

**Ulrich Hübner**

**Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und  
Robinienholz für lastabtragende Bauteile**

# **Monographic Series TU Graz**

## **Timber Engineering & Technology**

Series Editors

G. Schickhofer	Institut für Holzbau und Holztechnologie
R. Brandner	Institut für Holzbau und Holztechnologie

**Monographic Series TU Graz**

**Timber Engineering & Technology**

**Volume 3**

**Ulrich Hübner**

---

**Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile**

---

Diese Schrift wurde im Oktober 2013 unter dem Titel " Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile" als Dissertation an der Fakultät für Bauingenieurwesen der Technischen Universität Graz eingereicht.

Hauptberichter: G. Schickhofer (Technische Universität Graz)

Mitberichter: H. J. Blaß (Karlsruher Institut für Technologie)

Mitberichter: E. Gehri (ETH Zürich)

Bibliografische Information der Deutschen Bibliothek:  
Die Deutsche Bibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen  
Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über  
<http://dnb.ddb.de> abrufbar.

© 2014 Verlag der Technischen Universität Graz

Titelbild	Wennerbrücke bei St. Georgen, Steiermark / A (Quelle: Gerhard Schickhofer)
Layout	Wolfgang Karl, TU Graz / Universitätsbibliothek Christina Fraueneder, TU Graz / Büro des Rektorates
Druck	TU Graz / Büroservice

Verlag der Technischen Universität Graz

[www.ub.tugraz.at/Verlag](http://www.ub.tugraz.at/Verlag)

ISBN: 978-3-85125-314-6 (print)

Das Werk, einschließlich aller seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt. Jede  
Verwertung außerhalb der engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes ist ohne  
Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Das gilt insbesondere für  
Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und  
Verarbeitung in elektronischen Systemen.



# Danksagung

Die Folge von vier Forschungsprojekten zu den mechanischen Eigenschaften der Laubhölzer an der holz.bau forschungs gmbh in Graz bot mir die Möglichkeit sechs Jahre das spannende, notwendige und sinnvolle Thema des Einsatzes von Harthölzern für tragende Bauteile im Bauwesen mit zu erforschen. Besten Dank dafür an Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Gerhard Schickhofer! Er schuf die Voraussetzungen für die Genehmigung, die Möglichkeiten für die Umsetzung der Projekte und hatte für meine umfangreichen Prüfprogramme stets ein offenes Ohr.

Wegweisende Veröffentlichungen und viele Anregungen verdanke ich Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß und seinen Mitarbeitern. Prof. Ernst Gehri nahm sich regelmäßig die Zeit zur Diskussion der Forschungsergebnisse und ließ an seinen reichen Erfahrungen mit Laubholzkonstruktionen teilhaben. Prof. Blaß und Prof. Gehri möchte ich meinen großen Respekt ausdrücken und herzlich für die Erstellung der Gutachten danken.

Die anregenden Besprechungen mit meinen Kollegen an der holz.bau forschungs gmbh und am Institut für Holzbau und Holztechnologie der Technischen Universität Graz führten zu mehr Verständnis, Systematik und vermieden einige Sackgassen. In gemeinsamen Gesprächen und Aktivitäten lernte ich die steirischen bzw. österreichischen Besonderheiten kennen und schätzen sowie die eigenen bewusst wahrzunehmen und zu hinterfragen. Herzlichen Dank!

Die Arbeit wäre ohne die Unterstützung meiner ehemaligen Kollegen Thomas Bogensperger, Stefan Fritz, Robert Jöbstl, Wolfgang Leeb, Andreas Meisel, Helene Unterwieser und den ehemaligen Studierenden José Antonio Aparicio, Vojtech Draxl, Gyöngyi Fettik, Barbara Gartner, Ylli Halili, Markus Klaus Kummer, Manuel Richard Lögl und Mathias Rasser nicht zu bewältigen gewesen: Ihnen allen meine Anerkennung und vielen Dank! Besonderer Dank gilt unserem Tischlermeister Bernd Heißenberger, von dem ich einiges lernen durfte und der tausende Probekörper anfertigte. Thomas Kröpfel half bei den Prüfungen – auch mit Humor. Bedanken möchte ich mich ebenso bei den Mitarbeitern des LABORS FÜR KONSTRUKTIVEN INGENIEURBAU der TU Graz für die vielfältige Unterstützung bei den Materialprüfungen.

Für mein Sein und Werden danke ich zutiefst meinen vorbildlichen Eltern Gertrud und Klaus und meinem großen Bruder Thomas Hübner.

Graz, 14. Oktober 2013

Ulrich Hübner



# Forschungsprojekte und Förderer

Das Forschungsprojekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* wurde von der holz.bau forschungs gmbh finanziert und vom 1. Oktober 2002 bis zum 31. Oktober 2006 von der Forschungsförderungsgesellschaft (FFG) unterstützt. Das Projekt *Einsatz von Hart-Laubhölzern im Baubereich als stabförmige und flächenhafte Produkte* fand im Rahmen des K\_ind-Programmes vom 1. Juli 2003 bis zum 30. Juni 2007 in Zusammenarbeit mit der Firma HAAS FERTIGBAU GMBH & CO. KG, dem Institut für Holzbau und Holztechnologie und dem Labor für Konstruktiven Ingenieurbau der TU Graz statt. Das Projekt wurde mit Mitteln des Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit, der Steirischen Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH und dem Land Steiermark (Abteilungen 3 und 14) gefördert.

