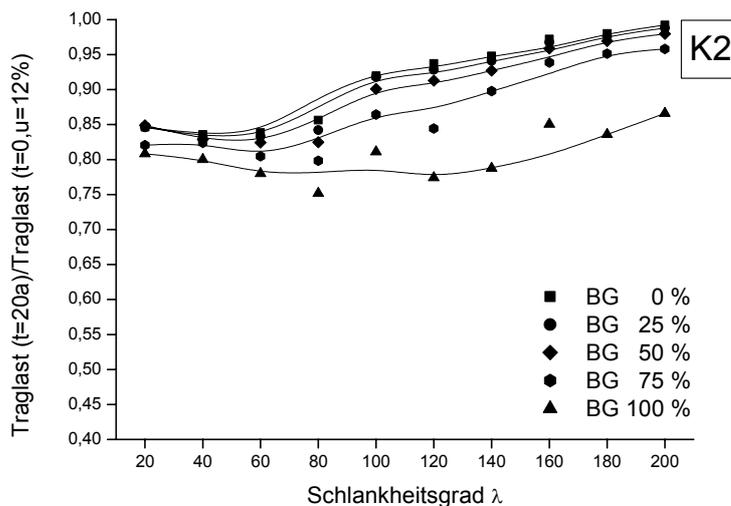


Abbildung 7-43: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 2 (5%-Fraktilewerte)

Die Untersuchung des Traglastquotienten zeigt in der Relation kaum Unterschiede zur Nutzungsklasse 1. Unter ausschließlich nicht ständiger Last schwankt der Verlust zwischen 1 % und 17 %, unter ausschließlich ständiger Last hingegen zwischen 13 % und 24 %.

Nutzungsklasse 3

Der signifikanteste Einfluss auf den Traglastquotienten zeigt sich bei der Nutzungsklasse 3. Generell sinkt der Traglastquotient unter die Werte für die Nutzungsklassen 1 und 2. Besonders deutlich wird dies für den Belastungsgrad 1,0, das heißt, Belastung durch ausschließlich ständige Last. Dort fällt der Wert des Traglastquotienten bei dem Schlankheitsgrad 80 rapide ab und bleibt auch auf diesem niedrigen Niveau bzw. die Stützen versagen. Nur für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm steigt der Traglastquotient wieder um wenige Prozentpunkte. Anders verhalten sich die Ergebnisse für geringere Belastungsgrade. Dort steigt der Traglastquotient ab dem Tiefpunkt mit steigendem Schlankheitsgrad wieder an.

Für den Querschnitt $8/8$ cm beläuft sich der Verlust der Traglast beim Belastungsgrad 0 auf 10 % bis 26 % und beim Belastungsgrad 1,0 31 % bis 55 % (vgl. Abbildung 7-44).

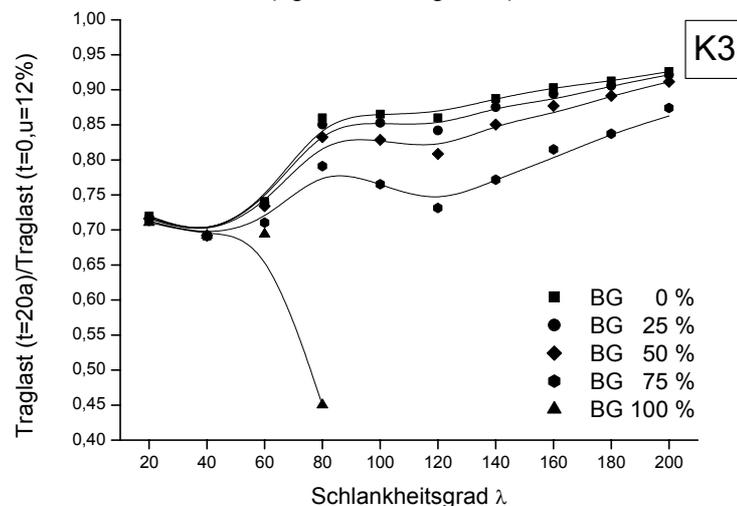


Abbildung 7-44: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 3 (5%-Fraktilwerte)

Unter ausschließlich ständiger Belastung ändert sich am Verlust der Traglast des Querschnitts $b/h = 12/12$ cm im Vergleich zum Querschnitt $b/h = 8/8$ cm nur wenig. Lediglich unter ausschließlich nicht ständiger Belastung reduziert sich der Verlust auf 5 % bis 20 % (vgl. Abbildung 7-45).

Die Unterschiede zum Querschnitt $b/h = 16/16$ cm sind ebenso marginal (Abbildung 7-46).

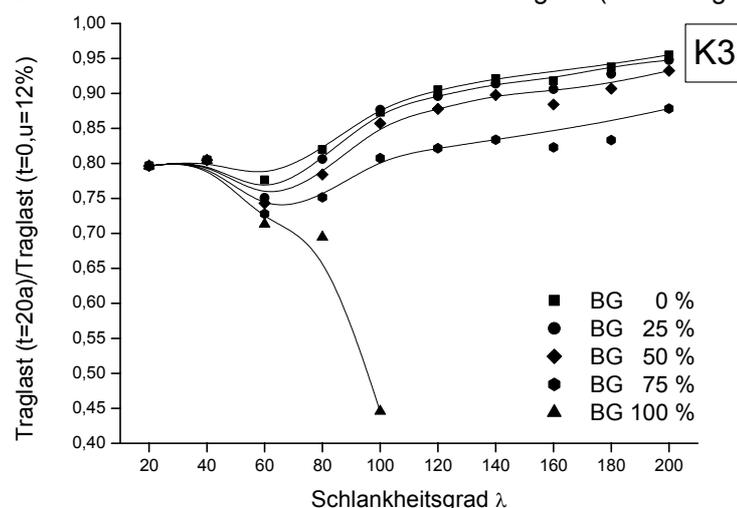


Abbildung 7-45: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in der Nutzungsklasse 3 (5%-Fraktilwerte)

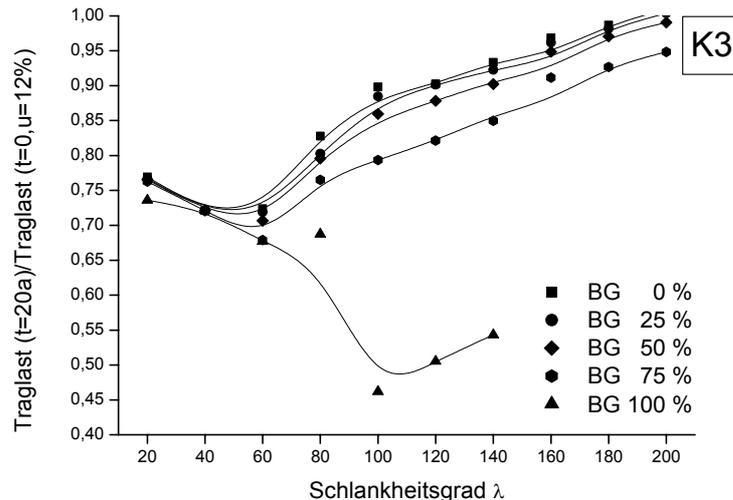


Abbildung 7-46: Traglastquotient in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in der Nutzungsklasse 3 (5%-Fraktilewerte)

Zusammenfassend zeigt die Analyse der Ergebnisse, dass insbesondere Stützen mittlerer Schlankheitsgrade besonders hohen Verlust an Traglast in Folge der hygrothermischen Langzeiteffekte erfahren. Der Traglastquotient sinkt generell bei höherer Holzfeuchte. Übertragen bedeutet dies, dass die Traglast in Nutzungsklasse 1 höher ist als in Nutzungsklasse 2. Analog gilt dies auch für den Vergleich zwischen Nutzungsklasse 2 und Nutzungsklasse 3. Ebenso kann dieser Studie entnommen werden, dass der Querschnitt $b/h = 8/8$ cm durch die Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens stärker beeinflusst wird als der Querschnitt $b/h = 12/12$ cm. Dieser wiederum wird stärker als der Querschnitt $b/h = 16/16$ cm beeinträchtigt. Tendenziell lässt sich den Ergebnissen auch entnehmen, dass die Unterschiede mit steigendem Schlankheitsgrad größer werden.

Die aus den virtuellen Versuchen erhaltenen Daten werden in einem zweiten Schritt bezogen auf den Belastungsgrad ausgewertet, zunächst getrennt nach Querschnitten und Nutzungsklassen.

Nutzungsklasse 1

Die Auswertung der Daten zeigt deutlich, dass bei einem Belastungsgrad von 0 % bis 75 % kaum ein Unterschied zwischen den Traglasten auszumachen ist. Nur bei einem Belastungsgrad von 100 % nimmt die Traglast überproportional ab. Das bedeutet nicht, dass der Traglastquotient für die Belastungsgrade 0 % bis 75 % gleich Eins beträgt. Vielmehr lässt sich aus diesen Ergebnissen schließen, dass sich die Effekte durch den Feuchteinfluss, und nur in geringem Maße die Effekte des Kriechens, in einer Minderung der Traglast niederschlagen. Die Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens zeigen sich in Nutzungsklasse 1 erst bei einem Belastungsgrad von 1,0 deutlich. Abbildung 7-47 zeigt die Ergebnisse grafisch für ausgewählte Schlankheitsgrade und den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm. Dort lässt sich auch entnehmen, dass der Einfluss des Belastungsgrades mit steigendem Schlankheitsgrad zunimmt.

Nutzungsklasse 2

Gleiche Effekte zeigen sich auch in der Nutzungsklasse 2 (vgl. Abbildung 7-48).

Nutzungsklasse 3

In Nutzungsklasse 3 ist der Einfluss auf den Traglastquotienten zunächst erwartungsgemäß größer. Im Gegensatz zu den anderen Nutzungsklassen ist allerdings der Effekt des hygrothermischen Langzeittragverhaltens schon ab einem Belastungsgrad von 0,5 deutlich sichtbar. Das heißt, dass der Traglastquotient bis zu diesem Belastungsgrad nahezu konstant bleibt, um dann für höhere Belastungsgrade überproportional abzunehmen.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass der Belastungsgrad im hohen Bereich deutlichen Einfluss auf den Traglastquotienten nimmt. Dieser Effekt ist für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm geringer als für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm und für diesen wiederum geringer als für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm. Dieser Effekt verstärkt sich von Nutzungsklasse 1 zu Nutzungsklasse 2 sowie von Nutzungsklasse 2 zu Nutzungsklasse 3.

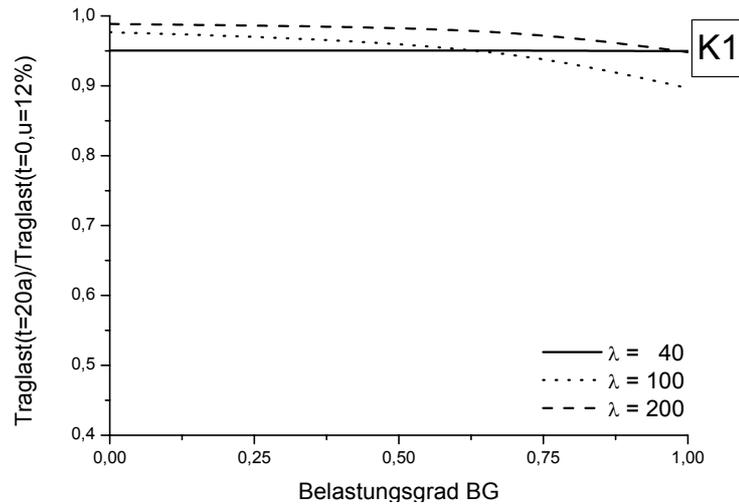


Abbildung 7-47: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und des Schlankheitsgrades (40, 100, 200) für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 1 (5%-Fraktilewerte)

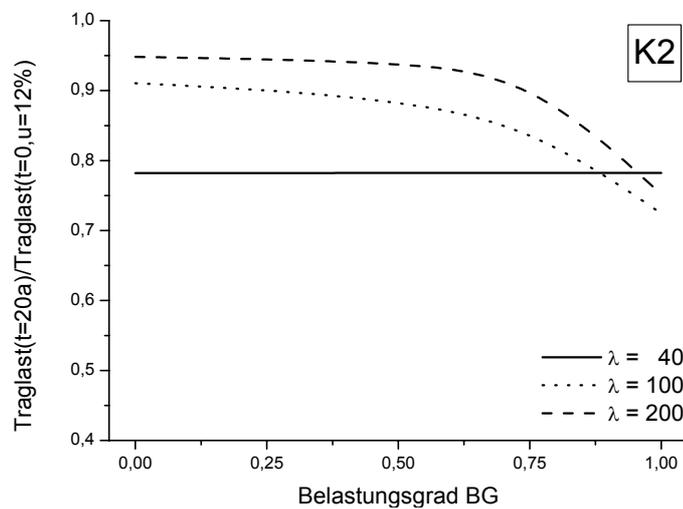


Abbildung 7-48: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und des Schlankheitsgrades (40, 100, 200) für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 2 (5%-Fraktilewerte)

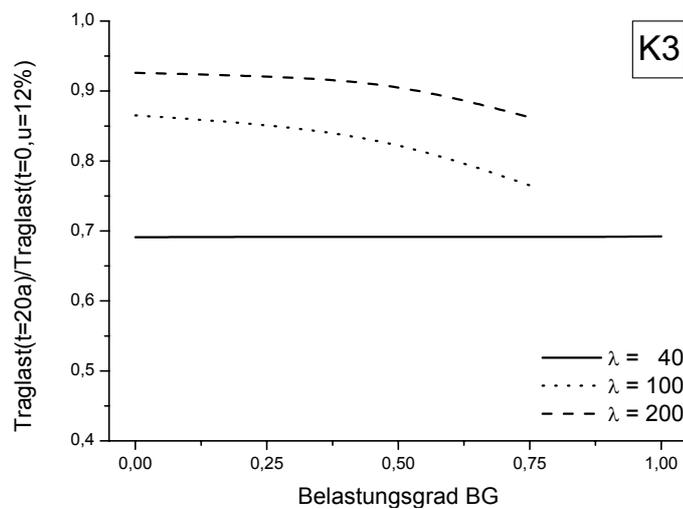


Abbildung 7-49: Traglastquotient in Abhängigkeit des Belastungsgrades und des Schlankheitsgrades (40, 100, 200) für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in der Nutzungsklasse 3 (5%-Fraktilewerte)

Vergleich mit den Traglasten nach DIN 1052 [25]

Ähnlich wie bei der Untersuchung unter kurzfristiger Belastung ist es auch für die Ergebnisse der verschiedenen Nutzungsklassen möglich, eine Auswertung unter sicherheitsrelevanten Aspekten vorzunehmen. Es wird die gleiche Herangehensweise wie in Abschnitt 7.2.1 gewählt. Das heißt, dass in den nachfolgenden Tabellen ebenso die Gleichung (7-4) analysiert wird. Dies geschieht in diesem Abschnitt nur für den Modifikationsbeiwert $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 1 und Nutzungsklasse 2), da für diesen Faktor auch die Dauerlast bestimmt wurde. Für den Grenzfall, dass nur ständige Last angreift, ist diese Einschätzung nicht korrekt. Dies wird hier als Näherung akzeptiert.

Für Nutzungsklasse 3 wird der Modifikationsfaktor $k_{mod} = 0,65$ verwendet, obwohl für alle drei Nutzungsklassen mit identischen Dauerlasten gerechnet wurde. Diese Vorgehensweise wird aus zwei Gründen als zulässig erachtet. Einerseits ändern sich die Traglasten in den Bereichen mittlerer und hoher Schlankheitsgrade mit bis zu 5 % nur marginal. Bei niedrigen Schlankheitsgraden sind die Unterschiede deutlicher, allerdings sind dort die Kriechinflüsse gering, so dass der Einfluss der Dauertraglast nicht hoch ist. Zum anderen sinkt die Dauertraglast im Vergleich zu der Variante mit dem Modifikationsfaktor $k_{mod} = 0,8$, so dass die Vorgehensweise auf der sicheren Seite liegt.

Abbildung 7-50, Abbildung 7-51, Abbildung 7-52 und Abbildung 7-53 stellen das geforderte Sicherheitsniveau dem vorhandenen grafisch gegenüber, indem die Gleichung (7-4) ausgewertet wird:

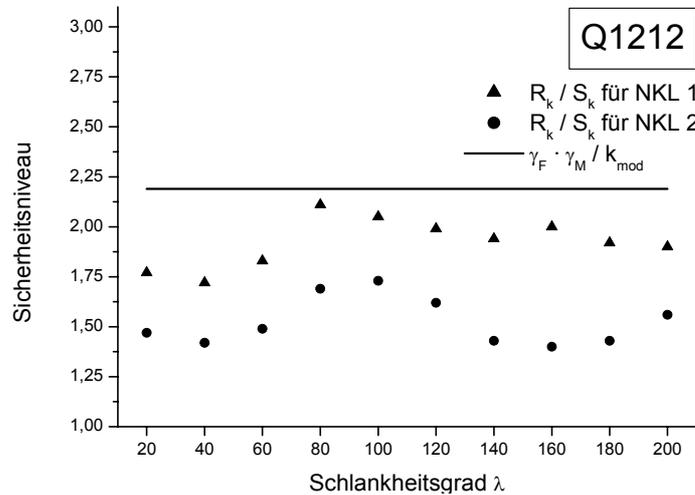


Abbildung 7-50: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung hydrothermischer Langzeiteffekte bezogen auf DIN 1052 [25]-Spannungstheorie II. Ordnung- für $k_{mod} = 0,8$ (Belastungsgrad 1,0) für Nutzungsklasse 1 und 2

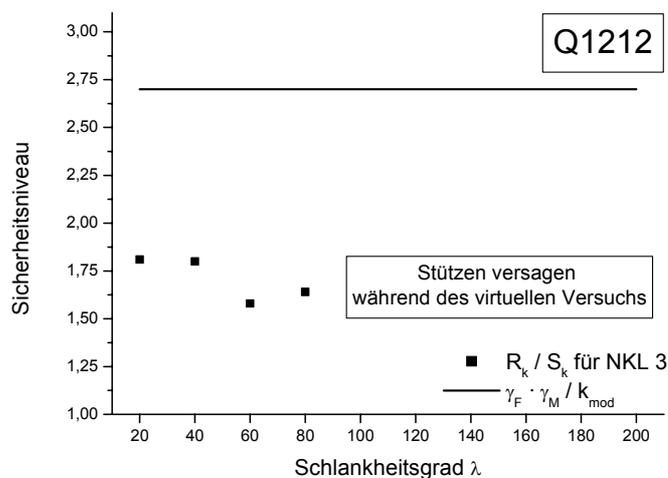


Abbildung 7-51: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung hydrothermischer Langzeiteffekte bezogen auf DIN 1052 [25]-Spannungstheorie II. Ordnung- für $k_{mod} = 0,65$ (Belastungsgrad 1,0) für Nutzungsklasse 3

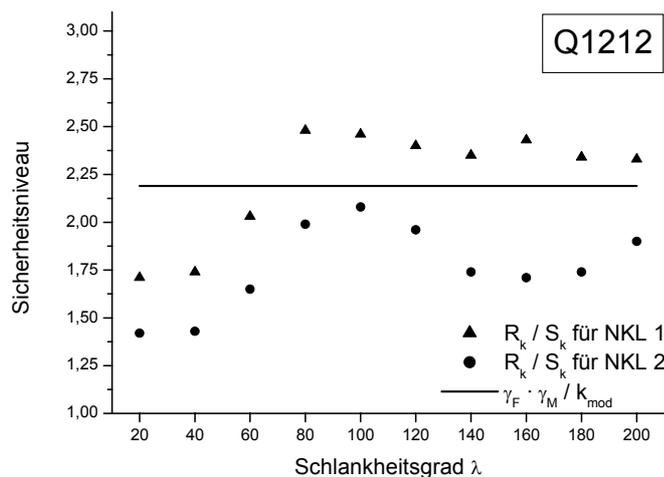


Abbildung 7-52: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung hygrothermischer Langzeiteffekte bezogen auf DIN 1052 [25] -Ersatzstabverfahren- für $k_{\text{mod}} = 0,8$ (Belastungsgrad 1,0) für Nutzungsklasse 1 und 2

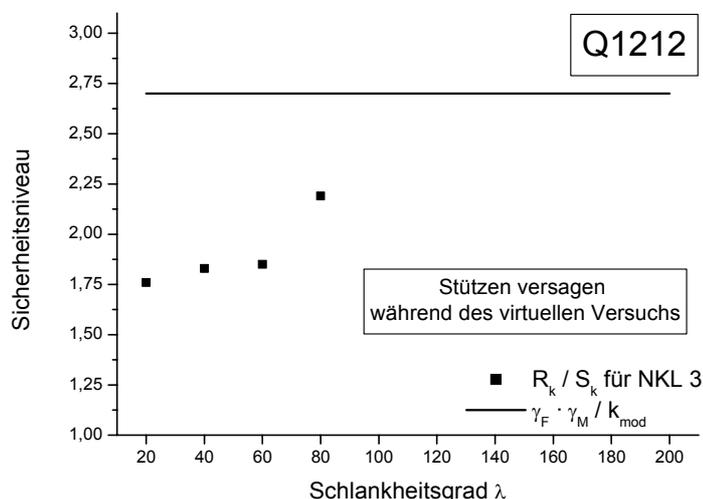


Abbildung 7-53: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen unter Berücksichtigung hygrothermischer Langzeiteffekte bezogen auf DIN 1052 [25] -Ersatzstabverfahren- für $k_{\text{mod}} = 0,65$ (Belastungsgrad 1,0) für Nutzungsklasse 3

Im Anhang III sind die zugehörigen Tabellen abgedruckt (Tabellen C-14 bis C-22). Die Ergebnisse belegen unabhängig vom Belastungsgrad, vom Schlankheitsgrad, von den Querschnittsabmessungen und von der Nutzungsklasse, dass die Traglasten der virtuellen Versuche durchgängig die Anforderungen der Sicherheit nach DIN 1052 (August 2004) [25] nicht erreichen. Wie bereits erwähnt, kommt es darüber hinaus im Bereich hoher ständiger Belastung und der Nutzungsklasse 3 sogar zum Versagen von Stützen. Die Traglasten, die aus den virtuellen Versuchen ermittelt wurden, liegen dabei zum Teil bis zu 40 % unter jenen, die nach DIN 1052 (August 2004) [25] zulässig sind. Dies macht deutlich, dass ein entsprechend modifiziertes Bemessungsverfahren zur Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte notwendig ist.

7.3.5. Einfluss der Dauerlast in Abhängigkeit der normativen Randbedingungen

Wie bereits erörtert, unterscheidet die Norm zwischen Einzeltraggliedern und Traggliedern innerhalb von Systemen, die aus mehreren Stäben bestehen. Der Nachweis der Tragsicherheit ist dabei im ersten Fall mit dem 5%-Fraktilwert des Elastizitätsmoduls zu führen. Die daraus resultierende Traglast wird künftig mit Traglast S05 bezeichnet. Im zweiten Fall darf mit dem Mittelwert des Elastizitätsmoduls gerechnet werden. Die Traglast wird dann mit Traglast S50 bezeichnet.

Da es sich vorrangig um eine Untersuchung des Nachweises der Tragsicherheit handelt, werden nur die Ergebnisse im Bereich des 5%-Fraktils der virtuell ermittelten Traglasten analysiert.

Beim Vergleich der Traglasten S05 mit den Traglasten S50 auf Basis des Querschnitts 8/8 cm zeigt sich zunächst kaum ein Unterschied für die Schlankheitsgrade 20 und 40, und zwar unabhängig vom Belas-

tungsgrad. Im Bereich der Schlankheitsgrade von 60 bis 120 liegen die Traglasten S50 bis zu 5 % unterhalb der Traglasten S05. Dies gilt für Belastungsgrade zwischen 0 % und 50 %, unter denen sich die Abnahme der Traglasten S50 für hohe Schlankheitsgrade wieder auf 3 % reduziert. Dieses Phänomen entsteht durch den Einfluss des Kriechens, der unter höherer Belastung (zur Ermittlung der Traglasten S50) insbesondere im Bereich mittlerer Schlankheitsgrade auftritt. Für hohe Schlankheitsgrade hingegen findet eine Beeinflussung nur in geringerem Maße statt, da hier in erster Linie die Stabilität und damit das Euler-Kriterium maßgebend wird. Wird der Anteil ständiger Last gesteigert (Belastungsgrad 75 %), ist der Einfluss im Bereich der Schlankheitsgrade zwischen 60 und 120 deutlich höher (bis zu 25 % geringere Traglast S50 als Traglast S05). Zusätzlich tritt für Belastungen, die auf dem Mittelwert des normativen Elastizitätsmodul basieren, sogar ab einem Schlankheitsgrad von 120 ein Versagen der Probekörper während des virtuellen Versuchs auf. Ein solches Versagen ist unter Belastungen, die auf dem 5%-Fraktilewert des Elastizitätsmoduls nach DIN 1052 (August 2004) [25] basieren, nicht zu beobachten. Dieser Effekt verstärkt sich für den Belastungsgrad 100 % noch darüber hinaus. Bereits ab einem Schlankheitsgrad von 100 tritt ein Versagen auf. Die Traglast S50 liegt 37 % unter der Traglast S05, was den deutlichen Einfluss der Belastung bzw. indirekt des zu verwendenden Fraktilewertes des Elastizitätsmoduls noch unterstreicht (vgl. Abbildung 7-54).

Aus Abbildung 7-54 kann der Einfluss des Belastungsgrades ebenso deutlich abgelesen werden. Mit steigendem Belastungsgrad erhöht sich der Einfluss der Dauerlast überproportional.

Wie Abbildung 7-55 und Abbildung 7-56 belegen, sind zwischen den Querschnitten nur geringe Unterschiede wahrnehmbar.

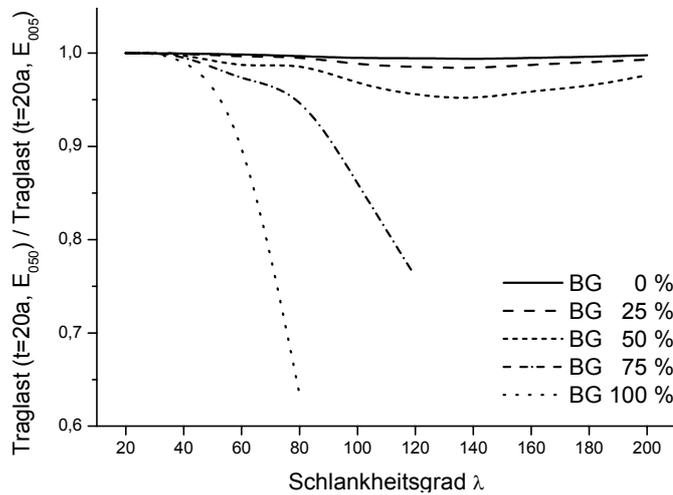


Abbildung 7-54: Verhältnis der Traglasten S50 und der Traglasten S05 in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt b/h = 8/8 cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] (5%-Frak.)

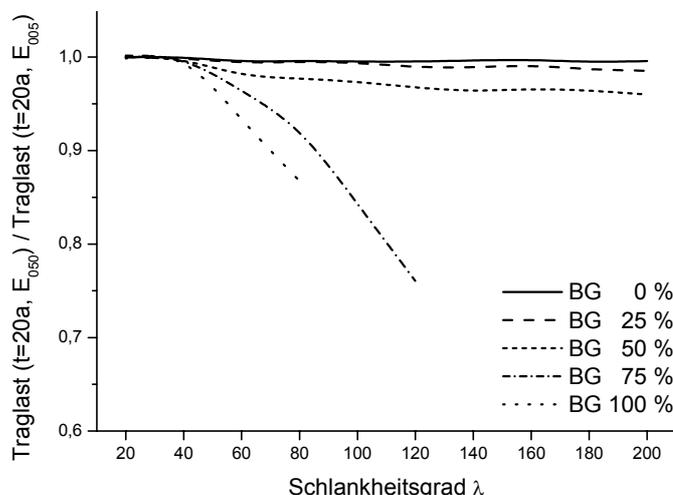


Abbildung 7-55: Verhältnis der Traglasten S50 zu den Traglasten S05 in Abhängigkeit d. Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt b/h = 12/12 cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] (5%-Frak.)

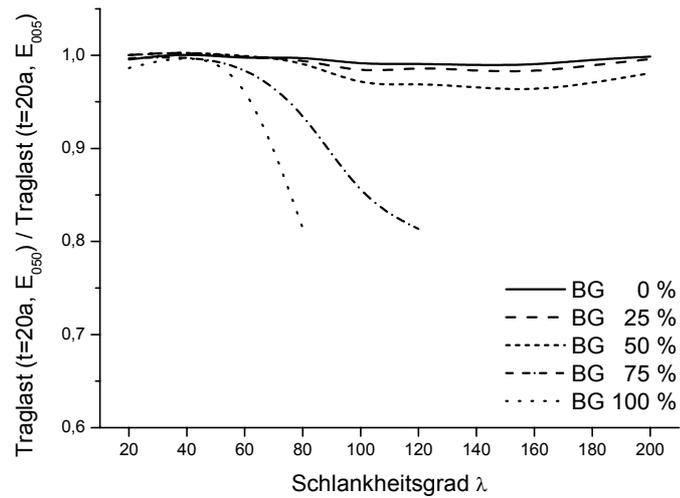


Abbildung 7-56: Verhältnis der Traglasten S50 zu den Traglasten S05 in Abhängigkeit d. Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 nach [7] (5%-Frak.)

Zusammenfassend zeigt sich, dass erwartungsgemäß die Höhe der Belastung entscheidenden Einfluss auf die Traglast ausübt und sogar zum Versagen von Probekörpern während des virtuellen Versuchs führen kann. Bei Ansatz des Mittelwertes für den Elastizitätsmodul zur Bestimmung der Dauerlast ist dies bei hohen Belastungsgraden der Fall.

8 Konzepte zur Bemessung

Die Auswertung der Simulationsergebnisse in Kapitel 7 zeigt, dass die nach DIN 1052 (August 2004) [25] zulässigen Traglasten nicht durchgängig den gewünschten Sicherheitsabstand aufweisen. Es ist deshalb notwendig, aus den vorhandenen Ergebnissen der virtuellen Versuche Rückschlüsse auf das Bemessungsverfahren für den Grenzzustand der Tragfähigkeit zu ziehen. Um die Handhabbarkeit des Bemessungsverfahrens vernünftig und praxistauglich zu gestalten, ist die Regression der Simulationsergebnisse auf möglichst aus der Normung bekannte Verfahrensschritte oder auf einfach zu integrierende Faktoren zu applizieren. Grundsätzlich ist es möglich, solche Faktoren mit Hilfe von Formeln zu ermitteln oder aus Tabellen entnehmen zu lassen. Für die einzelnen Verfahren, die im Nachfolgenden vorgestellt werden, werden jeweils beide Varianten angegeben. Die vielfältigen Einflüsse, die im Einzelnen der Schlankheitsgrad, der Querschnitt, der Belastungsgrad, die Nutzungsklasse sowie die Einbaufeuchte sind, führen zu verschiedenen Konzepten, mit Hilfe derer die bemessungsrelevanten Phänomene des hygrothermischen Langzeittragverhaltens berücksichtigt werden können. Zunächst wird in DIN 1052 (August 2004) [25] vorgeschlagen, bei hohem Anteil ständiger Lasten und Nutzungsklasse 2 oder 3 den Elastizitätsmodul mit dem Faktor $1/(1+k_{\text{def}})$ zu multiplizieren. Diese Vorgehensweise kann mit den Ergebnissen der virtuellen Versuche evaluiert werden. Alternativ dazu wird untersucht, wie die ungewollte Ausmitte bzw. der Beiwert β_c verändert werden muss, um die Langzeiteffekte adäquat berücksichtigen zu können. Eine weitere Möglichkeit stellt die Anpassung des Faktors k_{mod} dar, indem dieser nach den Einflüssen „Holzfeuchte“ und „Langzeiteffekte“ getrennt betrachtet wird. Ein ähnliches Verfahren wäre die Entwicklung eines Faktors für k_{mod} , der als k_{creep} bezeichnet werden kann.

Nach der Gegenüberstellung und Wertung der verschiedenen Verfahren wird ein Vorschlag zur praxisnahen Anwendung unterbreitet.

8.1. Verfahren nach DIN 1052 (August 2004) [25]

Nach DIN 1052 (August 2004) [25], Abschnitt 8.3, Absatz (1) braucht „Kriechen [...] nur im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit berücksichtigt zu werden, es sei denn, der Einfluss ist auch im Grenzzustand der Tragfähigkeit von Bedeutung“. Als Beispiel wird dort die „gemeinsame Verwendung von Baustoffen mit sehr unterschiedlichem Kriechverhalten“ bzw. „druckbeanspruchte Bauteile mit hoher ständiger Last“ angeführt. Überschreitet der Bemessungswert des ständigen Lastanteils 70 % des Bemessungswertes der Gesamtlast, so ist nach Absatz (3) des gleichen Abschnitts für die Nutzungsklassen 2 und 3 der Einfluss des Kriechens bei der Bemessung zu beachten. Dies geschieht durch die Abminderung der Steifigkeit mit dem Faktor $1/(1+k_{\text{def}})$.

Um diese in der DIN 1052 (August 2004) [25] vorgeschlagene Vorgehensweise zu verifizieren, ist es möglich, die mittels der Computersimulation im Rahmen virtueller Versuche unter Berücksichtigung hygrothermischer Langzeiteffekte ermittelten Traglasten den nach Norm „zulässigen“ Traglasten gegenüberzustellen. Dies geschieht, wie bereits in Kapitel 7 erläutert, unter Nutzung der Gleichung (7-4), wobei R_k das Simulationsergebnis und S_k das Ergebnis nach Norm darstellt. Ist die Gleichung (7-4) wahr, so liegt das Bemessungsverfahren nach Norm auf der sicheren Seite, andernfalls nicht.

Um jedoch die beiden auf verschiedenen Wegen ermittelten Ergebnisse vergleichen zu können, sind zunächst die Randbedingungen abzuklären. Dies betrifft auf der einen Seite die Dauerlast, die sich auf Basis der Norm ermittelt (vgl. Tabellen in Anhang I). Die dort ermittelte Last, die während des virtuellen Versuchs konstant den Versuchskörper belastet, wurde ohne Berücksichtigung des Einflusses des Faktors $1/(1+k_{\text{def}})$ auf die Steifigkeit errechnet. Dies bedeutet, dass die Dauerlast zu hoch geschätzt wurde, was allerdings erwarten lässt, dass die simulierte Traglast damit niedriger ausfällt. Dies hat zur Folge, dass die Ergebnisse auf der sicheren Seite liegen. Auf der anderen Seite wird das Ergebnis auch durch die unterschiedliche Definition des Belastungsgrads nach DIN 1052 (August 2004) [25] und in dieser Arbeit beeinflusst. Während im ersten Fall vom Verhältnis der Bemessungswerte ausgegangen wird, wird im Rahmen dieser Arbeit der Belastungsgrad auf charakteristische Einwirkungsgrößen bezogen (vgl. Gleichung (4-38)). Dies führt dazu,

dass die Belastungsgrade nach Norm tendenziell niedriger sind als die hier aufgeführten. Ist der Belastungsgrad nach Gleichung (4-38) gleich Null, so strebt die Unterschreitung durch den Belastungsgrad aus Bemessungswerten gegen circa 11 %. Bei ausschließlich ständiger Last hingegen ergibt sich erwartungsgemäß kein Unterschied. Für die im Rahmen der Untersuchung interessanten Werte bei einem Belastungsgrad von 0,50 nach Gleichung (4-38) ergibt sich eine Unterschreitung von ca. 5 %, bei 0,75 von ca. 2,5 % (Tabelle 8-1). Das heißt, der Wert von 0,75 korrespondiert mit einem Wert von etwa 0,77 nach Norm. Diese geringe Abweichung wird als vernachlässigbar eingestuft.

$g_k/(g_k+q_k)$	0,000	0,050	0,100	0,150	0,200	0,250	0,300
$g_d/(g_d+q_d)$	0,000	0,055	0,110	0,164	0,217	0,270	0,323
Abweichung		10,50%	9,89%	9,29%	8,70%	8,11%	7,53%
$g_k/(g_k+q_k)$	0,350	0,400	0,450	0,500	0,550	0,600	0,650
$g_d/(g_d+q_d)$	0,374	0,426	0,476	0,526	0,576	0,625	0,674
Abweichung	6,95%	6,38%	5,82%	5,26%	4,71%	4,17%	3,63%
$g_k/(g_k+q_k)$	0,700	0,750	0,800	0,850	0,900	0,950	1,000
$g_d/(g_d+q_d)$	0,722	0,769	0,816	0,863	0,909	0,955	1,000
Abweichung	3,09%	2,56%	2,04%	1,52%	1,01%	0,50%	0,00%

Tabelle 8-1: Abweichung des Belastungsgrades in Abhängigkeit der Definition mittels charakteristischer Werte bzw. Bemessungswerte

Im Nachfolgenden werden die Traglasten, die sich aus dem virtuellen Versuch ergeben mit den „zulässigen“ Traglasten nach DIN 1052 (August 2004) [25], die mit dem $1/(1+k_{def})$ multipliziert und durch den Teilsicherheitsbeiwert γ_M dividierten 5%-Fraktile des Elastizitätsmoduls errechnet wurden, gegenübergestellt. Es werden allerdings nur die relevanten Ergebnisse dargestellt. Dies bedeutet, dass nur die Werte für den Belastungsgrad, der mindestens 0,75 beträgt und für die Nutzungsklassen 2 bzw. 3 berücksichtigt werden. Alle anderen Fälle werden entsprechend der normativen Vorgabe zunächst nicht berücksichtigt.

Wie die Tabellen C-26 bis C-28 belegen, führt die Modifikation des Elastizitätsmoduls mit dem Faktor $1/(1+k_{def})$ fast ausnahmslos zu Ergebnissen, die auf der sicheren Seite liegen (vgl. auch Abbildung 8-1). Für die Nutzungsklasse 3 bilden lediglich diejenigen Druckglieder eine Ausnahme, die einen sehr hohen Anteil ständiger Last besitzen. Unter diesen Randbedingungen versagen Stützen mit dem Querschnitt $b/h = 8/8$ cm, die einen größeren Schlankheitsgrad als 80 aufweisen, bereits während des virtuellen Versuchs, weshalb zunächst baupraktische Anwendungsfälle dieser Art zu vermeiden sind. Gleiches gilt für Stützen mit dem Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ab einem Schlankheitsgrad von 120 und für Druckglieder mit dem Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ab einem Schlankheitsgrad von 160.

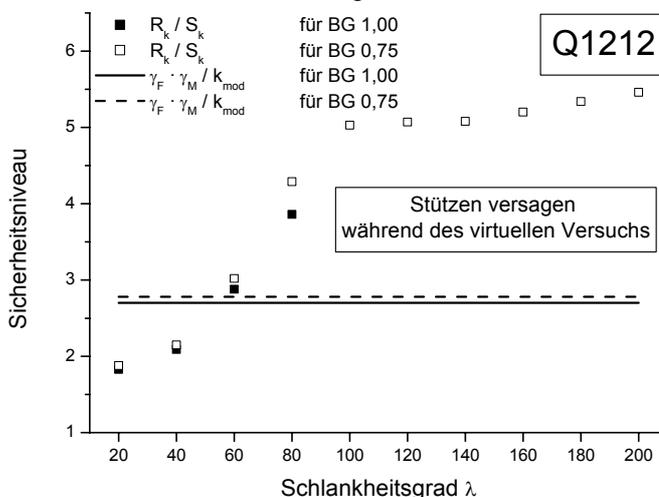


Abbildung 8-1: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (modifizierte Elastizitätsmodul)- für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Jedoch ist der Vergleich zwischen der Traglast nach Norm und der Simulationstraglast, wie er in den Tabellen C-26 bis C-28 durchgeführt wurde, nicht einwandfrei. Nach Modifikation des Elastizitätsmoduls mit dem Faktor $1/(1+k_{\text{def}})$ wäre dementsprechend auch eine geringere Dauerlast anzusetzen. Beim Vergleich der im virtuellen Versuch vorhandenen Dauerlasten (mit und ohne Modifikation des Elastizitätsmoduls) liegen jene, die auf Basis des modifizierten Elastizitätsmoduls und einem Belastungsgrad von 100 % ermittelt wurden, sogar unterhalb jener, die auf Basis des 5%-Fraktilwertes des Elastizitätsmoduls und einem Belastungsgrad von 0 % errechnet wurden. Diese Aussage gilt zumindest für Schlankheitsgrade, die über 80 liegen. Das bedeutet, dass durch die resultierende Reduktion der Traglast nun kein Versagen der oben genannten Stützen zu erwarten ist und das Verfahren nach DIN 1052 (August 2004) [25] auf der sicheren Seite liegt. Vergleicht man die virtuellen Traglasten für den Belastungsgrad 0 % mit den reduzierten Traglasten nach der DIN, so ergeben sich ab einem Schlankheitsgrad von 80 Sicherheiten, die im Bereich zwischen 5,5 und 6,5 angesiedelt sind. Die „geforderte“ Sicherheit, beschrieben durch die rechte Seite der Gleichung (7-4), liegt hingegen bei 2,70 bzw. 2,78.

Im Bereich gedrungener Stützen zeigt sich erwartungsgemäß kein Unterschied zwischen den Werten auf Basis des mit Faktor $1/(1+k_{\text{def}})$ modifizierten Elastizitätsmoduls und ohne diese Modifikation. Dies liegt darin begründet, dass hier der Elastizitätsmodul keinen signifikanten Einfluss auf die Traglast ausübt, sondern in erster Linie die Druckfestigkeit die Traglast bestimmt.

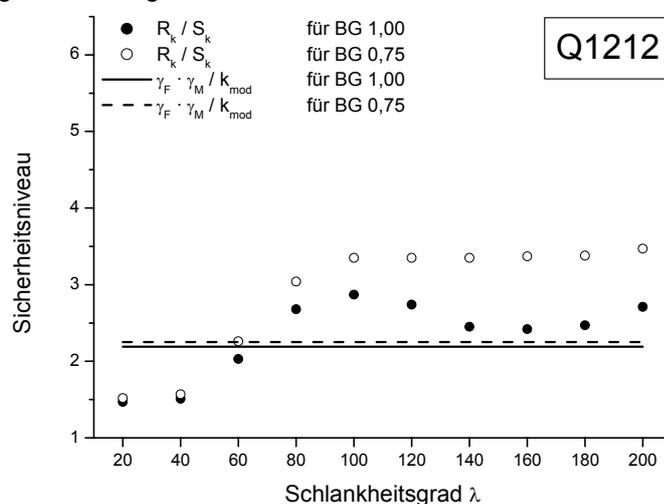


Abbildung 8-2: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (modifizierte Elastizitätsmodul)- für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

Für Nutzungsklasse 2 gilt ähnliches wie für Nutzungsklasse 3. Unter gleichen Randbedingungen wie für Tabellen C-26 bis C-28 sind die Ergebnisse in Tabellen C-23 bis C-25 dargestellt (vgl. auch Abbildung 8-2). Im Gegensatz zu den Ergebnissen der Nutzungsklasse 3 versagen keine Stützen während des virtuellen Versuchs, und zwar unabhängig vom Querschnitt der Stütze, vom Schlankheitsgrad oder Belastungsgrad. Die ermittelten Sicherheiten liegen ebenso wie für Nutzungsklasse 3 fast ausnahmslos auf der sicheren Seite. Es muss jedoch auch hier festgestellt werden, dass der Vergleich zwischen den Traglasten aus dem virtuellen Versuch und aus der Berechnung nach DIN 1052 (August 2004) [25] in Bezug auf die Belastungsgrade nicht korrekt ist. Wie bereits erwähnt, sinken die Traglasten durch die Modifikation des Elastizitätsmoduls mit dem Faktor $1/(1+k_{\text{def}})$, in diesem Falle allerdings nicht so deutlich wie für Nutzungsklasse 3. Werden nämlich die Traglasten für ausschließlich ständige Lasten (bzw. 75 % ständige Lasten) unter Berücksichtigung des modifizierten Elastizitätsmoduls betrachtet, entspricht diese Traglast derjenigen, die ohne Berücksichtigung der Modifikation des Elastizitätsmoduls etwa bei einem Belastungsgrad von 33 % bis 42 % (bzw. 16 % bis 24 %) angesiedelt ist. Diese Aussage bezieht sich dabei auf mittelschlanke bis schlanke Stützen (Schlankheitsgrad 80 bis 200). Mit sinkendem Schlankheitsgrad steigt der Belastungsgrad, was an dem geringeren werdenden Einfluss des Elastizitätsmoduls liegt. Vergleicht man die Traglasten der resultierenden Belastungsgrade mit den Traglasten nach Norm, ergeben sich in diesem Fall schlankheitsgradabhängig Sicherheiten zwischen 2,50 und 3,50. Die „geforderte“ Sicherheit liegt bei 2,15 bzw. 2,25.

Weitere Ergebnisse können den Tabellen C-32 bis C-34 (Nutzungsklasse 3) und den Tabellen C-29 bis C-31 (Nutzungsklasse 2) entnommen werden. Dort werden den Simulationsergebnissen die Ergebnisse des Er-

satzstabverfahrens nach DIN 1052 (August 2004) [25] gegenübergestellt. Erwartungsgemäß liegen die Sicherheiten deutlich höher als die hier grafisch dargestellten Werte.

Zusammenfassend lässt sich ableiten, dass eine Modifikation des Bemessungsverfahrens auf jeden Fall notwendig ist. Andernfalls führt es zu einem Versagen von Bauteilen unter den Bedingungen des virtuellen Versuchs. Zur Vermeidung eines solchen Versagens während der Lebensdauer des Bauteils ist das in DIN 1052 (August 2004) vorgeschlagene Verfahren geeignet. Allerdings werden, wie die Ausführungen oben belegen, die Sicherheiten insbesondere in Nutzungsklasse 3 deutlich überschätzt, was durchaus auch zu unwirtschaftlichen Bemessungsergebnissen führen kann.

8.2. Konzept 1: Modifikation des Nachweises nach Theorie II. Ordnung

Neben dem Elastizitätsmodul hat auch die Vorverformung einen Einfluss auf die „zulässige“ Traglast nach Norm. Nach DIN 1052 (August 2004) [25], Abschnitt 8.5.2, Absatz (2) soll „der Rechenwert der Ausmitte e ($=0,0025 \cdot l$) angenommen werden“. Diese Annahme berücksichtigt dabei „eine wahrscheinliche Vorkrümmung des unbelasteten Tragwerks“ (DIN 1052 (August 2004) [25], Abschnitt 8.5.2, Absatz (1)). Da bei Stützen diese geometrische Imperfektion zu einer Ausmitte der beanspruchenden Normalkraft zur ideal geraden Stabachse führt, entsteht im Ergebnis eine zusätzliche Beanspruchung durch ein Biegemoment. Je größer die Ausmitte wird, desto geringer kann die Normalkraft sein, mit der es möglich ist, den Nachweis nach DIN 1052 (August 2004) [25] zu erfüllen.

Dieser Ansatz erlaubt, zusätzlich zu der nach DIN 1052 geforderten geometrischen Imperfektion eine weitere Ausmitte zu formulieren, die die Effekte des Kriechens abbildet. Die Ermittlung einer solchen Ausmitte kann auch hier durch Anpassung an die virtuellen Versuche geschehen. Dazu ist es erforderlich, die Nachweisformel für den Grenzfall der 100prozentigen Auslastung zunächst umzustellen:

$$\left(\frac{\frac{\gamma_F \cdot N_k}{A}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}} \right)^2 + \frac{\frac{M^{\text{II}}}{W}}{\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{m,k}}{\gamma_M}} = 1 \quad (8-1)$$

mit N_k charakteristische Belastung

$$M^{\text{II}} = (e + e_k) \cdot \gamma_F \cdot N_k \cdot \frac{N_{ki}}{N_{ki} - \gamma_F \cdot N_k} \quad (8-2)$$

A Querschnittsfläche

W Widerstandsmoment

$\gamma_{F(M)}$ Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungen (Widerstände)

k_{mod} modifizierender Beiwert

$f_{c,0,k}$ charakteristische Druckfestigkeit parallel zur Faserrichtung

$f_{m,k}$ charakteristische Biegefestigkeit

e Vorkrümmung nach DIN 1052

e_k zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens

Nach e_k aufgelöst ergibt sich:

$$e_k = \left\{ \left[1 - \frac{(N_k)^2}{\left(\frac{f_{c,0,k} \cdot A}{\gamma_{\text{Global}}} \right)^2} \cdot \frac{f_{m,k} \cdot W}{\gamma_{\text{Global}}} \cdot \frac{N_{ki} - \gamma_F \cdot N_k}{N_{ki} \cdot N_k} \right] \right\} \cdot e \quad (8-3)$$

$$\text{mit } \gamma_{\text{Global}} = \frac{\gamma_F \cdot \gamma_M}{k_{\text{mod}}}$$

Setzt man für N_k die Ergebnisse aus dem virtuellen Versuch R_k ein, so ergibt sich ein direkter Zusammenhang zwischen den Simulationsergebnissen und der anzusetzenden Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens. Das Ergebnis e_k bezieht sich dabei –wie bereits erwähnt– auf den Grenzfall, die betroffene Stütze sei zu 100 % ausgelastet.

$$e_k = \left\{ 1 - \frac{\left(\frac{R_{k,Simulation}}{\left(\frac{f_{c,0,k} \cdot A}{\gamma_{Global}} \right)^2} \right)^2}{\frac{f_{m,k} \cdot W}{\gamma_{Global}} \cdot \frac{N_{ki} - \gamma_F \cdot R_{k,Simulation}}{N_{ki} \cdot R_{k,Simulation}}} \right\} \cdot e \quad (8-4)$$

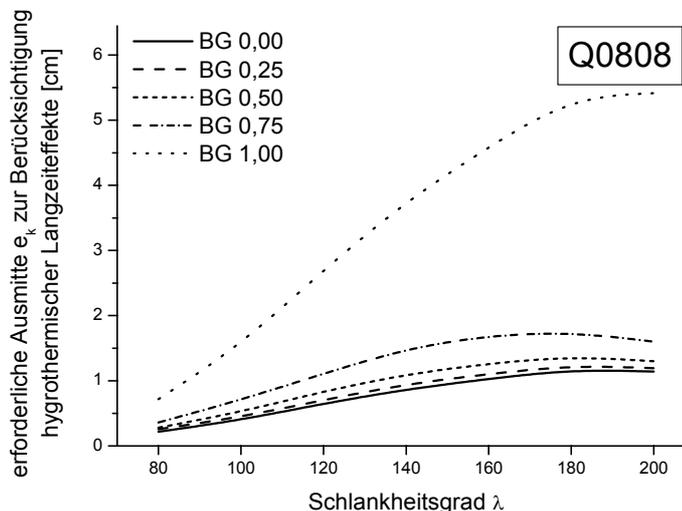


Abbildung 8-3: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

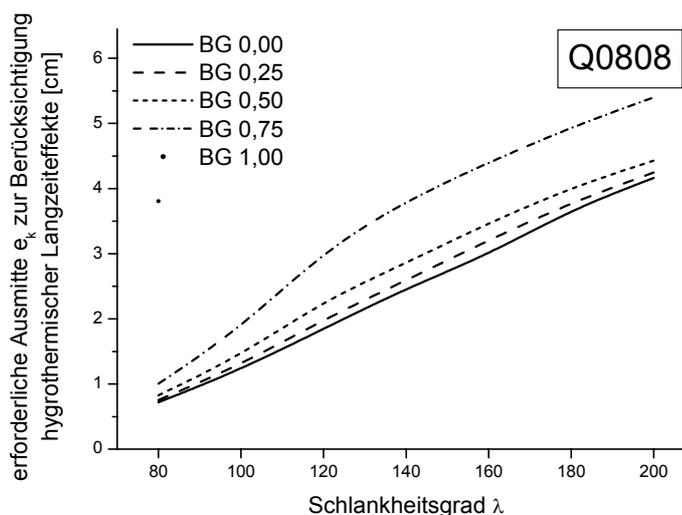


Abbildung 8-4: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Die Auswertung der Gleichung (8-4) erfolgt in den Tabellen C-35 bis C-39, getrennt nach Nutzungsklasse 2 und 3 sowie den entsprechenden Belastungsgraden bzw. ist am Beispiel des Querschnitts $b/h = 12/12$ cm an Abbildung 8-3 und Abbildung 8-4 ablesbar.

Für die beiden anderen Querschnitte sind die grafischen Darstellungen in Anhang I enthalten.

Alle nachfolgenden Betrachtungen werden ausschließlich auf Schlankheitsgrade, die größer als oder gleich 80 sind, bezogen. Grund hierfür sind einerseits hygrothermische Langzeiteffekte, die erst im Bereich mittlerer und großer Schlankheitsgrade signifikanten Einfluss auf die Tragfähigkeit von Druckgliedern aus Holz ausüben. Andererseits treten bereits beim Vergleich der Kurzzeittraglast aus der Simulation mit den „zulässigen“ Traglasten für Stützen mit niedrigen Schlankheitsgraden Defizite auf (vgl. auch Abschnitt 8.5).

Die in den Tabellen dargestellten Werte sollen als Basis zur Entwicklung einer Bemessungsmethode herangezogen werden. Trägt man die Werte für die Ausmitte e_k zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens in Abhängigkeit des Schlankheitsgrades (vgl. Abbildung 8-5 ff.) an, so ergibt sich ein na-

hezu linearer Verlauf. Da für konstante Querschnittabmessungen der Schlankheitsgrad proportional zur Stützenlänge ist, bedeutet das, dass mit guter Übereinstimmung die gesuchte Ausmitte e_k mit einem Quotienten aus der Stützenlänge L und einem vom Schlankheitsgrad unabhängigen Nenner c ist:

$$e_k = \frac{L}{c} \tag{8-5}$$

Der Nenner c ist jedoch von den umgebenden klimatischen Bedingungen (repräsentiert durch die Nutzungsklassen) und dem Belastungsgrad abhängig. Regressionsanalysen ergaben einen quadratischen Zusammenhang zwischen dem Belastungsgrad (vgl. Gleichung (4-38)) und dem Nenner c :

$$c = \left[\frac{g_k}{g_k + q_k} \cdot \left(c_1 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 30 \right) \right] + c_0 \tag{8-6}$$

- mit c_1 Faktor zur Berücksichtigung der Nutzungsklasse
 Nutzungsklasse 2: $c_1 = -325$
 Nutzungsklasse 3: $c_1 = -100$
 c_0 Faktor zur Berücksichtigung der Nutzungsklasse und des Querschnitts (h ist dabei die knickrelevante Querschnittshöhe)
 Nutzungsklasse 2: $c_0 = \left[\frac{h}{32} \cdot (30 \cdot h - 400) \right] + 390$
 Nutzungsklasse 3: $c_0 = \left[\frac{h}{32} \cdot (15 \cdot h - 220) \right] + 135$

Mit Hilfe dieser Berechnungsvorschrift kann für die üblichen Fälle des Hochbaus die zusätzliche Ausmitte e_k zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens abgeschätzt werden. Der Nachweis kann, wie in DIN 1052 (August 2004) [25] vorgesehen, mit der Gleichung (8-1) durchgeführt werden.

Die nachfolgende Tabelle 8-2 gibt den Wert c in Abhängigkeit des Belastungsgrades, der Nutzungsklasse und der knickrelevanten Querschnittshöhe an, wobei bereits neben den untersuchten Querschnittshöhen 8 cm, 12 cm und 16 cm weitere Werte angegeben sind:

Belastungsgrad	0,00		0,25		0,50		0,75		1,00	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3						
h [cm]										
6	348,75	110,63	335,94	111,88	282,50	100,63	188,44	76,88	53,75	40,63
8	350,00	110,00	337,19	111,25	283,75	100,00	189,69	76,25	55,00	40,00
10	358,75	113,13	345,94	114,38	292,50	103,13	198,44	79,38	63,75	43,13
12	375,00	120,00	362,19	121,25	308,75	110,00	214,69	86,25	80,00	50,00
14	398,75	130,63	385,94	131,88	332,50	120,63	238,44	96,88	103,75	60,63
16	430,00	145,00	417,19	146,25	363,75	135,00	269,69	111,25	135,00	75,00
18	468,75	163,13	455,94	164,38	402,50	153,13	308,44	129,38	173,75	93,13

Tabelle 8-2: Werte für c in Abhängigkeit des Belastungsgrades, der Querschnittshöhe und der Nutzungsklasse

Die nachfolgenden Abbildungen (Abbildung 8-5 und Abbildung 8-6) stellen die Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse den Näherungen am Beispiel des Querschnittes $b/h = 8/8$ cm gegenüber. Die übrigen Ergebnisse sind dem Anhang IV zu entnehmen.

Zur Verifikation des vorgestellten Ansatzes ist es, wie bereits beim Verfahren nach Norm, notwendig, die Traglasten, die die Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) grenzwertig wahr werden lässt, mit den Ergebnissen der Simulation gegenüberzustellen. Das Verfahren mit einer zusätzlichen Verformung zur Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeittrageffekte ist dann brauchbar, wenn Gleichung (7-4) wahr

ist. Dies ist in den Tabellen C-40 bis C-45 gegenübergestellt, und zwar getrennt nach Querschnitten und Nutzungsklassen. Für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm verdeutlicht Abbildung 8-7 und Abbildung 8-8 die Sicherheitsniveaus.

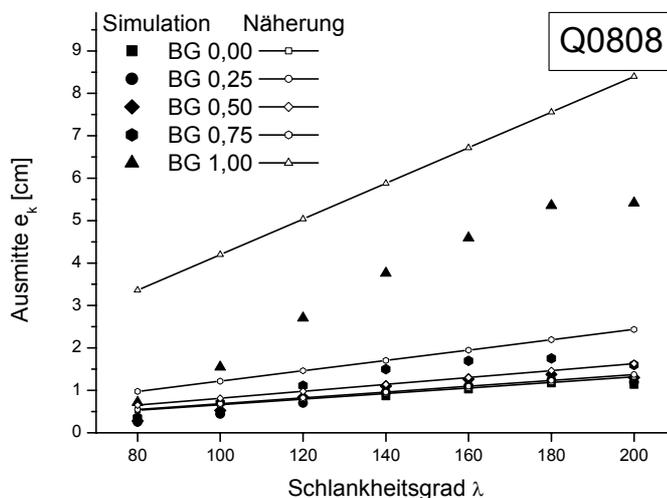


Abbildung 8-5: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 2

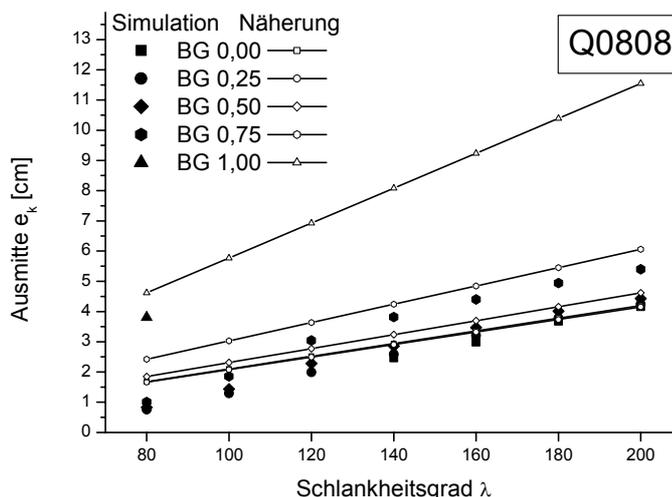


Abbildung 8-6: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 3

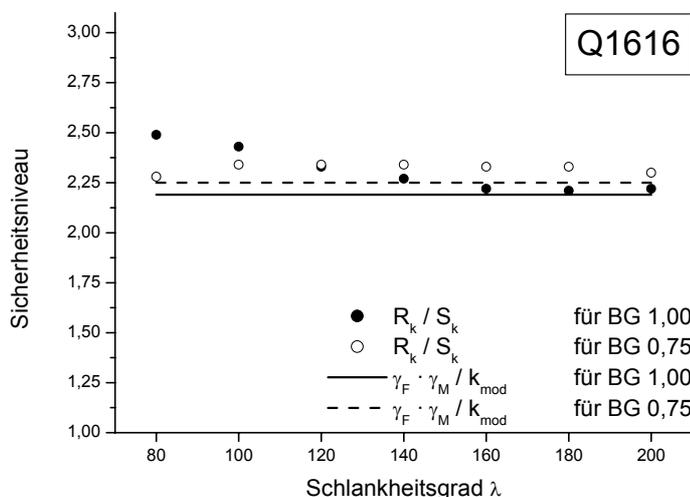


Abbildung 8-7: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (zusätzliche Ausmitte e_k)- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

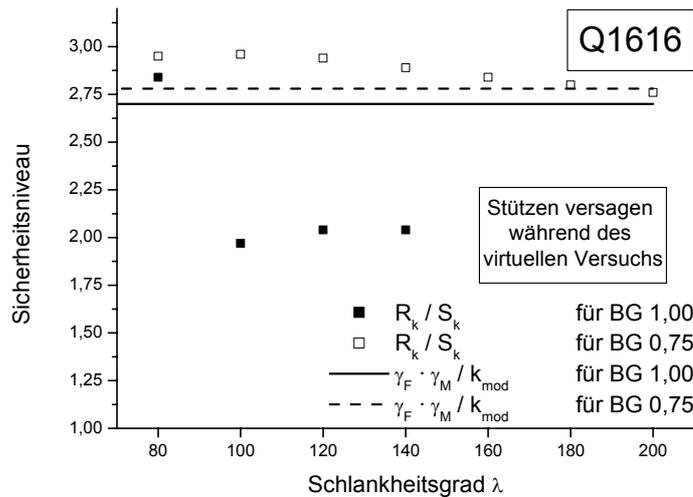


Abbildung 8-8: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (zusätzliche Ausmitte e_k)- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

Auch an dieser Stelle muss nochmals darauf hingewiesen werden, dass der Vergleich zwischen den Simulationsergebnissen und den Ergebnissen nach Gleichung (8-1) eigentlich nicht zulässig ist, da die Dauerlasten auf Basis der DIN 1052 (August 2004) [25] ohne jegliche Modifikationen stattfanden. Dies ist besonders augenscheinlich in Nutzungsklasse 3 bei ausschließlich ständiger Last. Wird die Dauerlast unter diesen Randbedingungen auf Basis des hier vorgestellten Verfahrens ermittelt, so ist diese etwa mit der Dauerlast gleichzusetzen, die eine Stütze mit den Abmessungen $b/h = 8/8$ cm mit einem Anteil von 20 % ständiger Last auf Basis der DIN 1052 (August 2004) [25] erhält. Beim Querschnitt $b/h = 12/12$ cm beträgt der relevante Anteil ständiger Last etwa 30 %, bei dem Querschnitt $b/h = 16/16$ cm etwa 50%. Das heißt, dass die Ergebnisse, die dieses Verfahren bestimmen, die tatsächlichen Einflüsse aus hygrothermischen Langzeittragverhalten geringfügig überschätzen. Sie liegen damit auf der sicheren Seite. Dies bedeutet aber auch, dass infolge der Dauerlasten, die sich aus dem Verfahren der zusätzlichen Verformung ergeben, unabhängig vom Schlankheitsgrad und dem Belastungsgrad keine Versagensfälle zu erwarten sind. Darüber hinaus muss festgestellt werden, dass auch im Rahmen dieser Untersuchungen die gedruckenen Stützen, die ohnehin im Vorfeld ausgeklammert wurden, mit Ergebnissen aufwarten, die auf der unsicheren Seite liegen. Es ist deshalb eine gesonderte Untersuchung erforderlich (vgl. Abschnitt 8.5).

Zusammenfassend lässt sich ableiten, dass diese Art der Modifikation einerseits Ergebnisse liefert, die auf der überwiegend sicheren Seite liegen und andererseits in der Regel wirtschaftlicher als das in der Norm vorgeschlagene Konzept der Modifikation des Elastizitätsmoduls ist.

Das in diesem Abschnitt präsentierte Verfahren könnte in DIN 1052 (August 2004) [25] den Abschnitt 8.3, Absatz (3) ersetzen. Es wäre folgender Alternativtext denkbar:

Bei druckbeanspruchten Bauteilen in den Nutzungsklassen 2 und 3 ist der Einfluss des Kriechens generell für Schlankheitsgrade über 80 zu berücksichtigen. Beim Nachweis nach Theorie II. Ordnung darf dies durch die zusätzliche Annahme einer Ausmitte e_k erfolgen. Die Ausmitte e_k darf als Quotient aus Stützenlänge L und Beiwert c bestimmt werden:

$$c = \left[\frac{g_k}{g_k + q_k} \cdot \left(c_1 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 30 \right) \right] + c_0 \tag{8-7}$$

mit c_1 Faktor zur Berücksichtigung der Nutzungsklasse

Nutzungsklasse 2: $c_1 = -325$

Nutzungsklasse 3: $c_1 = -100$

c_0 Faktor zur Berücksichtigung der Nutzungsklasse und des Querschnitts (h ist dabei die Querschnittshöhe in Knickrichtung)

Nutzungsklasse 2: $c_0 = \left[\frac{h}{32} \cdot (30 \cdot h - 400) \right] + 390$

Nutzungsklasse 3: $c_0 = \left[\frac{h}{32} \cdot (15 \cdot h - 220) \right] + 135$

8.3. Konzept 2: Modifikation des Nachweises nach Ersatzstabverfahren

Neben dem Nachweisverfahren nach Theorie II. Ordnung sieht die DIN 1052 (August 2004) [25] im Abschnitt 10.3.1 für Druckstäbe mit planmäßig mittigem Druck das Ersatzstabverfahren vor. Für den Grenzfall der 100prozentigen Auslastung ergibt sich folgender Ansatz:

$$\frac{\frac{\gamma_F \cdot N_k}{A}}{k_c \cdot \frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}} = 1 \quad (8-8)$$

mit	N_k	charakteristische Belastung
	A	Querschnittsfläche
	$\gamma_{F(M)}$	Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungen (Widerstände)
	k_c	Knickbeiwert
	k_{mod}	modifizierender Beiwert
	$f_{c,0,k}$	charakteristische Druckfestigkeit parallel zur Faserrichtung

Die Effekte nach Theorie II. Ordnung werden bei diesem Nachweisverfahren durch den Knickbeiwert k_c , der den Bemessungswert der Festigkeit abmindert und deshalb kleiner als oder gleich 1,0 sein muss, berücksichtigt. Der Knickbeiwert ergibt sich zu:

$$k_c = \min \left\{ \frac{1}{k + \sqrt{k^2 - \lambda_{\text{rel},c}^2}}; 1 \right\} \quad (8-9)$$

$$\text{mit } k = 0,5 \cdot \left[1 + \beta_c \cdot (\lambda_{\text{rel},c} - 0,3) + \lambda_{\text{rel},c}^2 \right] \quad (8-10)$$

	β_c	Beiwert (= 0,2 für Vollholz)
	$\lambda_{\text{rel},c}$	bezogener Schlankheitsgrad

Nach Blaß u.a. [14] handelt es sich bei β_c um einen Beiwert, der den Einfluss durch die Vorkrümmung und durch die Abweichungen von den Sollquerschnittsabmessungen repräsentiert. Darüber hinaus spielen auch die Holzfeuchte eine Rolle, weshalb sich der Beiwert β_c von Vollholz gegenüber Brettschichtholz unterscheidet. Nachdem also offensichtlich die Vorkrümmung den Beiwert β_c beeinflusst, muss es, ähnlich wie bei dem Verfahren nach Theorie II. Ordnung, zulässig sein, einen Anteil aus Kriechen additiv zu ergänzen:

$$\beta_{c,g} = \beta_c + \beta_{c,k} \quad (8-11)$$

mit	$\beta_{c,g}$	Beiwert aus der Summe der Einflüsse
	β_c	Beiwert nach DIN 1052 (August 2004) [25]
	$\beta_{c,k}$	Beiwert zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens

Setzt man nun Gleichung (8-10) in Gleichung (8-9) und das Ergebnis in den Kehrbruch der Gleichung (8-8) ein, so ergibt sich:

$$\frac{k_{\text{mod}} \cdot f_{c,0,k}}{\frac{\gamma_M}{\gamma_F \cdot N_k} \cdot A} = \frac{f_{c,0,d}}{\sigma_{c,0,d}} = 0,5 \cdot \left[1 + \beta_c \cdot (\lambda_{\text{rel},c} - 0,3) + \lambda_{\text{rel},c}^2 \right] + \sqrt{\left(0,5 \cdot \left[1 + \beta_c \cdot (\lambda_{\text{rel},c} - 0,3) + \lambda_{\text{rel},c}^2 \right] \right)^2 - \lambda_{\text{rel},c}^2} \quad (8-12)$$

Wird in Gleichung (8-12) für den Beiwert β_c die Summe $\beta_{c,g}$ gesetzt und nach $\beta_{c,k}$ aufgelöst, erhält man Folgendes:

$$\beta_{c,k} = \left[\left(\frac{\lambda_{\text{rel},c}^2}{\frac{f_{c,0,d}}{\sigma_{c,0,d}} + \frac{f_{c,0,d}}{\sigma_{c,0,d}} - \lambda_{\text{rel},c}^2 - 1} \right) \cdot \frac{1}{(\lambda_{\text{rel},c} - 0,3)} \right] - \beta_c \quad (8-13)$$

Da eine Rückrechnung von $\beta_{c,k}$ erfolgen soll, ist der Bemessungswert der Einwirkung sowie der der Festigkeit genauer zu spezifizieren:

$$\frac{f_{c,0,d}}{\sigma_{c,0,d}} = \frac{k_{mod}}{\gamma_F \cdot \gamma_M} \cdot \frac{f_{c,0,k} \cdot A}{R_{k,Simulation}} \tag{8-14}$$

Die Auswertung der Gleichung (8-13) erfolgt in Tabellen C-46 bis C-48, getrennt nach Nutzungsklasse 2 und 3 sowie den entsprechenden Belastungsgraden. An dieser Stelle muss angemerkt werden, dass deshalb nur Nutzungsklasse 2 und 3 betrachtet werden, weil infolge des geringen Kriecheinflusses in Nutzungsklasse 1 und der ohnehin auf der sicheren Seite liegenden Bemessung des Ersatzstabverfahrens dort keine Anpassungen notwendig sind. Aus diesem Grund sind auch in Nutzungsklasse 2 ab einem Belastungsgrad von circa 70 % und in Nutzungsklasse 3 ab einem Belastungsgrad von circa 50 % die Werte von $\beta_{c,k}$ aus der Regression kleiner als oder gleich Null. Das heißt, außerhalb des genannten Bereichs liefert das Normungsverfahren trotz Langzeitbelastung ausreichend sichere Werte. Die Ergebnisse für die genannten Bereiche der Belastungsgrade werden in Abbildung 8-9 und in Abbildung 8-10 grafisch ausgewertet. Die übrigen Auswertungen können dem Anhang I entnommen werden.

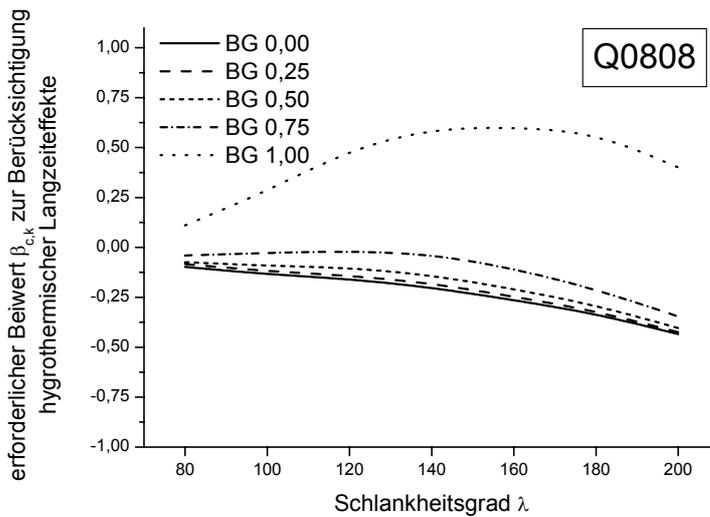


Abbildung 8-9: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

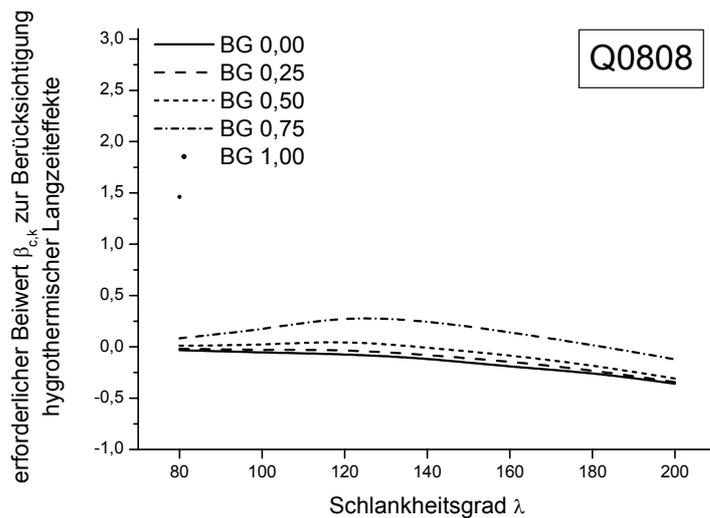


Abbildung 8-10: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Die Auswertung der Gleichung (8-13) kann mit ausreichender Genauigkeit durch einen linearen Verlauf beschrieben werden. Das heißt, $\beta_{c,k}$ ist näherungsweise proportional zum Schlankheitsgrad. Im Gegensatz zur zusätzlichen Ausmitte e_k ist allerdings die Steigung der Proportionalitätsgeraden in Abhängigkeit vom Belastungsgrad mit unterschiedlichen Vorzeichen behaftet. Grundsätzlich wird daher zur Regression folgender Ansatz verwendet:

$$\beta_{c,k} = \max\left\{\left[a_1(\text{NKL}, \text{BG}, h) \cdot \lambda + a_2(\text{NKL}, \text{BG}, h)\right]; 0\right\} \quad (8-15)$$

Die zu ermittelnden Faktoren a_1 und a_2 sind jeweils von der Nutzungsklasse (NKL), dem Belastungsgrad (BG) und der knickrelevanten Querschnittshöhe (h) abhängig. Für Nutzungsklasse 2 ergibt sich Folgendes:

$$a_{1,2} = \left(-0,00358 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 + 0,00306 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} - 0,00061\right) \cdot h + \left(0,076 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 - 0,07083 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 0,01208\right) \quad (8-16)$$

$$a_{2,2} = \left(0,22667 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 - 0,165 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 0,01542\right) \cdot h + \left(-5,12 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 + 4,54667 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} - 0,47667\right) \quad (8-17)$$

Für die Nutzungsklasse 3 errechnet sich dementsprechend:

$$a_{1,3} = \left(0,0013 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 - 0,0002 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} - 0,0001\right) \cdot h + \left(-0,00133 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 - 0,0025 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} - 0,00279\right) \quad (8-18)$$

$$a_{2,3} = \left(-0,29667 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 + 0,18563 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} - 0,02667\right) \cdot h + \left(3,78667 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 - 2,02 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 0,81833\right) \quad (8-19)$$

Generell gilt, dass Gleichung (8-15) nur für Belastungsgrade gilt, die in Nutzungsklasse 2 größer als oder gleich 0,5 bzw. in Nutzungsklasse 3 größer als oder gleich 0,25 sind. Die Gültigkeit beschränkt sich darüber hinaus auf Stützen mit mittlerem und großem Schlankheitsgrad ($\lambda \geq 80$). Die Gegenüberstellung der Regressionswerte mit den Näherungswerten aus der Simulation ist für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Abbildung 8-11 und Abbildung 8-12 grafisch dargestellt.

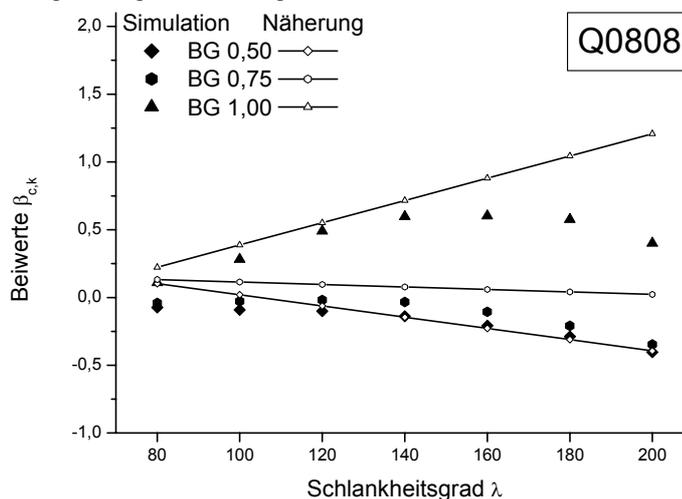


Abbildung 8-11: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 2

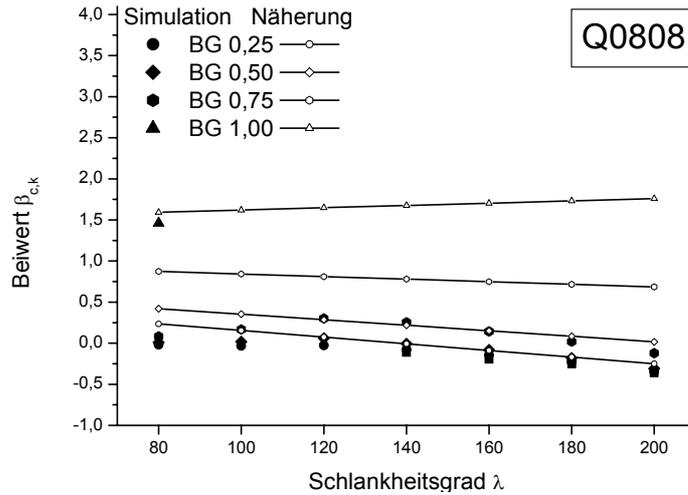


Abbildung 8-12: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 3

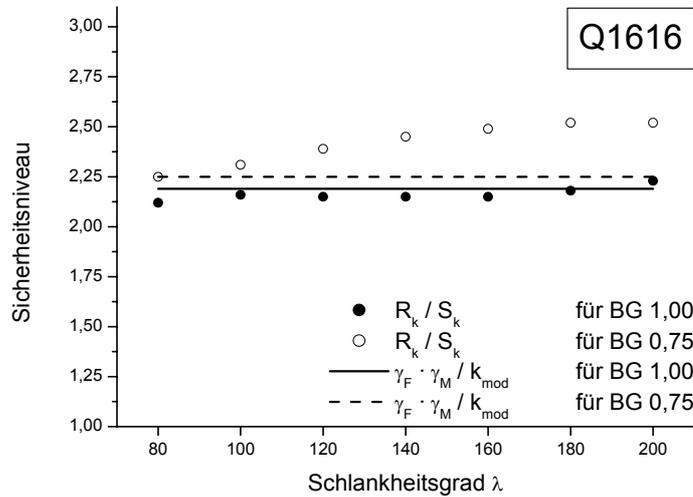


Abbildung 8-13: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren ($\beta_c + \beta_{c,k}$) - für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

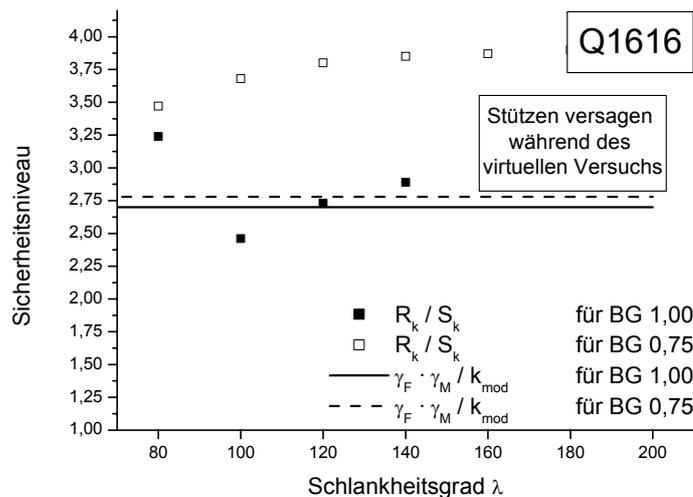


Abbildung 8-14: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren ($\beta_c + \beta_{c,k}$) - für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

Setzt man ($\beta_{c,k} + \beta_c$) in die Gleichung (8-10) und ermittelt damit nach Gleichung (8-9) den Knickbeiwert k_c , ergeben sich nach Umstellung der Gleichung (8-8) modifizierte „zulässige“ Traglasten. In den Tabellen C-49 bis C-54 wird, wie auch für den vorangegangenen Abschnitt, die vorhandene Sicherheit der nach Norm geforderten gegenübergestellt. Am Beispiel des Querschnittes $b/h = 16/16$ cm wird dies durch die Abbildung 8-13 und die Abbildung 8-14 verdeutlicht.

Aus den Ergebnissen folgt, dass die Methode geeignet ist, das hygrothermische Langzeittragverhalten von Druckgliedern aus Holz auf der Basis des Ersatzstabverfahrens nach DIN 1052 (August 2004) [25] zu erfassen. Allerdings ist die Ermittlung von $\beta_{c,k}$ durch die komplexen Abhängigkeiten für die praktische Handhabung nur bedingt geeignet. Dies kann durch eine tabellarische Vorgabe entschärft werden (vgl. Tabelle 8-3, Tabelle 8-4 und Tabelle 8-5).

Schlankheitsgrad	Nutzungsstufe 2			Nutzungsstufe 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	0,1026	0,1329	0,2235	0,2357	0,4210	0,8737	1,5937
100	0,0199	0,1145	0,3877	0,1547	0,3536	0,8424	1,6213
120	-0,0628	0,0960	0,5519	0,0738	0,2861	0,8112	1,6489
140	-0,1455	0,0776	0,7161	-0,0072	0,2187	0,7799	1,6765
160	-0,2282	0,0591	0,8803	-0,0881	0,1512	0,7486	1,7041
180	-0,3109	0,0407	1,0445	-0,1691	0,0838	0,7174	1,7317
200	-0,3936	0,0222	1,2087	-0,2501	0,0163	0,6861	1,7593

Tabelle 8-3: Ergebnisse der Gleichung (8-15) für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm

Schlankheitsgrad	Nutzungsstufe 2			Nutzungsstufe 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	0,0689	0,1044	0,1703	0,2185	0,4289	0,8104	1,3629
100	-0,0118	0,0596	0,2441	0,1320	0,3715	0,8176	1,4705
120	-0,0925	0,0149	0,3179	0,0456	0,3140	0,8249	1,5781
140		-0,0299	0,3917	-0,0409	0,2566	0,8321	1,6857
160		-0,0746	0,4655	-0,1274	0,1991	0,8393	1,7933
180		-0,1194	0,5393	-0,2138	0,1417	0,8466	1,9009
200		-0,1641	0,6131	-0,3003	0,0842	0,8538	2,0085

Tabelle 8-4: Ergebnisse der Gleichung (8-15) für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm

Schlankheitsgrad	Nutzungsstufe 2			Nutzungsstufe 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	0,1100	0,1333	0,1283	0,2013	0,4368	0,7471	1,1320
100	0,0300	0,0600	0,1100	0,1093	0,3894	0,7928	1,3196
120		-0,0133	0,0917	0,0174	0,3419	0,8386	1,5072
140		-0,0867	0,0733	-0,0746	0,2945	0,8843	1,6948
160		-0,1600	0,0550	-0,1666	0,2470	0,9300	1,8824
180		-0,2333	0,0367	-0,2585	0,1996	0,9758	2,0700
200		-0,3067	0,0183	-0,3505	0,1521	1,0215	2,2576

Tabelle 8-5: Ergebnisse der Gleichung (8-15) für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm

Es dürfen nur Werte aus den Tabellen entnommen werden, die größer als Null sind. Die übrigen Werte wurden nur abgedruckt, um eine Interpolation für dazwischenliegende Belastungsgrade vornehmen zu können.

Ein zweiter Nachteil dieser Vorgehensweise ist die Tatsache, dass für jeden Fall der Knickbeiwert k_c gesondert zu ermitteln ist. Ohne die Einflüsse des hygrothermischen Langzeittragverhaltens ergibt sich nur die Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad und der Sortierklasse, weshalb eine Tabellarisierung der Knickbeiwerte sehr gut möglich ist. Dieser Vorteil entfällt mit der hier vorgeschlagenen Modifikation.

Zur Aufnahme in die DIN 1052 (August 2004) bietet sich die Ergänzung des Abschnittes 10.3.1 durch einen Absatz (2):

(2) Ist der Belastungsgrad $\nu = g_k/(g_k+q_k)$ größer als oder gleich 0,75 in Nutzungsklasse 2 bzw. größer als oder gleich 0,50 in Nutzungsklasse 3 soll der Beiwert β_c für Vollholz folgendermaßen ermittelt werden:

$$\beta_c = 0,20 + \max\{[a_1(NKL, \nu, h) \cdot \lambda + a_2(NKL, \nu, h)]; 0\}$$

mit

$$a_{1,2} = (-0,00358 \cdot \nu^2 + 0,00306 \cdot \nu - 0,00061) \cdot h + (0,076 \cdot \nu^2 - 0,07083 \cdot \nu + 0,01208)$$

$$a_{2,2} = (0,22667 \cdot \nu^2 - 0,165 \cdot \nu + 0,01542) \cdot h + (-5,12 \cdot \nu^2 + 4,54667 \cdot \nu - 0,47667)$$

in Nutzungsklasse 2 und

$$a_{1,3} = (0,0013 \cdot \nu^2 - 0,0002 \cdot \nu - 0,0001) \cdot h + (-0,00133 \cdot \nu^2 - 0,0025 \cdot \nu - 0,00279)$$

$$a_{2,3} = (-0,29667 \cdot \nu^2 + 0,18563 \cdot \nu - 0,02667) \cdot h + (3,78667 \cdot \nu^2 - 2,02 \cdot \nu + 0,81833)$$

in Nutzungsklasse 3

8.4. Konzept 3: Modifikation des Nachweises mittels Ergänzungsfaktor

Alternativ zu den bereits vorgestellten Bemessungsmethoden wird im nachfolgenden Abschnitt eine weitere Möglichkeit aufgezeigt, die das Bemessungsverfahren zur Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte modifiziert. Dazu wird ein weiterer Modifikationsfaktor k_{creep} eingeführt, der zu einer Reduzierung der Traglast führen muss. Konzeptionell wird dieser Faktor, der von der Nutzungsklasse, der knickrelevanten Querschnittshöhe, dem Belastungsgrad und dem Schlankheitsgrad abhängig sein wird, als Faktor des Modifikationsbeiwertes k_{mod} angesiedelt. Die Regression von k_{creep} wird in einem ersten Schritt an das Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung angepasst. Die so ermittelten Werte könnten dann auch im Ersatzstabverfahren zur Anwendung kommen. Allerdings ergibt sich durch die unterschiedlichen resultierenden Sicherheiten der beiden Bemessungsverfahren, dass die Nutzung der Beiwerte in gleicher Größe zu unwirtschaftlichen Ergebnissen führt, weshalb in einem weiteren Schritt k_{creep} speziell an das Ersatzstabverfahren angepasst werden muss.

8.4.1. Anpassung von k_{creep} an das Verfahren nach Theorie II. Ordnung

Um eine Anpassung von k_{creep} an das Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung vornehmen zu können, ist zunächst die Bemessungsgleichung nach DIN 1052 (August 2004) [25] zu modifizieren. Die Darstellung beschränkt sich auch in diesem Fall auf den Grenzfall der 100-prozentigen Auslastung:

$$\left(\frac{\frac{\gamma_F \cdot N_k}{A}}{k_{creep} \cdot k_{mod} \cdot f_{c,0,k}} \right)^2 + \frac{\frac{M^II}{W}}{k_{creep} \cdot k_{mod} \cdot f_{m,k}} = 1 \quad (8-20)$$

mit N_k charakteristische Belastung

$$M^II = e \cdot \gamma_F \cdot N_k \cdot \frac{N_{ki}}{N_{ki} - \gamma_F \cdot N_k} \quad (8-21)$$

A Querschnittsfläche

W Widerstandsmoment

$\gamma_{F(M)}$ Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungen (Widerstände)

- k_{mod} modifizierender Beiwert
- k_{creep} modifizierender Beiwert zur Berücksichtigung des Kriechens
- $f_{c,0,k}$ charakteristische Druckfestigkeit parallel zur Faserrichtung
- $f_{m,k}$ charakteristische Biegefestigkeit
- e Vorkrümmung nach DIN 1052

Setzt man nun für die charakteristische Belastung N_k nach Gleichung (7-4)

$$\frac{k_{mod} \cdot R_{k,Simulation}}{\gamma_F \cdot \gamma_M} = N_k \tag{8-22}$$

in Gleichung (8-20) ein, ergibt sich Folgendes:

$$\left(\frac{R_{k,Simulation}}{f_{c,0,k} \cdot A}\right)^2 \cdot \left(\frac{1}{k_{creep}}\right)^2 + \frac{e \cdot R_{k,Simulation} \cdot \frac{N_{ki}}{N_{ki} - k_{mod} \cdot R_{k,Simulation}}}{f_{m,k} \cdot W} \cdot \frac{1}{k_{creep}} - 1 = 0 \tag{8-23}$$

Aus Gleichung (8-23) kann der Faktor k_{creep} in Abhängigkeit der bereits erwähnten Randbedingungen ermittelt werden, was in den Tabellen C-55 bis C-59 dargestellt ist. Die Darstellung beschränkt sich auf die Schlankheitsgrade 80 bis 200, da nur in diesem Rahmen hygrothermische Langzeiteffekte von Relevanz sind.

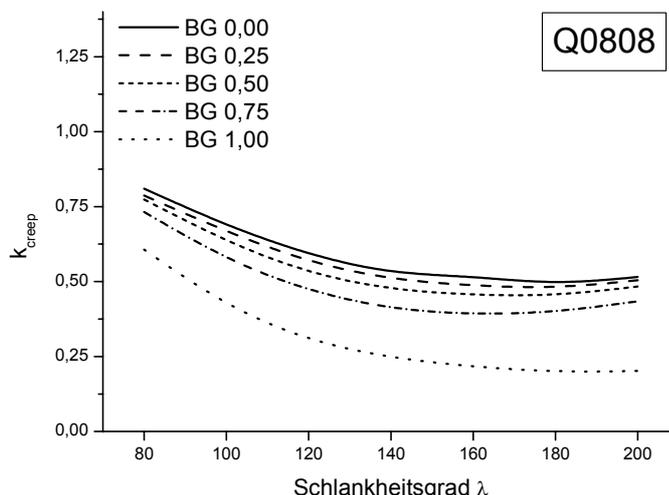


Abbildung 8-15: k_{creep} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeitrtragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

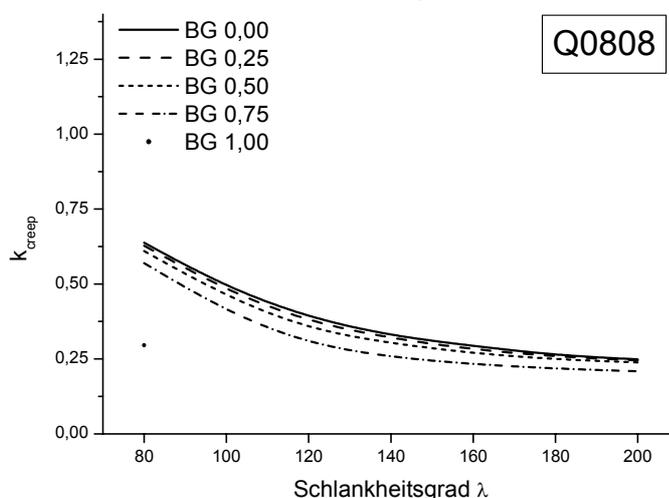


Abbildung 8-16: k_{creep} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeitrtragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Die nähere Betrachtung der Ergebnisse in Abbildung 8-15 und Abbildung 8-16 zeigt exemplarisch für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm (für die übrigen Querschnitte sei auf Anhang IV verwiesen) eine nicht lineare Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad, und zwar nahezu unabhängig vom Belastungsgrad, von der knickrelevanten Querschnittshöhe wie auch von der Nutzungsklasse. Für die Regression wird deshalb folgender Ansatz gewählt:

$$k_{\text{creep}} = \max\left\{\left(k_1 \cdot \lambda^2 + k_2 \cdot \lambda + k_3\right); 0,1\right\} \quad (8-24)$$

Bei der Regression der Werte k_1 , k_2 und k_3 ergibt sich, dass nur der Summand k_3 Abhängigkeiten zu den genannten Randbedingungen aufweist, während die Faktoren k_1 und k_2 unabhängige Konstanten darstellen:

$$k_1 = 4,5 \cdot 10^{-5} \quad (8-25)$$

$$k_2 = 0,015 \quad (8-26)$$

Der Summand k_3 ist zunächst wiederum nicht linear vom Belastungsgrad abhängig. Auch hier bietet sich zur Regression ein quadratischer Ansatz an:

$$k_3 = a_1 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k}\right)^2 + a_2 \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + a_3 \quad (8-27)$$

Das Ergebnis der Regression zeigt eine Abhängigkeit der Faktoren a_1 und a_2 von der Nutzungsklasse, nicht aber von den Querschnittsabmessungen. Der Summand k_3 hingegen ist darüber hinaus auch noch von der knickrelevanten Querschnittshöhe abhängig. Entsprechend Gleichung (8-27) ergibt sich für Nutzungsklasse 2 Folgendes:

$$k_{3,2} = \left[\frac{g_k}{25 \cdot (g_k + q_k)} \cdot \left(1 - \frac{8 \cdot g_k}{g_k + q_k}\right) \right] + \left(\frac{h}{160} + 1,67 \right) \quad (8-28)$$

Für Nutzungsklasse 3 darf dementsprechend folgender Ansatz verwendet werden:

$$k_{3,3} = \left[\frac{g_k}{40 \cdot (g_k + q_k)} \cdot \left(1 - \frac{8 \cdot g_k}{g_k + q_k}\right) \right] + \left(\frac{h}{200} + 1,42 \right) \quad (8-29)$$

Mit Hilfe der Gleichung (8-24) in Verbindung mit Gleichung (8-25), Gleichung (8-26) und Gleichung (8-28) bzw. Gleichung (8-29) ist die Ermittlung des Modifikationsbeiwertes k_{creep} möglich. Eine tabellarische Auswertung der Gleichung (8-24) erfolgt in den Tabellen C-60 bis C-64. Die grafische Auswertung für die Querschnittsabmessung $b/h = 8/8$ cm (Abbildung 8-17 und Abbildung 8-18) belegt die gute Übereinstimmung zwischen der Näherung und den Ergebnissen der Simulation. Weitere grafische Auswertungen können dem Anhang IV entnommen werden.

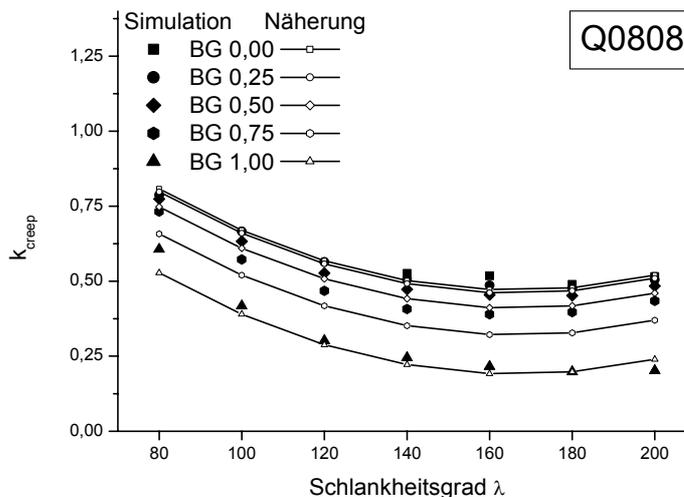


Abbildung 8-17: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 2

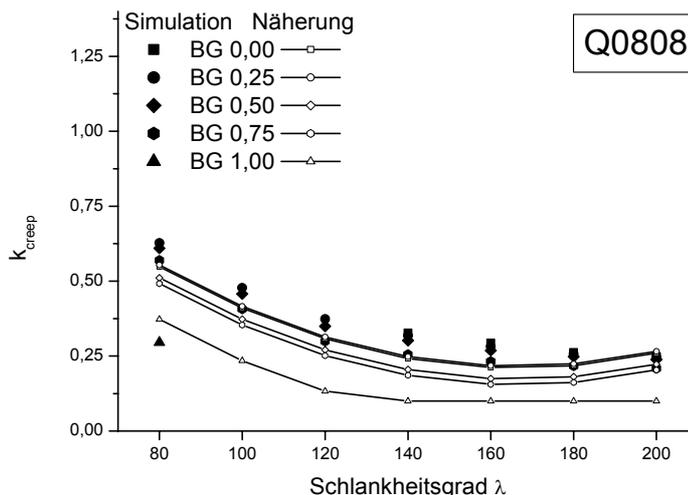


Abbildung 8-18: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 3

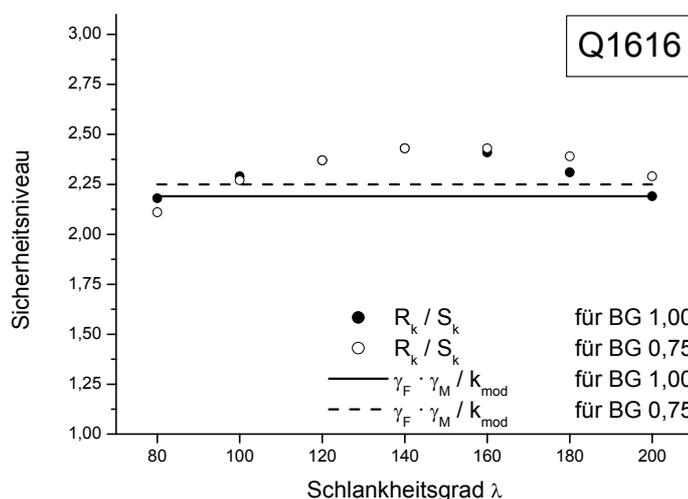


Abbildung 8-19: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (Modifikationsbeiwert k_{creep})- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

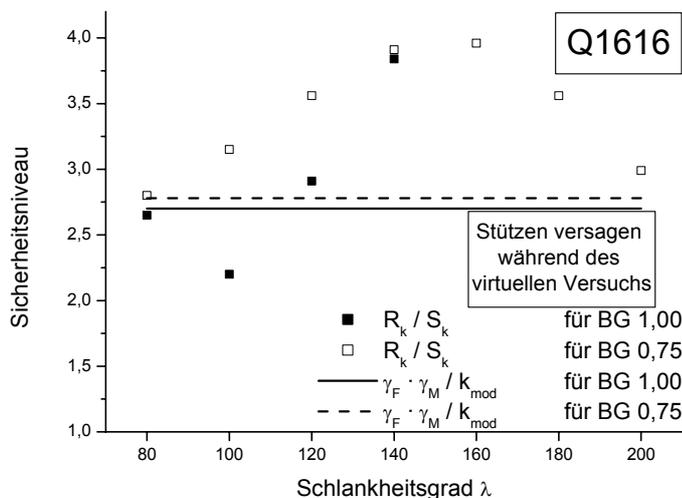


Abbildung 8-20: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (Modifikationsbeiwert k_{creep})- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

Entscheidend für die Brauchbarkeit des Bemessungsverfahrens ist die Auswertung der Gleichung (7-4). Dies erfolgt, wie bereits in den vorangegangenen Abschnitten, mittels tabellarischer Auswertung (Tabellen C-65 bis C-70) durch Gegenüberstellung der „zulässigen“ Traglasten nach modifizierter Bemessungsgleichung (vgl. Gleichung (8-20)) mit den Ergebnissen aus den virtuellen Versuchen. Abbildung 8-19 und Abbildung 8-20 zeigen exemplarisch die Sicherheitsniveaus für die Querschnittsabmessungen $b/h = 16/16$ cm.

Die Auswertung belegt, dass das Verfahren der Modifikation durch k_{creep} stets auf der sicheren Seite liegt. Darüber hinaus sind die Ergebnisse in der Regel wirtschaftlicher als nach dem Normungsverfahren (vgl. Abschnitt 8.1). Die Gefahr des Versagens bei hoher ständiger Last in Nutzungsklasse 3 wird durch die Reduktion der Traglast entschärft. Die Traglasten bei ausschließlich ständiger Last entsprechen in etwa den Dauerlasten, die bei nicht modifiziertem Verfahren einem Belastungsgrad von weniger als 10 % entsprechen. Auch diese Variante ist allerdings nicht geeignet, gedrungene Stützen zu bemessen.

Auch das in diesem Abschnitt präsentierte Verfahren könnte in DIN 1052 (August 2004) [25] den Abschnitt 8.3, Absatz (3) ersetzen. Es wäre folgender Alternativtext denkbar:

Bei druckbeanspruchten Bauteilen in den Nutzungsklassen 2 und 3 ist der Einfluss des Kriechens generell ab einem Schlankheitsgrad von 80 zu berücksichtigen. Beim Nachweis nach Theorie II. Ordnung darf Kriechen durch einen Faktor k_{creep} zum Modifikationsbeiwert k_{mod} erfolgen. Der Faktor k_{creep} ermittelt sich zu:

$$k_{creep} = 4,5 \cdot 10^{-5} \cdot \lambda^2 - 0,015 \cdot \lambda + \left\{ \left[\frac{v}{k_A} \cdot (1 - 8 \cdot v) \right] + \left(\frac{h}{k_B} + k_C \right) \right\} \quad (8-30)$$

mit λ Schlankheitsgrad

$$v = g_k / (g_k + q_k)$$

h knickrelevante Höhe

k_A Faktor

Nutzungsklasse 2: $k_A = 25$

Nutzungsklasse 3: $k_A = 40$

k_B Faktor

Nutzungsklasse 2: $k_B = 160$

Nutzungsklasse 3: $k_B = 200$

k_C Faktor

Nutzungsklasse 2: $k_C = 1,67$

Nutzungsklasse 3: $k_C = 1,42$

8.4.2. Anpassung von k_{creep}^* an das Ersatzstabverfahren

Wie bereits erwähnt, ist es aufgrund der unterschiedlichen resultierenden Sicherheitsniveaus nur unter Vernachlässigung wirtschaftlicher Aspekte sinnvoll, den für das Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung entwickelten Modifikationsbeiwert k_{creep} auch auf das Ersatzstabverfahren anzuwenden. Es bleibt jedoch anzumerken, dass dies durchaus realisierbar ist, wenn auch die resultierenden Sicherheiten deutlich über den nach DIN 1052 (August 2004) [25] geforderten liegen. Das Prinzip, die Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens mittels eines Faktors für k_{mod} zu berücksichtigen, ist aber auch auf das Ersatzstabverfahren applizierbar. Zur besseren Unterscheidung wird der Faktor hier k_{creep}^* genannt. Die Bemessung von Druckstäben nach dem Ersatzstabverfahren aus DIN 1052 (August 2004) [25] erfolgt im Grenzfall der 100prozentigen Auslastung mittels der Gleichung (8-31), die bereits entsprechend der angestrebten Vorgehensweise modifiziert ist:

$$\frac{\gamma_F \cdot N_k}{A} = 1 \quad (8-31)$$

$$k_C \cdot \frac{k_{creep}^* \cdot k_{mod} \cdot f_{c,0,k}}{\gamma_M}$$

Setzt man nun für die charakteristische Belastung N_k nach Gleichung (7-4)

$$\frac{k_{mod} \cdot R_{k,Simulation}}{\gamma_F \cdot \gamma_M} = N_k \quad (8-32)$$

in Gleichung (8-32) ein, ergibt sich Folgendes:

$$k_{\text{creep}}^* = \frac{R_{k,\text{Simulation}}}{K_c \cdot f_{c,0,k} \cdot A} \quad (8-33)$$

Die Auswertung der Gleichung (8-33) ergibt, dass das Ersatzstabverfahren in Nutzungsklasse 1 generell auf der sicheren Seite liegt. Eine weitere Betrachtung wird deshalb für diesen Fall nicht vorgenommen. Gleiches gilt für Nutzungsklasse 2 bis zu einem Belastungsgrad von 50 % bis 75 %, in Abhängigkeit der knickrelevanten Querschnittshöhe. Für Nutzungsklasse 3 liegen die Bemessungen nach dem nicht modifizierten Normungsverfahren für einen Belastungsgrad von 25 % bis 75 % auf der sicheren Seite. Dennoch wurde auch für die genannten Bereiche die Auswertung der Gleichung (8-33) vorgenommen, um für die Regression ausreichend Daten zur Verfügung zu haben. Die Tabellen C-71 bis C-75 fassen die Ergebnisse zusammen. Werte, die größer als Eins sind, belegen, dass sich das Bemessungsverfahren nach Norm bereits ohne Modifikation auf der sicheren Seite befindet.