Nach dem Abschluss des K\_ind-Programmes folgte von Juli bis Dezember 2007 das Projekt *IFP\_2.1\_VT\_Laubholz: Versuchstechnische Untersuchungen zum Thema Verbindungsmittel im Laubholzbereich* vor dem Beginn des COMET-Programms. Das vierte Laubholz-Projekt 1.2.3 *hardwood\_connections* wurde vom Kompetenzzentrum holz.bau forschungs gmbh finanziert und in Kooperation mit dem Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz und den Industriepartnern HAAS FERTIGBAU GMBH & CO. KG, SPAX INTERNATIONAL GMBH & CO. KG und SFS INTEC GMBH vom 1. Jänner 2008 bis zum 31. Dezember 2010 bearbeitet. Das Projekt wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft, Familie und Jugend, des Bundesministeriums für Verkehr, Innovation und Technologie, der Steirischen Wirtschaftsförderungsgesellschaft mbH und des Landes Steiermark (Abteilung 14) gefördert.

Allen Fördergebern sei ganz herzlich für das entgegengebrachte Vertrauen und die Bereitstellung der finanziellen Mittel gedankt. Besondere Anerkennung gebührt der Firma HAAS FERTIGBAU GMBH & CO. KG, die eine langjährige Partnerschaft mit der holz.bau forschungs gmbh einging und wesentlich zur Finanzierung dieser Forschungsprojekte beitrug, ohne die Geduld auf dem langen Weg zum Produkt zu verlieren.



# Motivation und Umfang der Arbeit

Derzeit werden in Österreich vom zunehmenden Laubholzvorrat nur zwei Drittel genutzt und die Preise für Buchenstammholz sinken seit einem Jahrzehnt. Ähnliches gilt für die Schweiz, Frankreich und Deutschland. Sehr gute Stammqualitäten können für Furniere, Möbel oder den Innenausbau genutzt werden. Für die mittleren Qualitäten fehlen ausreichende Nutzungsmöglichkeiten und so werden derzeit etwa 70 % des Laubrohholzes energetisch verwertet. Die Nutzung dieses nachwachsenden einheimischen Rohstoffs als Holzwerkstoff für tragende Bauteile im Bauwesen kann nur wirtschaftlich sein, wenn die hervorragenden mechanischen Eigenschaften von Harthölzern im Bauteilmaßstab durch effiziente und gleichzeitig sichere Modelle für deren Bemessung ausgeschöpft werden.

Die genormten Bemessungsmodelle beruhen auf den langjährigen Erfahrungen mit Nadelhölzern, jedoch oftmals nur wenigen oder gar keinen Materialprüfungen mit einheimischen Laubhölzern. Das Ziel dieser Arbeit ist die Optimierung von Verbindungen mit Stabdübeln und Holzbauschrauben sowie von Bauteilen mit Querkzug- bzw. Querkdruckbelastung.

Die Querkdruck- und -zugeigenschaften von Brettschichtholz aus Buche (*Fagus sylvatica* L.) und Esche (*Fraxinus excelsior* L.) wurde nach [ON EN 408 \(2010\)](#) geprüft. Weiterhin wurden Querkdruckprüfungen an Schwellen mit ein- bzw. beidseitigem Vorholz durchgeführt und der Querkdruckbeiwert errechnet. Der Schubmodul und die Scherfestigkeit von Eschen-BSH wurden ermittelt.

Für das neue Bemessungsmodell des charakteristischen Ausziehwidestands von Holzbauschrauben wurde die axiale Ausziehtragfähigkeit von Holzbauschrauben in Eschen-BSH für die Durchmesser 6, 8, 10 und 12 mm und die Einschraubwinkeln  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$  nach [ON EN 1382 \(1999\)](#) untersucht. Holzbauschrauben mit 4 mm Durchmesser und Gewindestangen mit 20 mm Durchmesser wurden parallel und quer zur Faserrichtung ausgezogen. Der Einfluss der Schraubenspitze, der Einschraublänge und der Holzfeuchte wurden ebenfalls experimentell ermittelt. Aus Buche bzw. Robinie (*Robinia pseudoacacia* L.) wurden Holzbauschrauben mit 8, 10 und 12 mm Durchmesser parallel und quer zur Faserrichtung herausgezogen. Insgesamt wurden 2622 Ausziehprüfungen durchgeführt.

Für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit wurde ein neues Bemessungsmodell auf Basis 1378 eigener und 155 Prüfergebnissen anderer Autoren entwickelt und anhand von Stabdübelverbindungen mit Eschenholz verifiziert. Dabei wurde die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz für die Durchmesser 6, 8, 12 und 20 mm und die Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$  untersucht. Parallel und quer zur Faserrichtung wurde auch die Lochleibungsfestigkeit in Buchen- bzw. Robinienholz für Durchmesser von 6, 12 und 20 mm nach [ON EN 383 \(2007\)](#) geprüft. Der Einfluss der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz wurde abgeklärt.

Die ermittelten Materialkennwerte und Bemessungsmodelle mögen zu wirtschaftlichen, ökologischen und ästhetischen Laubholzkonstruktionen beitragen.

# Motivation and Scope

The stock of deciduous trees accumulates in Austria and less than the half is harvested, similar to Switzerland, France and Germany. The prices for beech logs declined in the last decade. The best log qualities are used for veneer, furniture or interior fittings. The request for the medium qualities is too low and 70 % of the deciduous harvest is used for energy purposes. The use of this renewable home-grown resource for load bearing structures can only be economic if efficient but save calculation models for structural elements take advantage of the excellent mechanical properties of hardwoods.