Die Auswertung der Abbildung 8-21 bzw. der Abbildung 8-22 ergibt exemplarisch für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm (für die übrigen Querschnitte sei auf die Abbildungen in Anhang IV verwiesen), dass der Modifikationsfaktor k_{creep}^* näherungsweise unabhängig vom Schlankheitsgrad ist, also für die einzelnen Belastungsgrade, knickrelevanten Querschnittshöhen und Nutzungsklassen konstant ist.

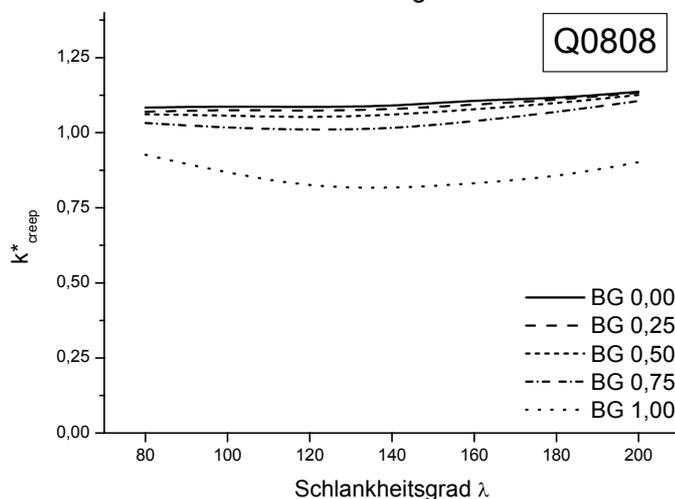


Abbildung 8-21: k_{creep}^* für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

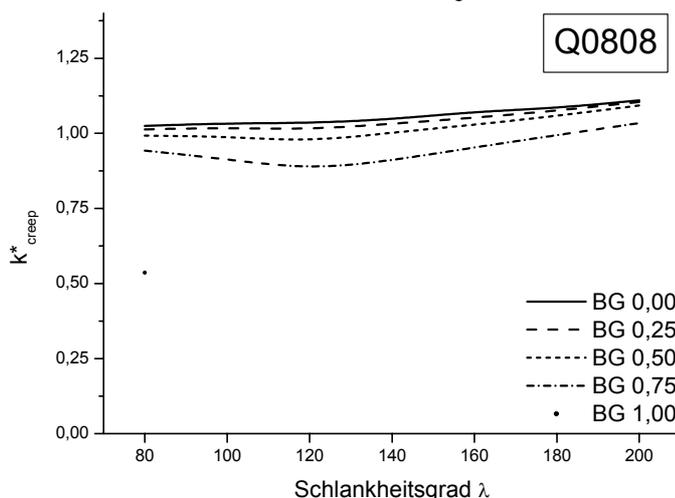


Abbildung 8-22: k_{creep}^* für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Zur Regression bietet sich deshalb folgender Zusammenhang an:

$$k_{\text{creep}}^* = \min\{k_1(\text{NKL}, \text{BG}, h); 1\} \quad (8-34)$$

Die Beschränkung des Faktors k_{creep}^* auf Werte kleiner als oder gleich Eins wird notwendig, da es sich bei dem Modifikationsfaktor um einen Abminderungsfaktor handelt. Das heißt, die „zulässige“ Traglast nach DIN 1052 (August 2004) [25] wird zur Berücksichtigung der Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens reduziert. Wären Werte für k_{creep}^* größer als Eins möglich, könnte bei Dauerbeanspruchung einer Stütze aus Holz die Belastbarkeit sogar noch gesteigert werden, was dann aber der Sinnhaftigkeit dieses Bemessungsverfahrens widerspräche.

Die Konstante k_1 hängt vom Belastungsgrad, von der knickrelevanten Querschnittshöhe h und der Nutzungsklasse ab:

$$k_1 = a_1 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k} \right)^2 + (a_{2,1} \cdot h^2 + a_{2,2} \cdot h + a_{2,3}) \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + a_3 \quad (8-35)$$

Die Regression auf die Ergebnisse aus den virtuellen Versuchen ergibt folgende Gleichungen für k_1 :

Nutzungsklasse 2:

$$k_{1,2} = -0,48 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k} \right)^2 + (0,00219 \cdot h^2 - 0,03625 \cdot h + 0,32) \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 1,07 \quad (8-36)$$

Nutzungsklasse 3:

$$k_{1,3} = -0,96 \cdot \left(\frac{g_k}{g_k + q_k} \right)^2 + (0,00156 \cdot h^2 - 0,01875 \cdot h + 0,50) \cdot \frac{g_k}{g_k + q_k} + 1,00 \quad (8-37)$$

Für Gleichung (8-36) in Verbindung mit Gleichung (8-34) gilt, dass der Belastungsgrad $g_k/(g_k+q_k)$ größer als oder gleich 0,5 sein muss. Entsprechend muss der für Gleichung (8-37) in Verbindung mit Gleichung (8-34) größer als oder gleich 0,25 sein. Mit diesen Angaben kann der Faktor k_{creep}^* nun in Abhängigkeit der knickrelevanten Querschnittshöhe, des Belastungsgrades und der Nutzungsklasse ermittelt werden:

Belastungsgrad	0,25		0,50		0,75		1,00	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
h [cm]								
6		1,0509 ^{*)}	1,0407 ^{*)}	0,9818	0,9360	0,7927	0,7713	0,4837
8		1,0525 ^{*)}	1,0351 ^{*)}	0,9849	0,9276	0,7974	0,7602	0,4898
10		1,0571 ^{*)}	1,0383 ^{*)}	0,9943	0,9324	0,8114	0,7665	0,5085
12			1,0502 ^{*)}	1,0098 ^{*)}	0,9503	0,8347	0,7904	0,5396
14			1,0709 ^{*)}	1,0316 ^{*)}	0,9813	0,8674	0,8317	0,5833
16				1,0597 ^{*)}	1,0255 ^{*)}	0,9095	0,8906	0,6394
18				1,0940 ^{*)}	1,0828 ^{*)}	0,9610	0,9671	0,7079

Tabelle 8-6: Werte für k_{creep}^* in Abhängigkeit des Belastungsgrades, der Querschnittshöhe und der Nutzungsklasse

Die mit ^{*)} gekennzeichneten Werte dürfen nicht zur Bemessung herangezogen werden, da sie größer als Eins sind. Die Angabe in Tabelle 8-6 dient lediglich der Möglichkeit, für nicht angegebene Belastungsgrade interpolieren zu können. Abbildung 8-23 und Abbildung 8-24 stellen die bereits dargestellten Ergebnisse für k_{creep}^* aus den Simulationen mit den Näherungen gegenüber. Entsprechend der Annahmen über die Unabhängigkeit zum Schlankheitsgrad stimmt die Näherung zufriedenstellend überein. Weitere Gegenüberstellungen in grafischer Form können dem Anhang IV entnommen werden.

Mit den ermittelten Werten für den Modifikationsbeiwert k_{creep}^* können auf Basis der Gleichung (8-31) die modifizierten „zulässigen“ Traglasten N_k ermittelt werden. Stellt man diese Werte den Ergebnissen aus den virtuellen Versuchen gegenüber, kann, wie bereits bei den anderen vorgestellten Bemessungsverfahren, die resultierende Sicherheit bestimmt und mit der in der Norm geforderten verglichen werden. Dies geschieht in den Tabellen C-76 bis C-81. Grafisch wird das vorhandene Sicherheitsniveau dem nach DIN 1052 (August 2004) [25] in Abbildung 8-25 und Abbildung 8-26 gegenübergestellt.

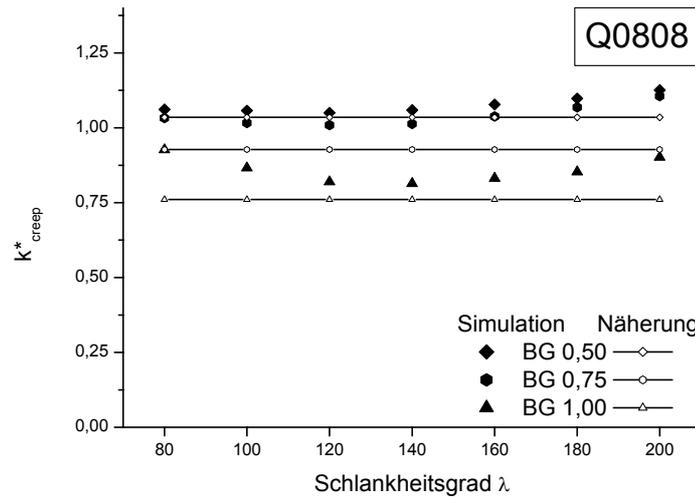


Abbildung 8-23: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 2

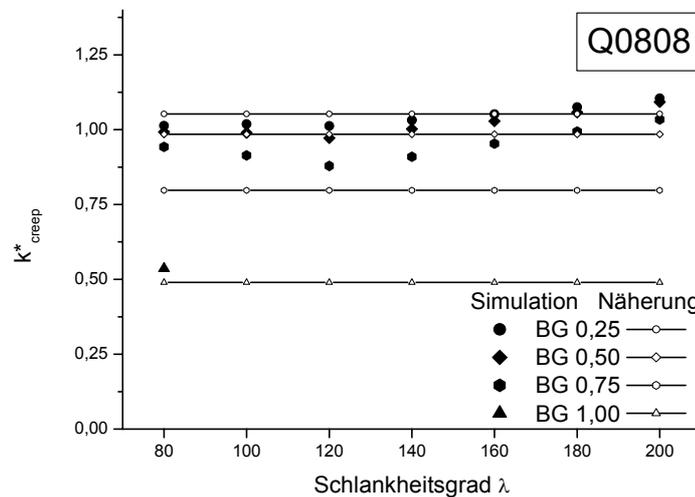


Abbildung 8-24: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 8/8$ cm, Nutzungsklasse 3

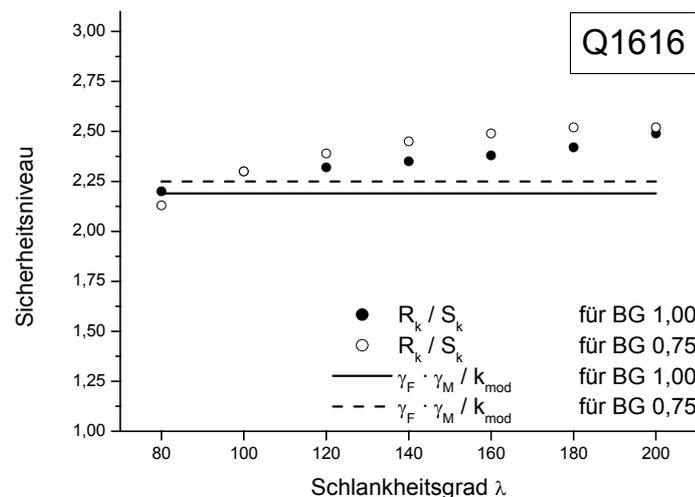


Abbildung 8-25: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren (Modifikationsbeiwert k^*_{creep})- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

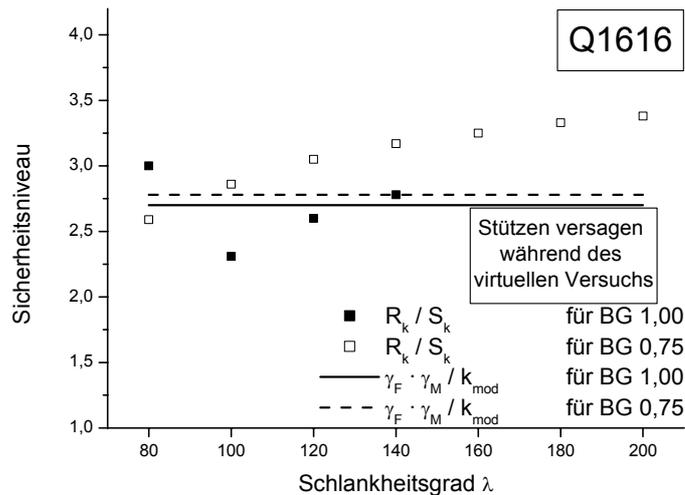


Abbildung 8-26: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren (Modifikationsbeiwert k_{creep}^*) - für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

Zusammenfassend erweist sich auch dieses Bemessungsverfahren als geeignet, um die Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens zu berücksichtigen. Im Gegensatz zu anderen Verfahren ist es vom Schlankheitsgrad unabhängig, was zum einen eine Tabellarisierung (vgl. Tabelle 8-6) erlaubt und zum anderen einfache Handhabung garantiert.

Zur Aufnahme in die DIN 1052 (August 2004) bietet sich die Ergänzung des Abschnittes 10.3.1 durch einen Absatz (2) an:

(2) Ist der Belastungsgrad $\nu = g_k / (g_k + q_k)$ größer als oder gleich 0,75 in Nutzungsklasse 2 bzw. größer als oder gleich 0,50 in Nutzungsklasse 3 soll der Modifikationsfaktor k_{mod} mit einem Beiwert k_{creep}^* multipliziert werden. Für Nutzungsklasse 2 ermittelt sich der Beiwert zu

$$k_{creep}^* = \min \left\{ \left[-0,48 \cdot \nu^2 + (0,00219 \cdot h^2 - 0,03625 \cdot h + 0,32) \cdot \nu + 1,07 \right]; 1,00 \right\}$$

bzw. für Nutzungsklasse 3 zu:

$$k_{creep}^* = \min \left\{ \left[-0,96 \cdot \nu^2 + (0,00156 \cdot h^2 - 0,01875 \cdot h + 0,50) \cdot \nu + 1,00 \right]; 1,00 \right\}$$

8.5. Hinweise zur Bemessung gedrungener Stützen

Die Ergebnisse in Kapitel 7 zeigen bereits bei Untersuchungen ohne den Einfluss hygrothermischer Langzeiteffekte beachtliche Defizite beim Vergleich tatsächlicher Sicherheit mit der nach DIN 1052 (August 2004) [25] geforderten Sicherheit für Stützen mit geringem Schlankheitsgrad. Solche Stützen mit einem Schlankheitsgrad von weniger als oder gleich 60 erfüllen demzufolge die Gleichung (7-4) nicht. Aus diesem Grunde wurden diese gedrungene Stützen in den bisher vorgestellten Bemessungsverfahren nicht berücksichtigt. Da sich diese Verfahren auf die Reduzierung der Traglast infolge hygrothermischen Langzeittragverhaltens beziehen, wird der zweite Grund für die Außerachtlassung darin gesehen, dass sich die virtuellen Traglasten zum Zeitpunkt des Versuchsendes nur marginal von denen am Versuchsanfang unterscheiden. Diese Aussage kann dahingehend spezifiziert werden, dass die viskoelastischen und mechanosorptiven Kriecheffekte bei diesen gedrungene Stützen keine entscheidende Rolle spielen. Im Gegensatz dazu beeinflussen die Effekte der Holzfeuchte, die durch den Einfluss auf die Festigkeit und den Elastizitätsmodul entstehen, durchaus die Traglast. Dies wird dann bei den entsprechenden Betrachtungen zur Einbauholzfeuchte berücksichtigt. Das bedeutet auch, dass bei einer Einbauholzfeuchte, die in etwa der mittleren im Betrieb zu erwartenden Holzgleichgewichtsfeuchte entspricht, kein Einfluss entsteht. Das heißt, dass für diesen Fall die virtuellen Traglasten der Kurzzeitversuche herangezogen werden können.

Grund für die Differenz zwischen der nach Norm geforderten Sicherheit und der aus den virtuellen Versuchen ermittelten Sicherheit dürfte die unterschiedliche Einschätzung der Plastizierung sein, die gerade bei gedrungene Stützen einen großen Einfluss ausübt. Natürlich spielt auch die stochastische Betrachtung der Festigkeit unter Umständen eine Rolle, die entweder in der Näherung des Mittelwertes oder der Streuung Abweichungen aufweisen kann. Vergleicht man die im Rahmen dieser Arbeit verwendete Vorgehensweise mit der nach Blaß [12], zeigt sich ein Unterschied. In der Arbeit Blaß [12] wird bei der Simulation von Brett-

schichtholz, welches durch den Aufbau bedingt in den einzelnen Brettlamellen streuende Materialeigenschaften aufweist, ein Homogenisierungseffekt erzielt. Im Rahmen dieser Arbeit hingegen werden Kantholzquerschnitte mit über die Querschnittshöhe einer Zelle der Länge 15 cm gleichen, jedoch in Stablängsrichtung streuenden Eigenschaften simuliert. Unter der Voraussetzung, die Traglasten aus den virtuellen Versuchen spiegeln die Realität in hinreichend engen Grenzen wider, überschätzt die Norm die um den Sicherheitsbeiwert (vgl. Gleichung (7-4)) reduzierten Ergebnisse dieser Arbeit um etwa 15 %. Dieser Wert ist sowohl vom Schlankheitsgrad (in den Grenzen von 20 bis 60) als auch vom Querschnitt nahezu unabhängig.

Für die Anwendung im praktischen Bemessungsverfahren stellt sich zunächst die Frage, ob die Änderung in der Vorgehensweise bei der Bemessung nach Theorie II. Ordnung zwischen der DIN aus dem Jahre 1988 und dem Jahre 2004 für das angesprochene Defizit verantwortlich ist. Während nach DIN 1052 (August 2004) [25] die Auslastung aus der Normalkraft quadriert und anschließend zur Auslastung aus dem Biegemoment addiert wird, entfällt das Quadrat nach DIN 1052 (April 1988) [24]. Im Grenzfall des Schlankheitsgrades Null ist kein Unterschied zwischen den beiden Verfahren auszumachen. Die größten Unterschiede dürften sich bei den Schlankheitsgraden zwischen 40 und 80 ergeben. Vergleichsstudien bei ansonsten gleichbleibenden Randbedingungen zeigen Abweichungen von bis zu 11 % beim Schlankheitsgrad 60. Beim Schlankheitsgrad 20 hingegen beträgt der Unterschied nur noch 4 %.

Es wird deshalb vorgeschlagen, bei der Bemessung von Stützen mit einem Schlankheitsgrad von bis zu 60 die charakteristischen Festigkeiten (Druck und Biegung) mit dem Faktor 0,85 abzumindern. Dieser Abminderungsfaktor findet sowohl bei der Bemessung nach Theorie II. Ordnung als auch nach dem Ersatzstabverfahren Anwendung.

Für die DIN 1052 (August 2004) [25] würde das jeweils zu Anpassungen in den Abschnitten 10.2.8 und 10.3.1 führen. Beide Abschnitte müssten um einen Absatz (2) erweitert werden:

(2) Beträgt der Schlankheitsgrad weniger als oder gleich 60, so sind die charakteristischen Festigkeiten um 15 % abzumindern.

8.6. Berücksichtigung des Einflusses der Einbauholzfeuchte

Die bisher vorgestellten Ansätze zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens bei der Bemessung von Stützen aus Holz auf der Basis der DIN 1052 (August 2004) [25] beziehen sich alle auf die Einbauholzfeuchte von $u_E = 12\%$. Da dieser Ansatz nur bedingt praxistauglich ist, wird in diesem Abschnitt der Einfluss der Einbauholzfeuchte auf das Bemessungsverfahren genauer untersucht.

Wie bereits in Kapitel 7.3.2 erläutert, wurde dazu eine gesonderte virtuelle Versuchsreihe gestartet, die für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm und die Nutzungsklasse 2 die Traglast für verschiedene Einbauholzfeuchten unter sonst gleichen Randbedingungen ermittelt.

Eine Änderung der Einbauholzfeuchte führt zunächst dazu, dass sich insbesondere der mechano-sorptive Anteil des Kriechens verändert, da die maximale Holzfeuchteänderung, die im Verlauf des virtuellen Versuchs auftritt, entsprechend größer oder kleiner wird. Dazu kommt hauptsächlich im ersten Feuchtezyklus eine höhere Verformung, da der Elastizitätsmodul ebenfalls von der Holzfeuchte abhängig ist. In den weiteren Feuchtezyklen dürfte der Unterschied zwischen den einzelnen Einbauholzfeuchten nicht mehr so signifikant sein, da dann eine Anpassung an das Umgebungsklima bereits stattgefunden hat. Allerdings hat die Stütze bereits zu diesem Zeitpunkt an Tragfähigkeit eingebüßt und die weiteren Zyklen finden auf einem höheren Niveau der Verformung statt.

Strategisch soll der Einfluss der Einbauholzfeuchte als zusätzlicher Faktor k_{uc} für den Modifikationsbeiwert k_{mod} verstanden werden. Damit ist gewährleistet, dass diese Vorgehensweise für alle bereits erwähnten Vorschläge zur Modifikation des Bemessungsverfahrens anwendbar wäre. Aufgrund der unterschiedlichen Anwendung des Faktors k_{mod} ist aber dennoch eine unterschiedliche Betrachtung zwischen Nachweis nach Theorie II. Ordnung und nach Ersatzstabverfahren notwendig.

Allen nachfolgenden Darstellungen liegen zwei Annahmen, die auf Vereinfachungen zur Reduzierung des Umfangs virtueller Versuche beruhen, zugrunde. Zum einen wird davon ausgegangen, dass sich alle Holzquerschnitte annähernd gleich verhalten. Diese Annahme darf als zutreffend vorausgesetzt werden, da bei 20 Jahreszyklen bis zum Ende des Versuchs kaum ein Unterschied in der Verteilung der Holzfeuchte zu erwarten ist. Damit sind die zusätzlichen Einflüsse aus der Einbauholzfeuchte auf die ersten Zyklen zu beschränken und bei allen Querschnittsabmessungen prozentual in gleicher Größenordnung zu erwarten. Zum anderen wird davon ausgegangen, dass die Effekte in Nutzungsklasse 3 ebenso verhältnismäßig denen aus Nutzungsklasse 2 entsprechen.

8.6.1. Anpassung an das Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung

Zunächst soll der zusätzliche Faktor k_{uc} für die Bemessungsformel nach Theorie II. Ordnung hergeleitet werden. Es wird davon ausgegangen, dass dieser Faktor unabhängig davon, ob er unter Nutzung des Verfahrens mit dem Faktor k_{creep} oder mit Hilfe des Verfahrens einer zusätzlichen Ausmitte e_k verwendet wird, die gleiche Größe aufweist. Zur Herleitung kann deshalb Gleichung (8-23) herangezogen werden. Setzt man in dieser Gleichung nun die Traglast der Simulation in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte u_E ein, erhält man als Ergebnis einen von u_E abhängigen Faktor k_{creep} . Ziel ist aber, einen gesonderten Faktor zu ermitteln:

$$k_{uc} = \frac{k_{creep}(u_E)}{k_{creep}(u_E = 0,12)} \tag{8-38}$$

Die Auswertung der Gleichung (8-38) erfolgt in den Tabellen C-82 bis C-86 (Anhang II), wobei auch hier eine Beschränkung auf den relevanten Bereich stattfindet. Zusätzlich werden nur solche Einbauholzfeuchten berücksichtigt, die zu ungünstigen Ergebnissen führen. Deshalb werden nur für Einbauholzfeuchten u_E , die größer als oder gleich 15 % sind, Werte angepasst.

Die Analyse der Tabellenwerte und der grafischen Auswertungen (vgl. Abbildung 8-27 und Abbildung 8-28 bzw. ergänzende Abbildungen in Anhang IV) zeigt zunächst eine annähernd lineare Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad. Diese Näherung trifft für Schlankheitsgrade von mehr als oder gleich 180 nicht mehr zu. Dort überschätzt die Linearisierung die tatsächlichen Einflüsse, was allerdings in Anbetracht der geringen bautechnischen Relevanz als vertretbar eingeschätzt wird.

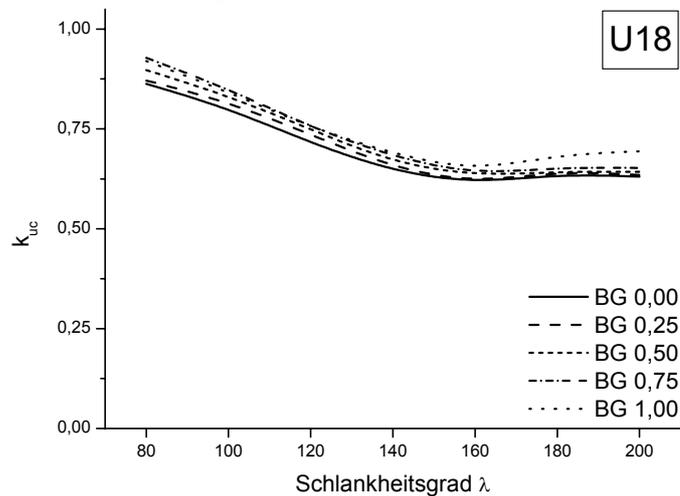


Abbildung 8-27: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

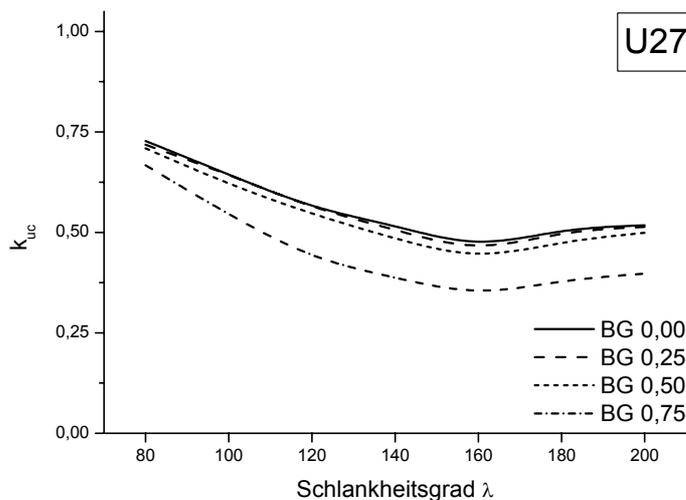


Abbildung 8-28: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 27\%$)

Der Ansatz zur Berücksichtigung der Einbaufeuchte mittels Faktor ergibt sich folglich zu:

$$k_{uc} = k_1 \cdot \lambda + k_2(u_E, v) \quad (8-39)$$

Der Beiwert k_1 ist dabei unabhängig von Belastungsgrad v und Einbauholzfeuchte u_E . Diese Einflüsse finden im Achsenabschnitt k_2 Berücksichtigung:

$$k_2 = (k_{21} \cdot v + k_{22}) \cdot u_E + (k_{23} \cdot v + k_{24}) \quad (8-40)$$

Die Regression auf die Werte aus Gleichung (8-36) ergibt, dass Gleichung (8-40) nur abschnittsweise definierbar ist. Während bei Belastungsgraden kleiner als 0,5 die Abhängigkeit sich nahezu ausschließlich auf die Einbauholzfeuchte beschränkt, zeigt sich bei größeren Werten auch eine deutliche Beziehung zum Belastungsgrad. Im Ergebnis heißt dies für den Faktor k_{uc} :

$$k_{uc} = \begin{cases} -\frac{1}{250} \cdot \lambda - \frac{5}{3} \cdot u_E + \frac{3}{2} & \text{für } v \leq 0,5 \\ -\frac{1}{250} \cdot \lambda - \left(\frac{8}{3} \cdot (v - 0,5) + \frac{5}{3}\right) \cdot u_E + \left(\frac{2}{5} \cdot (v - 0,5) + \frac{3}{2}\right) & \text{für } v > 0,5 \end{cases} \quad (8-41)$$

Die Auswertung der Gleichung (8-41) kann den Tabellen C-87 bis C-89 entnommen werden. Abbildung 8-29 und Abbildung 8-30 stellen die Ergebnisse der genannten Tafeln für die Einbaufeuchten $u_E = 18\%$ und $u_E = 27\%$ grafisch dar (weitere Grafiken sind im Anhang II enthalten). Es zeigt sich, dass die vorgeschlagene Lösung in der Regel auf der sicheren Seite liegt.

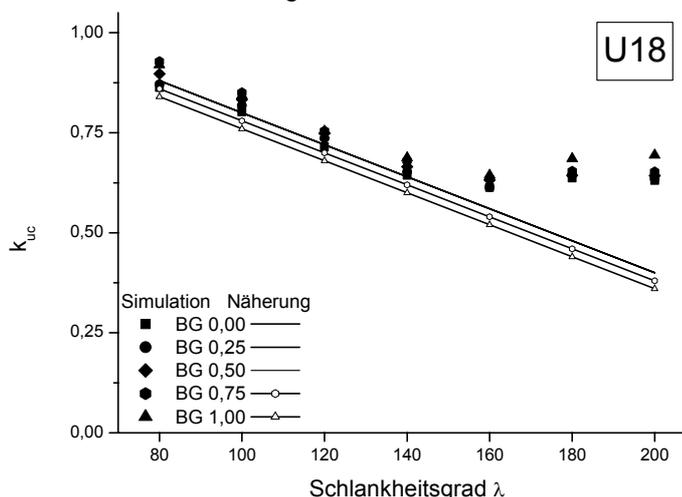


Abbildung 8-29: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

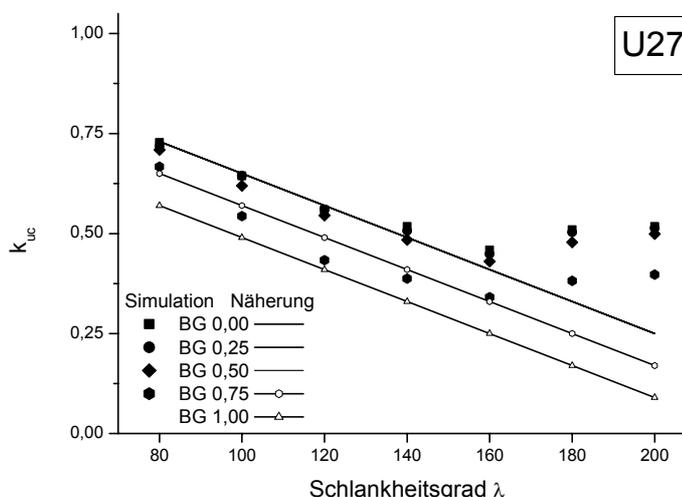


Abbildung 8-30: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 27\%$)

Auch hier ist es von praktischer Bedeutung, inwieweit die Nachweisergebnisse ausreichenden, nach der Norm definierten Sicherheitsabstand aufweisen. Dies geschieht abermals durch Vergleich mit den Simulationsergebnissen. Dabei wurde neben der Auswertung der Gleichung (8-20), die das Verfahren des zusätzlichen Faktors k_{creep} verwendet, auch die Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2), die das Verfahren der zusätzlichen Ausmitte e_k beschreibt, herangezogen. Bei beiden Gleichungen wird der von der Norm vorgeschlagene Modifikationsbeiwert k_{mod} mit dem zusätzlichen Faktor k_{uc} multipliziert. Eine Auswertung in tabellarischer Form kann dem Anhang III (Tabellen C-90 bis C-95 für das Verfahren mit dem zusätzlichen Faktor k_{creep} und Tabellen C-96 bis C-101 für das Verfahren mit der zusätzlichen Ausmitte e_k) entnommen werden. Für das Beispiel der Einbauholzfeuchte $u_E = 18\%$ dokumentiert die Abbildung 8-31 bzw. die Abbildung 8-32 das auf der sicheren Seite liegende Verfahren.

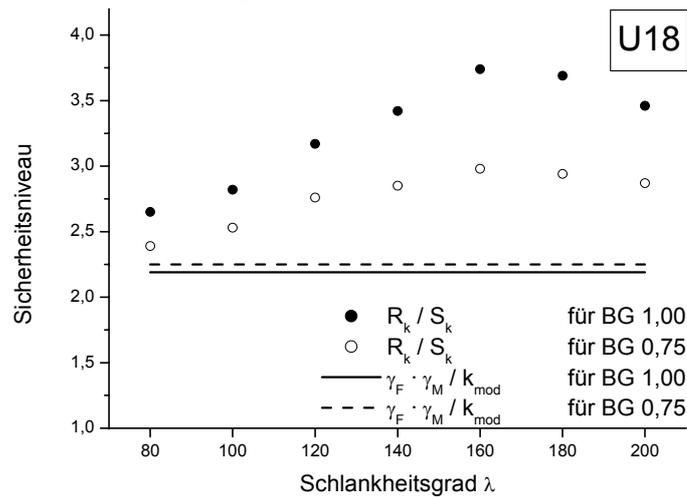


Abbildung 8-31: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (Modifikationsbeiwert k_{creep} , Modifikationsbeiwert k_{uc}) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

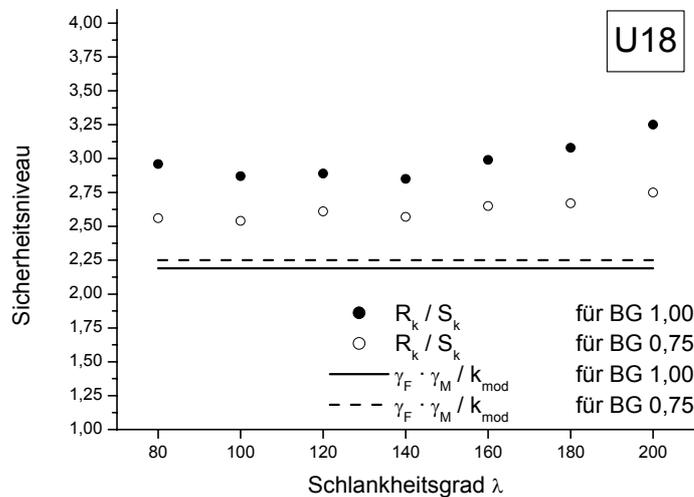


Abbildung 8-32: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Spannungstheorie II. Ordnung (zusätzliche Ausmitte e_k , Modifikationsbeiwert k_{uc}) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

Die Sicherheitsanalyse belegt, dass der gewählte Ansatz die Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens in Verbindung variabler Einbauholzfeuchte gut erfasst und fast ausnahmslos auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse liefert. Die „zulässigen“ Traglasten unter ausschließlich ständiger Last und bei hoher Einbauholzfeuchte werden durch die Modifikation derart reduziert, dass ein Versagen, wie es sich während der virtuellen Versuche zeigte, ausgeschlossen werden kann.

Der Einfluss der Einbauholzfeuchte könnte in DIN 1052 (August 2004) [25] Abschnitt 8.3, als Absatz (4) eingehen. Folgender Normtext wird vorgeschlagen:

(4) *Beträgt die Einbauholzfeuchte u_E mehr als 12 %, ist der Modifikationsbeiwert k_{mod} mit dem Faktor k_{uc} abzumindern:*

$$k_{uc} = \begin{cases} -\frac{1}{250} \cdot \lambda - \frac{5}{3} \cdot u_E + \frac{3}{2} & \text{für } v \leq 0,5 \\ -\frac{1}{250} \cdot \lambda - \left(\frac{8}{3} \cdot (v - 0,5) + \frac{5}{3} \right) \cdot u_E + \left(\frac{2}{5} \cdot (v - 0,5) + \frac{3}{2} \right) & \text{für } v > 0,5 \end{cases}$$

mit λ Schlankheitsgrad
 $v = g_k / (g_k + q_k)$
 u_E Einbauholzfeuchte

8.6.2. Anpassung an das Ersatzstabverfahren

Wie bereits erwähnt, ist es aufgrund der unterschiedlichen Verwendung von k_{mod} in den Bemessungsformeln für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung und nach Ersatzstabverfahren in DIN 1052 (August 2004) [25] nicht möglich, den bereits ermittelten Faktor k_{uc} auf den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zu übertragen. Alle weiteren, bereits getroffenen Voraussetzungen und Annahmen gelten dennoch für den hier zu ermittelnden Faktor k_{uc}^* . Die Vorgehensweise jedoch ist die gleiche wie in Abschnitt 8.6.1. Es wird vorausgesetzt, dass sich k_{uc}^* bei Anwendung auf das Verfahren mit dem modifizierenden Faktor k_{creep}^* oder auf das Verfahren durch Korrektur des Beiwertes β_c nicht unterscheidet. Daher wird zur Ermittlung die Gleichung (8-33) herangezogen:

$$k_{uc}^* = \frac{k_{creep}^*(u_E)}{k_{creep}^*(u_E = 0,12)} \quad (8-42)$$

Für eine Einbauholzfeuchte von u_E größer als oder gleich 15 % sowie einen Schlankheitsgrad von größer als oder gleich 80 sind die Ergebnisse der Gleichung (8-42) den Tabellen C-102 bis C-106 zu entnehmen.

Die Ergebnisse für $u_E = 18$ % (Abbildung 8-33) und für $u_E = 27$ % (Abbildung 8-34) zeigen zunächst keine signifikanten Abhängigkeiten vom Schlankheitsgrad, weshalb auch auf eine konstante Beschreibung in Relation zur Geometrie der Stütze zurückgegriffen wird. Ähnliches gilt auch für übrige Einbauholzfeuchten, die im Anhang IV grafisch ausgewertet wurden. Die Abweichungen, die dadurch entstehen, liegen bei niedrigen bis mittleren Belastungsgraden v unter 5 %, bei sehr hohen Belastungsgraden bei maximal 10 %. Allerdings wird der konstante Wert so gewählt, dass die Ergebnisse stets auf der sicheren Seite liegen. Die Ergebnisse hängen aber nicht linear von der Einbauholzfeuchte u_E ab:

$$k_{uc}^* = k_1^* \cdot u_E^2 + k_2^* \cdot u_E + k_3^* \quad (8-43)$$

Die Regressionsanalyse zeigt, dass die Beiwerte k_2^* und k_3^* im Gegensatz zum Beiwert k_1^* vom Belastungsgrad unabhängig sind. Beiwert k_1^* hingegen zeigt wiederum nicht lineare Abhängigkeit vom Belastungsgrad:

$$k_1^* = k_{11}^* \cdot v^2 + k_{12}^* \cdot v + k_{13}^* \quad (8-44)$$

Die Regression aus den ermittelten Werten führt zu folgender Bestimmungsgleichung:

$$k_{uc}^* = (-5,70 \cdot v^2 + 1,25 \cdot v - 1,68) \cdot u_E^2 - 0,25 \cdot u_E + 1,03 \quad (8-45)$$

Die Auswertung der Gleichung (8-45) erfolgt in Tabelle 8-7:

Belastungsgrad v	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
0,00	0,9547	0,9306	0,9034	0,8732	0,8400	0,8038
0,25	0,9537	0,9292	0,9015	0,8707	0,8368	0,7999
0,50	0,9367	0,9046	0,8681	0,8272	0,7817	0,7318
0,75	0,9037	0,8571	0,8034	0,7426	0,6746	0,5996
1,00	0,8546	0,7864	0,7072	0,6169	0,5156	0,4033

Tabelle 8-7: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc}^* (vgl. Gleichung (8-45))

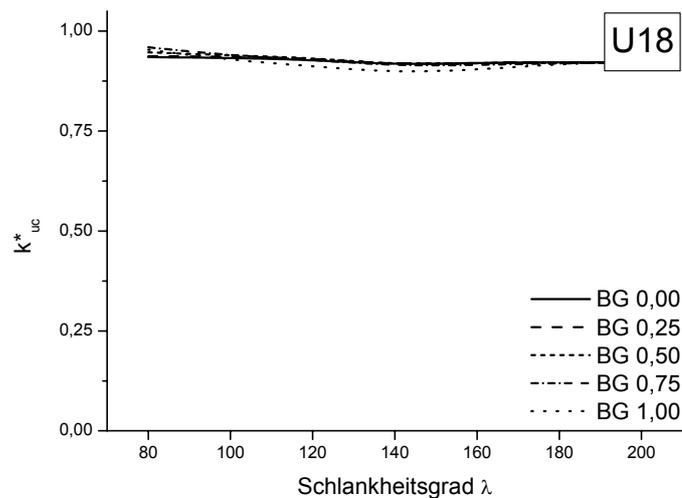


Abbildung 8-33: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

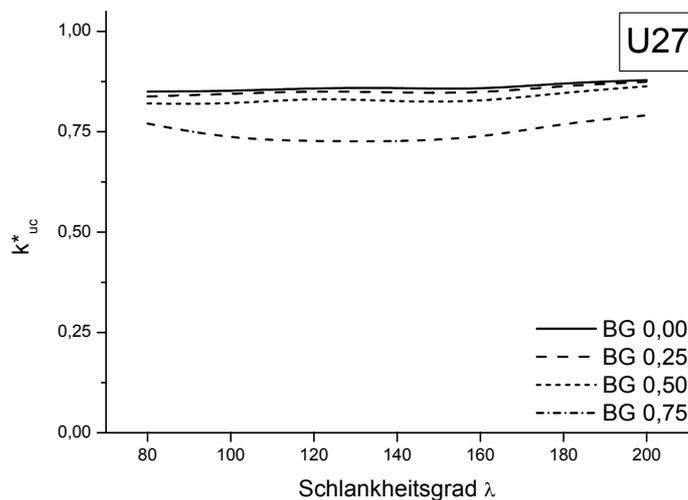


Abbildung 8-34: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 27\%$)

Der Vergleich zwischen den Näherungsergebnissen und den Ergebnissen für k^*_{uc} aus den Simulationen liefert eine zufriedenstellende Übereinstimmung, was die Abbildung 8-35 für die Einbauholzfeuchte $u_E = 18\%$ und die Abbildung 8-36 für die Einbauholzfeuchte $u_E = 27\%$ dokumentiert. Für übrige Einbauholzfeuchten ist die grafische Auswertung im Anhang IV abgedruckt.

Die Gegenüberstellung der modifizierten Traglasten nach Norm mit den Simulationsergebnissen im Rahmen der Sicherheitsanalyse geschieht auch für k^*_{uc} durch den Vergleich der Sicherheitsabstände. Dabei wurde sowohl Gleichung (8-31) als auch Gleichung (8-8) in Verbindung mit den Gleichungen (8-9), (8-10) und (8-11) ausgewertet. Die Ergebnisse sind in den Tabellen C-107 bis C-118 (Anhang III) abgedruckt.

Die Tabellenwerte liefern zufriedenstellende Ergebnisse, die stets auf der sicheren Seite liegen. Dies unterstreichen auch die grafischen Auswertungen am Beispiel der Einbauholzfeuchte $u_E = 18\%$ (Abbildung 8-37 und Abbildung 8-38). Die Gefahr des Versagens von Stützen unter hohem Belastungsgrad v und sehr hoher Einbauholzfeuchte ($u_E \geq 0,24$) ist, wie schon beim Bemessungskonzept nach Theorie II. Ordnung, durch Reduktion der Traglast ausgeschlossen.

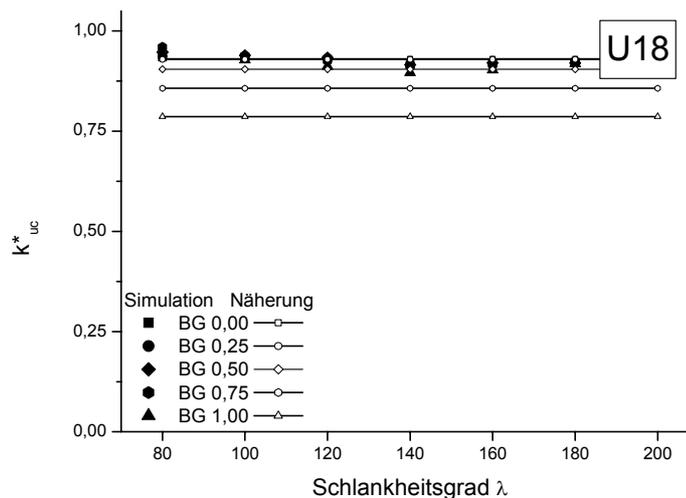


Abbildung 8-35: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

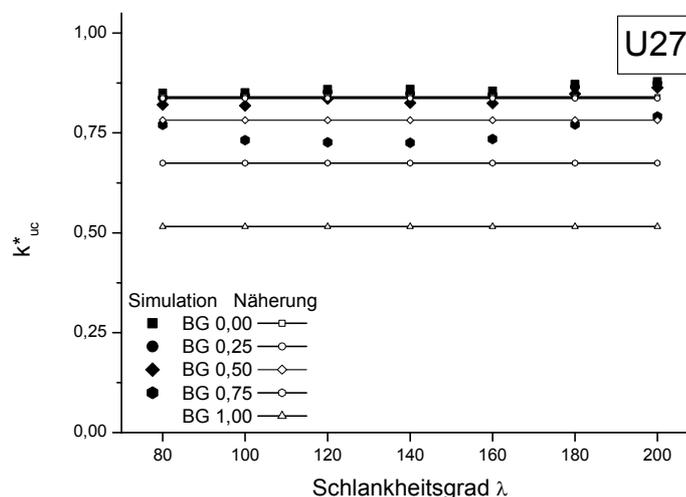


Abbildung 8-36: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 27\%$)

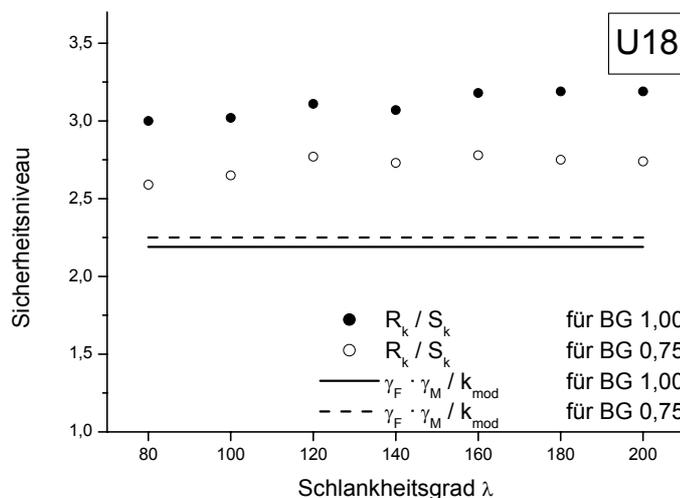


Abbildung 8-37: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren (Modifikationsbeiwert k_{crep} , Modifikationsbeiwert k^*_{uc})- für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

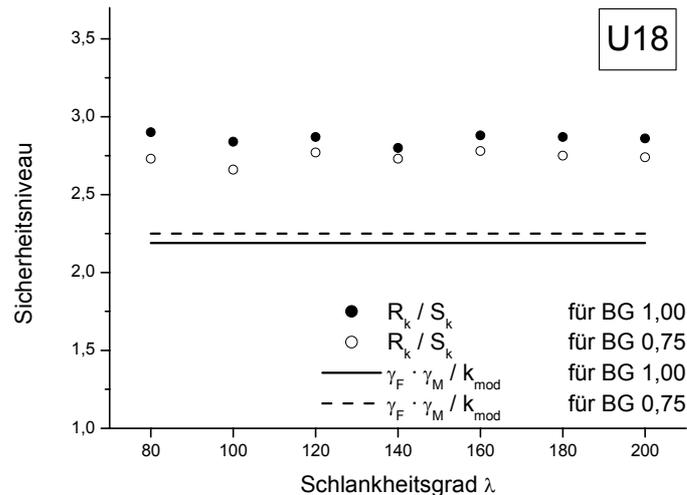


Abbildung 8-38: Vergleich des Sicherheitsniveaus (Gleichung (7-4)) aus den Simulationsergebnissen bezogen auf DIN 1052 [25] - Ersatzstabverfahren (Beiwert $\beta_{c,k}$, Modifikationsbeiwert k_{uc}^*) - für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18\%$)

Der Einfluss der Einbauholzfeuchte könnte in DIN 1052 (August 2004) [25] Abschnitt 10.3.1, als Absatz (3) eingehen. Folgender Normtext wird vorgeschlagen:

(3) *Beträgt die Einbauholzfeuchte u_E mehr als 12 %, ist der Modifikationsbeiwert k_{mod} mit dem Faktor k_{uc}^* abzumindern:*

$$k_{uc}^* = (-5,70 \cdot v^2 + 1,25 \cdot v - 1,68) \cdot u_E^2 - 0,25 \cdot u_E + 1,03$$

mit $v = g_k / (g_k + q_k)$

u_E Einbauholzfeuchte

8.7. Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde der Einfluss der hygrothermischen Langzeiteffekte, der sich zum einen aus der Dauerlast und zum anderen aus den klimatischen Randbedingungen (relative Luftfeuchte) und der Einbauholzfeuchte ergibt, und die daraus resultierenden Traglastminderungen, die bei dem Tragsicherheitsnachweis nach DIN 1052 (August 2004) [25] zu Ergebnissen auf der unsicheren Seite führen, durch die Ableitung von alternativen Bemessungskonzepten berücksichtigt. Grundprinzip war dabei die Modifikation des Tragsicherheitsnachweises nach Norm, um ein möglichst einfaches und der Baupraxis bekanntes und geläufiges Verfahren zu entwickeln. Aufgrund der generell unterschiedlichen Bemessungsverfahren nach Theorie II. Ordnung und nach dem Ersatzstabverfahren, sind auch die Modifikationen dementsprechend zweigleisig durchzuführen. Grundsätzlich wurden zwei Alternativen vorgeschlagen. Eine Alternative bezieht sich dabei auf die Vorverformung, die zweite auf einen zusätzlichen modifizierenden Faktor zu k_{mod} . Die Anpassung erfolgte dabei durch Regression auf die Ergebnisse des virtuellen Versuchs. Diese Annahme führt, wie bereits erwähnt, zu geringen Fehlern, die jedoch auf der sicheren Seite liegen. Durch die Modifikation wird eine Reduktion der Dauerlast erzielt, was auch eine geringere Traglastminderung mit sich brächte. Diese Vorgehensweise würde allerdings zu einem iterativen Prozess führen, was zu einer nicht abzuschätzenden Erhöhung des Simulationsaufwand beitragen würde.

Aus der Sicht des Verfassers bietet sich als Modifikationsverfahren für den Tragsicherheitsnachweis nach Theorie II. Ordnung die zusätzliche Ausmitte e_k an. Dieses Verfahren ist vergleichsweise einfach anzuwenden und spiegelt die tatsächlichen Verhältnisse bzw. die des virtuellen Versuchs am besten wider. Darüber hinaus kann diese zusätzliche Ausmitte als Bruchteil der Knicklänge sehr gut in Form einer Tabelle dargestellt werden. Für das Ersatzstabverfahren hingegen, welches ohnehin schon eine Näherung darstellt, erscheint der modifizierende Faktor k_{creep}^* am geeignetsten zu sein, da er wesentlich einfacher und schneller zu bestimmen ist bzw. tabellarisiert werden kann. Die Modifikation des Beiwertes β_c hingegen ist zu aufwändig und deshalb kaum praxistauglich.

9 Zusammenfassung

Ausgehend von der „alten“ Normung im Holzbau, DIN 1052 (April 1988) [24], die keine oder unzureichende Hinweise zum Einfluss des Kriechens auf die Tragfähigkeit von Holzstützen gibt und ausgehend von der „neuen“ DIN 1052 (August 2004) [25], die den genannten Einfluss für die Nutzungsklassen 2 und 3 durch eine Abminderung des Elastizitätsmoduls berücksichtigt, wurde die Notwendigkeit festgestellt, für diese Effekte numerische Simulationen durchzuführen, um die Bemessungsverfahren einerseits zu evaluieren und andererseits eventuell notwendige Modifikationen an bestehenden Nachweismethoden zu verifizieren. Experimentelle Untersuchungen schieden an dieser Stelle aus Kostengründen genauso wie aus Gründen der sehr großen Stichprobenumfänge und der hohen Versuchsdauer aus. Dies liegt zum einen am Charakter des Bau- und Werkstoffes Holz, dessen Materialparameter nur mit stochastischen Mitteln realitätsnah zu erfassen sind, und an der Tatsache, dass aussagefähige Kriechversuche mehrere Jahre Versuchsdauer in Anspruch nehmen.

9.1. Resümee

Ziel der Arbeit war es, ein Bemessungskonzept zur Berücksichtigung der Effekte des hygrothermischen Langzeittragverhaltens zu entwickeln, das möglichst auf bestehende, genormte Nachweiskonzepte zurückgreift und diese entsprechend modifiziert und anpasst. Aus genannten Gründen der Ineffizienz werden numerische Simulationen mit Hilfe eines Computerprogramms verwendet. Mit dem Programm ISOBEAM ist es möglich, virtuelle Versuche zur Untersuchung des Kriechverhaltens von Druckgliedern aus Holz unter der besonderen Beachtung klimatischer Randbedingungen sowie der streuenden Materialparameter und Einwirkungen durchzuführen. Das notwendige Modell zur Abbildung der hygrothermischen Langzeiteffekte wurde aus der Literatur entnommen und in das Computerprogramm ISOBEAM, welches gelayerte, isoparametrische Balkenelemente verwendet, integriert. Ebenso wurde auf ein anerkanntes Modell zur Beschreibung der streuenden Materialparameter, die auch entlang der Stabachse variieren und mittels Monte-Carlo-Simulation generiert wurden, zurückgegriffen.

Einen entscheidenden Einfluss auf das Kriechen übt das Umgebungsklima aus, welches maßgeblich die instationäre Holzfeuchte bestimmt. Dieses mechanosorptive Kriechen stellt neben dem viskoelastischen Kriechen und dem Quellen beziehungsweise Schwinden den Hauptanteil der hygrothermischen Langzeiteffekte dar. Hierzu war es auch notwendig, geeignete Klimaszenarien, die aus Daten des Deutschen Wetterdienstes abgeleitet wurden, zu ermitteln. Die Holzfeuchte wirkt sich darüber hinaus aber auch auf die Materialparameter aus. Trotz der Tatsache, dass die Modelle, die im Rahmen dieser Arbeit angewandt wurden, anerkannt sind, wurde eine erneute Gegenüberstellung an bereits durchgeführten, experimentellen Untersuchungen vollzogen. Die Übereinstimmung kann als gut bezeichnet werden. Ebenso wurden andere Modelle zur Beschreibung des klimaabhängigen Kriechens in das Computerprogramm ISOBEAM integriert. Auch diese Gegenüberstellung zwischen dem verwendeten Modell und den ausgewählten Modellen lieferte eine gute Übereinstimmung.

Unter den genannten Voraussetzungen wurden zunächst die Traglasten der Stützen ohne Berücksichtigung der hygrothermischen Langzeiteffekte ermittelt, die als Basis für die weiteren Betrachtungen dienen sollten. Im Rahmen der Untersuchungen des Einflusses der Langzeiteffekte wurden verschiedene Parameter variiert. Es wurde der Einfluss der unterschiedlichen klimatischen Randbedingungen, nach DIN 1052 (August 2004) [25] in Nutzungsklassen unterteilt, genauso wie der der Einbauholzfeuchte, der Querschnittsabmessungen, des Schlankheitsgrades und des Belastungsgrades, also dem Anteil ständiger Last an der Gesamtlast, untersucht. Während der Traglastquotient, gebildet durch die Division der Traglasten nach und vor dem virtuellen Versuch, in Nutzungsklasse 1 nahe Eins liegt, zeigen sich in Nutzungsklasse 2 und 3 deutliche Einflüsse des hygrothermischen Langzeittragverhaltens. Dabei reagieren die gedruckenen Stützen kaum auf die Belastungsdauer, Stützen mittlerer Schlankheitsgrade hingegen zeigen wesentlich deutlichere Einflüsse. Ebenso wirkt sich die Höhe der Einbauholzfeuchte signifikant auf die Traglast nach der virtuellen Versuchsdauer aus. Mit steigender Einbauholzfeuchte wird insbesondere unter hohem Anteil ständiger Lasten eine Reduktion der Traglast erkennbar. Bei niedrigem Anteil hingegen überlagern bei hoher

Einbauholzfeuchte die Gewinne an Festigkeit und Steifigkeit die Verluste durch mechano-sorptives Kriechen. Bei allen Untersuchungen zeigt sich deutlich, dass der Einfluss mit steigendem Anteil an ständiger Last überproportional zunimmt. Besonders deutlich wird dies ab einem Anteil von 50 %.

Im Ergebnis sind verschiedene Herangehensweisen geeignet, ein Bemessungskonzept zur normativen Integration zu evaluieren. In der vorliegenden Arbeit geschieht dies zunächst auf Basis der üblichen Einbauholzfeuchte von 12 %, getrennt für das so genannte Ersatzstabverfahren und für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung. Es bieten sich zwei Verfahren an, die geeignet erscheinen, die Ergebnisse in das genormte Nachweisverfahren einfließen zu lassen. Einerseits ist eine zusätzliche, die Kriecheffekte berücksichtigende Ausmitte (beziehungsweise analog ein Korrekturwert zum Beiwert β_c) denkbar, andererseits könnte auch der modifizierende Beiwert k_{mod} mit einem Vorfaktor verändert beziehungsweise angepasst werden. Für das Nachweisverfahren auf Basis der Theorie II. Ordnung erweist sich das Verfahren der zusätzlichen Ausmitte e_k als sinnvoll und praxistauglich. Beim Ersatzstabverfahren erscheint die Modifikation des Beiwerts β_c nicht brauchbar, der zusätzliche Faktor zum modifizierenden Faktor k_{mod} liefert nützlichere Ergebnisse. Der Vergleich der Traglasten aus den virtuellen Versuchen mit den Traglasten nach dem modifizierten Normverfahren ergab jeweils Faktoren, die über dem nach DIN 1052 (August 2004) [25] geforderten liegen. Dies wurde als Gütemaß für die Brauchbarkeit gewertet. Zur Beachtung der Einbauholzfeuchte kommt nur die Modifikation von k_{mod} in Frage, da dieser Faktor bereits die Holzfeuchte berücksichtigt. Auch hier ließ sich ein Faktor aus den Ergebnissen der virtuellen Versuche ableiten. Die Analyse der Sicherheit ergab ein auf der sicheren Seite liegendes Verfahren, was jedoch, durch die Form der unterschiedlichen Nachweise bedingt, für das Ersatzstabverfahren und den Nachweis nach Theorie II. Ordnung unterschiedliche Zahlenwerte bei sonst gleicher Vorgehensweise aufzeigt.

9.2. Ausblick

Für weitere Forschungsanstrengungen bietet sich die Untersuchung von Systemen des Holzbaus, wie zum Beispiel Rahmen an. Allerdings ist dies mit einer Grundlagenforschung im Bereich des Langzeittragverhaltens von Verbindungsmitteln verbunden. Hierzu wären zunächst experimentelle Untersuchungen erforderlich und später die Übertragung auf ein numerisches Modell, damit die Erkenntnisse in den virtuellen Versuchen einfließen können. Untersuchungszeiträume von 5 bis 10 Jahren sind dazu notwendig. Insbesondere sollte in solchen Versuchen sowohl das Verhalten von zug- beziehungsweise druckbeanspruchten als auch biegebeanspruchte Verbindungen untersucht werden. Sowohl Versuchsreihen im konstanten als auch im Wechselklima sind dabei von Interesse und auch notwendig, um Modelle für die Simulation ausreichend zu verifizieren. Weitere Forschungsfelder erschließen sich im Bereich des Holzkriechens direkt. Insbesondere ist bis zum jetzigen Zeitpunkt unklar, inwieweit sich die streuenden Materialparameter auf das Kriechen des Holzes auswirken.

10 Literaturverzeichnis

- [1] Akkermann, E. – Numerische Untersuchungen an Druckgliedern aus Holz, Diplomarbeit Universität Weimar (unveröffentlicht), 2002
- [2] Andresen, K., Laschinski, C., Stabilität, in: von Halász, R., Scheer, C. (Hrsg.), Holzbautaschenbuch, 9. Auflage, 1996
- [3] Avramidis, S. – Evaluation of “three variable” models for the prediction of equilibrium content of wood, *Wood Science and Technology* 23, S. 251 – 258, 1989
- [4] Badstube, M., Rug, W., Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Bemessung nach Grenzzuständen in Vorbereitung auf den neuen DDR-Standard Holzbau, *Holztechnologie* 27, 288-294,
- [5] Barth, F., Haller, R. – Stochastik, Ehrenwirth Verlag, München, 1992
- [6] Bazant, Z. P. – Constitutive equation of wood at variable humidity and temperature, *Wood Science and Technology* 19, 1985, S. 159-177
- [7] Becker, P. – Modellierung des zeit- und feuchteabhängigen Materialverhaltens zur Untersuchung des Langzeittragverhaltens von Druckstäben aus Holz, Dissertation Universität Weimar, 2002
- [8] Becker, P., Rautenstrauch, K. – Time-dependent material behavior applied to timber columns under combined loading. Part I: Creep deformation, *Holz als Roh- und Werkstoff* 59, S. 380-386, 2001
- [9] Becker, P., Rautenstrauch, K. – Time-dependent material behavior applied to timber columns under combined loading. Part II: Creep buckling, *Holz als Roh- und Werkstoff* 59, S. 491-495, 2001
- [10] Bengtsson, C., Kliger, R., Johansson, G. – Creep in bending, tension and compression – experiments and speculations, IUFRO/S5.02 Timber Engineering Meeting Kopenhagen, 1997
- [11] Blaß, H. J., Ehlbeck, J., Kreuzinger, H., Steck, G. – Erläuterungen zu DIN 1052: 2004-08, Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken, DGfH Innovations- und Service GmbH, München, 1. Auflage 2004
- [12] Blaß, H. J. – Tragfähigkeit von Stützen aus Brettschichtholz unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen, Dissertation Universität Karlsruhe, 1987
- [13] Blaß, H. J., Ehlbeck, J., Bemessung von Holzkonstruktionen nach DIN V ENV 1995-1-1 (EUROCODE 5), in *Betonkalender 1997 Teil 2*, Seite 529-608, Ernst & Sohn-Verlag, Berlin, 1992
- [14] Blaß, H. J., Ehlbeck, J., Werner, H., Grundlagen der Bemessung von Holzbauwerken nach dem EUROCODE 5 Teil 1 –Vergleich mit DIN 1052-, in *Betonkalender 1992 Teil 2*, Seite 505-596, Ernst & Sohn-Verlag, Berlin, 1992
- [15] Brüninghoff, H. – Holzbauwerke: eine ausführliche Erläuterung zu DIN 1052, Teil 1 bis Teil 3 mit den Änderungen A1, Ausgabe Oktober 1996, Beuth-Verlag Berlin, 1997
- [16] Carstensen, J. - Beitrag zum Biegekriechverhalten von Holzbauteilen unter baupraktischen Bedingungen, Dissertation Universität Hannover, 1993
- [17] Cheng, J.-C., Schniewind, A. P. – Creep buckling of small, slender wood columns under cyclic environment, *Wood Fiber and Science*, 17(2), 1985, S. 159-169
- [18] Colling, F. – Tragfähigkeit von Biegeträgern aus Brettschichtholz in Abhängigkeit von den festigkeitsrelevanten Einflußgrößen, Dissertation Universität Karlsruhe, 1990
- [19] Colling, F., Dinort, R. – Die Ästigkeit des in den Leimbaubetrieben verwendeten Schnittholzes, *Holz als Roh- und Werkstoff* 45, S 23-26, 1987
- [20] Colling, F., Scherberger, M. – Die Streuung des Elastizitätsmoduls in Brett längsrichtung, *Holz als Roh- und Werkstoff* 45, S 95-99, 1987
- [21] Colling, F., Görlacher, R. – Eigenschaften des in Leimbaubetrieben verarbeiteten Schnittholzes, *bauen mit holz*, Heft 5, S 327 – 331, 1989

-
- [22] Corotis, R. B., Doshi, V. A., - Probability Models for Live-Load Survey Results, Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 103, No. ST6, 1977
- [23] DIN 1045-1 (07.01) – Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton, Teil 1: Bemessung und Konstruktion, 2001
- [24] DIN 1052 (04.88) – Holzbauwerke, Berechnung und Ausführung, 1988
- [25] DIN 1052 (08.04) - Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken, Allgemeine Bemessungsregeln für den Hochbau, 2004
- [26] DIN 1055-100 (03.01) – Einwirkungen auf Tragwerke, Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung, Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln, 2001
- [27] DIN 1055-3 (06.71) – Lastannahmen für Bauten, Verkehrslasten, 1971
- [28] DIN 18800 (11.90) – Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion, Teil 1, 1990
- [29] DIN EN 408 (04.96) – Holzbauwerke, Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz, Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften, 1996
- [30] DIN 4074 (09.89) – Sortierung von Nadelholz nach der Tragfähigkeit, Teil1: Nadelschichtholz, 1989
- [31] DIN V ENV 1995-1-1 – Eurocode 5: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken, Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau, 1994
- [32] Dinwoodie, J. M. – Timber: Its nature and behaviour (Second Edition), E & Fn Spon, 2000
- [33] E-DIN 1052 (05.00) – Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken, Allgemeine Bemessungsregeln für den Hochbau, 2000
- [34] Ehlbeck, J., Blaß, H. J. – Imperfektionsannahmen für Holzdruckstäbe, Holz als Roh- und Werkstoff 45, S 231 – 235, 1987
- [35] Fischer, L. – Sicherheitskonzept für neue Normen - ENV und DIN-neu, Grundlagen und Hintergrundinformationen, Teil 2: Statistik und Wahrscheinlichkeitstheorie, Teil 2.2: Beschreibung zufälliger Erscheinungen durch Zufallsvariable im eindimensionalen Fall, Bautechnik 76 (Heft 1), 1999
- [36] Fischer, L. – Sicherheitskonzept für neue Normen - ENV und DIN-neu, Grundlagen und Hintergrundinformationen, Teil 3: Statistische Auswertung von Stichproben im eindimensionalen Fall (1. Forts.), Bautechnik 76 (Heft 3), 1999
- [37] Fridley, K. J., Rosowsky, D. V. – Time effects in the design of wood structures: A review, Structural Engineering Review (8), S. 29-36, 1996
- [38] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A. – Creep behavior model for structural lumber, Journal of Structural Engineering, Vol. 118, 1992, S. 2261-2277
- [39] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A. – Hygrothermal effects on mechanical properties of lumber, Journal of Structural Engineering, Vol. 118, No. 2, 1992, S. 567-581
- [40] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A. – Load-duration effects in structural lumber: strain energy approach, Journal of Structural Engineering 118(9), 1992, S. 2351-2369
- [41] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A. – Moisture effects on load-duration behaviour of lumber. Part II. Effect of cyclic relative humidity, Wood Fiber and Science, 24(1), 1992, S. 89-98
- [42] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A. – Moisture effects on load-duration behaviour of lumber. Part I. Effect of constant relative humidity, Wood Fiber and Science, 23(1), 1991, S. 114-127
- [43] Fridley, K. J., Tang, R. C., Soltis, L. A., Yoo, C. H. – Hygrothermal effects on load-durations behavior of structural lumber, Journal of Structural Engineering 118(4), 1992, S. 1023-1038
- [44] Gerhards, C. C. – Bending creep and load duration of douglas-fir 2 by 4s under constant load for up to 12-plus years. Wood and Fiber Science 32(4), 2000, S. 489-501
- [45] Glos, P. – Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen, Dissertation Universität München, 1978
- [46] Graubner, C.-A., Six, M., Schmidt, H. – Anwendung von DIN 1045-1 in Verbindung mit DIN 1055, 16. Fortbildungsseminar Tragwerksplanung, Darmstadt, 2002
- [47] Gressel, P. – Erfassung, systematische Auswertung und Ergänzung bisheriger Untersuchungen über das rheologische Verhalten von Holz und Holzwerkstoffen – Ein Beitrag zur Verbesserung des

- Formänderungsnachweises nach DIN 1052 „Holzbauwerke“, Abschlussbericht zu den Forschungsvorhaben AIF-Nr. 4289 und AIF-Nr. 5348, Universität Karlsruhe, 1983
- [48] Gressel, P. – Zur Vorhersage des langfristigen Formänderungsverhaltens aus Kurz-Kriechversuchen, Holz als Roh- und Werkstoff 42, 1984, S. 293-301
- [49] Grunwald, J. – Documentation of the numerical simulation programm DIM3.1, Volume 1: Theoretical Fundamentals, Dresden 2002
- [50] Hanhijärvi, A. – Advances in the knowledge of the influence of moisture changes on the long-term mechanical performance of timber structures, Materials and Structures/Matériaux et Constructions, Vol. 33, 2000, S. 43-49
- [51] Hanhijärvi, A. – Computational method for predicting the long-term performance of timber beams in variable climates, Materials and Structures (33), S. 127-134, 2000
- [52] Hanhijärvi, A. – Modelling of creep deformation mechanisms in wood, VTT Publications 231, Espoo 1995
- [53] Hanhijärvi, A., Ranta-Maunus, A. - A three-dimensional analysis of wooden beams in bending under changing humidity conditions, IUFRO/S5.02 Timber Engineering Meeting New Brunswick, S. 514-525, 1990
- [54] Härtel, J. – Experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Kriechverhalten hölzerner Druckstäbe unter baupraktischen Bedingungen, Dissertation Universität Hannover, 2000
- [55] Hartnack, R., Schober, K.-U., Rautenstrauch, K. – Computer Simulations on the reliability of timber columns regarding hygrothermal effects, Paper 35-2-1, CIB-W18 Meeting 35, Kyoto, 2002
- [56] Hinton, E., Owen, D. R. J., An Introduction To Finite Element Computations, Pineridge Press Lim., 1979
- [57] Hoffmeyer, P. – Failure of wood as influenced by moisture and duration of load, Dissertation Universität New York, 1990
- [58] Hoffmeyer, P., Davidson, R. W. – Mechano-sorptive creep mechanism of wood in compression and bending, Wood Science and Technology, 1989, S. 215-227
- [59] Hoyle, R. J., Griffith, M. C., Itani, R. Y. – Primary creep in douglas-fir beams of commercial size and quality. Wood and Fiber Science 17(3), 1985, S. 300-314
- [60] Humphries, M., Schniewind, A. P. – Behavior of wood columns under cyclic relative humidity, Wood Science 15(1), 1982, S. 44-48
- [61] Hunt, D. G. – Dimensional changes and creep of spruce, and consequent model requirements, Wood Science and Technology 31, 1997, S. 3 -16
- [62] Hunt, D. G. – Linearity and non-linearity in mechano-sorptive creep of softwood in compression and bending. Wood Science and Technology 23, 1989, S. 323-333
- [63] Hunt, D., Gril, J. – Use of strain-rate versus strain plots in analysis of wood creep, Proceeding of COST E8 Conference, Stuttgart, 2000
- [64] Itani, R. Y., Griffith, M. C., Hoyle, R. J. – The effect of creep on long wood column design and performance, Journal of Structural Engineering 112(5), 1985, S. 1097-1114
- [65] Källsner, B., Noren, B. – Strength of a wood column in combined compression and bending with respect to creep, Paper 5-9-1, CIB-W18 Meeting 5, Karlsruhe, 1975
- [66] Keith, C. T., The mechanical behavior of wood in longitudinal compression, Wood Science 4(4), 1972, S. 234-244
- [67] Kessel, M., Hoefft, M., Natterer, J., Zur Bemessung von Holzdruckstäben, Bauen mit Holz 8/1984 Seite 532-539
- [68] Kollmann, F. – Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, Springer Verlag, Berlin, 1951
- [69] Krabbenhoft, K. – Mathematical modelling of moisture transfer in wood, 4th International Ph.D. Symposium in Civil Engineering, Vol. 1, 345 – 350, München 2002
- [70] Kufner, M. – Elastizitätsmodul und Zugfestigkeit von Holz verschiedener Rohdichte in Abhängigkeit vom Feuchtigkeitsgehalt, Holz als Roh- und Werkstoff 36, S 435-439, 1978
- [71] Lindner, J., Scheer, J., Stahlbauten - Kommentar zu DIN 18800-1 bis –4, Beuth-Verlag, Berlin, 1998

-
- [72] Liu, T., Ödeen, K. – Rheological behaviour of wood and wood structures, Review of literature, theories and research needs, Byggnadsmateriallära Stockholm, 1989
- [73] Mårtensson, A. – Mechanical behaviour of wood exposed to humidity variations, Report TVBK-1006, Lund, 1992
- [74] Mårtensson, A. – Mechano-sorptive effects in wooden material, Wood Science and Technology 28, S. 437 – 449, 1994
- [75] Mertens, M. – Beitrag zur Verformungsberechnung belasteter Holzbauteile bei der Trocknung, Dissertation RWTH Aachen, 1995
- [76] Mitchell, G. R., Woodgate, R. W. – A survey of floor loadings in office buildings, CIRIA Report 25, London, 1970
- [77] Mohager, S., Toratti, T. – Long term bending creep of wood in cyclic relative humidity, Wood Science and Technology 27, 1993, S. 49-59
- [78] Moorkamp, W. – Zum Kriechverhalten hölzerner Biegeträger und Druckstäbe im Wechselklima - Untersuchungen auf der Grundlage von Langzeitversuchen unter baupraktischen Bedingungen-, Dissertation Universität Hannover, 2002
- [79] Mukudai, J., Yata, S. – Further modeling and simulation of viscoelastic behavior (bending deflection) of wood under moisture change, Wood Science and Technology 21, 1987, S. 49-63
- [80] Mukudai, J., Yata, S. – Modeling and simulation of viscoelastic behavior (tensile strain) of wood under moisture change, Wood Science and Technology 20, 1986, S. 335-348
- [81] Nationales Anwendungsdokument zu EUROCODE 5 in: STEP 4, Arbeitsgemeinschaft Holz e.V. und Bruderverlag (Hrsg.), Düsseldorf, 1995
- [82] Neuhaus, F.-H. – Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchtigkeit, Technisch-wissenschaftliche Mitteilung Nr. 81-8, Ruhr-Universität Bochum, 1981
- [83] Nier, J. – Experimentelle Festigkeitsuntersuchungen an alten Bauhölzern und daraus abgeleitete Erkenntnisse zur Tragfähigkeitsbeurteilung, Dissertation Technische Hochschule Leipzig, 1994
- [84] Peir, J.-C., Cornell, C. A. – Spatial and temporal variability of live loads, Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Vol. 99, No. ST5, Cleveland, 1973
- [85] Rabotnov, J. N., Ilyushin, A. A. – Methoden der Viscoelastizitätstheorie, Carl Hanser Verlag, München, 1970
- [86] Rackwitz, R. – Einwirkungen auf Bauwerke in Mehlhorn, G. (Hrsg.) Der Ingenieurbau: Grundwissen, Band 8, Berlin 1996
- [87] Ranta-Maunus, A. – Impact of mechano-sorptive creep to the long-term strength of timber, Holz als Roh- und Werkstoff 48, 1990, S. 67-71
- [88] Ranta-Maunus, A. – The viscoelasticity of wood at varying moisture content, Wood Science and Technology (9), S. 189-205, 1975
- [89] Rautenstrauch, K. – Untersuchungen zur Beurteilung des Kriechverhaltens von Holzbiegeträgern, Dissertation Universität Hannover, 1989
- [90] Rautenstrauch, K., Becker, P., Hartnack, R. – Zuverlässigkeit von Druckstäben aus Holz unter Berücksichtigung des zeit- und feuchteabhängigen Materialverhaltens, Abschlussbericht zum DFG-Forschungsvorhaben RA887/1-1, 2001
- [91] Rautenstrauch, K., Hartnack, R. – Zuverlässigkeit von Druckstäben aus Holz unter Berücksichtigung des zeit- und feuchteabhängigen Materialverhaltens –Ausweitung und Ergänzung der Untersuchungen auf Druckstäbe innerhalb komplexer Tragstrukturen des modernen Ingenieurholzbaus, Abschlussbericht zum DFG-Forschungsvorhaben RA887/1-2, 2002
- [92] Schneider, K.J. (Hrsg.), Bautabellen für Ingenieure, 13. Auflage, 1998
- [93] Schniewind, A. P. – Creep-rupture life of Douglas-fir under cyclic environmental conditions. Wood Science and Technology 1(4), S. 278-288
- [94] Shen, Y., Gupta, R. – Evaluation of creep behaviour of structural lumber in a natural environment, Forest Products Journal 47(1), 1997, S 89-96
- [95] Siau, J. F. – Transport Processes in Wood, Springer Verlag, Berlin, 1984

-
- [96] Skaar, C. – Wood-Water Relations, Springer Verlag, Berlin, 1988
- [97] Stäker, M. – Einfluss der Einbaufeuchte und der Querschnittsgeometrie auf das Kriechen von Druckgliedern aus Holz, Diplomarbeit Universität Weimar (unveröffentlicht), 2004
- [98] Stäker, M. – Numerische Simulationen von Bauteilen aus Holz mit dem Computerprogramm ISOBEAM –Sondierungsuntersuchungen-, Studienarbeit Universität Weimar (unveröffentlicht), 2003
- [99] Stein, J. – Physik für Bauingenieure - Grundlagen und Anwendungen, Band 2: Wärme und Feuchte, AVH-Verlag Hamburg, 1997
- [100] Storm, R. – Wahrscheinlichkeitsrechnung, mathematische Statistik und statistische Qualitätskontrolle, Fachbuchverlag Leipzig GmbH, Leipzig, Köln, 1995
- [101] Sugiyama, H. – Theoretical analysis of the behavior of bending creep in wooden beams, Proceeding of the International Conference of Wood Fracture, Banff, 1978
- [102] Toratti, T. – A cross section creep analysis, Proceedings for the 1990 conference of IUFRO S5.02, 1990
- [103] Toratti, T. – Creep in timber beams in a variable environment, Dissertation Helsinki University of Technology, 1992
- [104] van der Put, T. A. C. M. – Theoretical explanation of the mechano-sorptive effect in wood. Wood and Fiber Science 21(3), 1989, S. 219-230
- [105] Volkhardt, A. – Beschreibung des Programms Delphin und Durchführung von Simulationen der Feuchtigkeitsverteilung mit Delphin, Studienarbeit Universität Weimar (unveröffentlicht), 2003

Anhang

A Anhang I

A.1. charakteristische Dauerlasten für den virtuellen Versuch

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	235,079	196,132	159,235	124,230	90,976
40	218,845	182,588	148,239	115,651	84,693
60	182,274	152,076	123,467	96,325	70,540
80	128,701	107,378	87,178	68,013	49,807
100	88,872	74,148	60,199	46,966	34,394
120	63,977	53,378	43,336	33,810	24,759
140	48,040	40,081	32,541	25,387	18,592
160	37,341	31,154	25,293	19,733	14,451
180	29,839	24,895	20,212	15,769	11,548
200	24,384	20,344	16,517	12,886	9,437

Tabelle A-1: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 16/16 \text{ cm}$

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	235,387	196,389	159,444	124,393	91,095
40	222,279	185,453	150,565	117,466	86,022
60	199,358	166,329	135,039	105,353	77,151
80	160,893	134,237	108,984	85,026	62,266
100	119,813	99,963	81,158	63,317	46,368
120	89,043	74,291	60,315	47,056	34,460
140	67,929	56,675	46,013	35,898	26,288
160	53,299	44,469	36,103	28,167	20,627
180	42,863	35,762	29,034	22,652	16,588
200	35,192	29,361	23,838	18,598	13,619

Tabelle A-2: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{050} = 1100 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 16/16 \text{ cm}$

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	132,232	110,324	89,570	69,879	51,174
40	123,100	102,705	83,384	65,054	47,640
60	102,529	85,543	69,450	54,183	39,679
80	72,394	60,400	49,038	38,258	28,017
100	49,991	41,708	33,862	26,418	19,346
120	35,987	30,025	24,377	19,018	13,927
140	27,023	22,546	18,304	14,280	10,458
160	21,004	17,524	14,227	11,100	8,129
180	16,784	14,003	11,369	8,870	6,495
200	13,716	11,444	9,291	7,248	5,308

Tabelle A-3: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 12/12 \text{ cm}$

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	58,770	49,033	39,809	31,058	22,744
40	54,711	45,647	37,060	28,913	21,173
60	45,569	38,019	30,867	24,081	17,635
80	32,175	26,845	21,794	17,003	12,452
100	22,218	18,537	15,050	11,741	8,598
120	15,994	13,344	10,834	8,452	6,190
140	12,010	10,020	8,135	6,347	4,648
160	9,335	7,789	6,323	4,933	3,613
180	7,460	6,224	5,053	3,942	2,887
200	6,096	5,086	4,129	3,221	2,359

Tabelle A-4: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 8/8 \text{ cm}$

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	117,539	98,066	79,618	62,115	45,488
40	109,422	91,294	74,119	57,826	42,346
60	91,137	76,038	61,733	48,162	35,270
80	64,350	53,689	43,589	34,007	24,904
100	44,436	37,074	30,100	23,483	17,197
120	31,989	26,689	21,668	16,905	12,380
140	24,020	20,041	16,270	12,694	9,296
160	18,670	15,577	12,647	9,867	7,225
180	14,919	12,448	10,106	7,884	5,774
200	12,192	10,172	8,258	6,443	4,718

Tabelle A-5: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 8/16 \text{ cm}$ (bzw. $b/d = 16/8 \text{ cm}$)

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	176,309	147,099	119,426	93,173	68,232
40	164,134	136,941	111,179	86,738	63,520
60	136,706	114,057	92,600	72,244	52,905
80	96,526	80,534	65,383	51,010	37,355
100	66,654	55,611	45,149	35,224	25,795
120	47,983	40,033	32,502	25,357	18,569
140	36,030	30,061	24,406	19,041	13,944
160	28,005	23,366	18,970	14,800	10,838
180	22,379	18,671	15,159	11,826	8,661
200	18,288	15,258	12,388	9,664	7,077

Tabelle A-6: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 12/16 \text{ cm}$ (bzw. $b/d = 16/12 \text{ cm}$)

Schlankheit λ [-]	$v = 1,00$ [kN]	$v = 0,75$ [kN]	$v = 0,50$ [kN]	$v = 0,25$ [kN]	$v = 0,00$ [kN]
20	88,155	73,550	59,713	46,586	34,116
40	82,067	68,470	55,589	43,369	31,760
60	68,353	57,028	46,300	36,122	26,453
80	48,263	40,267	32,692	25,505	18,678
100	33,327	27,806	22,575	17,612	12,898
120	23,992	20,017	16,251	12,679	9,285
140	18,015	15,030	12,203	9,520	6,972
160	14,003	11,683	9,485	7,400	5,419
180	11,189	9,336	7,579	5,913	4,330
200	9,144	7,629	6,194	4,832	3,539

Tabelle A-7: charakteristische Normalkraft als Dauerlast während des virtuellen Versuchs (Eulerfall 2)
Nadelholz S10, $E_{005} = 733 \text{ kN/cm}^2$, $b/d = 8/12 \text{ cm}$ (bzw. $b/d = 12/8 \text{ cm}$)

B Anhang II

B.1. Abweichung bei Dauerlasten auf Basis des 5%-Fraktils des Elastizitätsmoduls

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	91,75	93,29	87,11	68,23	46,30	33,05	24,54	19,27	15,38	12,75
	R_k^* [kN]	91,75	93,29	87,11	68,23	46,30	33,05	24,54	19,27	15,38	12,75
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	91,76	93,28	85,98	67,92	46,03	32,72	24,40	19,19	15,34	12,73
	R_k^* [kN]	91,76	93,28	85,98	67,70	46,03	32,85	24,40	19,19	15,34	12,73
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	-0,33	0,00	0,38	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	91,77	93,23	85,65	67,42	45,60	32,21	24,17	19,06	15,26	12,68
	R_k^* [kN]	91,77	93,23	85,65	67,05	45,60	32,47	24,17	19,06	15,26	12,68
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	-0,55	0,00	0,82	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	91,77	93,22	85,53	66,52	44,77	31,35	23,60	18,80	15,09	12,59
	R_k^* [kN]	91,77	93,22	84,98	66,10	44,77	31,77	23,60	18,80	15,09	12,59
	Δ [%]	0,00	0,00	-0,64	-0,64	0,00	1,34	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	91,78	93,21	83,76	64,55	42,83	29,53	22,49	18,05	14,57	12,31
	R_k^* [kN]	91,78	93,21	83,76	63,42	42,83	30,40	22,49	18,05	14,57	12,31
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	-1,74	0,00	2,95	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-1: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des 5%-Fraktils des Elastizitätsmoduls)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	218,10	200,53	187,55	153,78	107,43	75,13	55,24	44,30	34,48	28,21
	R_k^* [kN]	218,10	200,53	187,55	158,35	107,43	75,13	55,24	44,55	34,48	28,21
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,97	0,00	0,00	0,00	0,57	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	217,78	200,53	184,77	152,00	106,38	74,79	55,07	44,03	34,33	28,11
	R_k^* [kN]	217,78	200,53	184,77	156,52	106,38	74,79	55,07	44,28	34,33	28,11
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,98	0,00	0,00	0,00	0,57	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	218,02	200,52	183,37	149,63	106,04	74,25	54,79	43,63	34,08	27,95
	R_k^* [kN]	218,02	200,52	183,37	154,48	106,04	74,25	54,79	44,07	34,08	27,95
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	3,24	0,00	0,00	0,00	1,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	217,72	200,25	181,38	146,70	104,54	73,24	54,18	42,88	33,57	27,61
	R_k^* [kN]	217,72	200,25	181,38	151,76	104,54	73,24	54,18	43,55	33,73	27,61
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	3,45	0,00	0,00	0,00	1,57	0,46	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	218,03	198,91	180,05	142,05	100,86	70,49	52,12	41,02	31,98	26,58
	R_k^* [kN]	218,03	198,91	180,05	149,33	100,86	70,49	52,12	42,03	32,52	26,58
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	5,13	0,00	0,00	0,00	2,46	1,68	0,00

Tabelle B-2: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des 5%-Fraktils des Elastizitätsmoduls)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	381,69	340,60	303,21	267,74	183,28	136,26	101,74	79,92	61,90	50,25
	R_k^* [kN]	381,69	340,60	303,21	267,74	185,11	136,26	101,74	79,57	62,00	50,25
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	1,00	0,00	0,00	0,00	-0,44	0,17
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	381,70	341,00	301,00	261,51	183,13	135,16	101,21	79,66	61,76	50,12
	R_k^* [kN]	379,44	339,33	301,00	264,13	183,13	135,16	101,21	79,31	61,76	50,12
	Δ [%]	-0,59	-0,49	0,00	1,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,43	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	381,75	335,71	292,14	256,87	180,76	134,10	100,37	79,19	61,52	49,89
	R_k^* [kN]	381,34	338,16	292,14	256,87	180,76	134,10	100,37	78,69	61,52	49,89
	Δ [%]	-0,11	0,73	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,64	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	381,80	336,47	285,31	245,90	177,48	131,78	98,80	78,48	61,04	49,42
	R_k^* [kN]	379,58	336,47	285,31	245,90	174,52	131,78	98,80	77,87	61,04	49,49
	Δ [%]	-0,58	0,00	0,00	0,00	-1,67	0,00	0,00	0,00	-0,77	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	381,83	331,64	279,91	241,17	168,86	126,44	95,01	76,46	59,49	47,90
	R_k^* [kN]	381,83	331,64	279,91	241,17	168,86	126,44	95,01	75,79	59,49	48,27
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,88	0,00

Tabelle B-3: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des 5%-Fraktils des Elastizitätsmoduls)

B.2. Abweichung bei Dauerlasten auf Basis des Mittelwertes des Elastizitätsmoduls

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	91,75	93,24	86,99	68,01	46,04	32,69	24,38	19,17	15,32	12,72
	R_k^* [kN]	91,75	93,24	86,99	68,01	46,04	32,88	24,38	19,17	15,32	12,72
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,57	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	91,73	93,28	85,62	67,47	45,45	31,95	24,00	18,95	15,19	12,64
	R_k^* [kN]	91,73	93,28	85,62	67,47	45,45	32,36	24,00	18,95	15,19	12,64
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	1,27	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	91,74	93,23	84,24	66,42	44,07	30,25	22,96	18,29	14,71	12,38
	R_k^* [kN]	91,74	93,23	84,24	66,42	44,07	31,00	22,96	18,29	14,71	12,38
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	2,49	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	91,77	93,22	84,57	63,60	38,51	24,15	14,17	11,12	8,94	7,34
	R_k^* [kN]	91,77	93,22	82,43	63,60	38,51	24,15	14,17	11,12	8,94	7,34
	Δ [%]	0,00	0,00	-2,53	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	91,78	93,23	78,51	40,22	29,95	22,26	16,98	13,32	10,72	8,80
	R_k^* [kN]	91,78	93,23	78,51	40,22	29,95	22,26	16,98	13,32	10,72	8,80
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-4: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des Mittelwertes des Elastizitätsmoduls)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	218,10	200,55	175,97	152,31	106,90	74,76	55,04	42,37	34,29	28,09
	R_k^* [kN]	218,10	200,55	186,57	157,75	106,90	74,76	55,04	44,42	34,29	28,09
	Δ [%]	0,00	0,00	6,02	3,57	0,00	0,00	0,00	4,83	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	217,77	200,33	173,74	150,25	105,76	73,97	54,58	41,19	33,87	27,70
	R_k^* [kN]	217,77	200,33	183,56	155,75	105,76	73,97	54,45	43,89	33,87	27,70
	Δ [%]	0,00	0,00	5,65	3,66	0,00	0,00	-0,24	6,56	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	218,08	200,29	173,65	146,63	103,25	71,82	52,98	38,78	32,42	26,83
	R_k^* [kN]	218,08	200,29	179,56	150,99	103,25	71,82	52,77	42,56	32,87	26,83
	Δ [%]	0,00	0,00	3,40	2,97	0,00	0,00	-0,40	9,75	1,39	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	218,07	200,49	170,16	140,60	88,10	55,70	31,88	31,38	20,12	16,52
	R_k^* [kN]	218,07	200,49	174,82	140,60	88,10	55,70	31,88	31,38	20,12	16,52
	Δ [%]	0,00	0,00	2,74	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	217,71	200,20	167,76	129,55	67,39	50,09	38,21	29,98	24,11	19,80
	R_k^* [kN]	217,71	200,20	167,76	129,55	67,39	50,09	38,21	29,98	24,11	19,80
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-5: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des Mittelwertes des Elastizitätsmoduls)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	380,00	339,37	296,22	256,86	183,22	134,87	99,38	78,10	61,72	50,08
	R_k^* [kN]	380,00	341,58	299,55	267,47	183,22	135,07	100,64	78,74	61,72	50,18
	Δ [%]	0,00	0,65	1,13	4,13	0,00	0,15	1,27	0,82	0,00	0,20
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	381,76	340,75	293,60	252,27	179,57	133,52	98,04	76,73	61,31	49,69
	R_k^* [kN]	381,76	340,75	296,75	263,17	179,57	133,52	99,50	77,90	61,09	49,92
	Δ [%]	0,00	0,00	1,07	4,32	0,00	0,00	1,49	1,53	-0,35	0,45
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	381,79	339,45	292,12	250,58	173,95	130,11	94,44	74,10	59,94	48,27
	R_k^* [kN]	381,79	339,45	291,91	255,49	174,68	130,11	96,88	75,72	59,69	48,93
	Δ [%]	0,00	0,00	-0,07	1,96	0,42	0,00	2,58	2,19	-0,42	1,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	378,38	336,13	293,21	239,24	147,46	107,19	56,67	44,47	35,76	29,36
	R_k^* [kN]	378,38	336,13	282,37	231,90	147,46	107,19	56,67	44,47	35,76	29,36
	Δ [%]	0,00	0,00	-3,70	-3,07	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	381,88	337,72	283,00	196,39	119,81	89,04	67,93	53,30	42,86	35,19
	R_k^* [kN]	376,60	332,11	276,15	196,39	119,81	89,04	67,93	53,30	42,86	35,19
	Δ [%]	-1,38	-1,66	-2,42	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-6: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 (Dauerlast auf Basis des Mittelwertes des Elastizitätsmoduls)

B.3. Abweichung bei Dauerlasten (Einfluss der Einbauholzfeuchte)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	395,02	354,43	307,46	276,18	199,39	146,94	109,16	86,53	68,90	56,59
	R_k^* [kN]	395,02	354,43	307,46	276,18	199,39	146,94	109,16	86,53	68,90	56,59
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	395,10	356,55	305,30	265,59	193,74	146,03	108,39	85,92	68,69	56,40
	R_k^* [kN]	395,10	356,55	305,30	265,59	193,74	146,03	108,39	85,92	68,69	56,40
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	395,14	346,57	297,35	261,99	193,23	144,70	106,58	84,90	68,32	56,06
	R_k^* [kN]	395,14	346,57	297,35	261,99	193,23	144,70	106,58	84,90	68,32	56,06
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	395,13	350,77	297,42	253,50	186,91	141,76	104,39	82,88	67,51	55,28
	R_k^* [kN]	395,13	350,77	297,42	253,50	186,91	141,76	104,39	82,88	67,51	55,28
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	395,30	348,08	294,90	245,90	179,01	132,35	97,77	78,64	64,51	52,50
	R_k^* [kN]	395,30	348,08	294,90	245,90	179,01	132,35	97,77	78,64	64,51	52,50
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-7: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 6$ %)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	388,34	343,69	300,94	275,72	191,01	141,60	104,22	83,71	65,08	53,11
	R_k^* [kN]	388,34	343,69	300,94	281,73	191,01	140,54	104,59	82,36	65,08	53,11
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,18	0,00	-0,75	0,35	-1,61	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	388,37	346,79	298,23	274,29	189,62	140,15	103,59	81,20	64,90	52,94
	R_k^* [kN]	388,37	346,79	298,23	279,98	189,62	139,16	103,59	81,81	64,51	52,94
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,07	0,00	-0,70	0,00	0,75	-0,61	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	387,24	344,47	300,18	271,58	184,79	139,00	101,39	80,88	64,59	52,64
	R_k^* [kN]	387,24	344,47	297,18	271,58	184,79	136,30	101,93	80,46	64,12	52,64
	Δ [%]	0,00	0,00	-1,00	0,00	0,00	-1,94	0,53	-0,52	-0,72	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	385,42	346,58	295,41	255,08	177,40	136,71	100,37	79,11	63,94	52,02
	R_k^* [kN]	385,42	346,58	295,41	255,08	177,40	132,91	99,81	79,11	63,21	52,02
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-2,78	-0,56	0,00	-1,13	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	384,91	339,48	288,16	243,90	166,38	130,10	93,93	74,68	61,56	49,72
	R_k^* [kN]	384,91	339,48	288,16	243,90	166,38	124,65	93,93	75,05	60,68	50,42
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-4,19	0,00	0,50	-1,42	1,41

Tabelle B-8: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 9$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	381,69	340,60	303,21	267,74	183,28	136,26	101,74	79,92	61,90	50,25
	R^*_k [kN]	381,69	340,60	300,79	267,74	185,11	136,26	101,74	79,57	62,00	50,25
	Δ [%]	0,00	0,00	-0,80	0,00	1,00	0,00	0,00	-0,44	0,17	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	379,44	341,00	301,00	261,51	183,13	135,16	101,21	79,66	61,76	50,12
	R^*_k [kN]	379,44	339,33	297,48	264,13	183,13	135,16	101,21	79,31	61,76	50,12
	Δ [%]	0,00	-0,49	-1,17	1,00	0,00	0,00	0,00	-0,43	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	381,34	335,71	292,14	256,87	180,76	134,10	100,37	79,17	61,52	49,89
	R^*_k [kN]	381,34	338,16	292,14	256,87	180,76	134,10	100,37	78,69	61,52	49,89
	Δ [%]	0,00	0,73	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,61	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	379,58	336,47	285,31	245,90	177,48	131,78	98,80	78,48	61,04	49,42
	R^*_k [kN]	379,58	336,47	285,31	245,90	174,52	131,78	98,80	77,87	61,04	49,49
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,67	0,00	0,00	-0,77	0,00	0,13
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	381,83	331,64	279,91	241,17	168,86	126,44	95,01	76,46	59,49	47,90
	R^*_k [kN]	381,83	331,64	279,91	241,17	168,86	126,44	95,01	75,79	59,49	48,27
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,88	0,00	0,77

Tabelle B-9: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 12$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	375,08	335,36	290,64	241,00	178,44	130,75	96,23	75,45	59,33	48,02
	R^*_k [kN]	375,08	335,36	290,64	244,88	178,44	130,25	96,23	75,45	59,26	48,02
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	1,61	0,00	-0,38	0,00	0,00	-0,11	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	374,67	334,60	287,43	236,74	177,35	130,28	95,70	75,22	59,21	47,91
	R^*_k [kN]	374,67	334,60	287,43	242,19	177,35	129,57	95,70	75,22	59,08	47,91
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,30	0,00	-0,54	0,00	0,00	-0,22	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	375,74	335,14	290,28	229,65	175,78	129,56	95,21	74,68	59,01	47,73
	R^*_k [kN]	375,74	335,14	285,91	236,49	175,78	128,73	95,21	74,88	58,78	47,73
	Δ [%]	0,00	0,00	-1,50	2,98	0,00	-0,64	0,00	0,26	-0,39	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	375,93	333,72	283,35	223,48	171,48	128,27	93,97	73,49	58,65	47,36
	R^*_k [kN]	375,93	333,72	283,35	229,99	171,48	126,99	93,97	73,85	58,33	47,47
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,91	0,00	-1,00	0,00	0,48	-0,53	0,22
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	376,15	327,64	285,63	217,44	166,85	125,06	89,84	71,52	57,63	46,34
	R^*_k [kN]	376,15	327,64	281,78	223,88	166,85	122,69	90,74	71,52	57,17	46,62
	Δ [%]	0,00	0,00	-1,35	2,96	0,00	-1,89	1,00	0,00	-0,80	0,60

Tabelle B-10: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 15$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,02	57,28	46,33
	R_k^* [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,28	57,19	46,33
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,36	-0,16
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	368,75	323,25	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,64	57,17	46,21
	R_k^* [kN]	368,75	331,96	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,89	56,99	46,21
	Δ [%]	0,00	2,69	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,34	-0,32	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,05	56,95	46,00
	R_k^* [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,41	56,61	46,00
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,50	-0,60	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	368,79	329,47	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	70,92	56,52	45,58
	R_k^* [kN]	368,79	326,70	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	71,28	56,14	45,58
	Δ [%]	0,00	-0,84	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,50	-0,67	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	150,59	119,05	85,15	68,07	55,11	44,16
	R_k^* [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	156,65	115,31	85,15	68,44	54,64	44,61
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	4,02	-3,14	0,00	0,54	-0,85	1,00

Tabelle B-11: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 18$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	70,83	55,75	45,14
	R_k^* [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	71,23	55,60	45,14
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,56	-0,27	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,35	55,57	44,97
	R_k^* [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,74	55,33	45,13
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,55	-0,43	0,37
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,43	55,23	44,65
	R_k^* [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,97	54,89	44,87
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,77	-0,62	0,49
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	362,03	326,09	267,98	213,98	156,93	117,46	85,77	67,39	54,34	43,79
	R_k^* [kN]	362,03	312,60	267,98	213,98	154,61	117,46	85,77	68,07	53,96	44,23
	Δ [%]	0,00	-4,14	0,00	0,00	-1,48	0,00	0,00	1,00	-0,68	1,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	105,59	73,89	59,00	48,43	37,63
	R_k^* [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	98,40	73,89	59,43	47,75	39,26
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-6,80	0,00	0,72	-1,40	4,32

Tabelle B-12: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 21$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,23	54,68	44,43
	R_k^* [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,48	54,68	44,43
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,36	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,52	54,44	44,20
	R_k^* [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,82	54,16	44,20
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,44	-0,51
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,11	53,89	43,70
	R_k^* [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,57	53,54	43,82
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,68	-0,65
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	355,73	312,74	257,74	211,28	138,88	109,34	81,63	64,60	51,97	41,85
	R_k^* [kN]	355,73	312,74	257,74	209,17	143,17	109,34	81,63	64,93	51,62	42,23
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	-1,00	3,09	0,00	0,00	0,51	-0,65	0,89
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R_k^* [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-13: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 24$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	116,49	86,14	68,02	54,05	44,15
	R_k^* [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	117,05	87,44	68,02	54,05	44,15
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,48	1,51	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	84,88	67,06	53,71	43,84
	R_k^* [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	85,81	67,06	53,43	43,84
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	1,10	0,00	-0,53	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	349,44	312,29	253,04	210,74	147,92	112,02	81,98	64,87	52,87	43,08
	R_k^* [kN]	349,44	305,97	253,04	210,74	147,92	112,02	82,80	64,87	52,16	43,08
	Δ [%]	0,00	-2,02	0,00	0,00	0,00	0,00	1,00	0,00	-1,35	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	349,39	307,63	243,72	189,39	122,78	98,46	69,84	56,64	48,22	39,15
	R_k^* [kN]	349,39	304,55	243,72	189,39	127,74	95,77	71,66	57,21	47,08	39,15
	Δ [%]	0,00	-1,00	0,00	0,00	4,04	-2,73	2,61	1,00	-2,35	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	349,33	302,50	224,95	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R_k^* [kN]	349,33	302,50	224,95	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-14: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 27$ %)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,19	53,78	44,24
	R^*_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,78	53,78	44,24
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,87	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	65,94	53,34	43,85
	R^*_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	66,43	52,97	43,85
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,74	-0,69	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	62,67	52,01	42,72
	R^*_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	63,30	51,04	42,72
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	1,00	-1,87	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	89,71	74,59	54,07	46,86	43,38	35,53
	R^*_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	99,22	74,59	54,07	46,86	41,40	35,53
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	10,61	0,00	0,00	0,00	-4,55	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	340,86	290,45	197,72	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R^*_k [kN]	340,86	290,45	197,72	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-15: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 30\%$)

B.4. Abweichung bei Dauerlasten (Einfluss der Nutzungsklasse)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	113,63	99,73	93,21	69,97	47,45	33,82	25,06	19,64	15,67	12,97
	R^*_k [kN]	113,63	99,73	93,21	69,97	47,45	33,82	25,06	19,64	15,67	12,97
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	113,74	99,73	92,55	69,63	47,16	33,46	24,91	19,55	15,62	12,94
	R^*_k [kN]	113,74	99,73	92,55	69,63	47,16	33,46	24,91	19,55	15,62	12,94
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	113,63	99,73	92,29	69,12	46,69	32,73	24,65	19,41	15,53	12,90
	R^*_k [kN]	113,63	99,73	92,29	69,12	46,69	32,73	24,65	19,41	15,53	12,90
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	113,74	99,72	91,20	68,18	45,78	31,94	24,14	19,11	15,34	12,79
	R^*_k [kN]	113,74	99,72	91,20	68,18	45,78	31,94	24,14	19,11	15,34	12,79
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	113,63	99,65	89,68	65,95	43,57	29,86	22,70	18,22	14,72	12,44
	R^*_k [kN]	113,63	99,65	89,68	65,95	43,57	29,86	22,70	18,22	14,72	12,44
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-16: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 1

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	233,51	214,04	198,58	159,34	109,74	76,61	56,23	44,66	34,97	28,57
	R_k^* [kN]	233,51	214,04	198,58	163,53	109,74	76,61	56,23	45,30	34,97	28,57
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,63	0,00	0,00	0,00	1,43	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	233,56	214,07	198,76	157,96	109,23	76,26	56,05	44,78	34,81	28,46
	R_k^* [kN]	233,56	214,07	197,27	162,26	109,23	76,26	55,87	45,06	34,81	28,46
	Δ [%]	0,00	0,00	-0,75	2,72	0,00	0,00	-0,32	0,62	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	233,61	214,12	199,39	155,72	108,33	75,69	55,28	44,34	34,55	28,29
	R_k^* [kN]	233,61	214,12	195,48	160,94	108,33	75,69	55,28	44,58	34,55	28,29
	Δ [%]	0,00	0,00	-1,96	3,35	0,00	0,00	0,00	0,55	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	233,66	214,16	193,37	152,69	106,70	74,57	54,88	43,53	33,99	27,92
	R_k^* [kN]	233,66	214,16	193,37	158,92	106,70	74,57	54,59	43,97	33,99	27,92
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	4,08	0,00	0,00	-0,53	1,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	233,71	212,20	187,98	147,59	102,67	71,59	52,75	41,16	32,19	26,11
	R_k^* [kN]	233,71	212,20	187,98	152,86	102,67	71,59	52,33	41,97	32,19	26,11
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	3,57	0,00	0,00	-0,80	1,96	0,00	0,00