The standardized calculation models are based on the long-time experience with softwoods but relatively few published tests with hardwoods. The aim of this thesis is to optimize connections with dowel type connectors and screws as well as perpendicular to the grain loaded structural elements.

The strength and the modulus of elasticity of glued laminated timber (GLT) made of European ash (*Fraxinus excelsior* L.) and European beech (*Fagus sylvatica* L.) was analyzed perpendicular to the grain for tension and compression load according to [ON EN 408 \(2010\)](#). The load distribution factor  $k_{c,90}$  was determined on sills loaded over the middle part of the length or at one end. Furthermore the shear strength and the modulus of shear of GLT made of ash were examined.

The axial withdrawal resistance of self-drilling screws of the diameters 6, 8, 10 and 12 mm was tested according to [ON EN 1382 \(1999\)](#) in GLT made of ash with angles between the fiber direction and the screw axis of  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$ . Screws with 4 mm diameter and rods with a thread of  $\varnothing 20$  mm according to [DIN 7998 \(1975\)](#) were pulled out parallel and perpendicular to the grain. The influence of the screw tip, the embedded screw length and the moisture content were also analysed. Self-drilling screws of the diameters 8, 10 and 12 mm were also pulled out of GLT made of beech and black locust (*Robinia pseudoacacia* L.) parallel and perpendicular to the grain. The new calculation model is based on 2 622 test results for the withdrawal resistance of pre-drilled screws in hardwoods.

The embedding strength of dowel type connectors of the diameters 6, 8, 12 and 20 mm was analysed according to [ON EN 383 \(2007\)](#) in GLT made of ash with angles between the fiber direction and the screw axis of  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$ . Dowels with 6, 12 and 20 mm were tested in GLT made of beech and black locust parallel and perpendicular to the grain. The influence of the moisture content on the embedding strength was carried out in GLT made of ash. The 1 378 results and 155 embedding strength tests of other authors brought forth the new calculation model for the characteristic embedding strength of dowel type connectors in hardwoods. The model was verified with tests of dowel connections with ash wood.

May the determined material properties and the new calculation models lead to economic, ecological and aesthetic timber constructions with hardwoods.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b>	<b>iii</b>
<b>Motivation und Umfang der Arbeit</b>	<b>vii</b>
<b>Bezeichnungen – Symbole</b>	<b>xv</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Stammesgeschichtliche Entwicklung der Bäume . . . . .	1
1.2 Zuwachs und Nutzung der Laubholzbestände . . . . .	1
1.3 Auswahl der Holzarten . . . . .	4
1.4 Einfluss der Wuchsbedingungen auf die mechanischen Eigenschaften des Eschenholzes . . . . .	6
1.5 Begriffe . . . . .	10
<b>2 Querdruckeigenschaften von Buchen- und Eschen-Brettschichtholz</b>	<b>13</b>
2.1 Literaturrecherche . . . . .	13
2.2 Normen und Zulassungen . . . . .	24
2.3 Einflüsse auf das Querdruckverhalten . . . . .	29
2.4 Methodik . . . . .	34
2.5 Auswertung . . . . .	40
2.6 Fotogrammetrie der Schwellen . . . . .	56
2.7 Zusammenfassung der Querdruckkennwerte für Buchen- und Eschen-BSH . . . . .	63
<b>3 Querzugeigenschaften von Buchen- und Eschen-Brettschichtholz</b>	<b>65</b>
3.1 Motivation . . . . .	65
3.2 Einflüsse auf die Querzugfestigkeit . . . . .	66
3.3 Methodik und Material . . . . .	72
3.4 Auswertung . . . . .	78
3.5 Schlussfolgerungen . . . . .	92
3.6 Zusammenfassung der Querzugkennwerte für Buchen- und Eschen-BSH . . . . .	95
<b>4 Auszieh Widerstand von Holzbauschrauben</b>	<b>97</b>
4.1 Geschichte der Holzbauschrauben . . . . .	97
4.2 Literaturrecherche . . . . .	103
4.3 Normen und Zulassungen . . . . .	117
4.4 Einflüsse auf den Auszieh Widerstand . . . . .	128
4.5 Material . . . . .	140
4.6 Methodik . . . . .	143
4.7 Prüfeinrichtung . . . . .	146
4.8 Auswertung . . . . .	148

---

4.9	Vergleich mit bekannten Ausziehkenngößen . . . . .	184
4.10	Zusammenfassung zum Ausziehwiderstand von Holzbauschrauben . . . . .	203
4.11	Forschungsbedarf bei Holzbauschrauben für Laubholz . . . . .	204
<b>5</b>	<b>Lochleibungsfestigkeit</b>	<b>209</b>
5.1	Literaturrecherche . . . . .	209
5.2	Normen . . . . .	219
5.3	Einflüsse auf die Lochleibungsfestigkeit . . . . .	224
5.4	Methodik für die Lochleibungsprüfungen . . . . .	231
5.5	Auswertung . . . . .	239
5.6	Anmerkung zur ON EN 338 (2009) . . . . .	288
5.7	Vorschläge zur ON EN 383 (2007) . . . . .	289
5.8	Forschungsbedarf . . . . .	289
5.9	Zusammenfassung zur Lochleibungsfestigkeit der Laubhölzer . . . . .	291
<b>6</b>	<b>Stabdübelverbindungen mit Eschenholz</b>	<b>293</b>
6.1	Motivation . . . . .	293
6.2	Literaturrecherche . . . . .	294
6.3	Grundlagen des Bemessungsmodells für Stabdübelverbindungen . . . . .	297
6.4	Holz-Stahl-Holz-Verbindung parallel zur Faser . . . . .	304
6.5	Holz-Stahl-Holz-Verbindung quer zur Faserrichtung . . . . .	321
<b>7</b>	<b>Schubmodul von Eschen-Brettschichtholz</b>	<b>329</b>
7.1	Motivation . . . . .	329
7.2	Literaturrecherche . . . . .	329
7.3	Probekörper . . . . .	330
7.4	Prüfkonfiguration . . . . .	330
7.5	Auswertung . . . . .	333
7.6	Resümee zum Schubmodul von Eschen-BSH . . . . .	337
7.7	Zusammenfassung zur Schubfestigkeit von Eschen-BSH . . . . .	339
7.8	Zusammenfassung zum Schubmodul von Eschen-BSH . . . . .	339
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>341</b>
<b>A</b>	<b>Grundlagen</b>	<b>365</b>
A.1	Geografische Lage der Wuchsgebiete . . . . .	365
A.2	Mikroskopische Eigenschaften, Beschreibung und Verwendung ausgewählter Laubhölzer . . . . .	366
A.3	Einfluss der Holzfeuchte auf die Rohdichte . . . . .	370
A.4	Histogramme . . . . .	371
A.5	Mess- und Prüftechnik . . . . .	372
<b>B</b>	<b>Querdruck</b>	<b>379</b>
B.1	Equipment für Digitalfotografie . . . . .	379
B.2	Streudiagramme . . . . .	379
B.3	Mittelkurven . . . . .	379
<b>C</b>	<b>Holzbauschrauben</b>	<b>385</b>



---

C.1	Geometrie amerikanischer Holzschrauben . . . . .	385
C.2	Vertikalschnitt durch die Prüfeinrichtung . . . . .	386
<b>D</b>	<b>Lochleibungsprüfungen</b>	<b>387</b>
D.1	Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Stabdübel . . . . .	387
D.2	Überblick der Prüfserien . . . . .	388
D.3	Parameter für Rohdichte und Schwindmaße . . . . .	392
D.4	Überprüfung der Bemessungsmodelle . . . . .	398
<b>E</b>	<b>Stabdübelverbindungen mit Eschenholz</b>	<b>407</b>
E.1	Fließmoment . . . . .	407



# Bezeichnungen – Symbole

## Abkürzungen

AITC	The American Institute of Timber Construction
ANSI	American National Standards Institute
AZO	Azobé ( <i>Lophira alata</i> Banks ex C. F. Gaertn.)
BSH	Brettschichtholz
BU	Rotbuche ( <i>Fagus sylvatica</i> L.)
CE	Conformité Européenne
CEN	Comité Européen de Normalisation
CUAP	Common Understanding of Assessment Procedure
DIBt	Deutsches Institut für Bautechnik
DOU	Douglasie ( <i>Pseudotsuga menziesii</i> (Mirbel) Franco)
EI	Eiche ( <i>Quercus sp.</i> L.)
EKA	Edelkastanie ( <i>Castanea sativa</i> Mill.)
ES	Gemeine Esche ( <i>Fraxinus excelsior</i> L.)
ETZ	Europäisch Technische Zulassung
FEM	Finite-Elemente-Methode
FFG	Forschungsförderungsgesellschaft
FI	Fichte ( <i>Picea abies</i> (L.) H. Karst.)
KI	Kiefer ( <i>Pinus sylvestris</i> L.)
LCD	Liquid Crystal Display
LVL	Furnierschichtholz (engl. <i>laminated veneer lumber</i> )
MDF	Mitteldichte Faserplatte
MUF	Melamin-Harnstoff-Formaldehyd (engl. <i>melamine-urea-formaldehyde</i> )
NDS	National Design Standard
NFoPA	National Forest Products Association
PU	Polyurethan
ROB	Robinie ( <i>Robinia pseudoacacia</i> L.)
TC	Technisches Komitee (engl. <i>technical committee</i> )

## Indizes

0	parallel zur Faser
05	5-Prozent-Quantil
12	bei 12 % Holzfeuchte
50	50-Prozent-Quantil, Median
90	quer zur Faser
95	95-Prozent-Quantil

$\alpha$	Winkel zur Faserrichtung
$\varphi$	polarer Winkel
adj	angepasst (engl. <i>adjusted</i> )
app	scheinbar (engl. <i>apparent</i> )
ax	axial
c	Druck (engl. <i>compression</i> )
d	Bemessung (engl. <i>design</i> )
def	Verformung (engl. <i>deformation</i> )
dtr	darrtrocken
e	elastisch
ef	wirksam (engl. <i>effektiv</i> )
est	geschätzt (engl. <i>estimated</i> )
fin	Endzustand (engl. <i>final</i> )
glue	Klebstoff (engl. <i>glue</i> )
h	Lochleibung
i	Anfangswert (engl. <i>initial</i> )
k	charakteristischer Wert
korr	korrigierter Wert
lok	lokal
long	longitudinal
max	größter Wert
mean	arithmetisches Mittel
med	Median
min	kleinster Wert
mod	Modifikation
pre	vor
pst	nach (engl. <i>post</i> )
nom	Nennwert (engl. <i>nominal</i> )
nrm	normiert
rad	radial
ser	Gebrauchszustand (engl. <i>service</i> )
t	Zug (engl. <i>tension</i> )
tan	tangential
tot	alle (engl. <i>total</i> )
u	Bruchzustand (engl. <i>ultimate state</i> )
u	Holzfeuchte
ult	letzter (lat. <i>ultimus</i> )
xy	xy-Ebene
xz	xz-Ebene
y	Fließgrenze (engl. <i>yield</i> )
yz	yz-Ebene
M	Material