Tabelle B-17: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 1

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	420,53	369,89	314,04	273,51	188,43	138,95	103,41	80,98	62,52	50,60
	R_k^* [kN]	420,53	369,89	315,79	271,78	188,43	138,95	103,77	80,33	62,52	50,60
	Δ [%]	0,00	0,00	0,56	-0,63	0,00	0,00	0,35	-0,80	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	409,90	364,54	311,24	268,07	187,15	138,08	102,85	80,72	62,37	50,46
	R_k^* [kN]	409,90	364,54	311,24	268,07	187,15	138,08	103,22	79,91	62,37	50,46
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,36	-1,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	407,86	363,05	306,07	267,48	184,84	136,78	101,98	80,30	62,13	50,22
	R_k^* [kN]	407,86	363,05	307,81	264,81	184,84	136,78	102,49	79,21	62,13	50,22
	Δ [%]	0,00	0,00	0,57	-1,00	0,00	0,00	0,50	-1,35	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	407,33	362,59	304,90	259,42	181,45	134,43	100,40	79,51	61,62	49,74
	R_k^* [kN]	407,33	362,59	304,90	259,42	181,45	134,43	100,40	78,03	61,62	49,74
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,86	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	406,93	361,85	300,06	251,90	171,78	129,14	96,62	77,44	60,06	48,16
	R_k^* [kN]	406,93	361,85	300,06	251,90	171,78	129,14	96,62	75,53	60,06	48,79
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-2,47	0,00	1,31

Tabelle B-18: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 1

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	81,13	82,07	78,05	65,01	44,25	31,55	23,64	18,66	14,95	12,44
	R^*_k [kN]	81,13	82,07	78,05	65,01	44,25	31,55	23,64	18,66	14,95	12,44
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	80,89	82,08	77,40	64,16	43,79	31,07	23,42	18,53	14,88	12,40
	R^*_k [kN]	80,89	82,08	77,40	64,16	43,79	31,17	23,42	18,42	14,88	12,40
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,32	0,00	-0,60	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	81,27	82,09	76,91	63,65	43,01	30,26	23,01	18,31	14,73	12,32
	R^*_k [kN]	81,27	82,09	76,91	63,65	43,01	30,54	23,01	18,15	14,73	12,32
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,91	0,00	-0,86	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	28,66	22,02	17,73	14,34	12,10
	R^*_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	2,32	0,00	-1,44	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	81,32	82,10	77,17	55,57	35,21	23,82	16,78	14,00	11,44	10,44
	R^*_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	Δ [%]	0,00	0,00	-3,30	0,00	0,00	0,00	5,38	0,00	0,00	-5,47

Tabelle B-19: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	194,40	178,70	170,43	141,48	103,01	72,86	53,87	43,21	33,84	27,88
	R^*_k [kN]	194,40	178,70	170,43	141,48	103,01	72,86	53,87	42,09	33,84	27,88
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-2,60	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	194,40	178,70	169,18	139,26	102,65	72,35	53,58	42,82	33,60	27,72
	R^*_k [kN]	194,40	178,70	169,18	140,28	102,65	72,35	53,58	41,86	33,60	27,72
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,74	0,00	0,00	0,00	-2,25	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	194,40	178,72	167,37	136,14	101,22	71,41	53,03	41,97	33,13	27,43
	R^*_k [kN]	194,40	178,72	167,37	138,71	101,22	71,41	53,03	41,32	33,13	27,43
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	1,88	0,00	0,00	0,00	-1,54	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	131,94	98,14	69,21	51,46	40,59	31,89	26,66
	R^*_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	2,62	0,00	0,00	0,00	-1,54	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	159,39	122,53	86,58	58,36	38,72	34,51	23,92	21,38
	R^*_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	Δ [%]	0,00	0,00	-3,86	0,00	0,00	0,00	0,00	-14,62	0,00	0,00

Tabelle B-20: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	361,28	317,64	277,74	243,71	176,96	132,81	99,76	79,24	61,88	50,69
	R^*_k [kN]	361,28	317,64	277,74	243,71	177,84	131,95	99,76	77,39	61,88	50,69
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,50	-0,65	0,00	-2,33	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	361,17	316,50	276,01	239,67	176,70	131,52	99,02	78,84	61,64	50,47
	R^*_k [kN]	361,17	316,50	276,01	239,67	176,70	130,64	99,02	77,05	61,64	50,47
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,67	0,00	-2,27	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	362,34	314,98	273,07	234,68	173,40	129,34	97,58	78,13	61,20	50,05
	R^*_k [kN]	362,34	314,98	273,07	234,68	173,40	128,59	97,58	76,33	61,20	50,05
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,58	0,00	-2,31	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	119,64	94,48	76,50	60,06	48,94
	R^*_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	3,16	0,00	-2,73	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	156,07	109,65	82,87	69,32	52,77	44,24
	R^*_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	-2,85	0,00	0,00	-6,21	0,00	0,00

Tabelle B-21: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	86,12	72,53	70,17	61,47	42,05	30,06	22,74	18,06	14,54	12,15
	R^*_k [kN]	86,12	72,53	70,17	61,47	42,05	30,06	22,74	18,06	14,54	12,15
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	85,88	72,56	70,00	60,79	41,44	29,43	22,43	17,88	14,43	12,09
	R^*_k [kN]	85,88	72,56	70,00	60,79	41,44	29,43	22,43	17,71	14,43	12,09
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,93	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,54	14,20	11,96
	R^*_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,26	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,30	13,34	11,47
	R^*_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,52	0,00	-1,34
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17	22,22	15,99	12,01	9,34	7,46	6,10
	R^*_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17	22,22	15,99	12,01	9,34	7,46	6,10
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-22: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R^*_k und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	195,00	181,76	151,78	129,42	98,84	70,64	52,56	41,32	33,50	27,68
	R_k^* [kN]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,94	0,00	0,00	-2,18	0,45	0,00
	Δ [%]	195,00	181,75	146,75	127,25	98,32	69,93	52,15	41,70	33,00	27,47
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	195,00	181,75	146,75	127,25	98,32	69,93	52,15	40,88	33,38	27,47
	R_k^* [kN]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,97	1,15	0,00
	Δ [%]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,68	32,25	27,02
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	R_k^* [kN]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,44	0,86	0,00
	Δ [%]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,86	29,64	25,46
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	R_k^* [kN]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	-0,78	3,27	0,00
	Δ [%]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99	35,99	27,02	21,00	16,78	13,72
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99	35,99	27,02	21,00	16,78	13,72
	R_k^* [kN]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-23: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	328,29	274,00	239,75	220,31	172,83	127,87	98,23	78,92	62,28	51,58
	R_k^* [kN]	328,29	274,00	239,75	220,31	169,93	127,87	98,23	77,15	62,28	51,58
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,68	0,00	0,00	-2,24	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	327,34	274,00	238,13	213,69	170,25	127,71	97,10	78,38	61,95	51,27
	R_k^* [kN]	327,34	274,00	238,13	213,69	168,16	127,71	97,10	76,43	61,95	51,27
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,23	0,00	0,00	-2,49	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	165,36	124,42	94,95	77,30	61,26	50,60
	R_k^* [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	-1,00	0,00	0,43	-2,55	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	89,42	74,28	58,50	48,45
	R_k^* [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,89	-3,50	0,00	0,00
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	183,01	88,87	71,58	57,14	41,09	34,23	28,86
	R_k^* [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14	41,09	34,23	28,86
	Δ [%]	0,00	0,00	0,00	-6,91	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Tabelle B-24: Vergleich der Traglast aus dem virtuellen Versuch R_k mit der angepassten Traglast R_k^* und die daraus resultierende Abweichung Δ für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

C Anhang III

C.1. Auswertung der Kurzzeittraglasten

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	52,89	49,24	41,01	28,96	20,00	14,39	10,81	8,40	6,71	5,49
	R_k/S_k	2,39	2,19	2,32	2,48	2,46	2,43	2,39	2,38	2,37	2,39
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	54,25	50,50	42,06	29,70	20,51	14,76	11,09	8,62	6,89	5,63
	R_k/S_k	2,33	2,14	2,26	2,42	2,40	2,37	2,33	2,32	2,31	2,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	55,68	51,83	43,17	30,48	21,05	15,15	11,38	8,84	7,07	5,78
	R_k/S_k	2,27	2,08	2,20	2,36	2,34	2,31	2,27	2,26	2,26	2,27
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	57,18	53,23	44,34	31,31	21,62	15,56	11,69	9,08	7,26	5,93
	R_k/S_k	2,21	2,03	2,14	2,30	2,28	2,25	2,21	2,20	2,20	2,21
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	58,77	54,71	45,57	32,18	22,22	15,99	12,01	9,34	7,46	6,10
	R_k/S_k	2,15	1,97	2,08	2,24	2,22	2,19	2,15	2,14	2,14	2,15
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-1: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	119,01	110,79	92,28	65,15	44,99	32,39	24,32	18,90	15,11	12,34
	R_k/S_k	2,09	2,10	2,18	2,42	2,52	2,41	2,39	2,44	2,35	2,38
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	122,06	113,63	94,64	66,83	46,15	33,22	24,94	19,39	15,49	12,66
	R_k/S_k	2,04	2,05	2,12	2,36	2,46	2,35	2,33	2,37	2,29	2,32
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	125,27	116,62	97,13	68,58	47,36	34,09	25,60	19,90	15,90	12,99
	R_k/S_k	1,98	2,00	2,07	2,30	2,39	2,29	2,27	2,31	2,23	2,26
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	128,66	119,77	99,76	70,44	48,64	35,01	26,29	20,44	16,33	13,35
	R_k/S_k	1,93	1,94	2,01	2,24	2,33	2,23	2,21	2,25	2,17	2,20
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	132,23	123,10	102,53	72,39	49,99	35,99	27,02	21,00	16,78	13,72
	R_k/S_k	1,88	1,89	1,96	2,18	2,27	2,17	2,15	2,19	2,12	2,14
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-2: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	115,83	79,99	57,58	43,24	33,61	26,85	21,95
	R_k/S_k	2,13	2,05	2,10	2,34	2,44	2,46	2,42	2,42	2,37	2,36
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	118,80	82,04	59,06	44,34	34,47	27,54	22,51
	R_k/S_k	2,07	2,00	2,05	2,29	2,38	2,40	2,36	2,36	2,31	2,30
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	121,93	84,19	60,61	45,51	35,38	28,27	23,10
	R_k/S_k	2,02	1,95	2,00	2,23	2,32	2,34	2,29	2,30	2,25	2,24
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	125,22	86,47	62,25	46,74	36,33	29,03	23,72
	R_k/S_k	1,97	1,89	1,94	2,17	2,26	2,28	2,23	2,24	2,19	2,18
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R_k/S_k	1,91	1,84	1,89	2,11	2,20	2,21	2,17	2,18	2,13	2,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-3: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 – Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	72,61	66,16	49,18	31,47	21,05	14,96	11,15	8,63	6,87	5,60
	R_k/S_k	1,74	1,63	1,93	2,28	2,34	2,34	2,32	2,32	2,32	2,34
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	74,48	67,85	50,44	32,28	21,59	15,34	11,44	8,85	7,05	5,75
	R_k/S_k	1,70	1,59	1,88	2,23	2,28	2,28	2,26	2,26	2,26	2,28
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	76,44	69,64	51,77	33,13	22,16	15,74	11,74	9,08	7,24	5,90
	R_k/S_k	1,65	1,55	1,83	2,17	2,22	2,22	2,20	2,20	2,20	2,22
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	78,50	71,52	53,17	34,03	22,75	16,17	12,06	9,33	7,43	6,06
	R_k/S_k	1,61	1,51	1,79	2,11	2,16	2,16	2,15	2,14	2,14	2,16
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	80,68	73,51	54,65	34,97	23,39	16,62	12,39	9,59	7,64	6,23
	R_k/S_k	1,57	1,47	1,74	2,06	2,11	2,11	2,09	2,09	2,09	2,10
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-4: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 – Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 1,1$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	163,38	148,85	110,66	70,82	47,36	33,65	25,09	19,42	15,47	12,61
	R_k/S_k	1,52	1,56	1,81	2,23	2,39	2,32	2,32	2,37	2,30	2,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	167,57	152,67	113,50	72,63	48,57	34,52	25,74	19,92	15,86	12,93
	R_k/S_k	1,48	1,52	1,77	2,17	2,33	2,26	2,26	2,31	2,24	2,27
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	171,98	156,69	116,49	74,54	49,85	35,42	26,42	20,44	16,28	13,27
	R_k/S_k	1,44	1,49	1,72	2,12	2,27	2,21	2,20	2,25	2,18	2,21
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	176,63	160,92	119,63	76,56	51,20	36,38	27,13	20,99	16,72	13,63
	R_k/S_k	1,41	1,45	1,68	2,06	2,21	2,15	2,15	2,19	2,12	2,16
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	181,53	165,39	122,96	78,68	52,62	37,39	27,88	21,58	17,19	14,01
	R_k/S_k	1,37	1,41	1,63	2,01	2,15	2,09	2,09	2,13	2,07	2,10
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-5: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 1,1$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	290,45	264,63	196,73	125,89	84,19	59,83	44,61	34,52	27,50	22,42
	R_k/S_k	1,55	1,52	1,75	2,16	2,32	2,37	2,34	2,36	2,32	2,31
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	297,90	271,42	201,78	129,12	86,35	61,36	45,76	35,41	28,20	22,99
	R_k/S_k	1,51	1,49	1,71	2,10	2,26	2,31	2,28	2,30	2,26	2,25
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	305,74	278,56	207,09	132,52	88,62	62,98	46,96	36,34	28,95	23,60
	R_k/S_k	1,47	1,45	1,67	2,05	2,20	2,25	2,22	2,24	2,20	2,19
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	314,00	286,09	212,68	136,10	91,02	64,68	48,23	37,32	29,73	24,23
	R_k/S_k	1,43	1,41	1,62	1,99	2,15	2,19	2,17	2,18	2,14	2,14
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	322,73	294,03	218,59	139,88	93,54	66,47	49,57	38,36	30,55	24,91
	R_k/S_k	1,39	1,37	1,58	1,94	2,09	2,13	2,11	2,12	2,08	2,08
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-6: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 1,1$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	54,64	48,82	37,10	24,61	16,69	11,93	8,92	6,91	5,51	4,49
	R_k/S_k	2,31	2,21	2,56	2,92	2,95	2,93	2,90	2,90	2,90	2,92
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	56,04	50,07	38,06	25,24	17,12	12,23	9,14	7,08	5,65	4,60
	R_k/S_k	2,26	2,16	2,50	2,85	2,88	2,86	2,83	2,82	2,82	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	57,51	51,39	39,06	25,90	17,57	12,55	9,39	7,27	5,80	4,73
	R_k/S_k	2,20	2,10	2,43	2,78	2,80	2,79	2,76	2,75	2,75	2,77
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	59,07	52,78	40,11	26,60	18,04	12,89	9,64	7,47	5,95	4,85
	R_k/S_k	2,14	2,05	2,37	2,70	2,73	2,71	2,68	2,68	2,68	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	60,71	54,24	41,23	27,34	18,54	13,25	9,91	7,68	6,12	4,99
	R_k/S_k	2,08	1,99	2,30	2,63	2,66	2,64	2,61	2,61	2,61	2,62
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-7: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	122,93	109,84	83,48	55,37	37,55	26,83	20,06	15,54	12,39	10,10
	R_k/S_k	2,02	2,12	2,40	2,85	3,02	2,91	2,90	2,96	2,87	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	126,08	112,65	85,63	56,79	38,51	27,52	20,58	15,94	12,70	10,36
	R_k/S_k	1,97	2,07	2,34	2,78	2,94	2,84	2,83	2,89	2,79	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	129,40	115,62	87,88	58,28	39,53	28,25	21,12	16,36	13,04	10,63
	R_k/S_k	1,92	2,01	2,28	2,71	2,87	2,77	2,76	2,81	2,72	2,76
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	132,90	118,74	90,25	59,85	40,59	29,01	21,69	16,80	13,39	10,92
	R_k/S_k	1,87	1,96	2,22	2,64	2,79	2,69	2,68	2,74	2,65	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	136,59	122,04	92,76	61,52	41,72	29,82	22,29	17,27	13,76	11,22
	R_k/S_k	1,82	1,91	2,16	2,57	2,72	2,62	2,61	2,67	2,58	2,62
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-8: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	218,55	195,27	148,42	98,43	66,75	47,71	35,66	27,63	22,02	17,96
	R_k/S_k	2,06	2,07	2,32	2,76	2,92	2,97	2,93	2,95	2,89	2,88
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	224,15	200,27	152,22	100,95	68,47	48,93	36,58	28,34	22,59	18,42
	R_k/S_k	2,01	2,01	2,27	2,69	2,85	2,89	2,86	2,88	2,82	2,81
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	230,05	205,55	156,23	103,61	70,27	50,22	37,54	29,08	23,18	18,90
	R_k/S_k	1,96	1,96	2,21	2,62	2,78	2,82	2,78	2,80	2,75	2,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	236,26	211,10	160,45	106,41	72,17	51,57	38,56	29,87	23,81	19,41
	R_k/S_k	1,90	1,91	2,15	2,55	2,71	2,75	2,71	2,73	2,67	2,67
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	242,83	216,96	164,91	109,36	74,17	53,01	39,63	30,70	24,47	19,95
	R_k/S_k	1,85	1,86	2,09	2,48	2,63	2,67	2,64	2,65	2,60	2,59
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-9: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 0,8$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	75,12	67,12	51,02	33,83	22,95	16,40	12,26	9,50	7,57	6,17
	R_k/S_k	1,68	1,61	1,86	2,13	2,15	2,13	2,11	2,11	2,11	2,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	77,05	68,84	52,33	34,70	23,54	16,82	12,57	9,74	7,76	6,33
	R_k/S_k	1,64	1,57	1,81	2,07	2,09	2,08	2,06	2,05	2,05	2,07
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	79,08	70,66	53,70	35,62	24,15	17,26	12,90	10,00	7,97	6,50
	R_k/S_k	1,60	1,53	1,77	2,02	2,04	2,03	2,01	2,00	2,00	2,01
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	81,22	72,57	55,16	36,58	24,81	17,73	13,25	10,27	8,18	6,67
	R_k/S_k	1,56	1,49	1,72	1,97	1,99	1,97	1,95	1,95	1,95	1,96
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	126,37	107,96	94,97	71,91	49,25	34,99	25,88	20,00	15,94	13,09
	S_k [kN]	83,47	74,58	56,69	37,59	25,50	18,22	13,62	10,55	8,41	6,86
	R_k/S_k	1,51	1,45	1,68	1,91	1,93	1,92	1,90	1,90	1,90	1,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-10: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 1,1$

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	169,03	151,03	114,79	76,13	51,63	36,90	27,58	21,37	17,03	13,89
	R_k/S_k	1,47	1,54	1,75	2,07	2,20	2,12	2,11	2,15	2,08	2,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	173,37	154,90	117,73	78,08	52,95	37,84	28,29	21,92	17,47	14,24
	R_k/S_k	1,43	1,50	1,71	2,02	2,14	2,06	2,06	2,10	2,03	2,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	177,93	158,98	120,83	80,13	54,35	38,84	29,04	22,50	17,93	14,62
	R_k/S_k	1,40	1,46	1,66	1,97	2,09	2,01	2,01	2,05	1,98	2,01
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	182,74	163,27	124,10	82,30	55,82	39,89	29,82	23,10	18,41	15,01
	R_k/S_k	1,36	1,43	1,62	1,92	2,03	1,96	1,95	1,99	1,93	1,96
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	248,49	232,72	200,75	157,85	113,34	78,12	58,22	46,04	35,50	29,40
	S_k [kN]	187,81	167,81	127,55	84,59	57,37	41,00	30,65	23,74	18,92	15,43
	R_k/S_k	1,32	1,39	1,57	1,87	1,98	1,91	1,90	1,94	1,88	1,90
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-11: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 1,1$

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	300,50	268,49	204,07	135,34	91,79	65,60	49,04	37,99	30,28	24,69
	R_k/S_k	1,50	1,50	1,69	2,01	2,13	2,16	2,13	2,14	2,10	2,10
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77	1,77
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	308,20	275,38	209,31	138,81	94,14	67,28	50,30	38,97	31,06	25,32
	R_k/S_k	1,46	1,46	1,65	1,96	2,07	2,10	2,08	2,09	2,05	2,04
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73	1,73
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	316,32	282,62	214,81	142,46	96,62	69,05	51,62	39,99	31,87	25,99
	R_k/S_k	1,42	1,43	1,61	1,91	2,02	2,05	2,02	2,04	2,00	1,99
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68	1,68
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	324,86	290,26	220,62	146,31	99,23	70,91	53,01	41,07	32,73	26,69
	R_k/S_k	1,38	1,39	1,56	1,86	1,97	2,00	1,97	1,98	1,94	1,94
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64	1,64
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	449,78	403,38	344,92	271,51	195,26	141,62	104,44	81,49	63,66	51,76
	S_k [kN]	333,89	298,33	226,75	150,38	101,99	72,88	54,49	42,21	33,64	27,43
	R_k/S_k	1,35	1,35	1,52	1,81	1,91	1,94	1,92	1,93	1,89	1,89
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60	1,60

Tabelle C-12: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 1,1$

C.2. Auswertung der Kurzzeittraglasten unterschiedlicher Holzfeuchten

Schlankheit λ	20	40	60	80	100	120	140	160	180	200	
u = 9 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,816	1,643	1,403	1,096	0,853	0,576	0,426	0,332	0,259	0,210
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	1,069	1,078	1,061	1,040	1,057	1,043	1,045	1,045	1,044	1,043
	$\tilde{x}(u)$	3,073	2,659	2,276	1,535	1,009	0,774	0,572	0,446	0,348	0,283
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	1,067	1,064	1,066	1,013	0,983	1,048	1,045	1,044	1,045	1,045
u = 15 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,584	1,420	1,228	1,001	0,721	0,518	0,386	0,302	0,237	0,192
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,933	0,932	0,929	0,950	0,948	0,937	0,946	0,952	0,953	0,950
	$\tilde{x}(u)$	2,684	2,330	2,002	1,437	0,962	0,706	0,519	0,407	0,318	0,258
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,932	0,932	0,937	0,949	0,937	0,956	0,948	0,952	0,954	0,953
u = 21 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,355	1,214	1,057	0,891	0,646	0,472	0,350	0,273	0,214	0,173
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,798	0,797	0,799	0,846	0,850	0,855	0,859	0,861	0,863	0,859
	$\tilde{x}(u)$	2,295	1,992	1,737	1,233	0,877	0,639	0,472	0,368	0,288	0,233
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,797	0,797	0,813	0,814	0,854	0,864	0,862	0,862	0,863	0,860
u = 24 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,239	1,112	0,968	0,812	0,601	0,448	0,332	0,259	0,202	0,164
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,730	0,729	0,732	0,770	0,791	0,810	0,815	0,815	0,814	0,812
	$\tilde{x}(u)$	2,099	1,823	1,599	1,157	0,812	0,604	0,446	0,347	0,272	0,221
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,729	0,730	0,749	0,764	0,791	0,818	0,815	0,812	0,816	0,816
u = 27 %	$\tilde{x}_{0,05}(u)$	1,124	1,009	0,882	0,743	0,558	0,417	0,309	0,219	0,192	0,155
	$\frac{\tilde{x}_{0,05}(u)}{\tilde{x}_{0,05}(12\%)}$	0,662	0,662	0,667	0,705	0,734	0,755	0,757	0,689	0,771	0,770
	$\tilde{x}(u)$	1,904	1,654	1,460	1,088	0,742	0,559	0,416	0,324	0,257	0,209
	$\frac{\tilde{x}(u)}{\tilde{x}(12\%)}$	0,661	0,662	0,684	0,718	0,723	0,757	0,761	0,760	0,772	0,771

Tabelle C-13: Traglastspannung in Abhängigkeit der Einbauholzfeuchte

C.3. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungsklasse 1

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	113,63	99,73	93,21	69,97	47,45	33,82	25,06	19,64	15,67	12,97
	S_k [kN]	52,89	49,24	41,01	28,96	20,00	14,39	10,81	8,40	6,71	5,49
	R_k/S_k	2,15	2,03	2,27	2,42	2,37	2,35	2,32	2,34	2,33	2,36
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	113,63	99,73	93,21	69,97	47,45	33,82	25,06	19,64	15,67	12,97
	S_k [kN]	52,89	49,24	41,01	28,96	20,00	14,39	10,81	8,40	6,71	5,49
	R_k/S_k	2,15	2,03	2,27	2,42	2,37	2,35	2,32	2,34	2,33	2,36
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	113,63	99,73	92,29	69,12	46,69	32,73	24,65	19,41	15,53	12,90
	S_k [kN]	55,68	51,83	43,17	30,48	21,05	15,15	11,38	8,84	7,07	5,78
	R_k/S_k	2,04	1,92	2,14	2,27	2,22	2,16	2,17	2,19	2,20	2,23
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	113,74	99,72	91,20	68,18	45,78	31,94	24,14	19,11	15,34	12,79
	S_k [kN]	57,18	53,23	44,34	31,31	21,62	15,56	11,69	9,08	7,26	5,93
	R_k/S_k	1,99	1,87	2,06	2,18	2,12	2,05	2,07	2,10	2,11	2,16
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	113,63	99,65	89,68	65,95	43,57	29,86	22,70	18,22	14,72	12,44
	S_k [kN]	58,77	54,71	45,57	32,18	22,22	15,99	12,01	9,34	7,46	6,10
	R_k/S_k	1,93	1,82	1,97	2,05	1,96	1,87	1,89	1,95	1,97	2,04
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-14: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 1)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	233,51	214,04	198,58	163,53	109,74	76,61	56,23	45,30	34,97	28,57
	S_k [kN]	119,01	110,79	92,28	65,15	44,99	32,39	24,32	18,90	15,11	12,34
	R_k/S_k	1,96	1,93	2,15	2,51	2,44	2,37	2,31	2,40	2,32	2,31
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	233,56	214,07	197,27	162,26	109,23	76,26	55,87	45,06	34,81	28,46
	S_k [kN]	122,06	113,63	94,64	66,83	46,15	33,22	24,94	19,39	15,49	12,66
	R_k/S_k	1,91	1,88	2,08	2,43	2,37	2,30	2,24	2,32	2,25	2,25
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	233,61	214,12	195,48	160,94	108,33	75,69	55,28	44,58	34,55	28,29
	S_k [kN]	125,27	116,62	97,13	68,58	47,36	34,09	25,60	19,90	15,90	12,99
	R_k/S_k	1,86	1,84	2,01	2,35	2,29	2,22	2,16	2,24	2,17	2,18
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	233,66	214,16	193,37	158,92	106,70	74,57	54,59	43,97	33,99	27,92
	S_k [kN]	128,66	119,77	99,76	70,44	48,64	35,01	26,29	20,44	16,33	13,35
	R_k/S_k	1,82	1,79	1,94	2,26	2,19	2,13	2,08	2,15	2,08	2,09
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	233,71	212,20	187,98	152,86	102,67	71,59	52,33	41,97	32,19	26,11
	S_k [kN]	132,23	123,10	102,53	72,39	49,99	35,99	27,02	21,00	16,78	13,72
	R_k/S_k	1,77	1,72	1,83	2,11	2,05	1,99	1,94	2,00	1,92	1,90
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-15: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 1)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	420,53	369,89	315,79	271,78	188,43	138,95	103,77	80,33	62,52	50,60
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	115,83	79,99	57,58	43,24	33,61	26,85	21,95
	R_k/S_k	1,99	1,88	1,93	2,35	2,36	2,41	2,40	2,39	2,33	2,31
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	409,90	364,54	311,24	268,07	187,15	138,08	103,22	79,91	62,37	50,46
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	118,80	82,04	59,06	44,34	34,47	27,54	22,51
	R_k/S_k	1,89	1,80	1,85	2,26	2,28	2,34	2,33	2,32	2,26	2,24
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	407,86	363,05	307,81	264,81	184,84	136,78	102,49	79,21	62,13	50,22
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	121,93	84,19	60,61	45,51	35,38	28,27	23,10
	R_k/S_k	1,83	1,75	1,78	2,17	2,20	2,26	2,25	2,24	2,20	2,17
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	407,33	362,59	304,90	259,42	181,45	134,43	100,40	78,03	61,62	49,74
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	125,22	86,47	62,25	46,74	36,33	29,03	23,72
	R_k/S_k	1,78	1,70	1,72	2,07	2,10	2,16	2,15	2,15	2,12	2,10
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	406,93	361,85	300,06	251,90	171,78	129,14	96,62	75,53	60,06	48,79
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R_k/S_k	1,73	1,65	1,65	1,96	1,93	2,02	2,01	2,02	2,01	2,00
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-16: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungs-theorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungs-kategorie 1)

C.4. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungs-kategorie 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	81,13	82,07	78,05	65,01	44,25	31,55	23,64	18,66	14,95	12,44
	S_k [kN]	52,89	49,24	41,01	28,96	20,00	14,39	10,81	8,40	6,71	5,49
	R_k/S_k	1,53	1,67	1,90	2,24	2,21	2,19	2,19	2,22	2,23	2,27
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	80,89	82,08	77,40	64,16	43,79	31,17	23,42	18,42	14,88	12,40
	S_k [kN]	54,25	50,50	42,06	29,70	20,51	14,76	11,09	8,62	6,89	5,63
	R_k/S_k	1,49	1,63	1,84	2,16	2,14	2,11	2,11	2,14	2,16	2,20
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	81,27	82,09	76,91	63,65	43,01	30,54	23,01	18,15	14,73	12,32
	S_k [kN]	55,68	51,83	43,17	30,48	21,05	15,15	11,38	8,84	7,07	5,78
	R_k/S_k	1,46	1,58	1,78	2,09	2,04	2,02	2,02	2,05	2,08	2,13
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	57,18	53,23	44,34	31,31	21,62	15,56	11,69	9,08	7,26	5,93
	R_k/S_k	1,42	1,54	1,71	1,98	1,91	1,88	1,88	1,92	1,98	2,04
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	58,77	54,71	45,57	32,18	22,22	15,99	12,01	9,34	7,46	6,10
	R_k/S_k	1,38	1,50	1,64	1,73	1,58	1,49	1,47	1,50	1,53	1,62
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-17: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungs-kategorie 2)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	194,40	178,70	170,43	141,48	103,01	72,86	53,87	42,09	33,84	27,88
	S_k [kN]	119,01	110,79	92,28	65,15	44,99	32,39	24,32	18,90	15,11	12,34
	R_k/S_k	1,63	1,61	1,85	2,17	2,29	2,25	2,22	2,23	2,24	2,26
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	194,40	178,70	169,18	140,28	102,65	72,35	53,58	41,86	33,60	27,72
	S_k [kN]	122,06	113,63	94,64	66,83	46,15	33,22	24,94	19,39	15,49	12,66
	R_k/S_k	1,59	1,57	1,79	2,10	2,22	2,18	2,15	2,16	2,17	2,19
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	194,40	178,72	167,37	138,71	101,22	71,41	53,03	41,32	33,13	27,43
	S_k [kN]	125,27	116,62	97,13	68,58	47,36	34,09	25,60	19,90	15,90	12,99
	R_k/S_k	1,55	1,53	1,72	2,02	2,14	2,09	2,07	2,08	2,08	2,11
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	128,66	119,77	99,76	70,44	48,64	35,01	26,29	20,44	16,33	13,35
	R_k/S_k	1,51	1,48	1,66	1,92	2,02	1,98	1,96	1,96	1,95	2,00
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	132,23	123,10	102,53	72,39	49,99	35,99	27,02	21,00	16,78	13,72
	R_k/S_k	1,47	1,42	1,49	1,69	1,73	1,62	1,43	1,40	1,43	1,56
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-18: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 2)

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	361,28	317,64	277,74	243,71	177,84	131,95	99,76	77,39	61,88	50,69
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	115,83	79,99	57,58	43,24	33,61	26,85	21,95
	R_k/S_k	1,71	1,61	1,69	2,10	2,22	2,29	2,31	2,30	2,30	2,31
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	361,17	316,50	276,01	239,67	176,70	130,64	99,02	77,05	61,64	50,47
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	118,80	82,04	59,06	44,34	34,47	27,54	22,51
	R_k/S_k	1,66	1,57	1,64	2,02	2,15	2,21	2,23	2,24	2,24	2,24
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	362,34	314,98	273,07	234,68	173,40	128,59	97,58	76,33	61,20	50,05
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	121,93	84,19	60,61	45,51	35,38	28,27	23,10
	R_k/S_k	1,63	1,52	1,58	1,92	2,06	2,12	2,14	2,16	2,16	2,17
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	125,22	86,47	62,25	46,74	36,33	29,03	23,72
	R_k/S_k	1,53	1,47	1,50	1,81	1,92	1,98	2,02	2,05	2,07	2,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	128,70	88,87	63,98	48,04	37,34	29,84	24,38
	R_k/S_k	1,47	1,39	1,42	1,66	1,71	1,71	1,73	1,74	1,77	1,81
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-19: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 2)

C.5. Auswertung der Langzeittraglasten unter Einfluss der Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	86,12	72,53	70,17	61,47	42,05	30,06	22,74	18,06	14,54	12,15
	S_k [kN]	43,01	40,38	35,20	26,71	19,07	13,92	10,52	8,21	6,58	5,39
	R_k/S_k	2,00	1,80	1,99	2,30	2,20	2,16	2,16	2,20	2,21	2,25
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	85,88	72,56	70,00	60,79	41,44	29,43	22,43	17,71	14,43	12,09
	S_k [kN]	44,11	41,41	36,10	27,39	19,56	14,27	10,79	8,42	6,75	5,53
	R_k/S_k	1,95	1,75	1,94	2,22	2,12	2,06	2,08	2,10	2,14	2,19
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	S_k [kN]	45,27	42,50	37,05	28,12	20,08	14,65	11,08	8,64	6,93	5,67
	R_k/S_k	1,89	1,71	1,88	2,12	2,01	1,93	1,97	2,00	2,05	2,11
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	46,49	43,65	38,05	28,88	20,62	15,05	11,37	8,88	7,11	5,83
	R_k/S_k	1,83	1,66	1,77	1,96	1,80	1,70	1,74	1,81	1,88	1,94
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	84,99	72,53	70,17	61,47						
	S_k [kN]	43,01	40,38	35,20	26,71	19,07	13,92	10,52	8,21	6,58	5,39
	R_k/S_k	2,00	1,80	1,99	2,30						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00

Tabelle C-20: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 3)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	195,00	181,76	151,78	129,42	98,84	70,64	52,56	41,32	33,50	27,68
	S_k [kN]	96,77	90,85	79,19	60,10	42,92	31,31	23,67	18,48	14,81	12,13
	R_k/S_k	2,02	2,00	1,92	2,15	2,30	2,26	2,22	2,24	2,26	2,28
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	195,00	181,75	146,75	127,25	98,32	69,93	52,15	40,88	33,38	27,47
	S_k [kN]	99,25	93,18	81,22	61,64	44,02	32,12	24,28	18,95	15,19	12,44
	R_k/S_k	1,96	1,95	1,81	2,06	2,23	2,18	2,15	2,16	2,20	2,21
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	S_k [kN]	101,86	95,63	83,36	63,26	45,18	32,96	24,92	19,45	15,59	12,76
	R_k/S_k	1,91	1,90	1,74	1,96	2,13	2,08	2,06	2,06	2,09	2,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	104,61	98,22	85,61	64,97	46,40	33,85	25,59	19,98	16,01	13,11
	R_k/S_k	1,86	1,85	1,66	1,83	1,95	1,89	1,86	1,88	1,91	1,94
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99					
	S_k [kN]	107,52	100,95	87,99	66,77	47,69	34,79	26,30	20,53	16,45	13,47
	R_k/S_k	1,81	1,80	1,58	1,64	1,05					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-21: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsklasse 3)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	328,29	274,00	239,75	220,31	169,93	127,87	98,23	77,15	62,28	51,58
	S_k [kN]	172,03	161,52	140,79	106,84	76,30	55,67	42,09	32,85	26,32	21,56
	R_k/S_k	1,91	1,70	1,70	2,06	2,23	2,30	2,33	2,35	2,37	2,39
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	327,34	274,00	238,13	213,69	168,16	127,71	97,10	76,43	61,95	51,27
	S_k [kN]	176,44	165,66	144,40	109,58	78,25	57,10	43,17	33,69	27,00	22,11
	R_k/S_k	1,86	1,65	1,65	1,95	2,15	2,24	2,25	2,27	2,29	2,32
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	S_k [kN]	181,08	170,02	148,20	112,46	80,31	58,60	44,30	34,58	27,71	22,69
	R_k/S_k	1,80	1,61	1,58	1,88	2,04	2,12	2,15	2,18	2,21	2,23
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	185,98	174,61	152,20	115,50	82,48	60,18	45,50	35,51	28,46	23,31
	R_k/S_k	1,75	1,57	1,48	1,76	1,85	1,93	1,98	2,02	2,06	2,08
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14			
	S_k [kN]	191,14	179,46	156,43	118,71	84,77	61,85	46,76	36,50	29,25	23,95
	R_k/S_k	1,64	1,53	1,43	1,44	1,05	1,16	1,22			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-22: Traglastvergleich nach „Langzeit“-Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm und $k_{mod} = 0,8$ (Nutzungsstufe 3)

C.6. Auswertung des Bemessungsverfahrens nach DIN 1052 (August 2004)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	56,98	50,17	32,60	19,77	13,03	9,20	6,83	5,27	4,19	3,41
	R_k/S_k	1,43	1,64	2,33	3,13	3,17	3,19	3,22	3,31	3,42	3,55
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	58,56	51,56	33,51	20,32	13,39	9,45	7,02	5,42	4,31	3,51
	R_k/S_k	1,39	1,59	2,23	2,73	2,63	2,52	2,52	2,58	2,66	2,81
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-23: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorierter Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	128,21	112,88	73,35	44,49	29,31	20,69	15,37	11,86	9,43	7,68
	R_k/S_k	1,52	1,57	2,26	3,04	3,35	3,35	3,35	3,37	3,38	3,47
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	131,77	116,02	75,39	45,73	30,12	21,27	15,80	12,19	9,69	7,89
	R_k/S_k	1,47	1,51	2,03	2,68	2,87	2,74	2,45	2,42	2,47	2,71
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-24: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorierter Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	227,93	200,68	130,40	79,09	52,11	36,78	27,32	21,09	16,76	13,65
	R_k/S_k	1,54	1,56	2,04	2,87	3,19	3,36	3,46	3,53	3,58	3,59
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,00	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	234,26	206,25	134,02	81,29	53,55	37,80	28,08	21,67	17,23	14,03
	R_k/S_k	1,47	1,47	1,93	2,63	2,83	2,90	2,95	3,00	3,06	3,15
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-25: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisiertes Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	46,15	37,62	20,91	12,28	8,01	5,63	4,17	3,21	2,55	2,07
	R_k/S_k	1,85	1,93	3,22	4,61	4,64	4,54	4,74	5,00	5,24	5,47
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,00	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17	-	-	-	-	-	-
	S_k [kN]	47,43	38,67	21,49	12,62	8,23	5,78	4,28	3,30	2,62	2,13
	R_k/S_k	1,79	1,88	3,06	2,55						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-26: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisiertes Elastizitätsmodul), NKL 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	103,84	84,65	47,05	27,62	18,02	12,66	9,37	7,22	5,73	4,66
	R_k/S_k	1,88	2,15	3,02	4,29	5,03	5,07	5,08	5,20	5,34	5,46
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,00	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99	-	-	-	-	-
	S_k [kN]	106,72	87,00	48,35	28,39	18,52	13,01	9,64	7,42	5,89	4,79
	R_k/S_k	1,83	2,09	2,88	3,86	2,70					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-27: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisiertes Elastizitätsmodul), NKL 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	184,60	150,48	83,64	49,11	32,04	22,51	16,67	12,84	10,19	8,28
	R_k/S_k	1,76	1,82	2,69	4,15	4,77	5,17	5,41	5,58	5,74	5,85
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,00	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14	-	-	-
	S_k [kN]	189,73	154,66	85,96	50,47	32,93	23,13	17,13	13,19	10,47	8,51
	R_k/S_k	1,66	1,77	2,61	3,38	2,70	3,09	3,34			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-28: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 –Spannungstheorie II. Ordnung- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisiertes Elastizitätsmodul), NKL 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	57,35	44,81	26,33	15,86	10,45	7,38	5,48	4,23	3,36	2,74
	R_k/S_k	1,42	1,83	2,88	3,90	3,96	3,97	4,02	4,13	4,27	4,42
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	58,95	46,05	27,06	16,30	10,74	7,58	5,63	4,35	3,46	2,81
	R_k/S_k	1,38	1,78	2,76	3,41	3,28	3,14	3,14	3,22	3,31	3,51
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-29: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierter Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	129,05	100,82	59,24	35,68	23,51	16,60	12,33	9,52	7,56	6,16
	R_k/S_k	1,51	1,76	2,80	3,79	4,17	4,17	4,17	4,20	4,22	4,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	132,63	103,62	60,89	36,67	24,17	17,06	12,68	9,78	7,77	6,33
	R_k/S_k	1,46	1,69	2,52	3,34	3,58	3,42	3,05	3,01	3,08	3,38
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-30: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierter Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	229,42	179,23	105,32	63,43	41,80	29,52	21,93	16,92	13,45	10,94
	R_k/S_k	1,53	1,75	2,53	3,58	3,98	4,18	4,31	4,40	4,47	4,47
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	235,79	184,21	108,25	65,19	42,96	30,34	22,53	17,39	13,82	11,25
	R_k/S_k	1,46	1,65	2,39	3,28	3,53	3,61	3,68	3,74	3,82	3,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-31: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierter Elastizitätsmodul), NKL 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	44,62	27,04	13,67	7,99	5,21	3,66	2,71	2,09	1,66	1,35
	R_k/S_k	1,91	2,68	4,92	7,08	7,14	6,98	7,30	7,69	8,05	8,40
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17	-	-	-	-	-	-
	S_k [kN]	45,86	27,79	14,05	8,21	5,35	3,76	2,79	2,14	1,70	1,38
	R_k/S_k	1,85	2,61	4,68	3,92						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-32: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 8/8$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierter Elastizitätsmodul), NKL 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	100,40	60,84	30,76	17,97	11,72	8,23	6,10	4,70	3,73	3,03
	R_k/S_k	1,94	2,98	4,63	6,60	7,73	7,79	7,80	8,00	8,21	8,40
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99	-	-	-	-	-
	S_k [kN]	103,19	62,53	31,61	18,47	12,05	8,46	6,27	4,83	3,83	3,11
	R_k/S_k	1,89	2,90	4,41	5,93	4,15					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-33: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 12/12$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierten Elastizitätsmodul), NKL 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	178,49	108,16	54,68	31,95	20,83	14,64	10,84	8,35	6,63	5,39
	R_k/S_k	1,82	2,53	4,11	6,38	7,33	7,95	8,32	8,59	8,83	9,00
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,00$	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14	-	-	-
	S_k [kN]	183,44	111,16	56,19	32,83	21,41	15,04	11,14	8,58	6,81	5,54
	R_k/S_k	1,71	2,46	3,99	5,19	4,15	4,76	5,13			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-34: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach DIN 1052 -Ersatzstabverfahren- (S_k) für $b/h = 16/16$ cm (mit $1/(1+k_{def})$ faktorisierten Elastizitätsmodul), NKL 3

C.7. Auswertung zu Konzept 1

Schlankheitsgrad λ	$b/h = 8/8$ cm		$b/h = 12/12$ cm		$b/h = 16/16$ cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
20	1,3991	1,2185	1,7884	1,1978	2,1008	2,7545
40	0,9791	1,4445	1,6184	1,0947	2,1588	3,2837
60	0,5487	1,0241	0,9444	1,1508	1,7649	3,1242
80	0,2173	0,7184	0,4710	0,9441	0,8204	2,2034
100	0,3956	1,2238	0,3755	1,0200	0,7500	2,3501
120	0,6490	1,8481	0,7003	1,5619	0,7100	2,8941
140	0,8689	2,4686	1,1424	2,2314	0,8536	3,6165
160	1,0290	2,9873	1,3996	2,8000	1,1500	4,5402
180	1,1721	3,6789	1,6362	3,3502	1,4315	5,5029
200	1,1404	4,1621	1,8074	3,9542	1,6805	6,3834

Tabelle C-35: zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens e_k [cm] für Belastungsgrad 0,00

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
20	1,4090	1,2275	1,7884	1,1978	2,1027	2,7739
40	0,9787	1,4431	1,6184	1,0948	2,1810	3,2837
60	0,5710	1,0317	0,9750	1,2632	1,8030	3,1743
80	0,2549	0,7549	0,5425	1,0045	0,9261	2,2203
100	0,4415	1,2943	0,3974	1,0439	0,8060	2,4500
120	0,7050	1,9925	0,7648	1,6272	0,8300	2,9099
140	0,9488	2,5922	1,2105	2,2998	0,9735	3,8084
160	1,1020	3,2080	1,4899	2,9200	1,2411	4,7401
180	1,2360	3,7859	1,7809	3,4000	1,5336	5,6423
200	1,1931	4,2455	1,9496	4,0810	1,8205	6,5747

Tabelle C-36: zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens e_k [cm] für Belastungsgrad 0,25

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
20	1,3933	1,2367	1,7884	1,1978	2,0823	2,7858
40	0,9784	1,4417	1,6178	1,0966	2,2108	3,2826
60	0,5881	1,0522	1,0202	1,2978	1,8695	3,3033
80	0,2781	0,8262	0,6479	1,1072	1,0626	2,5021
100	0,5219	1,4372	0,4865	1,1483	0,9729	2,7106
120	0,8372	2,2784	0,8864	1,7640	1,0226	3,2440
140	1,1019	2,8588	1,3418	2,4572	1,2122	4,1127
160	1,2630	3,4702	1,7000	3,1400	1,4406	5,0501
180	1,3750	4,0150	2,0704	3,7602	1,7229	5,9386
200	1,2998	4,4291	2,2117	4,3596	2,0911	6,9962

Tabelle C-37: zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens e_k [cm] für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
20	1,3942	1,2504	1,7879	1,1978	2,2979	2,8102
40	0,9784	1,4449	1,6556	1,0974	2,2485	3,2837
60	0,6270	1,1580	1,0540	1,3698	2,0222	3,6099
80	0,3604	1,0055	0,7995	1,2695	1,2814	2,8151
100	0,7056	1,8555	0,6884	1,4385	1,3558	3,4245
120	1,1080	3,0413	1,1848	2,2183	1,5396	4,1451
140	1,4962	3,8158	1,7327	3,1434	1,7521	5,0840
160	1,6959	4,4000	2,2624	3,9101	1,9866	6,1500
180	1,7504	4,9423	2,8758	4,6446	2,2266	7,1948
200	1,6003	5,4002	2,9357	5,4021	2,8291	8,4283

Tabelle C-38: zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens e_k [cm] für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
20	1,3913	1,2616	1,8027	1,1978	2,3973	3,0532
40	0,9780	1,4394	1,7138	1,0974	2,4339	3,2837
60	0,5790	1,2360	1,4134	1,4418	2,2248	3,6326
80	0,7168	3,8057	1,1840	1,5926	1,7126	4,4189
100	1,5457	--	1,5923	5,5933	2,2799	11,1868
120	2,7016	--	3,0079	--	3,1720	12,9677
140	3,7604	--	6,1178	--	4,1487	15,5948
160	4,5895	--	8,3978	--	5,1400	--
180	5,3562	--	10,0743	--	5,9712	--
200	5,4141	--	9,3195	--	6,3735	--

Tabelle C-39: zusätzliche Ausmitte zur Berücksichtigung des Kriechens e_k [cm] für den Belastungsgrad 1,00

C.8. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 1

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	81,13	82,07	78,05	65,01	44,25	31,55	23,64	18,66	14,95	12,44
	S_k [kN]	50,46	43,87	34,00	24,09	17,13	12,62	9,64	7,59	6,13	5,05
	R_k/S_k	1,61	1,87	2,30	2,70	2,58	2,50	2,45	2,46	2,44	2,46
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	80,89	82,08	77,40	64,16	43,79	31,17	23,42	18,42	14,88	12,40
	S_k [kN]	51,66	44,81	34,66	24,56	17,47	12,88	9,84	7,75	6,26	5,16
	R_k/S_k	1,57	1,83	2,23	2,61	2,51	2,42	2,38	2,38	2,38	2,40
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	81,27	82,09	76,91	63,65	43,01	30,54	23,01	18,15	14,73	12,32
	S_k [kN]	52,54	45,03	34,49	24,45	17,46	12,91	9,89	7,81	6,32	5,22
	R_k/S_k	1,55	1,82	2,23	2,60	2,46	2,37	2,33	2,32	2,33	2,36
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	52,45	43,39	32,41	22,99	16,57	12,37	9,55	7,59	6,17	5,11
	R_k/S_k	1,55	1,89	2,34	2,69	2,50	2,37	2,31	2,30	2,32	2,37
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	44,05	30,21	20,71	14,77	11,02	8,53	6,81	5,57	4,64	3,93
	R_k/S_k	1,85	2,72	3,60	3,76	3,20	2,79	2,60	2,51	2,46	2,51
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-40: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für b/h = 8/8 cm in Nutzungsklasse 2