---

## Variablen

$\alpha$	Winkel zur Faserrichtung
$\beta$	Winkel
$\phi$	Kombinationsbeiwert
$\varphi$	polarer Winkel um die Schraubenachse
$\lambda$	Schlankheitsgrad
$\sigma$	Biege-, Zug- oder Druckspannung
$\tau$	Schubspannung
$b$	Breite
$d$	Durchmesser
$d_k$	Durchmesser eines Schraubenkopfes
$d_1$	Außendurchmesser des Gewindes
$d_2$	Innendurchmesser des Gewindes
$f$	Festigkeit
$h$	Höhe
$iqr$	Interquartilbereich (engl. <i>interquartile range</i> )
$JRB$	Jahrringbreite
$l$	Länge
$n$	Anzahl der Probekörper
$r^2$	Bestimmtheitsmaß
$u$	Holzfeuchte
$A$	Fläche (engl. <i>area</i> )
$E$	Elastizitätsmodul
$F$	Kraft, Einzellast (engl. <i>force</i> )
$G$	Schubmodul (früher Gleitmodul)
$I$	Flächenträgheitsmoment 2. Grades
$K$	Bettungs- oder Verschiebungsmodul
$R$	Tragwiderstand (engl. <i>resistance</i> )
$TK$	Tragfähigkeitsklasse
$V$	Volumen



# 1 Einleitung

## 1.1 Stammesgeschichtliche Entwicklung der Bäume

Die Vorläufer der Gattungen der heutigen Laub- und Nadelbäume bildeten die Farne, die Schachtelhalm- und die Bärlappgewächse im Karbon, welches vor 299 Millionen Jahren endete. Von den Schachtelhalmgewächsen haben bis heute nur 15 bis 20 Arten überlebt, obwohl Fossilien belegen, dass sie im Karbon und im anschließenden Perm bis vor 251 Millionen Jahren Wuchshöhen von 30 m und Stammdurchmesser von 1 m erreichten. Zusammen mit den Baumfarne bildeten sie üppige Wälder, deren verdichtete Sedimente heute als Steinkohle abgebaut werden.

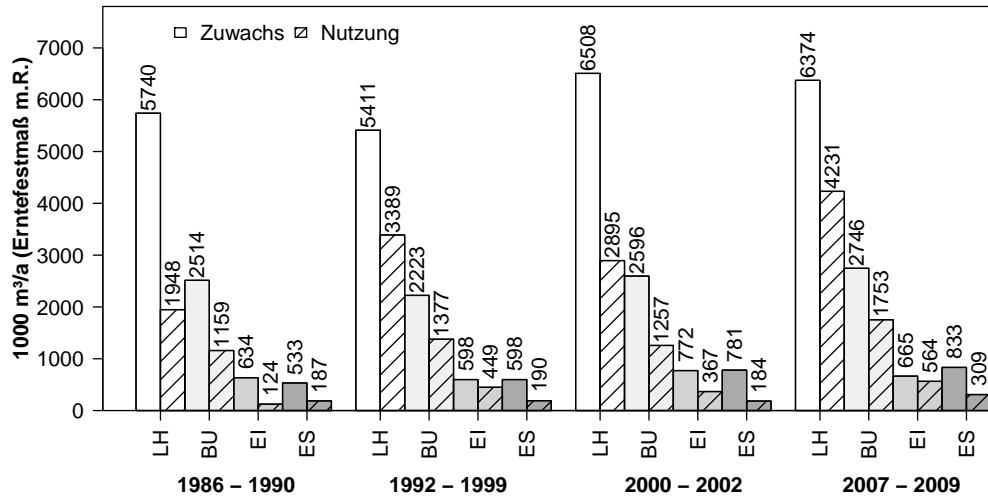
Nadelhölzer (Pflanzenordnung *Coniferales*) gehören zur Gruppe der nacktsamigen Pflanzen (*Gymnospermen*) und unterscheiden sich von den Sporen bildenden Farnen, Schachtelhalm- und Bärlappgewächsen u. a. durch die Ausbildung von Samen, Lignin und Markstrahlen. Ginko (*Ginkgo biloba* L.) ist ebenfalls ein Nacktsamer und einziger Überlebender der Abteilung der Ginkopflanzen, welche bereits im Unterperm vor 290 Millionen Jahren existierten. Im Trias, vor etwa 200 Millionen Jahren, erreichten die Nadelhölzer die größte Artenvielfalt. Im Tertiär vor ca. 60 Millionen Jahren wurden sie von den Bedecktsamern (*Angiospermen*) in ihrer Dominanz abgelöst. Die bedeutendsten Unterklassen bilden die Buchengewächse (*Fagaceae*), die Birkengewächse (*Betulaceae*), sowie die Nussbäume (*Juglandaceae*), die Ulmen (*Ulmaceae*) und die Maulbeergewächse (*Moraceae*) (vgl. Dobry, 2010). Die Edelkastanie (*Castanea sativa* Mill.) und die Rotbuche (*Fagus sylvatica* L.) gehören zu den Buchengewächsen. Die Gemeine Esche (*Fraxinus excelsior* L.) ist Teil der Familie der Ölbaumgewächse. Die Blüten der Robinie (*Robinia pseudoacacia* L.) weisen auf die Unterfamilie der Schmetterlingsblütler in der Familie der Hülsenfrüchtler hin.