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	194,40	178,70	170,43	141,48	103,01	72,86	53,87	42,09	33,84	27,88
	S_k [kN]	113,90	99,44	77,34	54,80	38,90	28,62	21,84	17,18	13,86	11,42
	R_k/S_k	1,71	1,80	2,20	2,58	2,65	2,55	2,47	2,45	2,44	2,44
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	194,40	178,70	169,18	140,28	102,65	72,35	53,58	41,86	33,60	27,72
	S_k [kN]	116,64	101,62	78,90	55,91	39,71	29,23	22,32	17,57	14,18	11,68
	R_k/S_k	1,67	1,76	2,14	2,51	2,59	2,47	2,40	2,38	2,37	2,37
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	194,40	178,72	167,37	138,71	101,22	71,41	53,03	41,32	33,13	27,43
	S_k [kN]	118,77	102,42	78,83	55,87	39,81	29,40	22,50	17,74	14,34	11,83
	R_k/S_k	1,64	1,75	2,12	2,48	2,54	2,43	2,36	2,33	2,31	2,32
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	119,20	99,81	75,16	53,30	38,30	28,50	21,95	17,40	14,13	11,69
	R_k/S_k	1,63	1,78	2,21	2,54	2,56	2,43	2,34	2,30	2,26	2,28
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	108,13	79,50	55,86	39,74	29,32	22,43	17,71	14,33	11,84	9,95
	R_k/S_k	1,79	2,20	2,74	3,08	2,95	2,60	2,19	2,06	2,02	2,15
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-41: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	361,28	317,64	277,74	243,71	177,84	131,95	99,76	77,39	61,88	50,69
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	99,37	70,34	51,64	39,34	30,91	24,91	20,50
	R_k/S_k	1,77	1,77	1,98	2,45	2,53	2,56	2,54	2,50	2,48	2,47
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	361,17	316,50	276,01	239,67	176,70	130,64	99,02	77,05	61,64	50,47
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	101,49	71,89	52,80	40,23	31,62	25,49	20,98
	R_k/S_k	1,73	1,73	1,93	2,36	2,46	2,47	2,46	2,44	2,42	2,41
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	362,34	314,98	273,07	234,68	173,40	128,59	97,58	76,33	61,20	50,05
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	102,07	72,49	53,37	40,74	32,07	25,88	21,32
	R_k/S_k	1,70	1,70	1,90	2,30	2,39	2,41	2,40	2,38	2,36	2,35
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	99,48	71,09	52,64	40,37	31,90	25,82	21,32
	R_k/S_k	1,63	1,70	1,90	2,28	2,34	2,34	2,34	2,33	2,33	2,30
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	85,84	62,41	47,01	36,58	29,25	23,91	19,91
	R_k/S_k	1,66	1,83	2,14	2,49	2,43	2,33	2,27	2,22	2,21	2,22
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-42: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	86,12	72,53	70,17	61,47	42,05	30,06	22,74	18,06	14,54	12,15
	S_k [kN]	37,18	29,29	21,76	15,91	11,87	9,12	7,20	5,83	4,81	4,04
	R_k/S_k	2,32	2,48	3,22	3,86	3,54	3,30	3,16	3,10	3,02	3,01
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	85,88	72,56	70,00	60,79	41,44	29,43	22,43	17,71	14,43	12,09
	S_k [kN]	38,20	30,14	22,42	16,39	12,22	9,38	7,41	6,00	4,95	4,16
	R_k/S_k	2,25	2,41	3,12	3,71	3,39	3,14	3,03	2,95	2,91	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	S_k [kN]	38,59	29,98	22,09	16,13	12,05	9,28	7,35	5,96	4,93	4,15
	R_k/S_k	2,22	2,42	3,15	3,69	3,34	3,04	2,96	2,90	2,88	2,88
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	37,76	28,05	20,20	14,71	11,05	8,58	6,84	5,59	4,65	3,93
	R_k/S_k	2,26	2,58	3,33	3,84	3,36	2,98	2,89	2,87	2,87	2,88
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17						
	S_k [kN]	32,53	21,26	14,58	10,59	8,07	6,38	5,19	4,31	3,65	3,13
	R_k/S_k	2,61	3,42	4,51	3,04						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-43: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	195,00	181,76	151,78	129,42	98,84	70,64	52,56	41,32	33,50	27,68
	S_k [kN]	84,67	67,52	50,53	36,99	27,54	21,10	16,64	13,44	11,07	9,29
	R_k/S_k	2,30	2,69	3,00	3,50	3,59	3,35	3,16	3,08	3,02	2,98
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	195,00	181,75	146,75	127,25	98,32	69,93	52,15	40,88	33,38	27,47
	S_k [kN]	86,96	69,44	52,02	38,08	28,35	21,72	17,11	13,82	11,39	9,55
	R_k/S_k	2,24	2,62	2,82	3,34	3,47	3,22	3,05	2,96	2,93	2,88
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	S_k [kN]	88,07	69,38	51,54	37,69	28,11	21,59	17,06	13,80	11,40	9,57
	R_k/S_k	2,21	2,62	2,82	3,28	3,42	3,17	3,00	2,90	2,85	2,82
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	86,98	66,00	48,02	35,01	26,24	20,29	16,13	13,14	10,90	9,20
	R_k/S_k	2,24	2,75	2,96	3,39	3,45	3,16	2,95	2,86	2,81	2,77
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99					
	S_k [kN]	78,71	53,92	37,54	27,27	20,68	16,24	13,12	10,84	9,11	7,78
	R_k/S_k	2,48	3,37	3,71	4,02	2,42					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-44: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	328,29	274,00	239,75	220,31	169,93	127,87	98,23	77,15	62,28	51,58
	S_k [kN]	153,98	125,79	95,64	70,20	52,07	39,71	31,15	25,06	20,58	17,20
	R_k/S_k	2,13	2,18	2,51	3,14	3,26	3,22	3,15	3,08	3,03	3,00
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	327,34	274,00	238,13	213,69	168,16	127,71	97,10	76,43	61,95	51,27
	S_k [kN]	158,07	129,26	98,35	72,20	53,55	40,82	32,02	25,75	21,15	17,67
	R_k/S_k	2,07	2,12	2,42	2,96	3,14	3,13	3,03	2,97	2,93	2,90
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	S_k [kN]	160,78	130,20	98,41	72,16	53,60	40,95	32,18	25,92	21,32	17,84
	R_k/S_k	2,03	2,10	2,38	2,94	3,05	3,04	2,96	2,91	2,87	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	161,06	127,09	94,51	69,11	51,53	39,57	31,25	25,28	20,87	17,52
	R_k/S_k	2,02	2,16	2,38	2,95	2,96	2,94	2,89	2,84	2,80	2,76
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14			
	S_k [kN]	154,72	114,61	82,40	60,00	45,10	35,01	27,95	22,84	19,02	16,09
	R_k/S_k	2,03	2,39	2,72	2,84	1,97	2,04	2,04			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-45: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) in Verbindung mit Gleichung (8-2) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

C.9. Auswertung zu Konzept 2

Schlankheitsgrad	Nutzungsklasse 2			Nutzungsklasse 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	-0,0739	-0,0409	0,1100	-0,0176	0,0105	0,0835	1,4612
100	-0,0918	-0,0275	0,2815	-0,0316	0,0180	0,1677	1,6718
120	-0,0830	0,0307	0,4907	-0,0260	0,0616	0,3015	1,9354
140	-0,1388	-0,0329	0,7750	-0,0781	-0,0066	0,2547	2,2041
160	-0,2312	-0,1454	0,6023	-0,1682	-0,1159	0,0962	2,4710
180	-0,2890	-0,2092	0,5764	-0,2280	-0,1793	0,0195	2,7418
200	-0,4037	-0,3460	0,1763	-0,3433	-0,3080	-0,1671	3,0039

Tabelle C-46: Ergebnisse der Gleichung (8-13) für den Querschnitt $b/h = 8/8$ cm

Schlankheitsgrad	Nutzungsklasse 2			Nutzungsklasse 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	-0,0115	0,0307	0,1420	0,0831	0,1263	0,1962	0,3413
100	-0,1592	-0,1134	0,1007	-0,1162	-0,0813	0,0185	1,6722
120	-0,1752	-0,1155	0,2643	-0,1356	-0,0948	0,0431	1,9338
140	-0,1938	-0,1246	0,6880	-0,1556	-0,1140	0,0703	2,2046
160	-0,2790	-0,1920	0,2876	-0,2625	-0,1979	0,0018	2,4751
180	-0,2879	-0,1735	0,8791	-0,2764	-0,2078	0,0614	2,7437
200	-0,3702	-0,2772	0,5592	-0,3749	-0,3214	-0,1199	3,0064

Tabelle C-47: Ergebnisse der Gleichung (8-13) für den Querschnitt $b/h = 12/12$ cm

Schlankheitsgrad	Nutzungsklasse 2			Nutzungsklasse 3			
	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00	BG: 0,25	BG: 0,50	BG: 0,75	BG: 1,00
80	0,0300	0,0768	0,1719	0,1275	0,1882	0,2574	0,4707
100	-0,1040	-0,0373	0,0746	-0,0752	-0,0275	0,1158	1,6722
120	-0,2094	-0,0594	0,1308	-0,1863	-0,1371	-0,0016	1,4563
140	-0,2697	-0,1987	0,1247	-0,2591	-0,2099	-0,0700	1,3954
160	-0,3927	-0,3416	-0,0824	-0,4004	-0,3670	-0,2676	1,9536
180	-0,3975	-0,3444	0,0565	-0,4312	-0,4002	-0,2680	1,9348
200	-0,4524	-0,3817	-0,0383	-0,5262	-0,4862	-0,3493	1,9389

Tabelle C-48: Ergebnisse der Gleichung (8-13) für den Querschnitt $b/h = 16/16$ cm

C.10. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	59,07	52,78	40,11	24,29	16,94	12,34	9,35	7,32	5,88	4,82
	R_k/S_k	1,38	1,56	1,89	2,55	2,44	2,38	2,35	2,39	2,44	2,51
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	60,71	54,24	41,23	23,65	15,31	10,63	7,78	5,93	4,67	3,77
	R_k/S_k	1,34	1,51	1,81	2,35	2,30	2,24	2,27	2,36	2,45	2,62
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-49: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	S_k [kN]	46,73	41,75	31,73	16,43	11,96	9,02	7,03	5,62	4,59	3,82
	R_k/S_k	1,83	1,74	2,19	3,62	3,37	3,13	3,10	3,08	3,09	3,13
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	47,99	42,88	32,59	13,99	10,19	7,72	6,04	4,85	3,98	3,33
	R_k/S_k	1,78	1,69	2,07	4,04	3,65	3,31	3,27	3,31	3,35	3,40
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17						
	S_k [kN]	49,32	44,07	33,50	11,48	8,34	6,32	4,96	4,00	3,29	2,76
	R_k/S_k	1,72	1,65	1,96	2,80						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-50: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	132,90	118,74	90,25	55,65	39,26	28,81	21,69	16,80	13,39	10,92
	R_k/S_k	1,46	1,49	1,84	2,43	2,50	2,40	2,37	2,38	2,38	2,44
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	136,59	122,04	92,76	54,90	36,75	26,05	19,36	14,92	11,84	9,63
	R_k/S_k	1,42	1,43	1,65	2,23	2,36	2,24	2,00	1,97	2,02	2,22
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-51: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	S_k [kN]	105,14	93,94	71,40	36,83	26,71	20,08	15,60	12,45	10,16	8,44
	R_k/S_k	1,85	1,93	2,03	3,36	3,60	3,41	3,28	3,22	3,20	3,20
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	107,98	96,48	73,33	32,23	23,12	17,29	13,39	10,66	8,69	7,21
	R_k/S_k	1,81	1,88	1,94	3,68	3,92	3,71	3,55	3,52	3,52	3,53
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99					
	S_k [kN]	110,98	99,16	75,37	27,58	19,51	14,47	11,14	8,84	7,18	5,94
	R_k/S_k	1,76	1,83	1,85	3,97	2,56					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-52: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	236,26	211,10	160,45	100,82	71,97	51,57	38,56	29,87	23,81	19,41
	R_k/S_k	1,48	1,48	1,66	2,25	2,31	2,39	2,45	2,49	2,52	2,52
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	242,83	216,96	164,91	100,87	70,17	51,02	38,60	30,18	24,22	19,86
	R_k/S_k	1,42	1,40	1,57	2,12	2,16	2,15	2,15	2,15	2,18	2,23
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-53: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	S_k [kN]	186,91	167,01	126,94	65,24	47,11	35,32	27,37	21,80	17,76	14,75
	R_k/S_k	1,75	1,64	1,84	3,25	3,47	3,52	3,48	3,46	3,45	3,43
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	191,97	171,52	130,37	58,69	41,45	30,61	23,46	18,52	14,99	12,37
	R_k/S_k	1,70	1,60	1,73	3,47	3,68	3,80	3,85	3,87	3,90	3,92
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14			
	S_k [kN]	197,30	176,28	133,99	52,66	36,15	26,18	19,77	15,43	12,37	10,13
	R_k/S_k	1,59	1,55	1,67	3,24	2,46	2,73	2,89			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-54: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) in Verbindung mit (8-9) und (8-10) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

C.11. Auswertung zu Konzept 3 (Theorie II. Ordnung)

Schlankheits- grad λ	$b/h = 8/8$ cm		$b/h = 12/12$ cm		$b/h = 16/16$ cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,8099	0,6376	0,7549	0,5827	0,7102	0,5507
100	0,6869	0,4893	0,7678	0,5259	0,6969	0,4974
120	0,5891	0,3880	0,6518	0,4203	0,7066	0,4354
140	0,5259	0,3271	0,5556	0,3454	0,6824	0,3853
160	0,5182	0,2935	0,5248	0,3047	0,6361	0,3433
180	0,4894	0,2623	0,5065	0,2780	0,6062	0,3133
200	0,5154	0,2483	0,5021	0,2568	0,5888	0,2945

Tabelle C-55: erforderlicher Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep} für den Belastungsgrad 0,00

Schlankheits- grad λ	$b/h = 8/8$ cm		$b/h = 12/12$ cm		$b/h = 16/16$ cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,7871	0,6278	0,7317	0,5699	0,6887	0,5491
100	0,6659	0,4780	0,7584	0,5213	0,6834	0,4890
120	0,5643	0,3739	0,6334	0,4123	0,6758	0,4343
140	0,5061	0,3185	0,5426	0,3398	0,6548	0,3752
160	0,4861	0,2814	0,5102	0,2974	0,6191	0,3351
180	0,4769	0,2576	0,4864	0,2755	0,5901	0,3087
200	0,5045	0,2451	0,4839	0,2515	0,5697	0,2890

Tabelle C-56: erforderlicher Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep} für den Belastungsgrad 0,25

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,7740	0,6098	0,7011	0,5497	0,6636	0,5241
100	0,6332	0,4572	0,7234	0,5020	0,6471	0,4688
120	0,5273	0,3494	0,6022	0,3968	0,6329	0,4130
140	0,4727	0,3017	0,5193	0,3279	0,6069	0,3606
160	0,4548	0,2686	0,4796	0,2850	0,5850	0,3233
180	0,4519	0,2483	0,4510	0,2587	0,5627	0,2993
200	0,4839	0,2384	0,4537	0,2409	0,5364	0,2779

Tabelle C-57: erforderlicher Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep} für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,7323	0,5697	0,6630	0,5210	0,6283	0,4992
100	0,5727	0,4071	0,6584	0,4570	0,5808	0,4227
120	0,4681	0,2996	0,5398	0,3542	0,5454	0,3666
140	0,4072	0,2557	0,4624	0,2860	0,5240	0,3219
160	0,3900	0,2324	0,4153	0,2499	0,5102	0,2885
180	0,3970	0,2174	0,3771	0,2263	0,5017	0,2660
200	0,4344	0,2089	0,3882	0,2088	0,4636	0,2463

Tabelle C-58: erforderlicher Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep} für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,6067	0,2958	0,5878	0,4730	0,5718	0,4041
100	0,4176	--	0,4905	0,2170	0,4764	0,2170
120	0,3018	--	0,3528	--	0,3963	0,1888
140	0,2446	--	0,2330	--	0,3430	0,1624
160	0,2160	--	0,1902	--	0,3080	--
180	0,1979	--	0,1700	--	0,2891	--
200	0,2016	--	0,1832	--	0,2877	--

Tabelle C-59: erforderlicher Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep} für den Belastungsgrad 1,00

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,808	0,548	0,833	0,568	0,858	0,588
100	0,670	0,410	0,695	0,430	0,720	0,450
120	0,568	0,308	0,593	0,328	0,618	0,348
140	0,502	0,242	0,527	0,262	0,552	0,282
160	0,472	0,212	0,497	0,232	0,522	0,252
180	0,478	0,218	0,503	0,238	0,528	0,258
200	0,520	0,260	0,545	0,280	0,570	0,300

Tabelle C-60: Auswertung der Gleichung (8-24) (k_{creep}) für den Belastungsgrad 0,00

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,798	0,554	0,823	0,574	0,848	0,594
100	0,660	0,416	0,685	0,436	0,710	0,456
120	0,558	0,314	0,583	0,334	0,608	0,354
140	0,492	0,248	0,517	0,268	0,542	0,288
160	0,462	0,218	0,487	0,238	0,512	0,258
180	0,468	0,224	0,493	0,244	0,518	0,264
200	0,510	0,266	0,535	0,286	0,560	0,306

Tabelle C-61: Auswertung der Gleichung (8-24) (k_{creep}) für den Belastungsgrad 0,25

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,748	0,511	0,773	0,531	0,798	0,551
100	0,610	0,373	0,635	0,393	0,660	0,413
120	0,508	0,271	0,533	0,291	0,558	0,311
140	0,442	0,205	0,467	0,225	0,492	0,245
160	0,412	0,175	0,437	0,195	0,462	0,215
180	0,418	0,181	0,443	0,201	0,468	0,221
200	0,460	0,223	0,485	0,243	0,510	0,263

Tabelle C-62: Auswertung der Gleichung (8-24) (k_{creep}) für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,658	0,492	0,683	0,512	0,708	0,532
100	0,520	0,354	0,545	0,374	0,570	0,394
120	0,418	0,252	0,443	0,272	0,468	0,292
140	0,352	0,186	0,377	0,206	0,402	0,226
160	0,322	0,156	0,347	0,176	0,372	0,196
180	0,328	0,162	0,353	0,182	0,378	0,202
200	0,370	0,204	0,395	0,224	0,420	0,244

Tabelle C-63: Auswertung der Gleichung (8-24) (k_{creep}) für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,528	0,373	0,553	0,393	0,578	0,413
100	0,390	0,235	0,415	0,255	0,440	0,275
120	0,288	0,133	0,313	0,153	0,338	0,173
140	0,222	0,100	0,247	0,100	0,272	0,107
160	0,192	0,100	0,217	0,100	0,242	0,100
180	0,198	0,100	0,223	0,100	0,248	0,100
200	0,240	0,100	0,265	0,105	0,290	0,125

Tabelle C-64: Auswertung der Gleichung (8-24) (k_{creep}) für den Belastungsgrad 1,00

C.12. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	81,13	82,07	78,05	65,01	44,25	31,55	23,64	18,66	14,95	12,44
	S_k [kN]	52,89	49,24	41,01	26,64	18,00	12,81	9,59	7,51	6,11	5,11
	R_k/S_k	1,53	1,67	1,90	2,44	2,46	2,46	2,47	2,49	2,45	2,43
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	80,89	82,08	77,40	64,16	43,79	31,17	23,42	18,42	14,88	12,40
	S_k [kN]	54,25	50,50	42,06	27,17	18,37	13,07	9,78	7,67	6,24	5,23
	R_k/S_k	1,49	1,63	1,84	2,36	2,38	2,38	2,39	2,40	2,38	2,37
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	81,27	82,09	76,91	63,65	43,01	30,54	23,01	18,15	14,73	12,32
	S_k [kN]	55,68	51,83	43,17	27,03	18,31	13,03	9,75	7,66	6,26	5,28
	R_k/S_k	1,46	1,58	1,78	2,35	2,35	2,34	2,36	2,37	2,35	2,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	57,18	53,23	44,34	25,89	17,56	12,44	9,28	7,32	6,07	5,20
	R_k/S_k	1,42	1,54	1,71	2,39	2,35	2,36	2,37	2,39	2,36	2,32
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	58,77	54,71	45,57	23,08	15,39	10,56	7,63	6,00	5,22	4,78
	R_k/S_k	1,38	1,50	1,64	2,41	2,29	2,26	2,32	2,33	2,19	2,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-65: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	194,40	178,70	170,43	141,48	103,01	72,86	53,87	42,09	33,84	27,88
	S_k [kN]	119,01	110,79	92,28	60,76	41,00	29,18	21,83	17,08	13,87	11,58
	R_k/S_k	1,63	1,61	1,85	2,33	2,51	2,50	2,47	2,46	2,44	2,41
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	194,40	178,70	169,18	140,28	102,65	72,35	53,58	41,86	33,60	27,72
	S_k [kN]	122,06	113,63	94,64	61,99	41,86	29,78	22,29	17,44	14,17	11,84
	R_k/S_k	1,59	1,57	1,79	2,26	2,45	2,43	2,40	2,40	2,37	2,34
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	194,40	178,72	167,37	138,71	101,22	71,41	53,03	41,32	33,13	27,43
	S_k [kN]	125,27	116,62	97,13	61,81	41,84	29,77	22,28	17,48	14,26	11,98
	R_k/S_k	1,55	1,53	1,72	2,24	2,42	2,40	2,38	2,36	2,32	2,29
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	128,66	119,77	99,76	59,52	40,38	28,66	21,41	16,86	13,92	11,86
	R_k/S_k	1,51	1,48	1,66	2,27	2,43	2,42	2,40	2,37	2,29	2,25
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	132,23	123,10	102,53	53,62	35,98	24,95	18,23	14,39	12,34	11,09
	R_k/S_k	1,47	1,42	1,49	2,28	2,41	2,34	2,12	2,05	1,94	1,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-66: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	361,28	317,64	277,74	243,71	177,84	131,95	99,76	77,39	61,88	50,69
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	109,39	73,72	52,44	39,23	30,67	24,85	20,71
	R_k/S_k	1,71	1,61	1,69	2,23	2,41	2,52	2,54	2,52	2,49	2,45
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	361,17	316,50	276,01	239,67	176,70	130,64	99,02	77,05	61,64	50,47
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	111,65	75,28	53,55	40,07	31,33	25,41	21,19
	R_k/S_k	1,66	1,57	1,64	2,15	2,35	2,44	2,47	2,46	2,43	2,38
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	362,34	314,98	273,07	234,68	173,40	128,59	97,58	76,33	61,20	50,05
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	111,54	75,41	53,67	40,17	31,47	25,61	21,45
	R_k/S_k	1,63	1,52	1,58	2,10	2,30	2,40	2,43	2,43	2,39	2,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	107,91	73,20	52,02	38,90	30,60	25,16	21,34
	R_k/S_k	1,53	1,47	1,50	2,11	2,27	2,37	2,43	2,43	2,39	2,29
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	98,21	66,18	46,26	34,08	26,93	22,85	20,21
	R_k/S_k	1,47	1,39	1,42	2,18	2,29	2,37	2,43	2,41	2,31	2,19
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-67: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	86,12	72,53	70,17	61,47	42,05	30,06	22,74	18,06	14,54	12,15
	S_k [kN]	43,01	40,38	35,20	18,29	12,46	8,68	6,36	5,07	4,45	4,12
	R_k/S_k	2,00	1,80	1,99	3,36	3,38	3,46	3,57	3,56	3,27	2,95
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	85,88	72,56	70,00	60,79	41,44	29,43	22,43	17,71	14,43	12,09
	S_k [kN]	44,11	41,41	36,10	18,59	12,64	8,78	6,42	5,11	4,50	4,19
	R_k/S_k	1,95	1,75	1,94	3,27	3,28	3,35	3,50	3,47	3,21	2,89
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	S_k [kN]	45,27	42,50	37,05	18,20	12,22	8,34	5,97	4,72	4,24	4,08
	R_k/S_k	1,89	1,71	1,88	3,27	3,29	3,39	3,65	3,67	3,35	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	46,49	43,65	38,05	16,97	11,05	7,16	4,78	3,62	3,41	3,65
	R_k/S_k	1,83	1,66	1,77	3,33	3,37	3,57	4,13	4,43	3,91	3,10
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17						
	S_k [kN]	47,79	44,87	39,11	14,70	8,83	4,88	3,50	3,24	2,98	2,72
	R_k/S_k	1,78	1,62	1,68	2,19						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-68: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 8/8$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	195,00	181,76	151,78	129,42	98,84	70,64	52,56	41,32	33,50	27,68
	S_k [kN]	96,77	90,85	79,19	42,31	28,97	20,37	15,05	12,03	10,45	9,51
	R_k/S_k	2,02	2,00	1,92	3,06	3,41	3,47	3,49	3,44	3,21	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	195,00	181,75	146,75	127,25	98,32	69,93	52,15	40,88	33,38	27,47
	S_k [kN]	99,25	93,18	81,22	43,02	29,42	20,63	15,21	12,15	10,59	9,68
	R_k/S_k	1,96	1,95	1,81	2,96	3,34	3,39	3,43	3,37	3,15	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	S_k [kN]	101,86	95,63	83,36	42,22	28,59	19,75	14,34	11,39	10,10	9,51
	R_k/S_k	1,91	1,90	1,74	2,93	3,36	3,47	3,57	3,52	3,22	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	104,61	98,22	85,61	39,58	26,11	17,29	11,91	9,21	8,51	8,70
	R_k/S_k	1,86	1,85	1,66	3,00	3,47	3,71	4,00	4,08	3,60	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99					
	S_k [kN]	107,52	100,95	87,99	34,64	21,34	12,44	7,88	7,29	6,70	6,33
	R_k/S_k	1,81	1,80	1,58	3,16	2,34					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-69: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	328,29	274,00	239,75	220,31	169,93	127,87	98,23	77,15	62,28	51,58
	S_k [kN]	172,03	161,52	140,79	77,22	53,12	37,59	27,97	22,36	19,25	17,30
	R_k/S_k	1,91	1,70	1,70	2,85	3,20	3,40	3,51	3,45	3,24	2,98
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	327,34	274,00	238,13	213,69	168,16	127,71	97,10	76,43	61,95	51,27
	S_k [kN]	176,44	165,66	144,40	78,56	53,98	38,12	28,31	22,63	19,54	17,62
	R_k/S_k	1,86	1,65	1,65	2,72	3,12	3,35	3,43	3,38	3,17	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93	2,93
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	S_k [kN]	181,08	170,02	148,20	77,28	52,67	36,76	26,97	21,51	18,86	17,41
	R_k/S_k	1,80	1,61	1,58	2,74	3,11	3,38	3,54	3,50	3,25	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	185,98	174,61	152,20	72,81	48,54	32,73	23,08	18,09	16,45	16,22
	R_k/S_k	1,75	1,57	1,48	2,80	3,15	3,56	3,91	3,96	3,56	2,99
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14			
	S_k [kN]	191,14	179,46	156,43	64,31	40,46	24,62	14,88	12,97	11,90	12,66
	R_k/S_k	1,64	1,53	1,43	2,65	2,20	2,91	3,84			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-70: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

C.13. Auswertung zu Konzept 3 (Ersatzstabverfahren)

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	1,0839	1,0249	1,0484	0,9590	1,0158	0,9183
100	1,0878	1,0337	1,1255	1,0799	1,0930	1,0444
120	1,0853	1,0340	1,1139	1,0800	1,1347	1,0996
140	1,0878	1,0464	1,1017	1,0749	1,1476	1,1300
160	1,1083	1,0726	1,1110	1,0907	1,1491	1,1456
180	1,1141	1,0835	1,1208	1,1095	1,1528	1,1603
200	1,1368	1,1103	1,1324	1,1243	1,1581	1,1784

Tabelle C-71: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k^*_{creep} (vgl. Gleichung (8-33)) für den Belastungsgrad 0,00

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	1,0697	1,0135	1,0319	0,9429	0,9990	0,9162
100	1,0765	1,0187	1,1215	1,0742	1,0860	1,0334
120	1,0722	1,0124	1,1061	1,0691	1,1235	1,0983
140	1,0776	1,0321	1,0957	1,0665	1,1391	1,1170
160	1,0939	1,0520	1,1048	1,0791	1,1441	1,1348
180	1,1088	1,0753	1,1128	1,1055	1,1483	1,1541
200	1,1332	1,1049	1,1259	1,1157	1,1531	1,1713

Tabelle C-72: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k^*_{creep} (vgl. Gleichung (8-33)) für den Belastungsgrad 0,25

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	1,0612	0,9922	1,0088	0,9169	0,9782	0,8830
100	1,0573	0,9897	1,1059	1,0503	1,0657	1,0061
120	1,0504	0,9721	1,0917	1,0471	1,1059	1,0700
140	1,0588	1,0026	1,0845	1,0477	1,1225	1,0970
160	1,0781	1,0286	1,0908	1,0583	1,1333	1,1185
180	1,0977	1,0582	1,0972	1,0773	1,1401	1,1413
200	1,1259	1,0930	1,1141	1,0974	1,1435	1,1560

Tabelle C-73: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k^*_{creep} (vgl. Gleichung (8-33)) für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheits- grad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	1,0324	0,9427	0,9777	0,8788	0,9469	0,8490
100	1,0163	0,9140	1,0723	0,9894	1,0222	0,9385
120	1,0087	0,8792	1,0581	0,9803	1,0614	1,0007
140	1,0132	0,9097	1,0524	0,9730	1,0868	1,0378
160	1,0379	0,9534	1,0549	0,9916	1,1048	1,0643
180	1,0686	0,9941	1,0562	1,0138	1,1189	1,0898
200	1,1058	1,0342	1,0828	1,0341	1,1181	1,1069

Tabelle C-74: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k^*_{creep} (vgl. Gleichung (8-33)) für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	b/h = 8/8 cm		b/h = 12/12 cm		b/h = 16/16 cm	
	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3	NKL 2	NKL 3
80	0,9265	0,5364	0,9079	0,8121	0,8916	0,7101
100	0,8656	--	0,9460	0,5462	0,9319	0,5462
120	0,8194	--	0,8922	--	0,9430	0,6156
140	0,8137	--	0,7918	--	0,9533	0,6573
160	0,8315	--	0,7777	--	0,9653	--
180	0,8525	--	0,7922	--	0,9831	--
200	0,9019	--	0,8684	--	1,0106	--

Tabelle C-75: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung des Kriechens k_{creep}^* (vgl. Gleichung (8-33)) für den Belastungsgrad 1,00

C.14. Überprüfung des Sicherheitsniveaus für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	81,25	82,09	75,82	61,92	41,34	29,32	22,02	17,48	14,34	12,10
	S_k [kN]	59,07	52,78	40,11	24,68	16,74	11,96	8,94	6,93	5,52	4,50
	R_k/S_k	1,38	1,56	1,89	2,51	2,47	2,45	2,46	2,52	2,60	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	81,32	82,10	74,62	55,57	35,21	23,82	17,68	14,00	11,44	9,87
	S_k [kN]	60,71	54,24	41,23	20,78	14,10	10,07	7,53	5,83	4,65	3,79
	R_k/S_k	1,34	1,51	1,81	2,67	2,50	2,36	2,35	2,40	2,46	2,60
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-76: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für b/h = 8/8 cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	85,64	72,59	69,55	59,51	40,26	28,26	21,79	17,32	14,20	11,96
	S_k [kN]	46,73	41,75	31,73	20,73	14,06	10,05	7,51	5,82	4,64	3,78
	R_k/S_k	1,83	1,74	2,19	2,87	2,86	2,81	2,90	2,98	3,06	3,16
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	85,28	72,52	67,31	56,54	37,18	25,56	19,77	16,05	13,34	11,32
	S_k [kN]	47,99	42,88	32,59	17,23	11,69	8,35	6,24	4,84	3,86	3,14
	R_k/S_k	1,78	1,69	2,07	3,28	3,18	3,06	3,17	3,32	3,46	3,60
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	84,99	72,64	65,75	32,17						
	S_k [kN]	49,32	44,07	33,50	10,88	7,38	5,27	3,94	3,05	2,43	1,99
	R_k/S_k	1,72	1,65	1,96	2,96						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-77: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für b/h = 8/8 cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	194,42	177,27	166,04	135,39	98,14	69,21	51,46	39,97	31,89	26,66
	S_k [kN]	132,90	118,74	90,25	56,88	38,58	27,57	20,61	15,97	12,73	10,38
	R_k/S_k	1,46	1,49	1,84	2,38	2,54	2,51	2,50	2,50	2,51	2,57
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	193,83	175,08	153,23	122,53	86,58	58,36	38,72	29,46	23,92	21,38
	S_k [kN]	136,59	122,04	92,76	48,62	32,97	23,57	17,62	13,65	10,88	8,87
	R_k/S_k	1,42	1,43	1,65	2,52	2,63	2,48	2,20	2,16	2,20	2,41
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-78: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für b/h = 12/12 cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	195,00	181,65	145,27	123,74	96,13	68,49	51,23	40,09	32,53	27,02
	S_k [kN]	105,14	93,94	71,40	47,35	32,11	22,95	17,16	13,29	10,59	8,64
	R_k/S_k	1,85	1,93	2,03	2,61	2,99	2,98	2,99	3,02	3,07	3,13
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	195,00	181,60	142,28	118,60	90,56	64,12	47,58	37,57	30,61	25,46
	S_k [kN]	107,98	96,48	73,33	40,59	27,53	19,68	14,71	11,40	9,08	7,41
	R_k/S_k	1,81	1,88	1,94	2,92	3,29	3,26	3,23	3,30	3,37	3,44
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	195,00	181,60	139,41	109,60	49,99					
	S_k [kN]	110,98	99,16	75,37	26,97	18,29	13,07	9,77	7,57	6,03	4,92
	R_k/S_k	1,76	1,83	1,85	4,06	2,73					
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-79: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	350,28	313,08	266,55	227,18	166,33	123,42	94,48	74,41	60,06	48,94
	S_k [kN]	236,26	211,10	160,45	106,41	72,17	51,57	38,56	29,87	23,81	19,41
	R_k/S_k	1,48	1,48	1,66	2,13	2,30	2,39	2,45	2,49	2,52	2,52
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	344,92	304,02	258,39	213,90	151,63	109,65	82,87	65,01	52,77	44,24
	S_k [kN]	242,83	216,96	164,91	97,40	66,06	47,21	35,29	27,34	21,79	17,77
	R_k/S_k	1,42	1,40	1,57	2,20	2,30	2,32	2,35	2,38	2,42	2,49
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-80: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	326,76	274,04	234,06	211,84	163,71	124,42	95,36	75,33	61,26	50,60
	S_k [kN]	186,91	167,01	126,94	84,18	57,09	40,80	30,50	23,63	18,83	15,36
	R_k/S_k	1,75	1,64	1,84	2,52	2,87	3,05	3,13	3,19	3,25	3,29
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85	2,85
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	325,57	274,00	224,91	203,68	152,71	116,37	90,22	71,68	58,50	48,45
	S_k [kN]	191,97	171,52	130,37	78,63	53,33	38,11	28,49	22,07	17,59	14,35
	R_k/S_k	1,70	1,60	1,73	2,59	2,86	3,05	3,17	3,25	3,33	3,38
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78	2,78
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	314,10	274,00	224,26	170,36	88,87	71,58	57,14			
	S_k [kN]	197,30	176,28	133,99	56,81	38,53	27,54	20,59	15,95	12,71	10,36
	R_k/S_k	1,59	1,55	1,67	3,00	2,31	2,60	2,78			
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70	2,70

Tabelle C-81: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

C.15. Auswertung des Einflusses der Einbauholzfeuchte (Theorie II. Ordnung)

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,8270	0,8631	0,8115	0,7602	0,7274	0,6925
100	0,8822	0,8018	0,7369	0,6858	0,6445	0,6103
120	0,8026	0,7148	0,6428	0,5911	0,5598	0,5234
140	0,7388	0,6435	0,5755	0,5285	0,5180	0,4718
160	0,7097	0,6135	0,5428	0,4936	0,4585	0,4530
180	0,7578	0,6371	0,5664	0,5315	0,5098	0,5010
200	0,7533	0,6306	0,5640	0,5300	0,5175	0,5215

Tabelle C-82: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vergleiche Gleichung (8-38)) für den Belastungsgrad 0,00

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,8367	0,8711	0,8000	0,7611	0,7182	0,6567
100	0,9000	0,8181	0,7450	0,6919	0,6446	0,5955
120	0,8206	0,7362	0,6596	0,6034	0,5603	0,5259
140	0,7448	0,6525	0,5796	0,5291	0,5068	0,4628
160	0,7155	0,6136	0,5412	0,4890	0,4486	0,4355
180	0,7664	0,6447	0,5711	0,5279	0,5034	0,4893
200	0,7578	0,6349	0,5743	0,5293	0,5137	0,5141

Tabelle C-83: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vergleiche Gleichung (8-38)) für den Belastungsgrad 0,25

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,8528	0,8974	0,8316	0,7674	0,7092	0,6574
100	0,9164	0,8328	0,7523	0,6825	0,6196	0,5535
120	0,8323	0,7493	0,6654	0,5821	0,5452	0,4937
140	0,7661	0,6651	0,5842	0,5234	0,4842	0,4253
160	0,7406	0,6319	0,5503	0,4872	0,4304	0,4022
180	0,7664	0,6436	0,5691	0,5208	0,4782	0,4481
200	0,7670	0,6425	0,5791	0,5295	0,4988	0,4849

Tabelle C-84: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vergleiche Gleichung (8-38)) für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,8878	0,9281	0,7921	0,7658	0,6669	0,5962
100	0,9524	0,8502	0,7509	0,6516	0,5437	0,3879
120	0,8582	0,7545	0,6690	0,5607	0,4334	0,2983
140	0,7920	0,6799	0,5816	0,5104	0,3873	0,2490
160	0,7422	0,6353	0,5362	0,4634	0,3408	0,2383
180	0,7766	0,6539	0,5633	0,4878	0,3818	0,2919
200	0,7872	0,6524	0,5787	0,4930	0,3971	0,3167

Tabelle C-85: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vergleiche Gleichung (8-38)) für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,8809	0,9200	0,6798	0,6282	-	-
100	0,9706	0,8429	0,6180	-	-	-
120	0,9017	0,7540	0,5383	-	-	-
140	0,8370	0,6872	0,4951	-	-	-
160	0,7592	0,6438	0,4363	-	-	-
180	0,8221	0,6852	0,4596	-	-	-
200	0,8374	0,6941	0,4644	-	-	-

Tabelle C-86: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vergleiche Gleichung (8-38)) für den Belastungsgrad 1,00

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,93	0,88	0,83	0,78	0,73	0,68
100	0,85	0,80	0,75	0,70	0,65	0,60
120	0,77	0,72	0,67	0,62	0,57	0,52
140	0,69	0,64	0,59	0,54	0,49	0,44
160	0,61	0,56	0,51	0,46	0,41	0,36
180	0,53	0,48	0,43	0,38	0,33	0,28
200	0,45	0,40	0,35	0,30	0,25	0,20

Tabelle C-87: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vgl. Gleichung (8-41)) für die Belastungsgrade 0,00, 0,25 und 0,50

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,93	0,86	0,79	0,72	0,65	0,58
100	0,85	0,78	0,71	0,64	0,57	0,50
120	0,77	0,70	0,63	0,56	0,49	0,42
140	0,69	0,62	0,55	0,48	0,41	0,34
160	0,61	0,54	0,47	0,40	0,33	0,26
180	0,53	0,46	0,39	0,32	0,25	0,18
200	0,45	0,38	0,31	0,24	0,17	0,10

Tabelle C-88: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vgl. Gleichung (8-41)) für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,93	0,84	0,75	0,66	0,57	0,48
100	0,85	0,76	0,67	0,58	0,49	0,40
120	0,77	0,68	0,59	0,50	0,41	0,32
140	0,69	0,60	0,51	0,42	0,33	0,24
160	0,61	0,52	0,43	0,34	0,25	0,16
180	0,53	0,44	0,35	0,26	0,17	0,08
200	0,45	0,36	0,27	0,18	0,09	0,00

Tabelle C-89: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc} (vgl. Gleichung (8-41)) für den Belastungsgrad 1,00

C.16. Überprüfung des Sicherheitsniveaus (Einbauholzfeuchte-Theorie II. Ordnung)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	375,08	335,36	290,64	244,88	178,44	130,25	96,23	75,45	59,26	48,02
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	105,96	69,68	48,41	35,34	26,98	21,43	17,57
	R_k/S_k	1,77	1,70	1,77	2,31	2,56	2,69	2,72	2,80	2,77	2,73
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	374,67	334,60	287,43	242,19	177,35	129,57	95,70	75,22	59,08	47,91
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	108,09	71,08	49,36	36,01	27,49	21,84	17,92
	R_k/S_k	1,73	1,66	1,71	2,24	2,50	2,63	2,66	2,74	2,70	2,67
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	375,74	335,14	285,91	236,49	175,78	128,73	95,21	74,88	58,78	47,73
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	107,69	70,79	49,01	35,64	27,18	21,65	17,85
	R_k/S_k	1,69	1,62	1,66	2,20	2,48	2,63	2,67	2,76	2,71	2,67
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	375,93	333,72	283,35	229,99	171,48	126,99	93,97	73,85	58,33	47,47
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	103,62	67,84	46,51	33,48	25,44	20,41	17,07
	R_k/S_k	1,64	1,57	1,60	2,22	2,53	2,73	2,81	2,90	2,86	2,78
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	376,15	327,64	281,78	223,88	166,85	122,69	90,74	71,52	57,17	46,62
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	93,48	59,91	39,61	27,43	20,46	16,75	14,72
	R_k/S_k	1,60	1,50	1,55	2,39	2,78	3,10	3,31	3,50	3,41	3,17
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-90: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,15$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,28	57,19	46,33
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	103,19	68,01	47,21	34,39	26,18	20,73	16,92
	R_k/S_k	1,74	1,66	1,78	2,43	2,54	2,68	2,71	2,80	2,76	2,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	368,75	331,96	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,89	56,99	46,21
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	105,22	69,34	48,11	35,02	26,66	21,11	17,25
	R_k/S_k	1,70	1,64	1,71	2,35	2,47	2,62	2,65	2,73	2,70	2,68
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,41	56,61	46,00
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	104,61	68,89	47,64	34,55	26,26	20,85	17,12
	R_k/S_k	1,66	1,58	1,64	2,33	2,46	2,63	2,66	2,76	2,72	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	368,79	326,70	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	71,28	56,14	45,58
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	98,81	64,77	44,26	31,69	23,93	19,08	15,86
	R_k/S_k	1,61	1,53	1,56	2,39	2,53	2,76	2,85	2,98	2,94	2,87
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	156,65	115,31	85,15	68,44	54,64	44,61
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	86,85	55,51	36,38	24,88	18,31	14,82	12,89
	R_k/S_k	1,57	1,49	1,50	2,65	2,82	3,17	3,42	3,74	3,69	3,46
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-91: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,18$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	71,23	55,60	45,14
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	100,13	66,12	45,85	33,30	25,25	19,89	16,13
	R_k/S_k	1,71	1,63	1,75	2,42	2,53	2,68	2,71	2,82	2,80	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,74	55,33	45,13
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	102,05	67,39	46,70	33,89	25,69	20,25	16,43
	R_k/S_k	1,67	1,58	1,71	2,31	2,45	2,61	2,65	2,75	2,73	2,75
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,97	54,89	44,87
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	101,24	66,78	46,10	33,32	25,21	19,91	16,24
	R_k/S_k	1,63	1,52	1,61	2,30	2,44	2,62	2,66	2,78	2,76	2,76
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	362,03	312,60	267,98	213,98	154,61	117,46	85,77	68,07	53,96	44,23
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	93,47	61,29	41,68	29,61	22,14	17,45	14,30
	R_k/S_k	1,58	1,47	1,51	2,29	2,52	2,82	2,90	3,07	3,09	3,09
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	98,40	73,89	59,43	47,75	39,26
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	79,59	50,59	32,75	22,01	15,87	12,53	10,57
	R_k/S_k	1,54	1,42	1,43	2,35	2,59	3,00	3,36	3,75	3,81	3,71
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-92: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,21$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,48	54,68	44,43
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	96,75	64,01	44,30	32,04	24,16	18,89	15,14
	R_k/S_k	1,68	1,62	1,67	2,42	2,53	2,69	2,75	2,88	2,89	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,82	54,16	44,20
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	98,56	65,19	45,09	32,59	24,56	19,21	15,41
	R_k/S_k	1,64	1,59	1,62	2,33	2,45	2,62	2,67	2,80	2,82	2,87
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,57	53,54	43,82
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	97,54	64,42	44,36	31,91	23,99	18,79	15,14
	R_k/S_k	1,60	1,53	1,50	2,28	2,42	2,59	2,67	2,82	2,85	2,89
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	355,73	312,74	257,74	209,17	143,17	109,34	81,63	64,93	51,62	42,23
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	87,58	57,34	38,72	27,18	20,01	15,45	12,26
	R_k/S_k	1,56	1,47	1,45	2,39	2,50	2,82	3,00	3,25	3,34	3,44
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89						
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	71,72	45,17	28,73	18,82	13,11	9,86	7,67
	R_k/S_k	1,51	1,42	1,37	2,45						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-93: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,24$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	117,05	87,44	68,02	54,05	44,15
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	93,02	61,62	42,53	30,59	22,87	17,67	13,88
	R_k/S_k	1,65	1,56	1,64	2,45	2,56	2,75	2,86	2,97	3,06	3,18
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	85,81	67,06	53,43	43,84
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	94,72	62,73	43,26	31,09	23,23	17,95	14,11
	R_k/S_k	1,61	1,51	1,58	2,34	2,46	2,66	2,76	2,89	2,98	3,11
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	349,44	305,97	253,04	210,74	147,92	112,02	82,80	64,87	52,16	43,08
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	93,52	61,79	42,40	30,30	22,57	17,45	13,76
	R_k/S_k	1,57	1,48	1,47	2,25	2,39	2,64	2,73	2,87	2,99	3,13
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	349,39	304,55	243,72	189,39	127,74	95,77	71,66	57,21	47,08	39,15
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	81,14	52,91	35,34	24,38	17,50	13,00	9,60
	R_k/S_k	1,53	1,43	1,37	2,33	2,41	2,71	2,94	3,27	3,62	4,08
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	349,33	302,50	224,95							
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	63,29	39,25	24,32	15,31	10,03	6,80	4,14
	R_k/S_k	1,49	1,38	1,23							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-94: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,27$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,78	53,78	44,24
	S_k [kN]	211,57	196,96	164,05	88,93	58,94	40,51	28,90	21,35	16,17	12,25
	R_k/S_k	1,62	1,54	1,58	2,48	2,60	2,82	2,93	3,18	3,33	3,61
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	66,43	52,97	43,85
	S_k [kN]	217,00	202,01	168,25	90,51	59,96	41,18	29,35	21,66	16,40	12,43
	R_k/S_k	1,58	1,49	1,51	2,30	2,47	2,73	2,83	3,07	3,23	3,53
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	63,30	51,04	42,72
	S_k [kN]	222,71	207,33	172,68	89,15	58,88	40,20	28,46	20,91	15,84	12,03
	R_k/S_k	1,54	1,44	1,46	2,24	2,35	2,67	2,75	3,03	3,22	3,55
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	99,22	74,59	54,07	46,86	41,40	35,53
	S_k [kN]	228,73	212,93	177,35	74,14	47,97	31,52	21,17	14,57	10,04	6,19
	R_k/S_k	1,50	1,39	1,32	2,34	2,07	2,37	2,55	3,22	4,13	5,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	340,86	290,45	197,72							
	S_k [kN]	235,08	218,84	182,27	54,34	32,87	19,54	11,49	6,66	3,35	0,00
	R_k/S_k	1,45	1,33	1,08							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-95: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-20) (k_{creep}) für $u = 0,30$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	375,08	335,36	290,64	244,88	178,44	130,25	96,23	75,45	59,26	48,02
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	96,22	66,71	48,14	36,03	27,76	21,85	17,45
	R_k/S_k	1,84	1,87	2,07	2,54	2,68	2,71	2,67	2,72	2,71	2,75
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	374,67	334,60	287,43	242,19	177,35	129,57	95,70	75,22	59,08	47,91
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	98,26	68,14	49,18	36,82	28,37	22,33	17,83
	R_k/S_k	1,80	1,83	2,01	2,46	2,60	2,63	2,60	2,65	2,65	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	375,74	335,14	285,91	236,49	175,78	128,73	95,21	74,88	58,78	47,73
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	98,75	68,57	49,55	37,12	28,60	22,51	17,96
	R_k/S_k	1,77	1,81	1,98	2,39	2,56	2,60	2,57	2,62	2,61	2,66
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	375,93	333,72	283,35	229,99	171,48	126,99	93,97	73,85	58,33	47,47
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	96,07	66,91	48,48	36,37	28,03	22,04	17,56
	R_k/S_k	1,75	1,82	2,02	2,39	2,56	2,62	2,58	2,63	2,65	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	376,15	327,64	281,78	223,88	166,85	122,69	90,74	71,52	57,17	46,62
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	82,46	57,86	42,21	31,79	24,53	19,24	15,23
	R_k/S_k	1,81	1,98	2,33	2,71	2,88	2,91	2,85	2,92	2,97	3,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-96: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,15$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,28	57,19	46,33
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	93,74	65,25	47,14	35,26	27,10	21,25	16,86
	R_k/S_k	1,81	1,82	2,08	2,67	2,65	2,68	2,64	2,70	2,69	2,75
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	368,75	331,96	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,89	56,99	46,21
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	95,72	66,64	48,15	36,02	27,69	21,71	17,22
	R_k/S_k	1,77	1,81	2,00	2,58	2,57	2,62	2,57	2,63	2,62	2,68
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,41	56,61	46,00
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	96,15	67,01	48,47	36,28	27,89	21,85	17,32
	R_k/S_k	1,73	1,77	1,97	2,53	2,53	2,58	2,53	2,60	2,59	2,66
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	368,79	326,70	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	71,28	56,14	45,58
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	92,30	64,57	46,82	35,06	26,92	21,02	16,55
	R_k/S_k	1,71	1,78	1,97	2,56	2,54	2,61	2,57	2,65	2,67	2,75
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	156,65	115,31	85,15	68,44	54,64	44,61
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	77,72	54,66	39,83	29,87	22,87	17,71	13,74
	R_k/S_k	1,77	1,96	2,26	2,96	2,87	2,89	2,85	2,99	3,08	3,25
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-97: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,18$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	71,23	55,60	45,14
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	91,06	63,64	46,02	34,38	26,35	20,55	16,15
	R_k/S_k	1,78	1,79	2,05	2,66	2,63	2,67	2,63	2,70	2,71	2,79
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,74	55,33	45,13
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	92,97	64,99	47,00	35,12	26,91	20,99	16,49
	R_k/S_k	1,74	1,75	2,00	2,54	2,54	2,59	2,55	2,63	2,64	2,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,97	54,89	44,87
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	93,34	65,30	47,26	35,33	27,07	21,09	16,55
	R_k/S_k	1,70	1,70	1,93	2,50	2,49	2,55	2,50	2,58	2,60	2,71
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	362,03	312,60	267,98	213,98	154,61	117,46	85,77	68,07	53,96	44,23
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	88,13	61,92	44,90	33,53	25,58	19,76	15,26
	R_k/S_k	1,68	1,70	1,91	2,43	2,50	2,62	2,56	2,66	2,73	2,90
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	98,40	73,89	59,43	47,75	39,26
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	72,46	51,03	37,07	27,59	20,84	15,80	11,80
	R_k/S_k	1,74	1,87	2,16	2,58	2,57	2,65	2,68	2,85	3,02	3,33
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-98: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,21$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,48	54,68	44,43
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	88,13	61,85	44,76	33,38	25,48	19,71	15,28
	R_k/S_k	1,75	1,79	1,96	2,65	2,62	2,67	2,64	2,73	2,77	2,91
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,82	54,16	44,20
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	89,97	63,15	45,70	34,09	26,01	20,13	15,59
	R_k/S_k	1,71	1,75	1,90	2,55	2,53	2,59	2,55	2,65	2,69	2,83
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,57	53,54	43,82
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	90,29	63,40	45,91	34,25	26,13	20,19	15,61
	R_k/S_k	1,67	1,71	1,79	2,46	2,45	2,51	2,49	2,59	2,65	2,81
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	355,73	312,74	257,74	209,17	143,17	109,34	81,63	64,93	51,62	42,23
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	83,51	58,89	42,67	31,70	23,94	18,16	13,55
	R_k/S_k	1,65	1,70	1,84	2,50	2,43	2,56	2,57	2,71	2,84	3,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89						
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	66,64	46,89	33,83	24,84	18,33	13,32	9,17
	R_k/S_k	1,71	1,88	2,07	2,64						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-99: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,24$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,0	R_k [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	117,05	87,44	68,02	54,05	44,15
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	84,95	59,87	43,33	32,23	24,45	18,70	14,18
	R_k/S_k	1,72	1,72	1,92	2,68	2,63	2,70	2,71	2,78	2,89	3,11
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,25	R_k [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	85,81	67,06	53,43	43,84
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	86,72	61,11	44,24	32,90	24,96	19,09	14,47
	R_k/S_k	1,68	1,66	1,85	2,55	2,53	2,60	2,61	2,69	2,80	3,03
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,5	R_k [kN]	349,44	305,97	253,04	210,74	147,92	112,02	82,80	64,87	52,16	43,08
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	86,98	61,31	44,39	33,02	25,02	19,11	14,45
	R_k/S_k	1,64	1,65	1,76	2,42	2,41	2,52	2,51	2,59	2,73	2,98
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k)$ = 0,75	R_k [kN]	349,39	304,55	243,72	189,39	127,74	95,77	71,66	57,21	47,08	39,15
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	78,39	55,43	40,05	29,50	21,90	16,08	11,21
	R_k/S_k	1,62	1,66	1,74	2,42	2,30	2,39	2,43	2,61	2,93	3,49
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k)$ = 1,0	R_k [kN]	349,33	302,50	224,95							
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	60,17	42,14	30,00	21,49	15,15	10,04	5,47
	R_k/S_k	1,68	1,82	1,86							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-100: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,27$

Schlantheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,78	53,78	44,24
	S_k [kN]	203,62	179,14	140,26	81,49	57,65	41,71	30,89	23,22	17,46	12,77
	R_k/S_k	1,69	1,70	1,85	2,71	2,66	2,73	2,74	2,92	3,08	3,46
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	66,43	52,97	43,85
	S_k [kN]	208,59	183,23	143,25	83,18	58,84	42,57	31,53	23,70	17,81	13,02
	R_k/S_k	1,65	1,64	1,77	2,51	2,52	2,64	2,63	2,80	2,97	3,37
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	63,30	51,04	42,72
	S_k [kN]	212,85	185,50	144,05	83,40	58,97	42,67	31,59	23,72	17,79	12,96
	R_k/S_k	1,61	1,61	1,75	2,40	2,35	2,51	2,48	2,67	2,87	3,30
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	99,22	74,59	54,07	46,86	41,40	35,53
	S_k [kN]	215,21	183,73	140,32	72,71	51,46	36,94	26,79	19,30	13,30	7,85
	R_k/S_k	1,59	1,61	1,67	2,39	1,93	2,02	2,02	2,43	3,11	4,53
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	340,86	290,45	197,72							
	S_k [kN]	208,35	165,75	120,93	52,99	36,66	25,43	17,33	11,02	5,54	0,00
	R_k/S_k	1,64	1,75	1,64							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-101: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-1) (e_k) für $u = 0,30$

C.17. Auswertung des Einflusses der Einbauholzfeuchte (Ersatzstabverfahren)

Schlankeitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,9146	0,9350	0,9054	0,8728	0,8501	0,8245
100	0,9640	0,9331	0,9033	0,8761	0,8513	0,8287
120	0,9559	0,9284	0,9002	0,8758	0,8590	0,8371
140	0,9459	0,9155	0,8880	0,8651	0,8595	0,8319
160	0,9483	0,9210	0,8952	0,8732	0,8549	0,8518
180	0,9558	0,9223	0,8967	0,8819	0,8717	0,8673
200	0,9556	0,9219	0,8982	0,8841	0,8785	0,8803

Tabelle C-102: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k^*_{uc} (vgl. Gleichung (8-42)) für den Belastungsgrad 0,00

Schlankeitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,9170	0,9367	0,8943	0,8686	0,8379	0,7898
100	0,9684	0,9366	0,9025	0,8736	0,8443	0,8099
120	0,9587	0,9322	0,9023	0,8757	0,8519	0,8304
140	0,9455	0,9157	0,8858	0,8605	0,8479	0,8198
160	0,9484	0,9190	0,8919	0,8677	0,8455	0,8376
180	0,9566	0,9227	0,8958	0,8770	0,8650	0,8577
200	0,9558	0,9219	0,9005	0,8818	0,8746	0,8748

Tabelle C-103: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k^*_{uc} (vgl. Gleichung (8-42)) für den Belastungsgrad 0,25

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,9206	0,9470	0,9073	0,8640	0,8204	0,7781
100	0,9724	0,9393	0,9007	0,8607	0,8183	0,7664
120	0,9600	0,9335	0,9000	0,8578	0,8353	0,7991
140	0,9486	0,9156	0,8814	0,8494	0,8250	0,7811
160	0,9516	0,9203	0,8892	0,8587	0,8244	0,8045
180	0,9555	0,9202	0,8923	0,8703	0,8478	0,8297
200	0,9566	0,9220	0,8993	0,8783	0,8634	0,8562

Tabelle C-104: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc}^* (vgl. Gleichung (8-42)) für den Belastungsgrad 0,50

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,9353	0,9599	0,8702	0,8506	0,7702	0,7063
100	0,9825	0,9387	0,8859	0,8203	0,7319	0,5685
120	0,9636	0,9284	0,8913	0,8297	0,7267	0,5660
140	0,9511	0,9129	0,8681	0,8262	0,7253	0,5473
160	0,9483	0,9153	0,8741	0,8338	0,7347	0,6018
180	0,9557	0,9197	0,8841	0,8458	0,7713	0,6783
200	0,9592	0,9211	0,8938	0,8533	0,7912	0,7181

Tabelle C-105: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc}^* (vgl. Gleichung (8-42)) für den Belastungsgrad 0,75

Schlankheitsgrad λ	$u_E = 0,15$	$u_E = 0,18$	$u_E = 0,21$	$u_E = 0,24$	$u_E = 0,27$	$u_E = 0,30$
80	0,9283	0,9533	0,7752	0,7293	-	-
100	0,9881	0,9277	0,7765	-	-	-
120	0,9704	0,9119	0,7783	-	-	-
140	0,9550	0,8962	0,7777	-	-	-
160	0,9437	0,9031	0,7841	-	-	-
180	0,9609	0,9185	0,8027	-	-	-
200	0,9659	0,9241	0,8133	-	-	-

Tabelle C-106: Modifikationsfaktor zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte k_{uc}^* (vgl. Gleichung (8-42)) für den Belastungsgrad 1,00

C.18. Überprüfung des Sicherheitsniveaus (Einbauholzfeuchte-Ersatzstabverfahren)

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	375,08	335,36	290,64	244,88	178,44	130,25	96,23	75,45	59,26	48,02
	S_k [kN]	208,64	186,42	141,69	93,97	63,73	45,54	34,05	26,38	21,02	17,14
	R_k/S_k	1,80	1,80	2,05	2,61	2,80	2,86	2,83	2,86	2,82	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	374,67	334,60	287,43	242,19	177,35	129,57	95,70	75,22	59,08	47,91
	S_k [kN]	213,77	191,01	145,18	96,28	65,30	46,66	34,89	27,03	21,54	17,57
	R_k/S_k	1,75	1,75	1,98	2,52	2,72	2,78	2,74	2,78	2,74	2,73
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	375,74	335,14	285,91	236,49	175,78	128,73	95,21	74,88	58,78	47,73
	S_k [kN]	215,49	192,53	146,34	97,05	65,82	47,04	35,16	27,24	21,71	17,71
	R_k/S_k	1,74	1,74	1,95	2,44	2,67	2,74	2,71	2,75	2,71	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	375,93	333,72	283,35	229,99	171,48	126,99	93,97	73,85	58,33	47,47
	S_k [kN]	213,50	190,76	144,99	96,16	65,21	46,60	34,84	26,99	21,51	17,54
	R_k/S_k	1,76	1,75	1,95	2,39	2,63	2,72	2,70	2,74	2,71	2,71
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	376,15	327,64	281,78	223,88	166,85	122,69	90,74	71,52	57,17	46,62
	S_k [kN]	207,51	185,41	140,93	83,24	56,45	40,34	30,16	23,37	18,62	15,19
	R_k/S_k	1,81	1,77	2,00	2,69	2,96	3,04	3,01	3,06	3,07	3,07
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-107: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (k_{creep}) für $u = 0,15$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,28	57,19	46,33
	S_k [kN]	203,37	181,71	138,11	91,59	62,12	44,39	33,19	25,71	20,49	16,71
	R_k/S_k	1,81	1,79	2,11	2,73	2,78	2,85	2,81	2,85	2,79	2,77
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	368,75	331,96	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,89	56,99	46,21
	S_k [kN]	208,27	186,09	141,44	93,80	63,62	45,46	33,99	26,33	20,99	17,11
	R_k/S_k	1,77	1,78	2,03	2,64	2,70	2,77	2,73	2,77	2,72	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,41	56,61	46,00
	S_k [kN]	208,11	185,95	141,33	93,73	63,57	45,43	33,96	26,31	20,97	17,10
	R_k/S_k	1,77	1,76	2,01	2,60	2,67	2,76	2,71	2,75	2,70	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	368,79	326,70	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	71,28	56,14	45,58
	S_k [kN]	202,49	180,93	137,52	91,20	61,85	44,20	33,04	25,60	20,40	16,64
	R_k/S_k	1,82	1,81	2,01	2,59	2,65	2,77	2,73	2,78	2,75	2,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	156,65	115,31	85,15	68,44	54,64	44,61
	S_k [kN]	190,96	170,62	129,68	76,60	51,95	37,13	27,75	21,50	17,14	13,97
	R_k/S_k	1,93	1,91	2,11	3,00	3,02	3,11	3,07	3,18	3,19	3,19
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-108: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (k_{creep}) für $u = 0,18$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	71,23	55,60	45,14
	S_k [kN]	197,44	176,41	134,08	88,92	60,31	43,10	32,22	24,96	19,89	16,22
	R_k/S_k	1,84	1,82	2,14	2,73	2,77	2,85	2,80	2,85	2,79	2,78
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,74	55,33	45,13
	S_k [kN]	202,07	180,54	137,23	91,01	61,72	44,11	32,97	25,55	20,36	16,60
	R_k/S_k	1,79	1,77	2,09	2,60	2,68	2,76	2,72	2,77	2,72	2,72
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,97	54,89	44,87
	S_k [kN]	199,71	178,44	135,63	89,95	61,00	43,59	32,59	25,25	20,12	16,41
	R_k/S_k	1,81	1,77	2,05	2,59	2,67	2,77	2,71	2,77	2,73	2,73
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	362,03	312,60	267,98	213,98	154,61	117,46	85,77	68,07	53,96	44,23
	S_k [kN]	189,81	169,59	128,90	85,48	57,98	41,43	30,97	24,00	19,13	15,60
	R_k/S_k	1,91	1,84	2,08	2,50	2,67	2,83	2,77	2,84	2,82	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	98,40	73,89	59,43	47,75	39,26
	S_k [kN]	171,72	153,43	116,62	68,88	46,72	33,39	24,96	19,34	15,41	12,57
	R_k/S_k	2,11	2,02	2,24	2,71	2,81	2,95	2,96	3,07	3,10	3,12
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-109: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (K_{creep}) für $u = 0,21$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,48	54,68	44,43
	S_k [kN]	190,84	170,51	129,60	85,95	58,29	41,66	31,14	24,13	19,23	15,68
	R_k/S_k	1,86	1,88	2,12	2,72	2,78	2,86	2,83	2,88	2,84	2,83
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,82	54,16	44,20
	S_k [kN]	195,17	174,38	132,54	87,90	59,61	42,60	31,85	24,67	19,67	16,04
	R_k/S_k	1,82	1,84	2,06	2,61	2,68	2,78	2,73	2,79	2,75	2,76
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,57	53,54	43,82
	S_k [kN]	190,28	170,02	129,22	85,70	58,12	41,54	31,05	24,06	19,17	15,63
	R_k/S_k	1,87	1,87	2,00	2,59	2,68	2,77	2,75	2,81	2,79	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	355,73	312,74	257,74	209,17	143,17	109,34	81,63	64,93	51,62	42,23
	S_k [kN]	175,44	156,75	119,14	79,01	53,59	38,30	28,63	22,18	17,68	14,42
	R_k/S_k	2,03	2,00	2,16	2,65	2,67	2,86	2,85	2,93	2,92	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89						
	S_k [kN]	149,80	133,85	101,73	60,09	40,75	29,12	21,77	16,87	13,44	10,96
	R_k/S_k	2,37	2,33	2,46	2,93						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-110: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (K_{creep}) für $u = 0,24$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	117,05	87,44	68,02	54,05	44,15
	S_k [kN]	183,58	164,03	124,67	82,68	56,08	40,07	29,96	23,21	18,50	15,08
	R_k/S_k	1,90	1,88	2,16	2,75	2,81	2,92	2,92	2,93	2,92	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	85,81	67,06	53,43	43,84
	S_k [kN]	187,58	167,60	127,39	84,48	57,29	40,95	30,61	23,71	18,90	15,41
	R_k/S_k	1,86	1,82	2,08	2,62	2,70	2,81	2,80	2,83	2,83	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	349,44	305,97	253,04	210,74	147,92	112,02	82,80	64,87	52,16	43,08
	S_k [kN]	179,83	160,68	122,13	80,99	54,93	39,25	29,35	22,74	18,12	14,78
	R_k/S_k	1,94	1,90	2,07	2,60	2,69	2,85	2,82	2,85	2,88	2,92
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	349,39	304,55	243,72	189,39	127,74	95,77	71,66	57,21	47,08	39,15
	S_k [kN]	159,39	142,42	108,25	71,79	48,69	34,79	26,01	20,15	16,06	13,10
	R_k/S_k	2,19	2,14	2,25	2,64	2,62	2,75	2,76	2,84	2,93	2,99
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	349,33	302,50	224,95							
	S_k [kN]	125,21	111,87	85,03	50,22	34,06	24,34	18,20	14,10	11,24	9,16
	R_k/S_k	2,79	2,70	2,65							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-111: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (k_{creep}) für $u = 0,27$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,78	53,78	44,24
	S_k [kN]	175,67	156,96	119,30	79,12	53,66	38,35	28,67	22,21	17,70	14,43
	R_k/S_k	1,96	1,94	2,18	2,79	2,86	2,97	2,95	3,05	3,04	3,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	66,43	52,97	43,85
	S_k [kN]	179,29	160,19	121,76	80,75	54,76	39,14	29,26	22,67	18,07	14,73
	R_k/S_k	1,92	1,88	2,08	2,58	2,71	2,87	2,84	2,93	2,93	2,98
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	63,30	51,04	42,72
	S_k [kN]	168,35	150,42	114,33	75,82	51,42	36,75	27,47	21,28	16,96	13,83
	R_k/S_k	2,04	1,99	2,20	2,64	2,69	2,92	2,85	2,97	3,01	3,09
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	99,22	74,59	54,07	46,86	41,40	35,53
	S_k [kN]	141,67	126,58	96,21	63,80	43,27	30,92	23,12	17,91	14,28	11,64
	R_k/S_k	2,42	2,34	2,44	2,72	2,29	2,41	2,34	2,62	2,90	3,05
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	340,86	290,45	197,72							
	S_k [kN]	97,93	87,50	66,51	39,28	26,64	19,04	14,23	11,03	8,79	7,17
	R_k/S_k	3,48	3,32	2,97							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-112: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-31) (k_{creep}) für $u = 0,30$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	375,08	335,36	290,64	244,88	178,44	130,25	96,23	75,45	59,26	48,02
	S_k [kN]	208,64	186,42	141,69	93,97	63,73	45,54	34,05	26,38	21,02	17,14
	R_k/S_k	1,80	1,80	2,05	2,61	2,80	2,86	2,83	2,86	2,82	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	374,67	334,60	287,43	242,19	177,35	129,57	95,70	75,22	59,08	47,91
	S_k [kN]	213,77	191,01	145,18	96,28	65,30	46,66	34,89	27,03	21,54	17,57
	R_k/S_k	1,75	1,75	1,98	2,52	2,72	2,78	2,74	2,78	2,74	2,73
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	375,74	335,14	285,91	236,49	175,78	128,73	95,21	74,88	58,78	47,73
	S_k [kN]	215,49	192,53	146,34	94,58	65,82	47,04	35,16	27,24	21,71	17,71
	R_k/S_k	1,74	1,74	1,95	2,50	2,67	2,74	2,71	2,75	2,71	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	375,93	333,72	283,35	229,99	171,48	126,99	93,97	73,85	58,33	47,47
	S_k [kN]	213,50	190,76	144,99	91,11	65,03	46,60	34,84	26,99	21,51	17,54
	R_k/S_k	1,76	1,75	1,95	2,52	2,64	2,72	2,70	2,74	2,71	2,71
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	376,15	327,64	281,78	223,88	166,85	122,69	90,74	71,52	57,17	46,62
	S_k [kN]	207,51	185,41	140,93	86,20	59,97	43,60	32,99	25,79	20,70	16,97
	R_k/S_k	1,81	1,77	2,00	2,60	2,78	2,81	2,75	2,77	2,76	2,75
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-113: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,15$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	367,76	326,11	291,20	250,35	172,73	126,50	93,14	73,28	57,19	46,33
	S_k [kN]	203,37	181,71	138,11	91,59	62,12	44,39	33,19	25,71	20,49	16,71
	R_k/S_k	1,81	1,79	2,11	2,73	2,78	2,85	2,81	2,85	2,79	2,77
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	368,75	331,96	287,18	247,41	171,53	125,99	92,68	72,89	56,99	46,21
	S_k [kN]	208,27	186,09	141,44	93,80	63,62	45,46	33,99	26,33	20,99	17,11
	R_k/S_k	1,77	1,78	2,03	2,64	2,70	2,77	2,73	2,77	2,72	2,70
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	368,79	327,84	283,61	243,26	169,79	125,18	91,90	72,41	56,61	46,00
	S_k [kN]	208,11	185,95	141,33	91,34	63,57	45,43	33,96	26,31	20,97	17,10
	R_k/S_k	1,77	1,76	2,01	2,66	2,67	2,76	2,71	2,75	2,70	2,69
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	368,79	326,70	276,32	236,04	163,83	122,34	90,19	71,28	56,14	45,58
	S_k [kN]	202,49	180,93	137,52	86,41	61,68	44,20	33,04	25,60	20,40	16,64
	R_k/S_k	1,82	1,81	2,01	2,73	2,66	2,77	2,73	2,78	2,75	2,74
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	368,76	325,04	273,17	229,90	156,65	115,31	85,15	68,44	54,64	44,61
	S_k [kN]	190,96	170,62	129,68	79,32	55,18	40,12	30,36	23,73	19,04	15,62
	R_k/S_k	1,93	1,91	2,11	2,90	2,84	2,87	2,80	2,88	2,87	2,86
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-114: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,18$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	362,42	321,20	287,44	242,42	167,21	122,66	90,34	71,23	55,60	45,14
	S_k [kN]	197,44	176,41	134,08	88,92	60,31	43,10	32,22	24,96	19,89	16,22
	R_k/S_k	1,84	1,82	2,14	2,73	2,77	2,85	2,80	2,85	2,79	2,78
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	362,03	319,77	286,98	236,21	165,28	121,95	89,65	70,74	55,33	45,13
	S_k [kN]	202,07	180,54	137,23	91,01	61,72	44,11	32,97	25,55	20,36	16,60
	R_k/S_k	1,79	1,77	2,09	2,60	2,68	2,76	2,72	2,77	2,72	2,72
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	361,97	314,97	277,50	233,07	162,82	120,70	88,47	69,97	54,89	44,87
	S_k [kN]	199,71	178,44	135,63	87,65	61,00	43,59	32,59	25,25	20,12	16,41
	R_k/S_k	1,81	1,77	2,05	2,66	2,67	2,77	2,71	2,77	2,73	2,73
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	362,03	312,60	267,98	213,98	154,61	117,46	85,77	68,07	53,96	44,23
	S_k [kN]	189,81	169,59	128,90	81,00	57,81	41,43	30,97	24,00	19,13	15,60
	R_k/S_k	1,91	1,84	2,08	2,64	2,67	2,83	2,77	2,84	2,82	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	362,35	310,63	261,30	186,96	131,11	98,40	73,89	59,43	47,75	39,26
	S_k [kN]	171,72	153,43	116,62	71,33	49,62	36,08	27,30	21,34	17,13	14,04
	R_k/S_k	2,11	2,02	2,24	2,62	2,64	2,73	2,71	2,78	2,79	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

 Tabelle C-115: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,21$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	355,81	319,80	274,30	233,69	162,18	119,34	88,01	69,48	54,68	44,43
	S_k [kN]	190,84	170,51	129,60	85,95	58,29	41,66	31,14	24,13	19,23	15,68
	R_k/S_k	1,86	1,88	2,12	2,72	2,78	2,86	2,83	2,88	2,84	2,83
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	355,77	320,22	272,79	229,41	159,98	118,36	87,09	68,82	54,16	44,20
	S_k [kN]	195,17	174,38	132,54	87,90	59,61	42,60	31,85	24,67	19,67	16,04
	R_k/S_k	1,82	1,84	2,06	2,61	2,68	2,78	2,73	2,79	2,75	2,76
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	355,74	317,62	258,52	221,93	155,58	115,03	85,25	67,57	53,54	43,82
	S_k [kN]	190,28	170,02	129,22	83,52	58,12	41,54	31,05	24,06	19,17	15,63
	R_k/S_k	1,87	1,87	2,00	2,66	2,68	2,77	2,75	2,81	2,79	2,80
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	355,73	312,74	257,74	209,17	143,17	109,34	81,63	64,93	51,62	42,23
	S_k [kN]	175,44	156,75	119,14	74,87	53,44	38,30	28,63	22,18	17,68	14,42
	R_k/S_k	2,03	2,00	2,16	2,79	2,68	2,86	2,85	2,93	2,92	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	355,68	311,63	250,01	175,89						
	S_k [kN]	149,80	133,85	101,73	62,23	43,29	31,47	23,81	18,62	14,94	12,25
	R_k/S_k	2,37	2,33	2,46	2,83						
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / k_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

 Tabelle C-116: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,24$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	349,59	308,14	269,55	227,61	157,59	117,05	87,44	68,02	54,05	44,15
	S_k [kN]	183,58	164,03	124,67	82,68	56,08	40,07	29,96	23,21	18,50	15,08
	R_k/S_k	1,90	1,88	2,16	2,75	2,81	2,92	2,92	2,93	2,92	2,93
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	349,50	304,28	265,15	221,31	154,62	115,14	85,81	67,06	53,43	43,84
	S_k [kN]	187,58	167,60	127,39	84,48	57,29	40,95	30,61	23,71	18,90	15,41
	R_k/S_k	1,86	1,82	2,08	2,62	2,70	2,81	2,80	2,83	2,83	2,84
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	349,44	305,97	253,04	210,74	147,92	112,02	82,80	64,87	52,16	43,08
	S_k [kN]	179,83	160,68	122,13	78,93	54,93	39,25	29,35	22,74	18,12	14,78
	R_k/S_k	1,94	1,90	2,07	2,67	2,69	2,85	2,82	2,85	2,88	2,92
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	349,39	304,55	243,72	189,39	127,74	95,77	71,66	57,21	47,08	39,15
	S_k [kN]	159,39	142,42	108,25	68,02	48,55	34,79	26,01	20,15	16,06	13,10
	R_k/S_k	2,19	2,14	2,25	2,78	2,63	2,75	2,76	2,84	2,93	2,99
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	349,33	302,50	224,95							
	S_k [kN]	125,21	111,87	85,03	52,01	36,18	26,31	19,90	15,56	12,49	10,24
	R_k/S_k	2,79	2,70	2,65							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

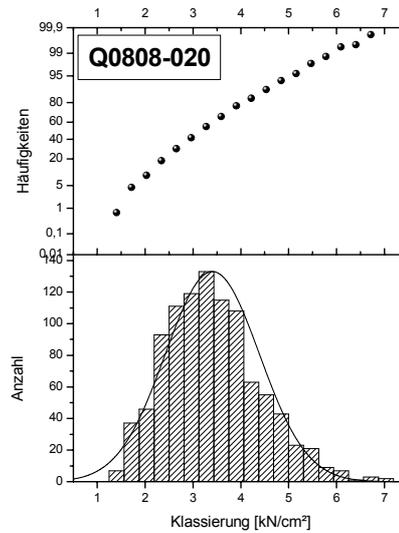
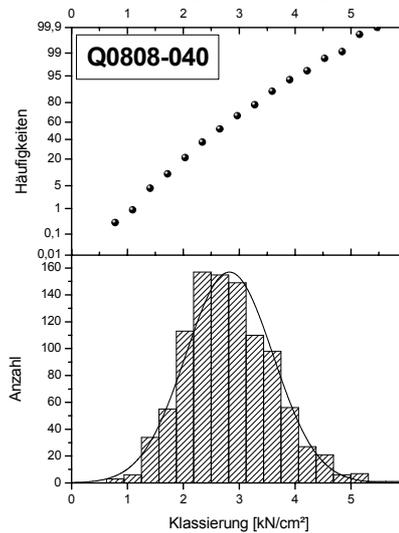
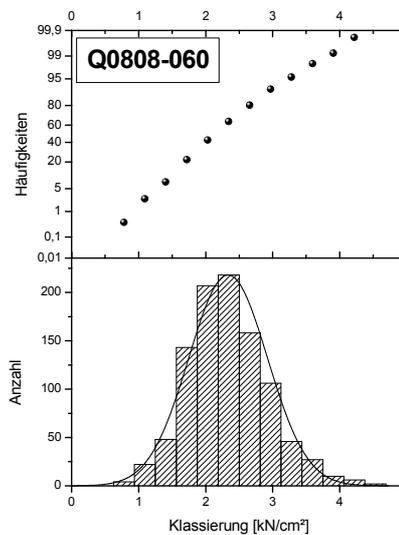
Tabelle C-117: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,27$

Schlankheit λ		20	40	60	80	100	120	140	160	180	200
$g_k/(g_k+q_k) = 0,0$	R_k [kN]	343,50	303,88	259,55	220,75	153,39	114,06	84,64	67,78	53,78	44,24
	S_k [kN]	175,67	156,96	119,30	79,12	53,66	38,35	28,67	22,21	17,70	14,43
	R_k/S_k	1,96	1,94	2,18	2,79	2,86	2,97	2,95	3,05	3,04	3,06
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44	2,44
$g_k/(g_k+q_k) = 0,25$	R_k [kN]	343,42	300,83	253,31	208,59	148,33	112,24	82,98	66,43	52,97	43,85
	S_k [kN]	179,29	160,19	121,76	80,75	54,76	39,14	29,26	22,67	18,07	14,73
	R_k/S_k	1,92	1,88	2,08	2,58	2,71	2,87	2,84	2,93	2,93	2,98
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38	2,38
$g_k/(g_k+q_k) = 0,5$	R_k [kN]	343,35	298,93	251,63	199,88	138,54	107,17	78,40	63,30	51,04	42,72
	S_k [kN]	168,35	150,42	114,33	73,89	51,42	36,75	27,47	21,28	16,96	13,83
	R_k/S_k	2,04	1,99	2,20	2,71	2,69	2,92	2,85	2,97	3,01	3,09
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32	2,32
$g_k/(g_k+q_k) = 0,75$	R_k [kN]	343,25	296,43	234,45	173,67	99,22	74,59	54,07	46,86	41,40	35,53
	S_k [kN]	141,67	126,58	96,21	60,45	43,15	30,92	23,12	17,91	14,28	11,64
	R_k/S_k	2,42	2,34	2,44	2,87	2,30	2,41	2,34	2,62	2,90	3,05
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25	2,25
$g_k/(g_k+q_k) = 1,0$	R_k [kN]	340,86	290,45	197,72							
	S_k [kN]	97,93	87,50	66,51	40,68	28,30	20,58	15,57	12,17	9,77	8,01
	R_k/S_k	3,48	3,32	2,97							
	$\gamma_F \cdot \gamma_M / K_{mod}$	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19	2,19

Tabelle C-118: Traglastvergleich nach Simulation (R_k) und nach Gleichung (8-8) (β_c) für $u = 0,30$

D Anhang IV

D.1. Auswertung der Kurzzeittraglasten

Abbildung D-1: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 20$)Abbildung D-2: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 40$)Abbildung D-3: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 60$)

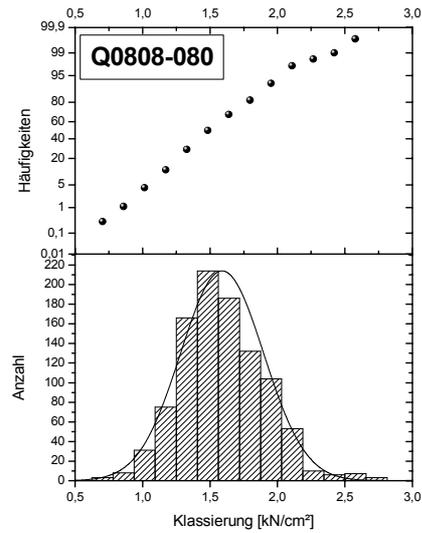


Abbildung D-4: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 80$)

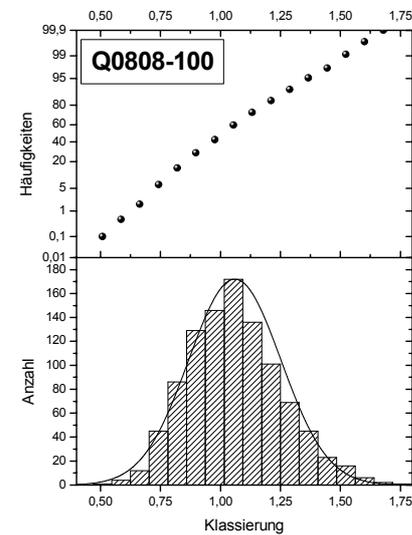


Abbildung D-5: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 100$)

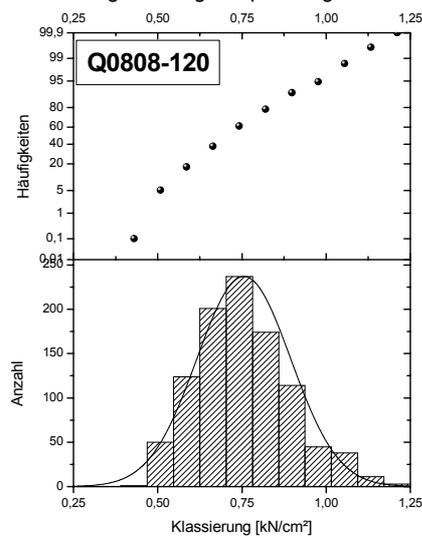


Abbildung D-6: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 120$)

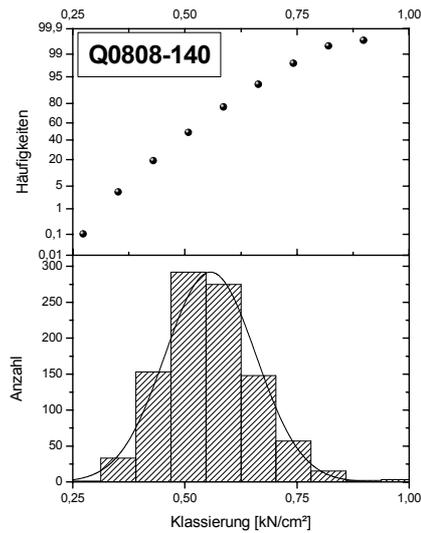


Abbildung D-7: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 140$)

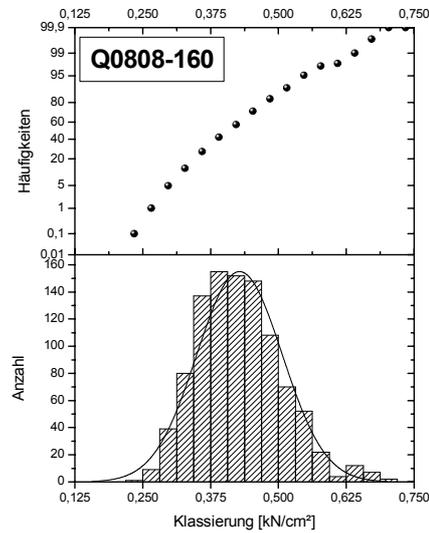


Abbildung D-8: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 160$)

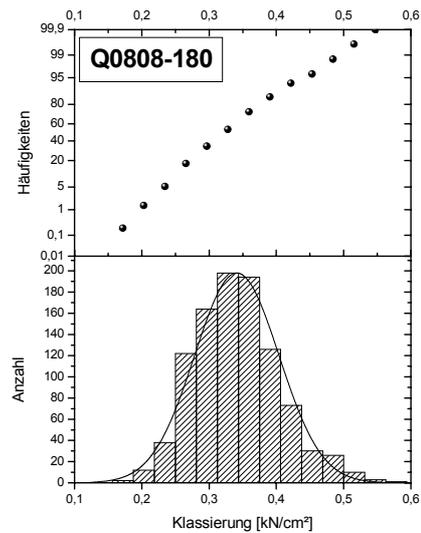


Abbildung D-9: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 180$)

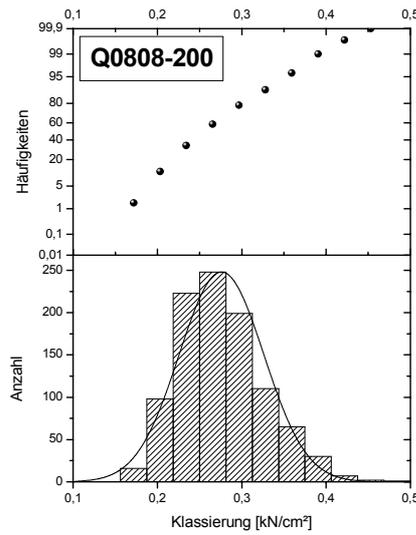


Abbildung D-10: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 8/8$ cm ($\lambda = 200$)

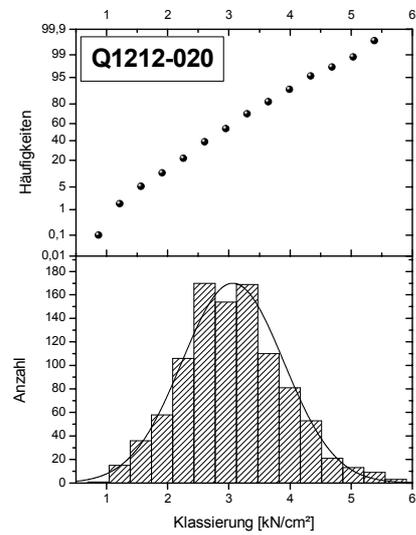


Abbildung D-11: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 20$)

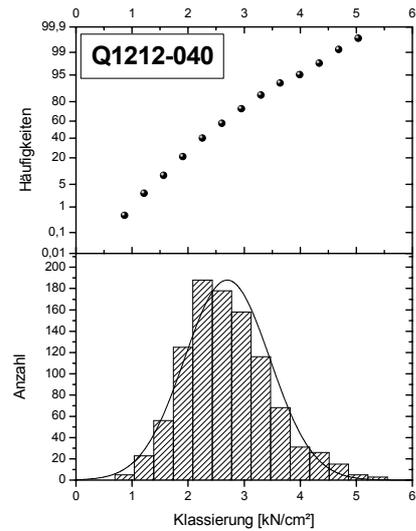


Abbildung D-12: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 40$)

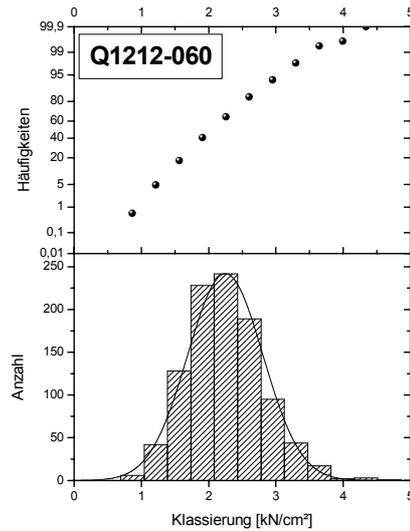


Abbildung D-13: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 60$)

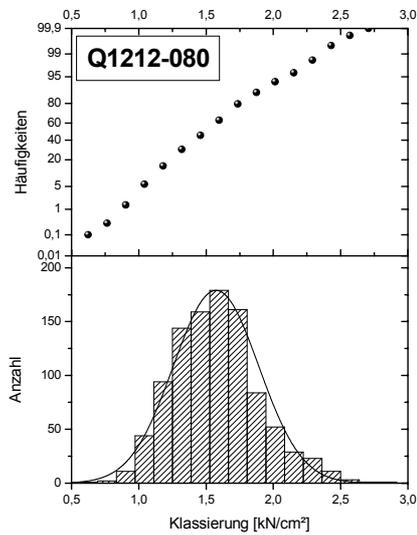


Abbildung D-14: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 80$)

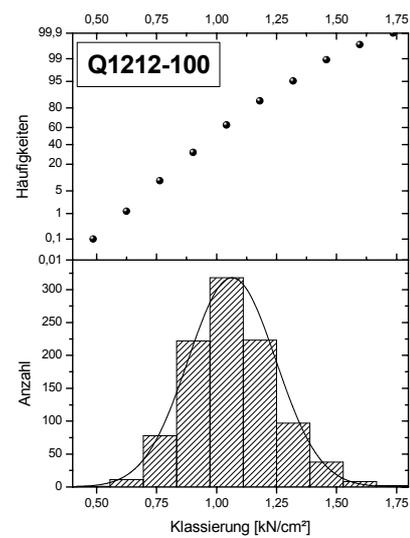


Abbildung D-15: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 100$)

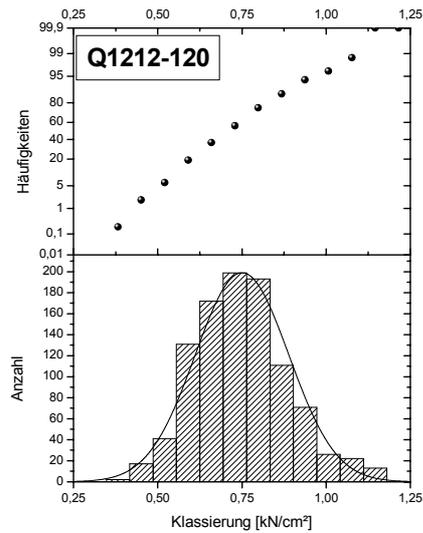


Abbildung D-16: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 120$)

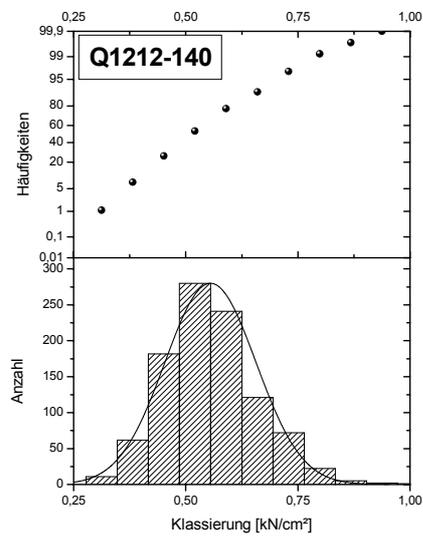


Abbildung D-17: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 140$)

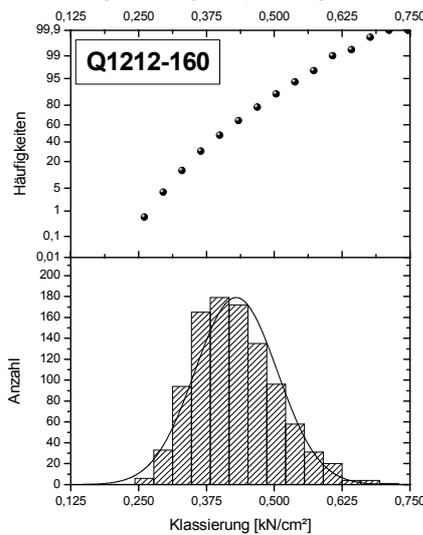


Abbildung D-18: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 160$)

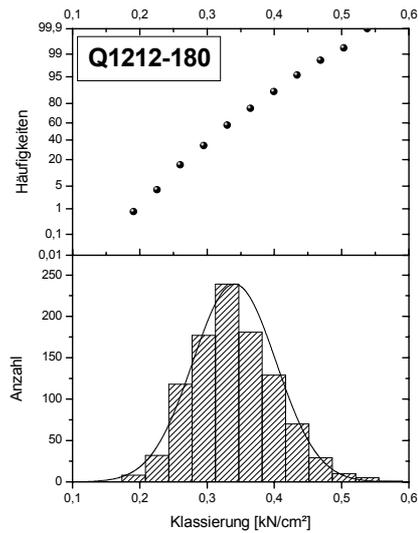


Abbildung D-19: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 180$)

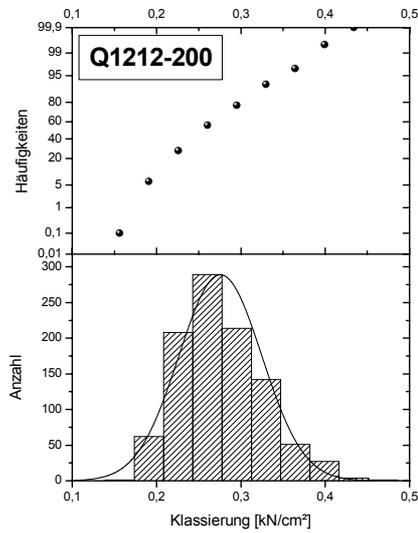


Abbildung D-20: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 12/12$ cm ($\lambda = 200$)

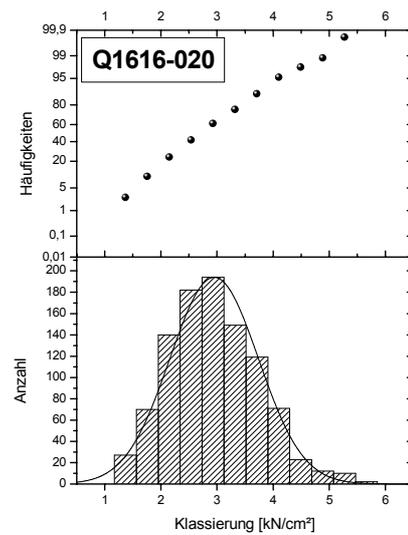


Abbildung D-21: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 20$)

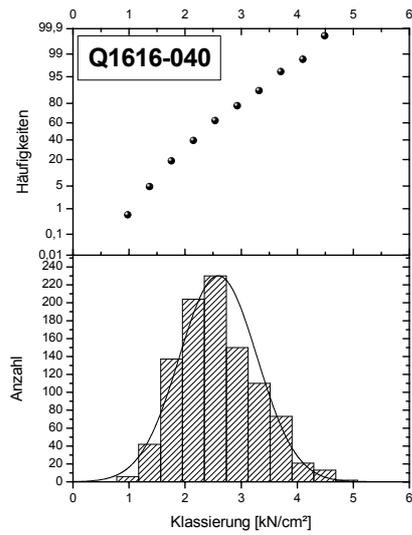


Abbildung D-22: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 40$)

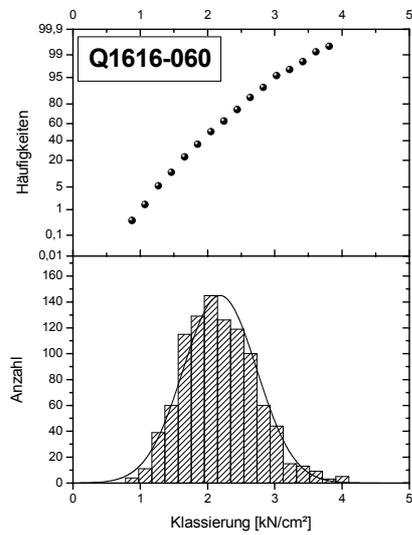


Abbildung D-23: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 60$)

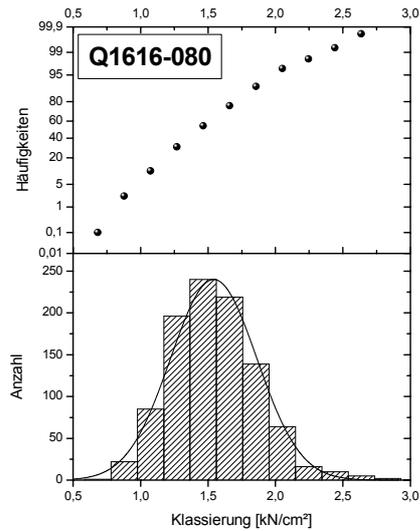


Abbildung D-24: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 80$)

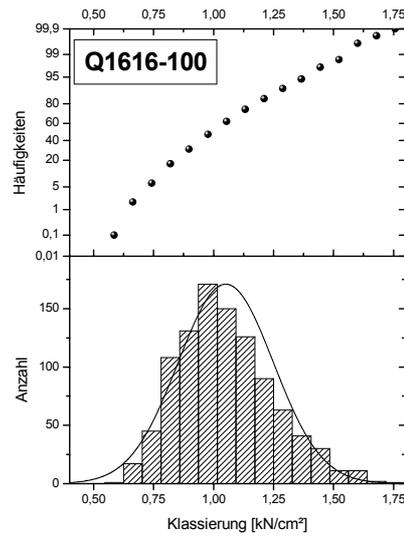


Abbildung D-25: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 100$)

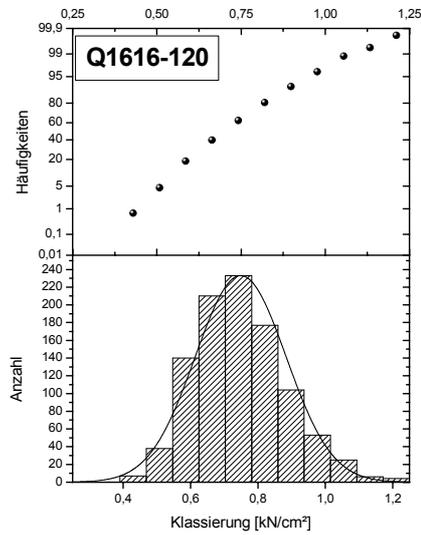


Abbildung D-26: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 120$)

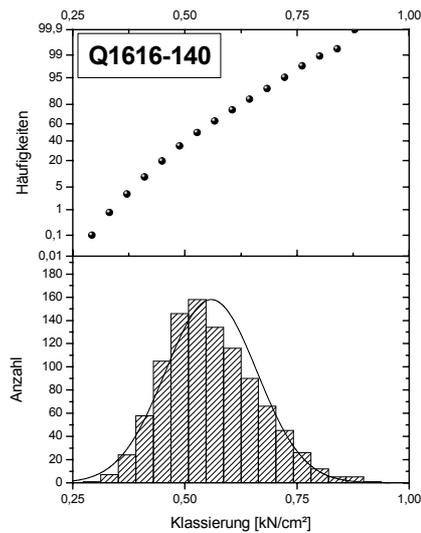


Abbildung D-27: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 140$)

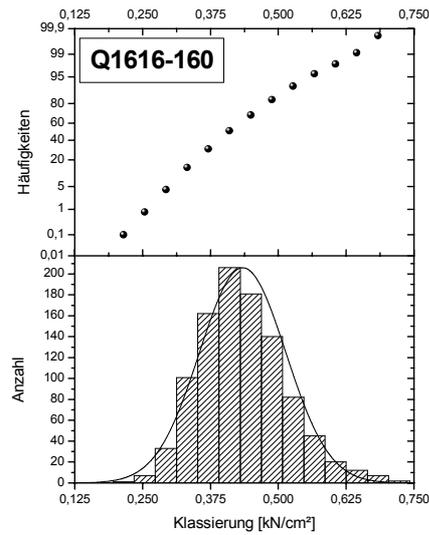


Abbildung D-28: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 160$)

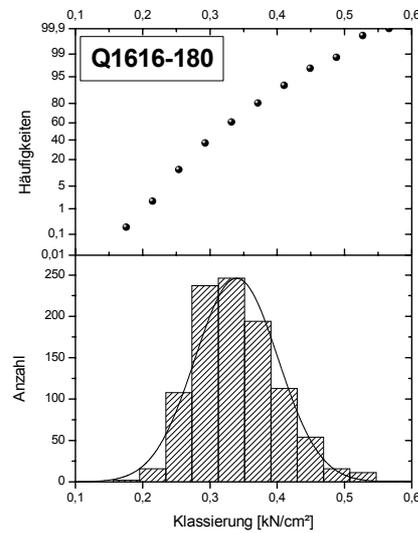


Abbildung D-29: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 180$)

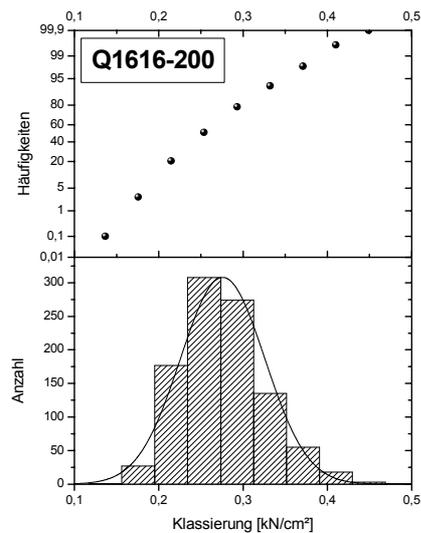


Abbildung D-30: Statistische Auswertung der Traglastspannung für Querschnitt $b/h = 16/16$ cm ($\lambda = 200$)

D.2. Erforderliche zusätzliche Ausmitte für Konzept 1

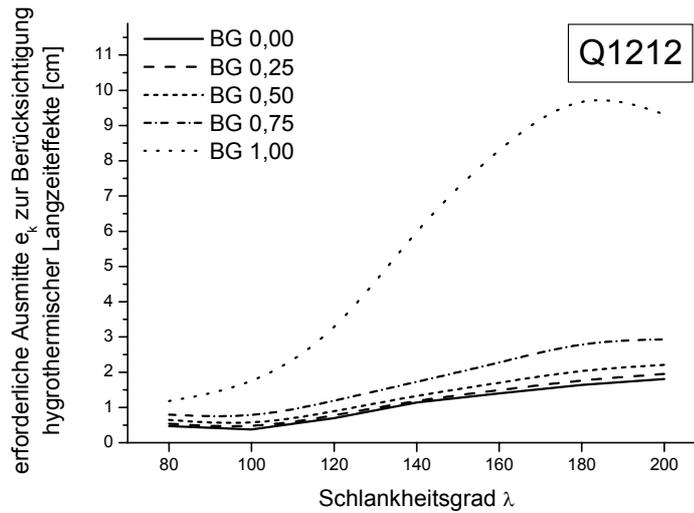


Abbildung D-31: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

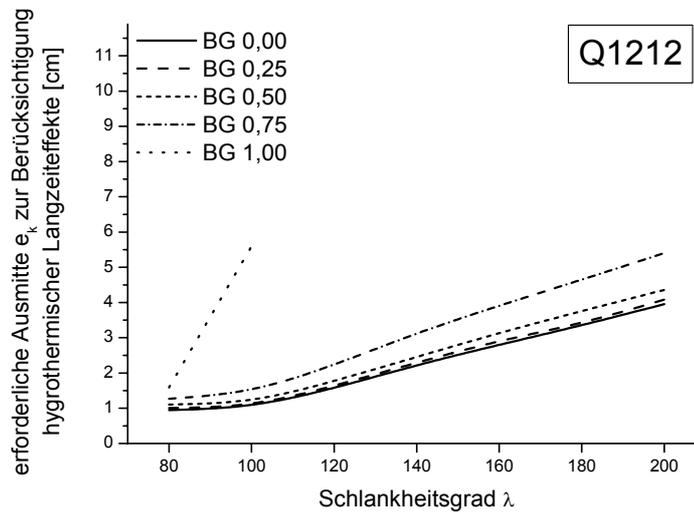


Abbildung D-32: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

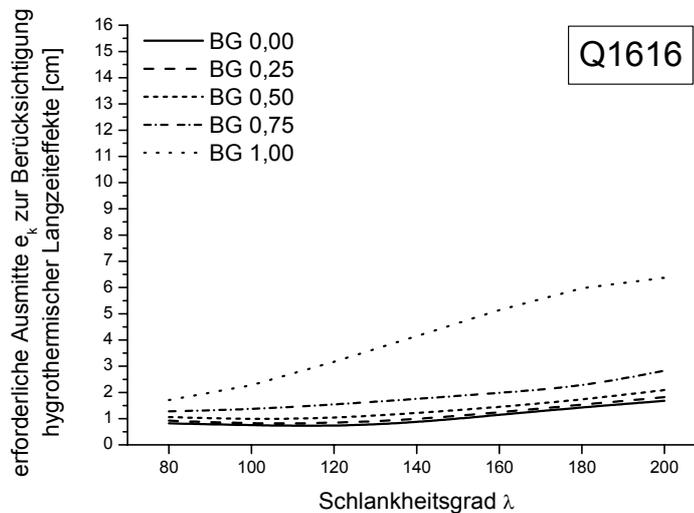


Abbildung D-33: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

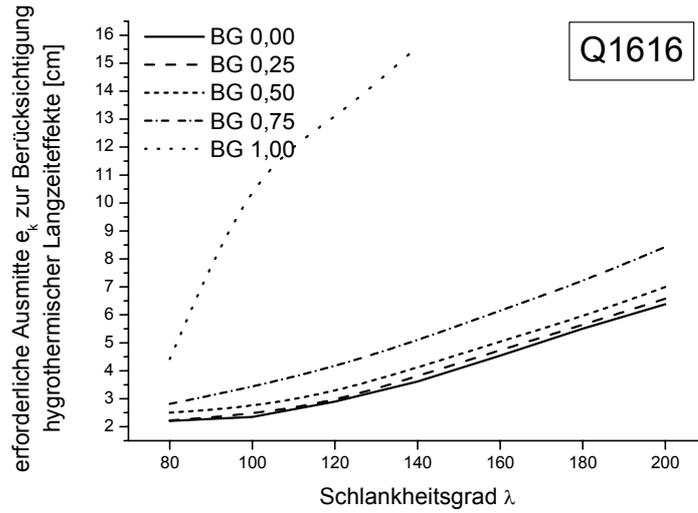


Abbildung D-34: erforderliche zusätzliche Ausmitte für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