„Auf der Welt gibt es etwa 25 000 bis 30 000 Holzarten, von denen 3 000 bis 5 000 für gewerbliche Zwecke geeignet sind“ (Wagenführ und Schreiber, 1985, Klappentext). Den gut 600 Nadelholzarten stehen also 40- bis 50-mal so viele Laubholzarten mit einer weitaus größeren Mannigfaltigkeit zur Seite. Laubhölzer bestehen aus gegenüber den Nadelhölzern differenzierteren Zelltypen, die komplexere Gewebe formen, deren Eigenschaften in einer weiten Bandbreite variieren. In der ON EN 350-1 (1994) sind 20 Nadelhölzer und 107 Laubhölzer aufgeführt. Die Vielfalt der Eigenschaften der Laubhölzer lässt viele spezifische Anwendungen zu, erfordert allerdings auch ein differenziertes Vorgehen.

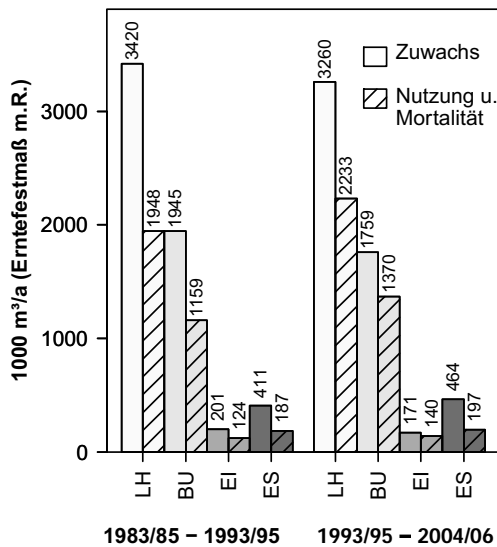
## 1.2 Zuwachs und Nutzung der Laubholzbestände

Am Gesamtvorrat im Ertragswald hat die Rotbuche (BU) in Österreich laut ÖWI 2007–2009 (2013) mit  $108\,699 \cdot 10^3$  Vorratsfestmeter (vfm) einen Anteil von 9,6%, die Eiche (EI) folgt

in großem Abstand mit 2,4 %, die Esche stellt 1,8 % und schließlich die Robinie 0,2 % des Gesamtbestandes. Die Verhältnisse spiegeln sich auch beim Zuwachs und der Nutzung, wie in Abbildung 1.2.1 a dargestellt.



(a) Österreich nach ÖWI 1992–1996 (2007) und ÖWI 2000–2002 (2007)



(b) Schweiz nach Brassel und Brändli (1999) und Brassel und Brändli (2010)

Abb. 1.2.1: Zuwachs und Nutzung von Buche, Eiche, Esche und Laubholz im Allgemeinen

In Österreich stieg der Gesamtbestand von Laubböhlern (LH) im Ertragswald von 1986 bis 2009 um 26 %, wobei er bei Buche um 20 %, bei Eiche um 18 % und bei Esche (ES) um 57 % zunahm. Der jährliche Zuwachs und die jährliche Nutzung des Gesamtbestandes im Ertragswald sind in Abbildung 1.2.1 a dargestellt. Die Nutzung dieser Hauptlaubholzarten unterliegt beträchtlichen Schwankungen, da nach ÖWI 1992–1996 (2007) 59 %, nach ÖWI 2000–2002 (2007) 44 % und nach ÖWI 2007–2009 (2013) 62 % vom Zuwachs genutzt wurden. Die Nutzung von heimischer Buche, Eiche und Esche ging zurück, obwohl der Zuwachs etwa gleich blieb (Buche) oder stieg (Eiche und Esche).



In Deutschland ist der Buchen-Vorrat mit  $583\,356 \cdot 10^3$  vfm 5,7-mal größer als in Österreich, wobei die Staatsflächen sich um den Faktor 4,3 unterscheiden. In Deutschland stellt die Buche mit 17% vom Gesamtvorrat die häufigste Laubbaumart. Die Eichen haben einen Anteil von 8,9%, die Esche von 3,0% und die Robinie nur 0,23%.

Von 1987 bis 2002 wuchs der Vorrat für alle Laubbaumarten in den westlichen Bundesländern Deutschlands um 32%, die Steigerung belief sich auf 29% bei Eiche und 26% bei Buche (vgl. **Bundesministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Verbraucherschutz, 2004**). Stellt man Zuwachs und Nutzung gegenüber, ergibt sich, dass vom Zuwachs bei Eiche nur 30%, bei Buche 46% und bei den Laubhölzern im Allgemeinen nur 37% genutzt wurde. In der Schweiz (Abbildung 1.2.1 b) wächst auch deutlich mehr Laubholz zu, als durch Nutzung oder Mortalität ausscheidet, sodass die Bestände auch dort überaltern werden.

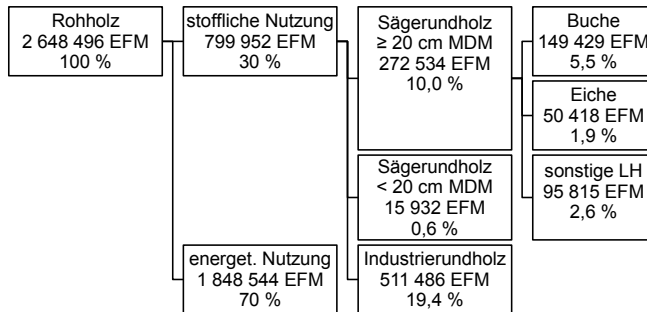


Abb. 1.2.2: Rohholzverwendung in Österreich 2009 nach Bundesministerium für Land- und Forstwirtschaft, Umwelt und Wasserwirtschaft (2010)

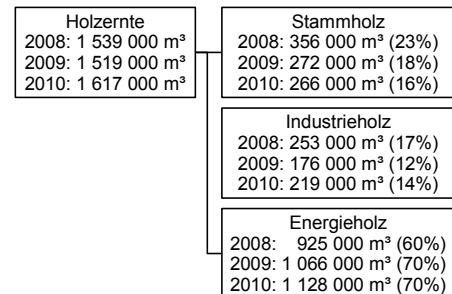


Abb. 1.2.3: Rohholzverwendung in der Schweiz 2008 und 2009 nach Bundesamt für Statistik (2012)

In Österreich werden vom Rohholz, d. h. dem berindeten Stamm mit Ästen und Krone, 70% einer energetischen Nutzung zugeführt (siehe Abbildung 1.2.2). Stofflich genutzt wird derzeit knapp ein Drittel. Nur 15% werden als Sägerundholz mit einem Mittendurchmesser größer 20 cm weiterverarbeitet.

Die Staatsfläche der Schweiz ist etwa halb so groß wie die Österreichs und der Laubholzvorrat entspricht 57% des österreichischen. Wie in Deutschland beträgt der Anteil der Buche am Gesamtvorrat 17%, absolut betrachtet  $71\,450 \cdot 10^3$  vfm. Die Gemeine Esche übersteigt mit 2,8% den Vorrat der Eichen von 2,0%. In der Schweiz werden ebenfalls 70% der Holzernte verbrannt (siehe Abbildung 1.2.3). 2010 wurden gegenüber dem Vorjahr 6,5% mehr geerntet, wovon fast zwei Drittel als Energieholz endeten.

Das mit 15,4 Millionen Hektar waldreichste Land Europas (ohne Russland) ist Frankreich (siehe **IGN, 2012**). Der Laubholzanteil der Waldfläche beträgt 71% und die  $1\,565 \cdot 10^6$  m³ Laubholzvorrat übersteigen den Deutschlands um 28%. Stieleiche (*Quercus robur* L.), Traubeneiche (*Quercus petraea* (Matt.) Liebl.) und Flaumeiche (*Quercus pubescens* Willd.) dominieren den Laubholzvorrat mit 43%, Buche (*Fagus sylvatica* L.) bzw. Esche macht 17% bzw. 5,8% aus. Nach **Rouger (2011, S. 5 f.)** sank die Laubholzproduktion in den letzten 20 Jahren um 50% und hat einen Anteil von nur 28,7% an der gesamten Holzproduktion.

### 1.3 Auswahl der Holzarten

Die Buche ist die wichtigste Laubholzart in Mitteleuropa und zur Verwendung der Holzart für tragende Bauteile wurden bereits umfangreiche Forschungsprojekte durchgeführt (u. a. [Aicher und Dill-Langer \(2001\)](#), [Blaß und Bejtka \(2003\)](#), [Bosshard, Gehri und Schmider \(1980\)](#), [Egner und Kolb \(1966\)](#), [Frese \(2006\)](#), [Frühwald, Ressel, Pohlmann, Wonnemann und Becker \(2003\)](#), [Gehri \(1982\)](#)). Die Dauerhaftigkeit der Verklebung wurde in der Schweiz von [Bossard u. a. \(1980\)](#) optimistisch abgeschätzt und in der Praxis erprobt ([Bogusch, 1985](#), siehe) und in Deutschland von [Aicher und Reinhardt \(2007\)](#) bezweifelt. Seit der Erteilung der Allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [Z-9.1-679 \(2013\)](#) ist die Machbarkeit einer dauerhaften Verklebung des Buchen-Brettschichtholzes in der Nutzungsklasse 1 nach [DIN EN 1995-1-1/NA \(2010, S. 18\)](#) anerkannt.

Die Firma POLLMEIER FURNIERWERKSTOFFE GMBH & CO. KG wurde zur Herstellung von Furnierschichtholz aus Buche gegründet und die „Produktion soll gegen Jahreswechsel starten“ ([Koller, 2013](#)). „In der ersten Ausbaustufe könnten zunächst Furnierholzträger mit einer Länge von 19 Metern bei einer Breite von 1,85 Metern produziert werden. In Stufe zwei würden sie bis zu 35 Meter lang sein“ ([Meißner, 2011](#)). Furnierschichtholz aus Laubholz wurde bereits in den 1980er Jahren untersucht (u. a. [Wellwood und Hyslop, 1980](#)). Somit stehen demnächst zwei leistungsfähige Bauprodukte aus Buche neben dem traditionellen Furniersperrholz zur Verfügung.