D.3. Ergebnis der zusätzlichen Ausmitte für Konzept 1

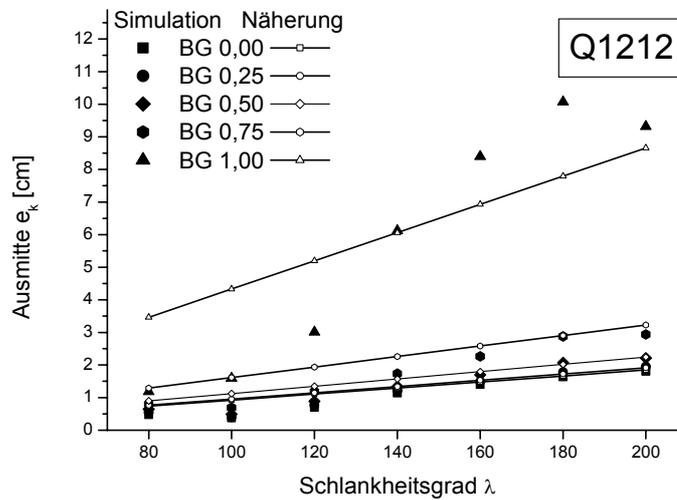


Abbildung D-35: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 2

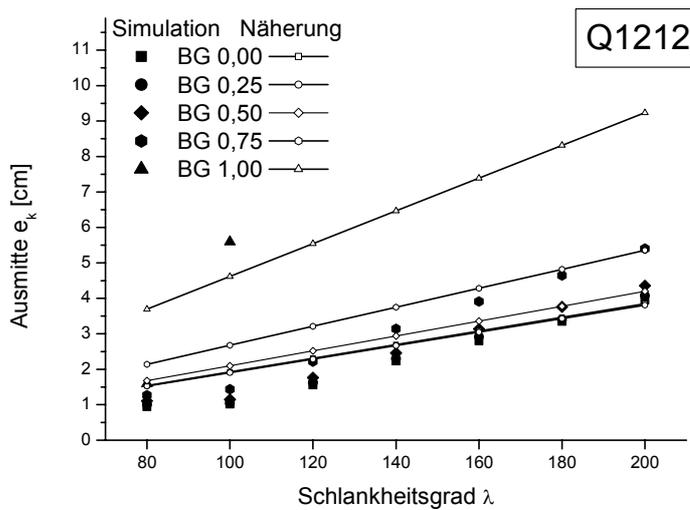


Abbildung D-36: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 3

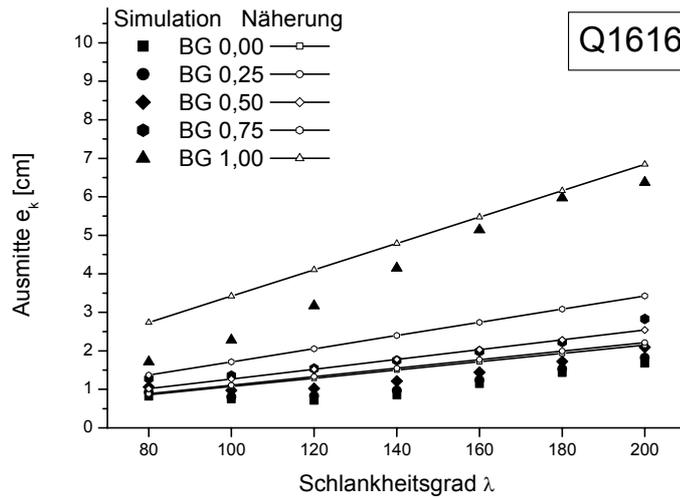


Abbildung D-37: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2

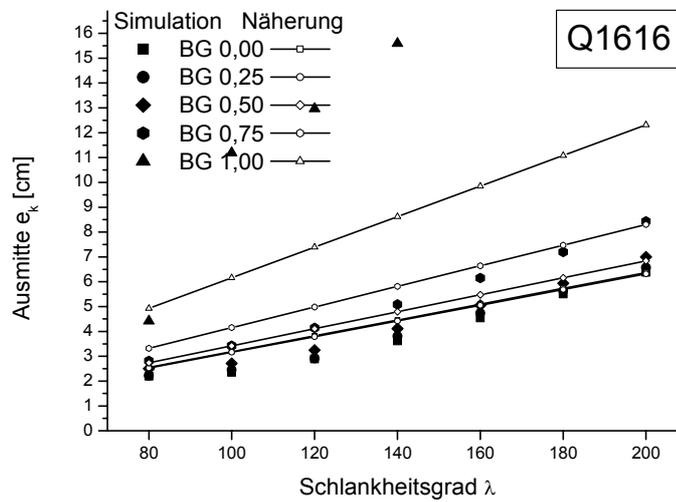


Abbildung D-38: Vergleich der Ausmitte e_k aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 3

D.4. Erforderlicher Beiwert für Konzept 2

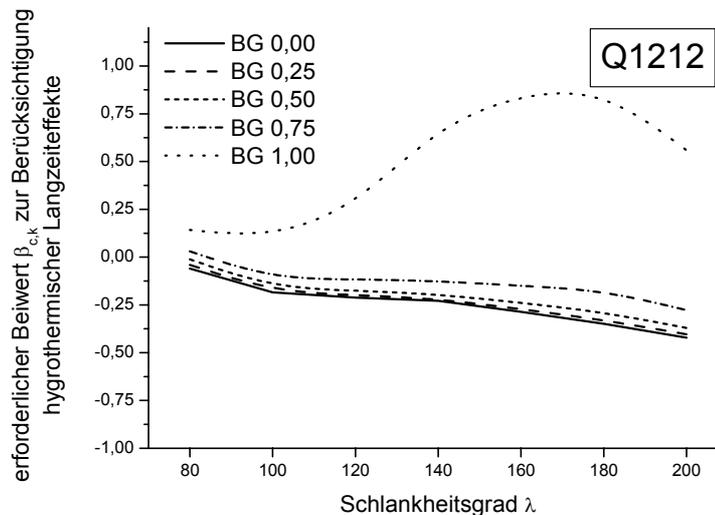


Abbildung D-39: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

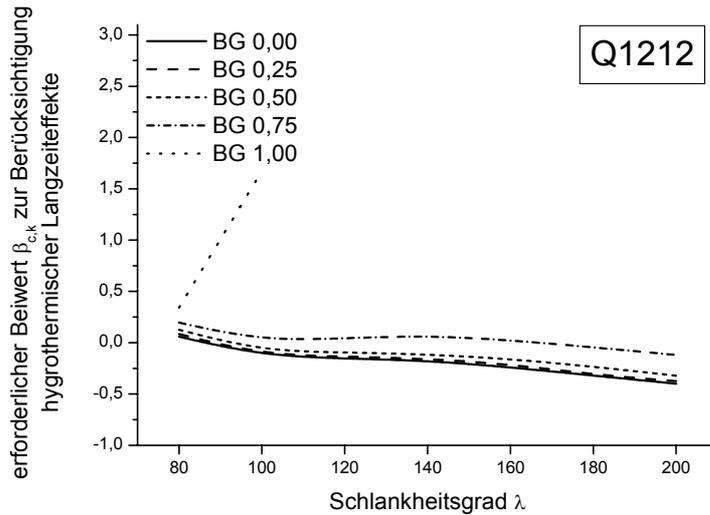


Abbildung D-40: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

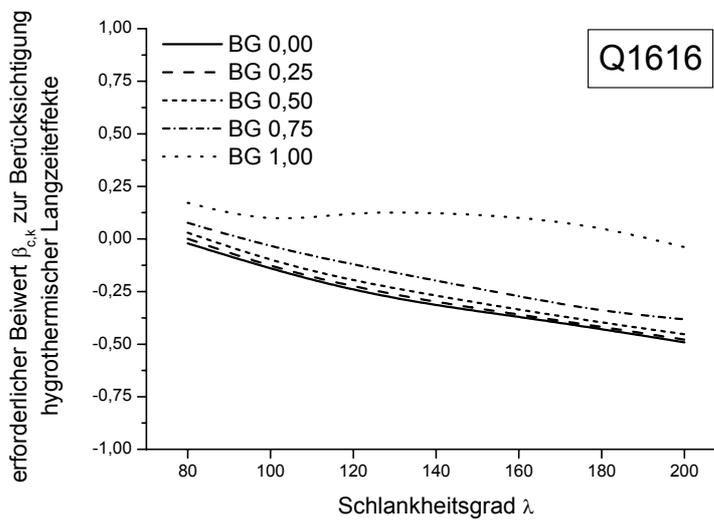


Abbildung D-41: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

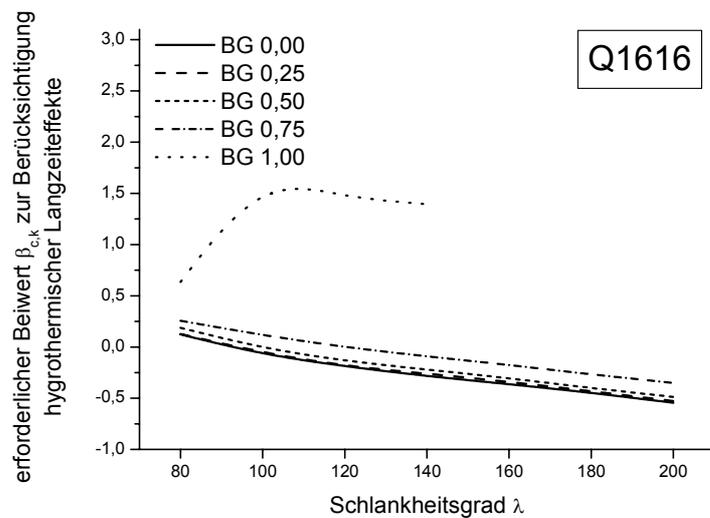


Abbildung D-42: erforderlicher Beiwert $\beta_{c,k}$ für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

D.5. Ergebnis des Beiwertes für Konzept 2

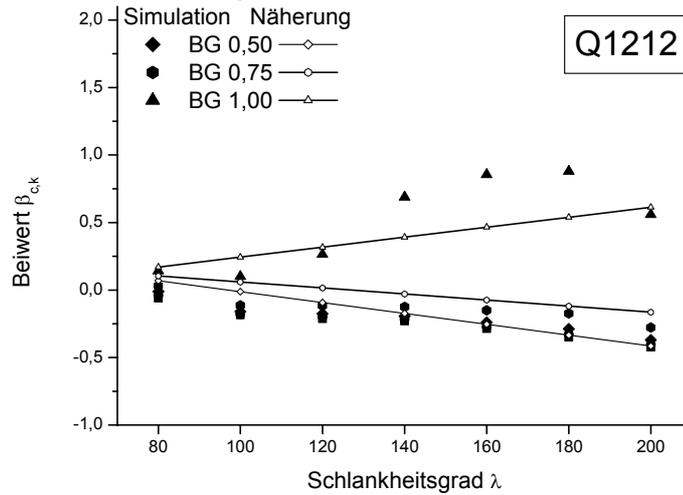


Abbildung D-43: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 2

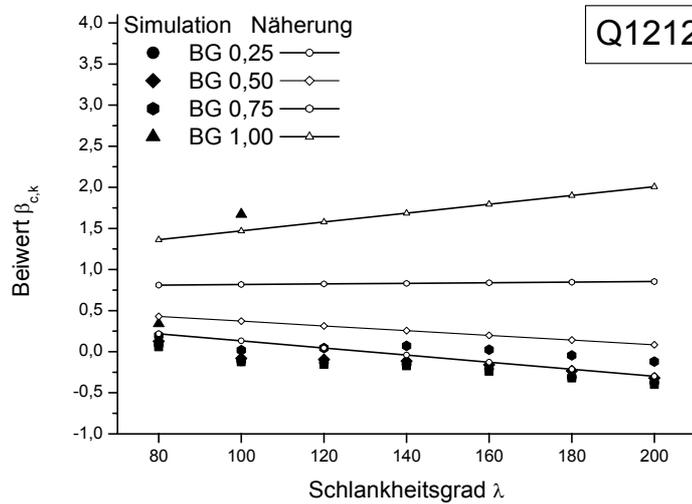


Abbildung D-44: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 3

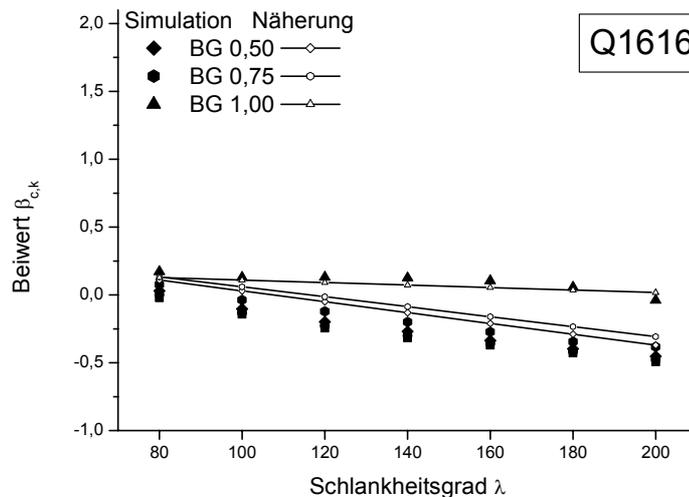


Abbildung D-45: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2

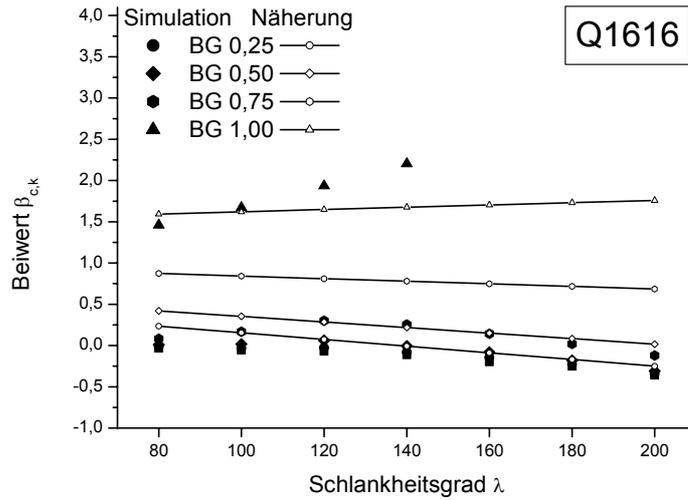


Abbildung D-46: Vergleich des Beiwertes $\beta_{c,k}$ aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 3

D.6. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k_{creep} für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung)

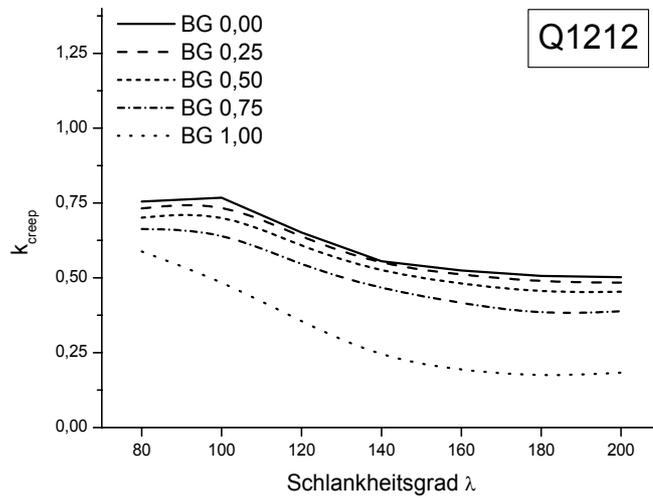


Abbildung D-47: k_{creep} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

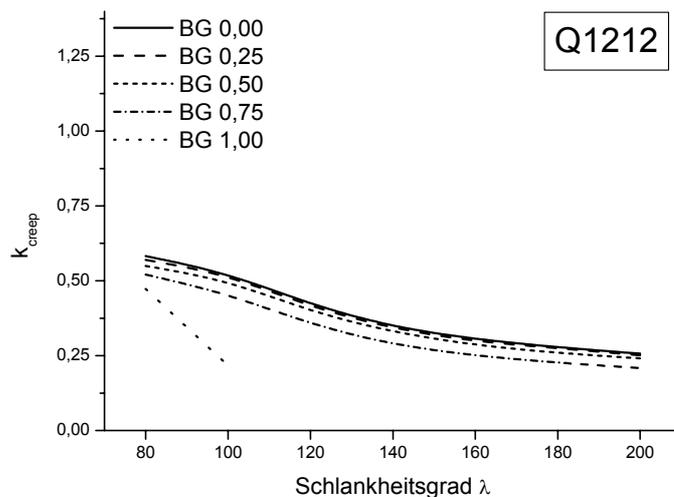


Abbildung D-48: k_{creep} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

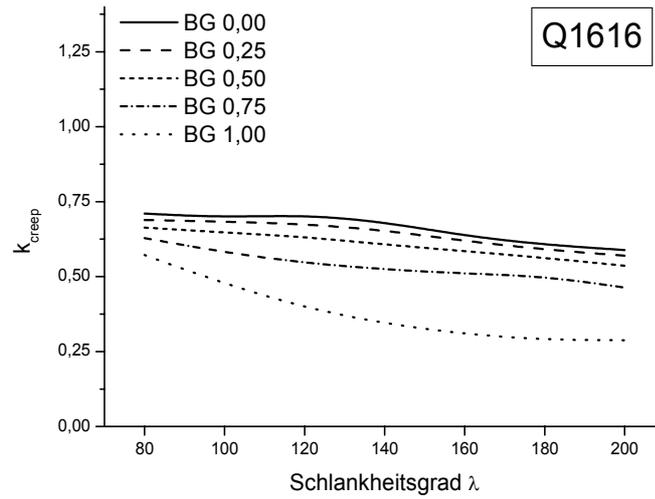


Abbildung D-49: k_{creep} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

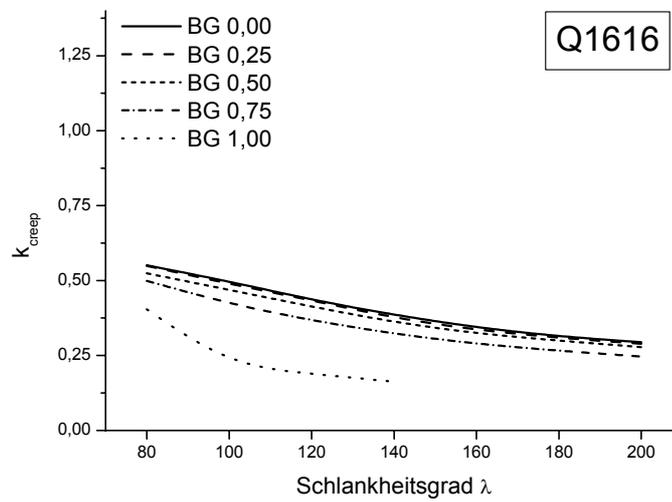


Abbildung D-50: k_{creep} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

D.7. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k_{creep} für Konzept 3 (Theorie II. Ordnung)

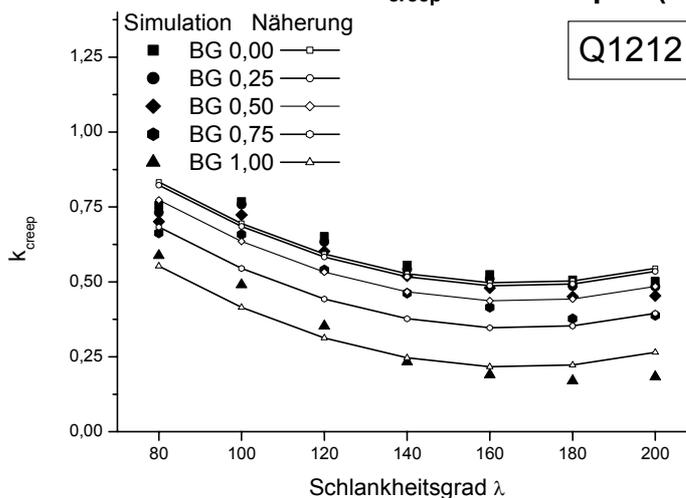


Abbildung D-51: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 2

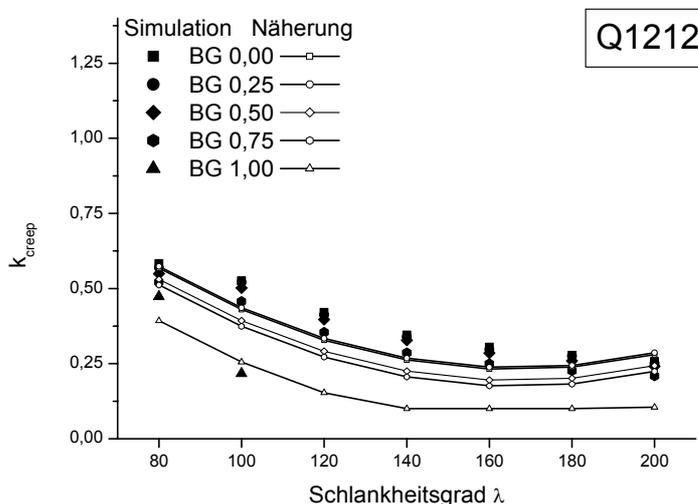


Abbildung D-52: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 3

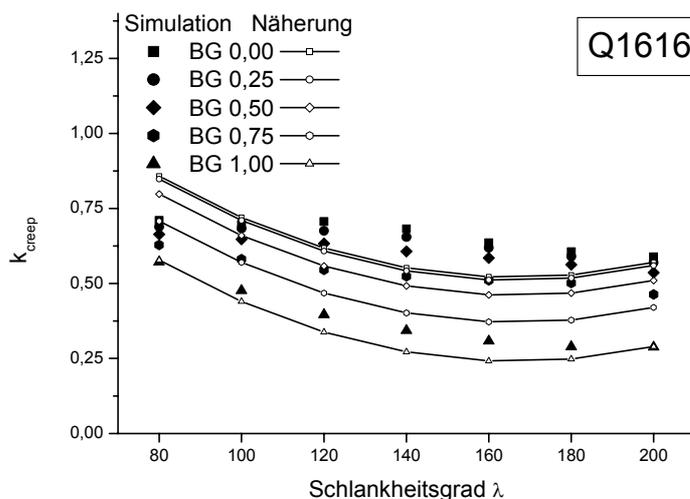


Abbildung D-53: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2

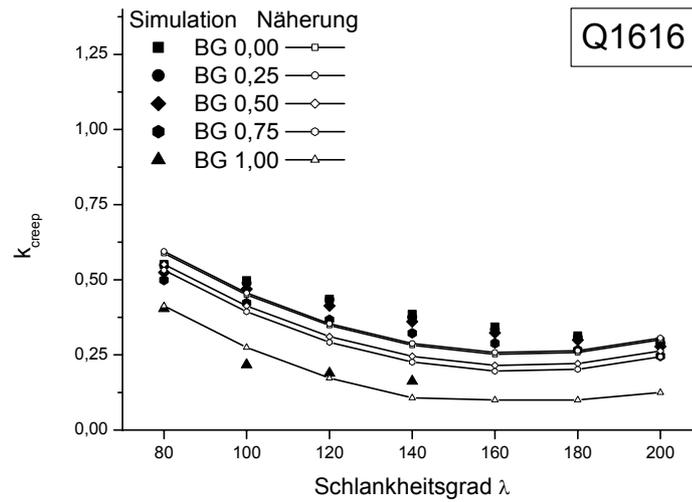


Abbildung D-54: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 3

D.8. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k_{creep}^* für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren)

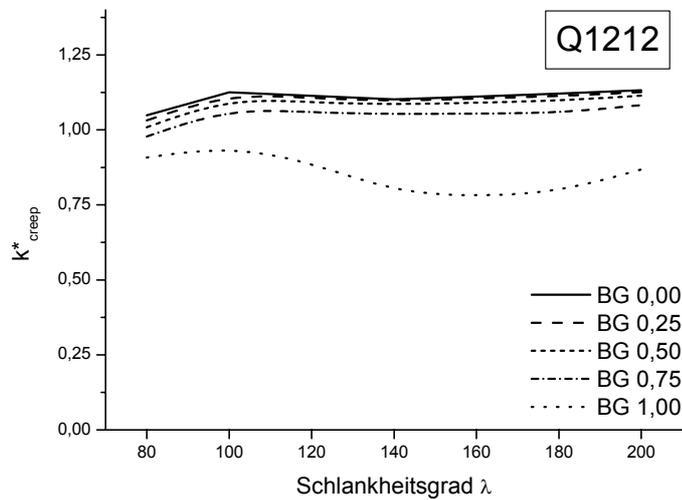


Abbildung D-55: k_{creep}^* für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 2

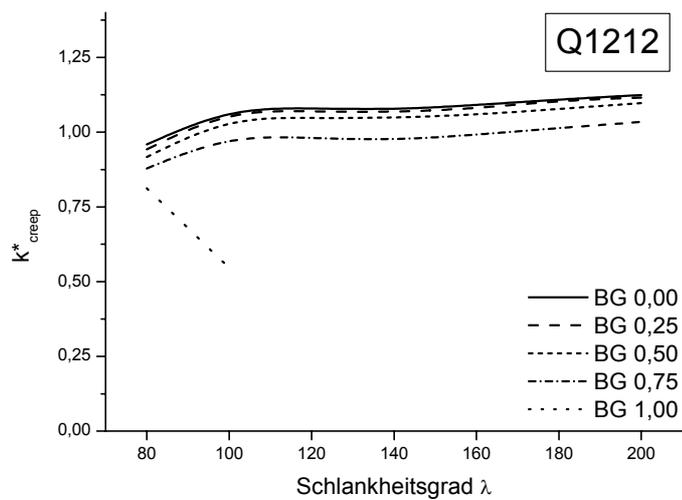


Abbildung D-56: k_{creep}^* für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 12/12$ cm in Nutzungsklasse 3

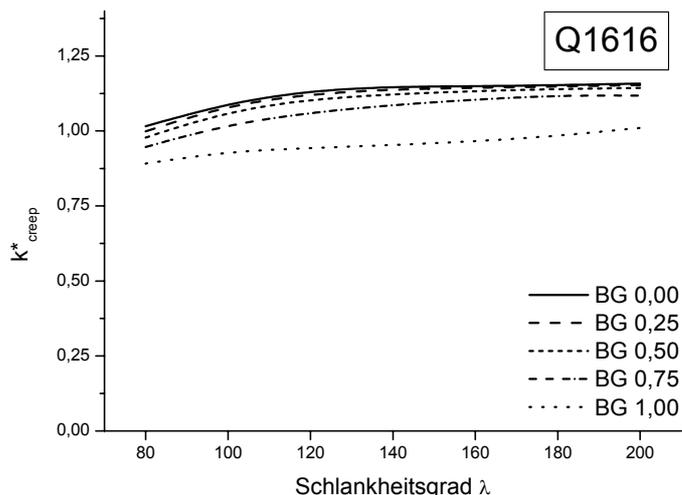


Abbildung D-57: k^*_{creep} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2

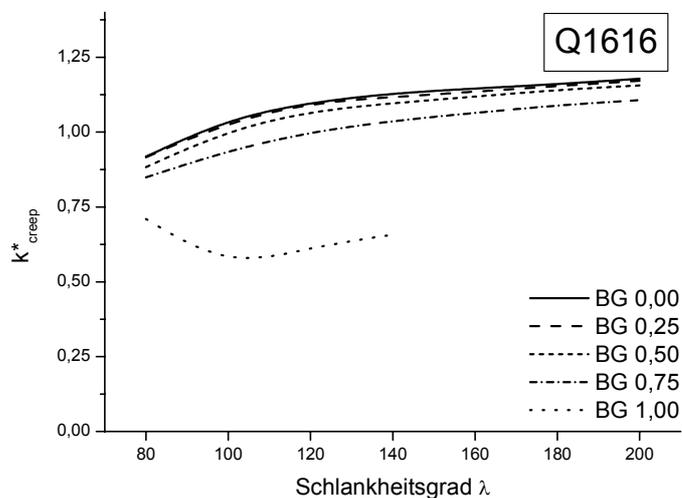


Abbildung D-58: k^*_{creep} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung des hygrothermischen Langzeittragverhaltens für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 3

D.9. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k^*_{creep} für Konzept 3 (Ersatzstabverfahren)

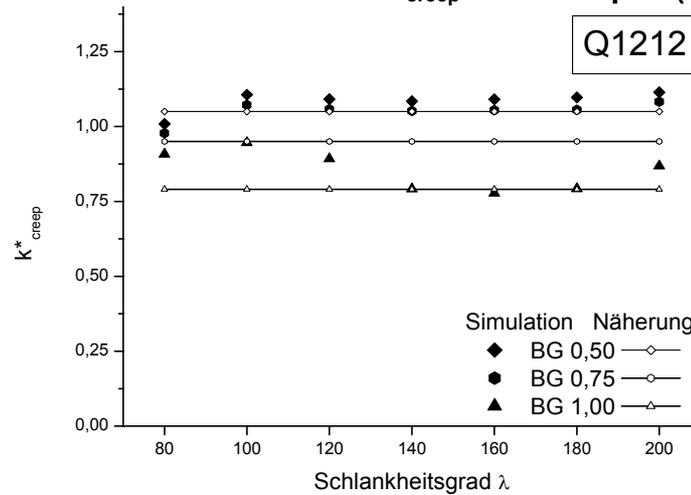


Abbildung D-59: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 2

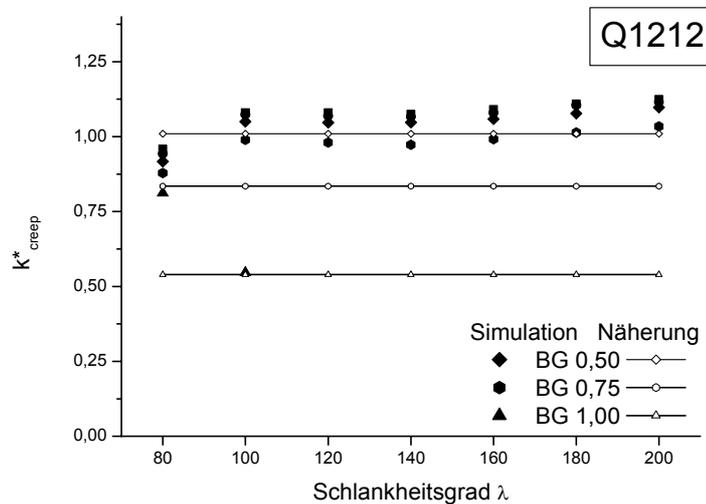


Abbildung D-60: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 12/12$ cm, Nutzungsklasse 3

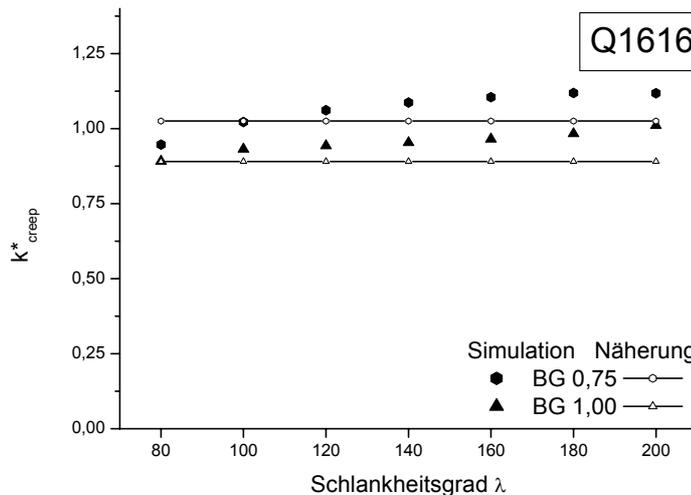


Abbildung D-61: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{creep} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2

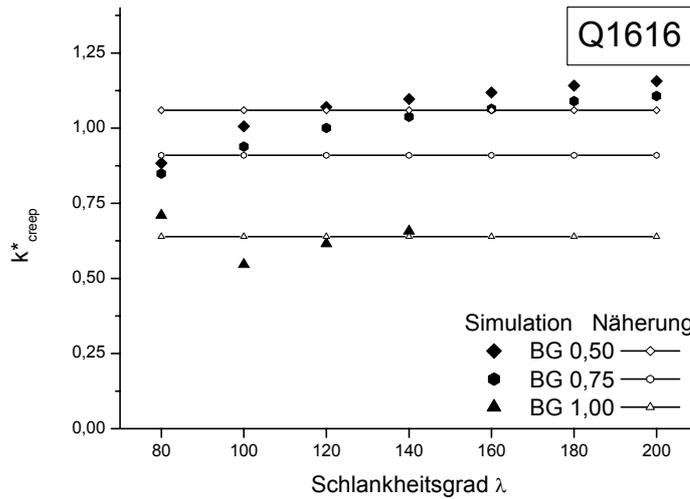


Abbildung D-62: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{creep}^* aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 3

D.10. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k_{uc} (Theorie II. Ordnung)

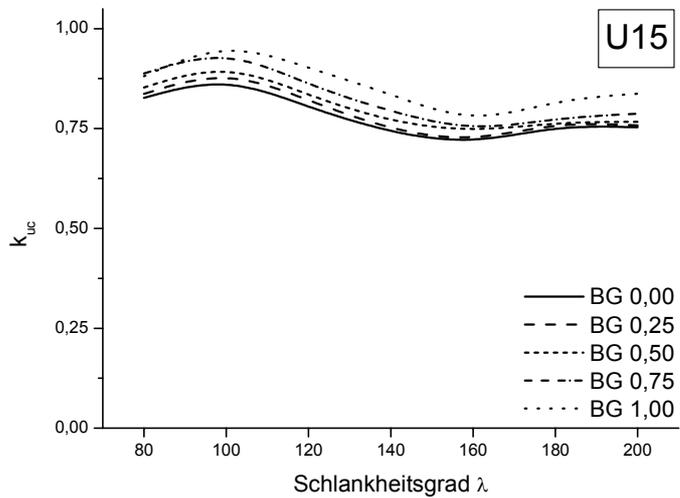


Abbildung D-63: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 15\%$)

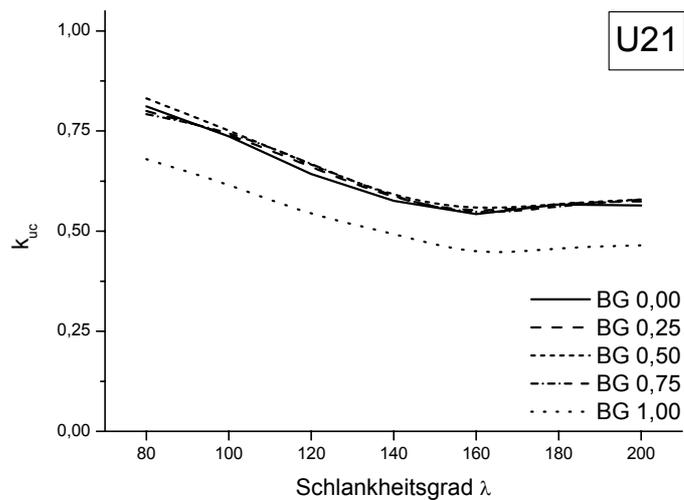


Abbildung D-64: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 21\%$)

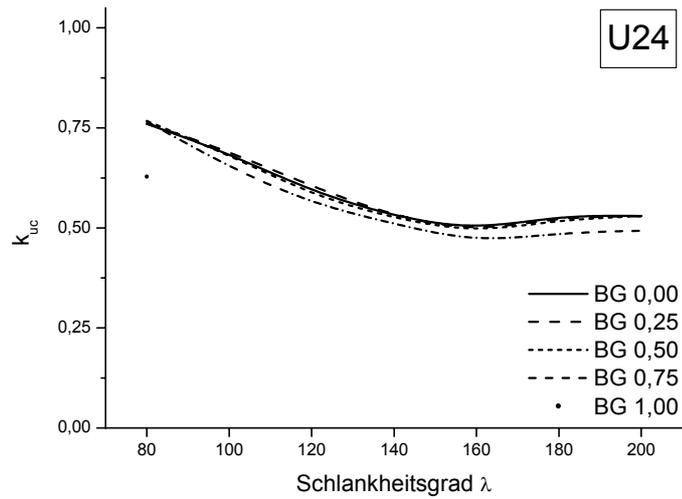


Abbildung D-65: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 24\%$)

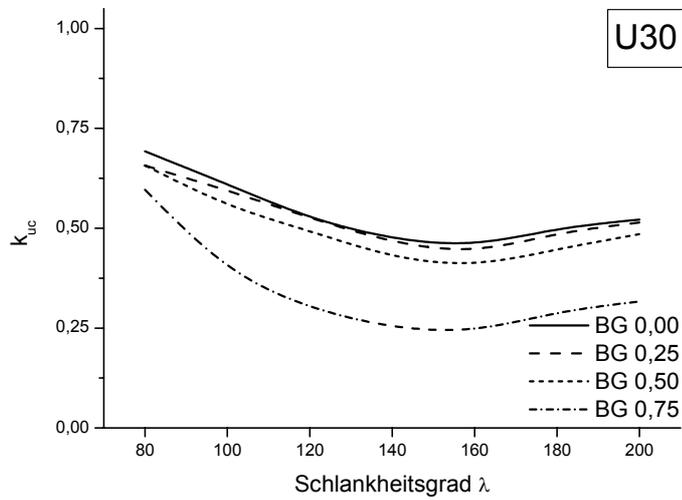


Abbildung D-66: k_{uc} für den Nachweis nach Theorie II. Ordnung zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 30\%$)

D.11. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k_{uc} (Theorie II. Ordnung)

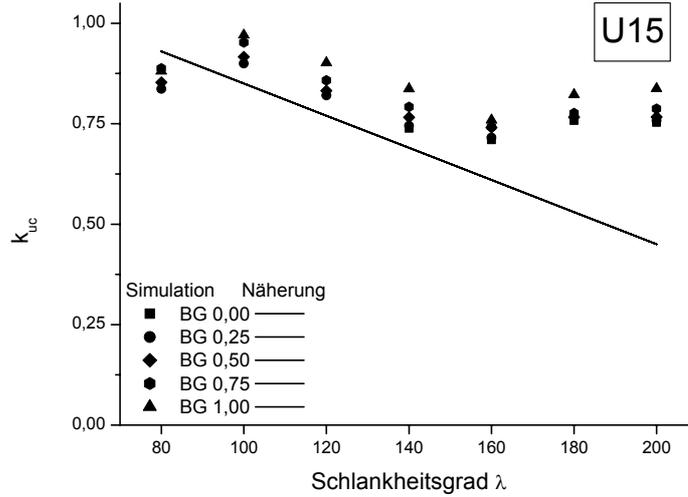


Abbildung D-67: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 15$ %)

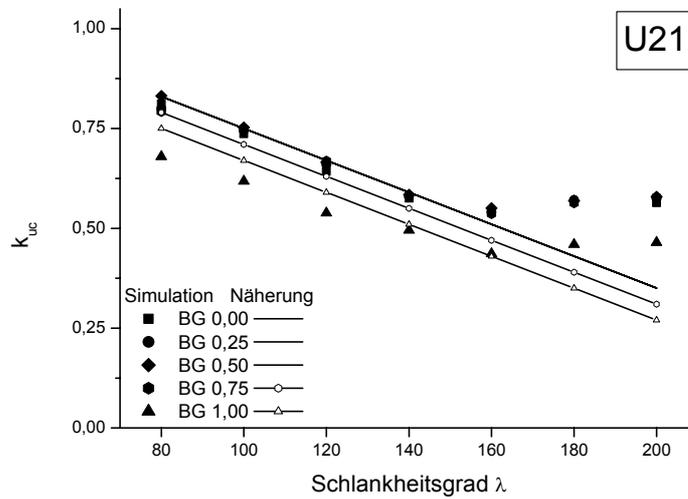


Abbildung D-68: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 21$ %)

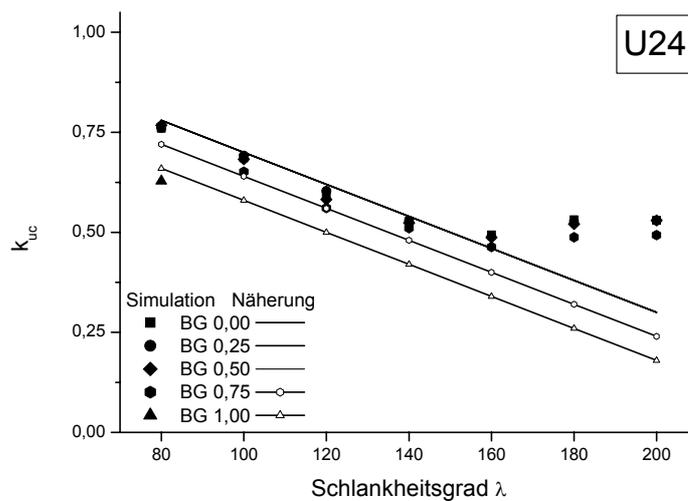


Abbildung D-69: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 24$ %)

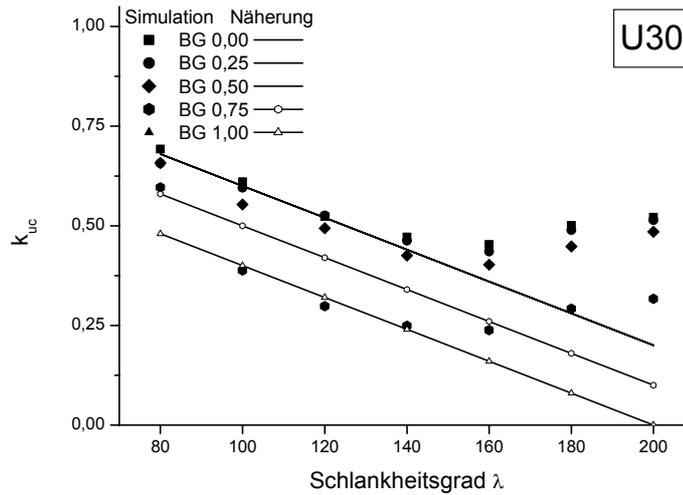


Abbildung D-70: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 30$ %)

D.12. Erforderlicher Modifikationsbeiwert k^*_{uc} (Ersatzstabverfahren)

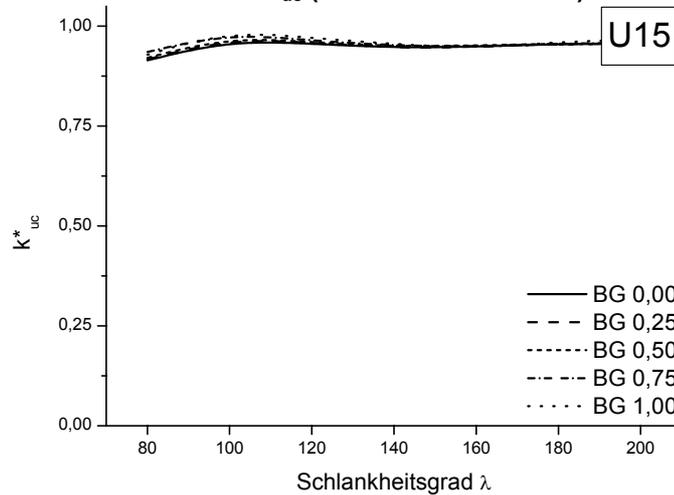


Abbildung D-71: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 15$ %)

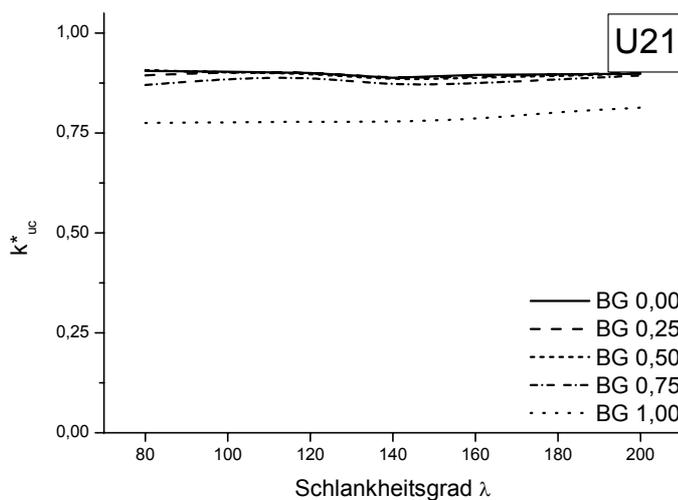


Abbildung D-72: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 21$ %)

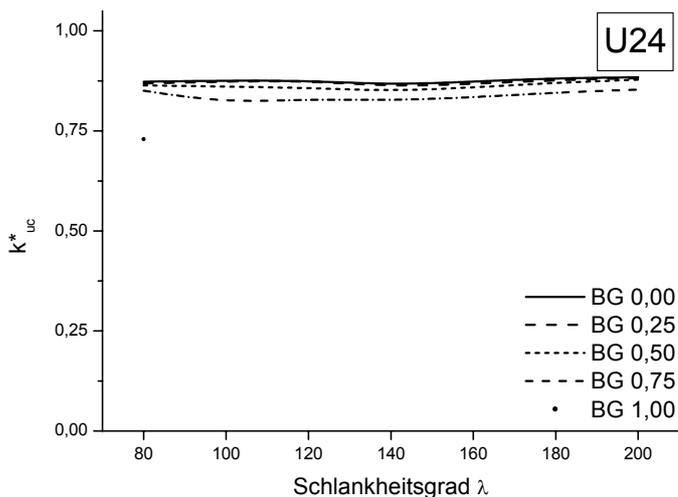


Abbildung D-73: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 24$ %)

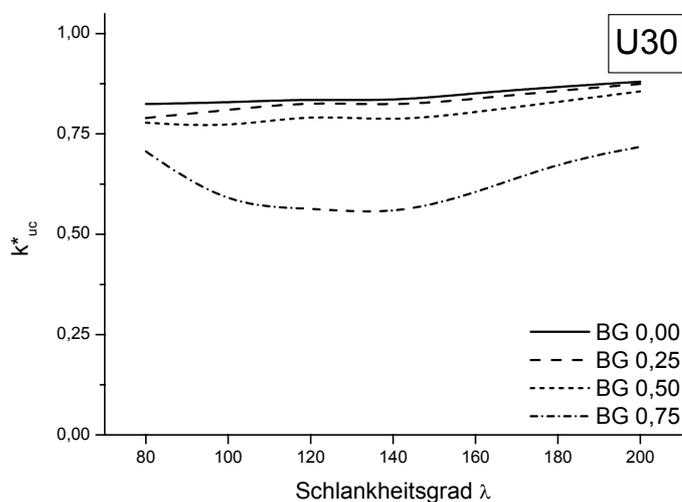


Abbildung D-74: k^*_{uc} für den Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren zur Berücksichtigung der Einbauholzfeuchte für $b/h = 16/16$ cm in Nutzungsklasse 2 ($u_E = 30$ %)

D.13. Ergebnis für den Modifikationsbeiwert k^*_{uc} (Ersatzstabverfahren)

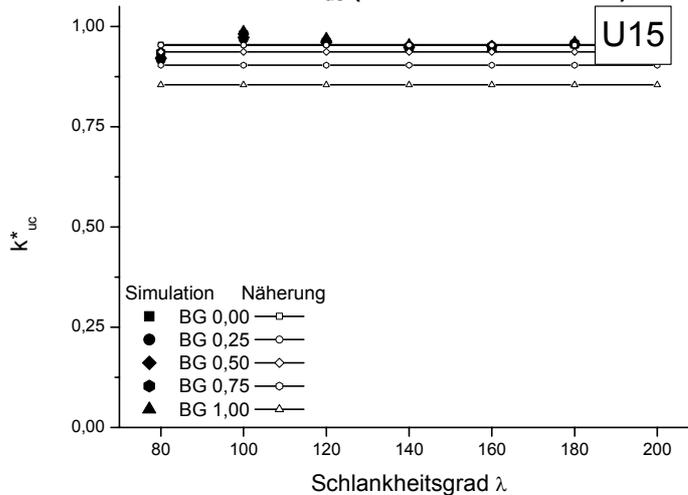


Abbildung D-75: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 15$ %)

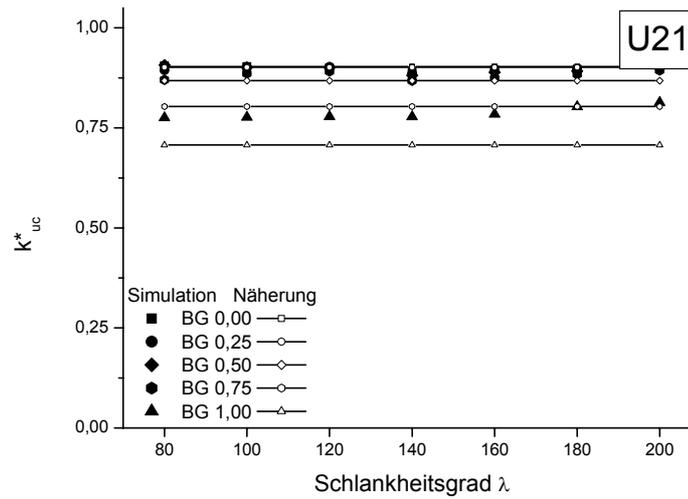


Abbildung D-76: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 21\%$)

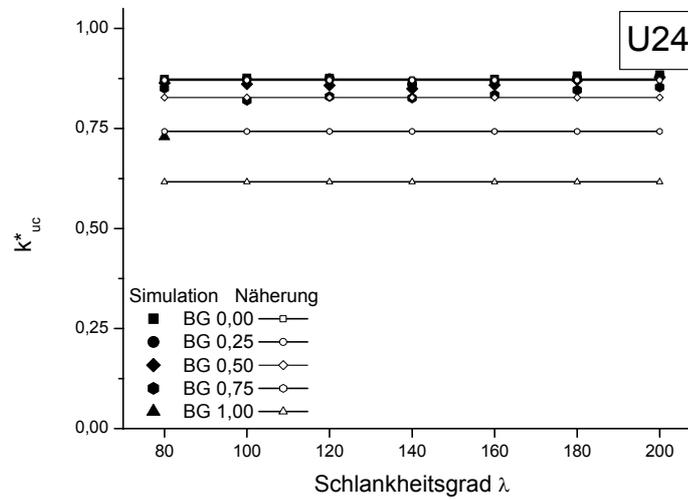


Abbildung D-77: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 24\%$)

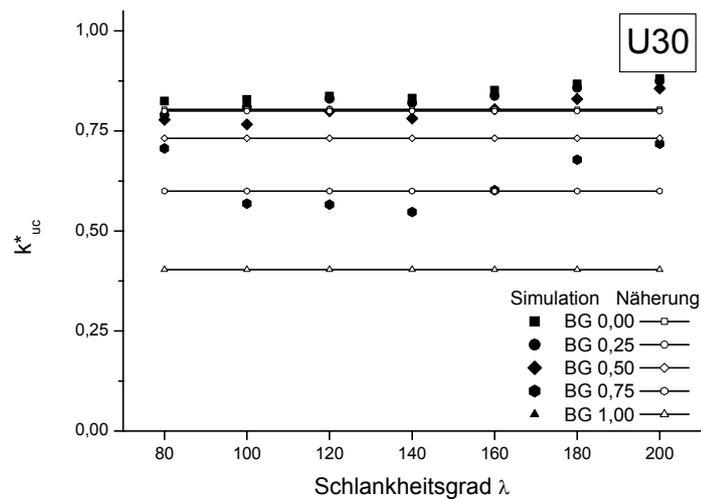


Abbildung D-78: Vergleich des Modifikationsbeiwertes k^*_{uc} aus der Regression der Simulationsergebnisse mit den Werten der Näherung für $b/h = 16/16$ cm, Nutzungsklasse 2 ($u_E = 30\%$)