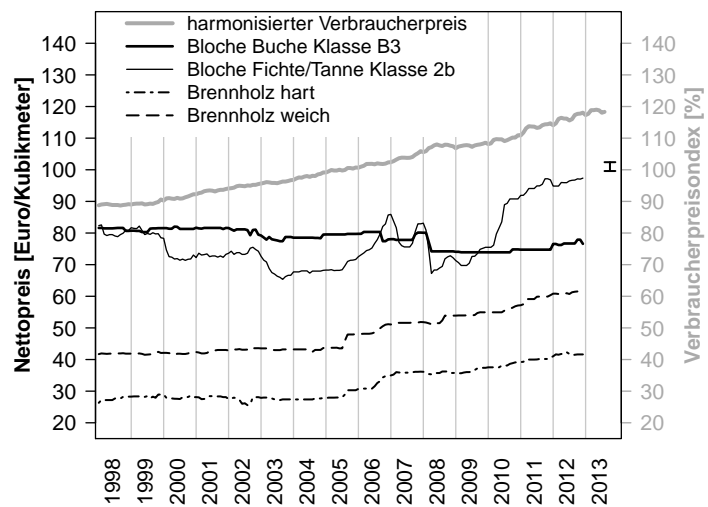
Das Eschenholz weist etwas geringere Quell- und Schwindmaße als die Buche auf (siehe Tabelle [A.2.4](#)). Das Dämpfen der Buche bewirkt gegenüber dem Rohmaterial geringere Quell- und Schwindmaße und eine niedrigere Ausgleichsfeuchte (siehe [Stamm, Burr und Kline \(1955\)](#) und [Popper, Niemz und Eberle \(2005\)](#)). Somit kann der naturgegebene Nachteil der Buche durch Prozesstechnik aufgefangen werden. Das Eschenholz zeichnet sich durch hohe Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte aus. Die mittelfristig zu erwartenden Absatzmengen von Bauprodukten, die ganz oder teilweise aus Eschenholz hergestellt werden, können durch die Bestände abgedeckt werden.

Nach [ON EN 1912 \(2012, S. 12\)](#) ist Eiche in der Sortierklasse LS10 die Festigkeitsklasse D30 zuzuordnen, während Esche mit Sortierklasse LS10 und höher bzw. Buche mit LS13 die Festigkeitsklasse D40 erreichen. Daher ist der Einsatz von Eiche hinsichtlich der Festigkeiten und der Elastizitätsmoduln weniger attraktiv. Die Esche ist die dritthäufigste Laubbaumart Österreichs, der Schweiz und Deutschlands, hat hohe Materialkennwerte, keine die Verklebung erschwerenden Inhaltsstoffe und geringere Quell- und Schwindmaße als Buche. Als Konstruktionsholz wurde Eschenholz früher im Fahrzeug-, Schiffs-, Flugzeug- und Maschinenbau genutzt (siehe [Kollmann, 1941, S. 125 ff.](#)). Im Bauwesen wurde die Verwendung von [Gehri \(1983\)](#) in den 1980er Jahren angeregt. Die Schweizer Firma NEUE HOLZBAU AG (Lungern/Schweiz) hat mit Eschen-Brettschichtholz „bereits über ein Jahrzehnt gute Erfahrung gesammelt“ (Geschäftsführer Bruno Abplanalp in [Nöstler, 2012](#)). In der Europäischen Normung ist die Festigkeitssortierung des Eschenholzes verankert (siehe [Glos und Torno, 2008](#)) und die Verklebung wird weiter erforscht (siehe [Pfeiffenberger, 2009](#)).

Im Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* wurden auch einhundert Robinienbretter untersucht. Im Vergleich zu Brettern aus Buche, Edelkastanie, Eiche und Esche zeigten die Robinienbretter die größten Mittelwerte bei Rohdichte, Zugfestigkeit und

Elastizitätsmodul parallel zur Faser. Robinienkernholz hat als einziges unter den Kernhölzern europäischer Baumarten eine natürliche Dauerhaftigkeit von 1 bis 2 gegenüber Pilzen (siehe ON EN 350-2, 1994, S. 17), auch wenn Dünisch, Koch und Dreiner (2007, S. 17) juveniles Kernholz bis zum 15. Jahrring in die Klassen 3 bis 4 einordnen. Im Nachbarland Ungarn bedecken Robinien etwa 23 % der Waldfläche und haben einen Anteil von 19 % an der Holzproduktion (siehe Rédei, Osváth-Bujtás und Veperdi, 2008, S. 127).

Abb. 1.3.1: Preisindex nach Statistik Austria (2012), Nettoblochpreise (Festmeter mit Rinde, ohne Rinde gemessen) und Brennholzpreise (Raummeter) ab Lkw-befahrbarer Waldstraße nach Statistik Austria (2013) und Holzkurier Markterhebung (2013)



Die Preisentwicklung der Nettoblochpreise von Fichte/Tanne und Buche ist in Abbildung 1.3.1 dargestellt. Die dicke durchgezogene Kurve stellt den absoluten Preisverfall bei Buchenblochen dar. Der harmonisierte Verbraucherpreisindex Österreichs klettert beständig aufwärts und der reale Preisverfall der Buchenbloche wird deutlich. Der Preis der Fichtenbloche stieg laut Statistik Austria (2012) zwischen April 2008 und Dezember 2010 von 67,21 € auf 84,45 € und erreichte im Dezember 2012 etwa 95 € (siehe Liptay, 2012, S. 4), d. h. er steigerte sich um 41 %. Betrachtet man allerdings den gesamten Zeitraum seit 1998 ist der Preisanstieg mit 10 % nur moderat und liegt unter dem harmonisierten Verbraucherpreisindex.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Laubholzvorrat wächst, die Nutzung von Laubholz etwa gleich blieb oder zurück ging, die Preise für Laubholzbloche inflationsbereinigt sanken und leistungsfähige Holzwerkstoffe aus Laubholz bereits auf den Markt sind oder in Kürze kommen werden: Alles spricht für eine verstärkte Nutzung der heimischen Laubhölzer für lastabtragende Bauteile.

Die hier untersuchten Holzarten stellen eine Auswahl dar, in der versucht wurde, nicht nur die nach Vorkommen in Mitteleuropa häufigsten Arten, sondern auch solche mit hohem Potential zu berücksichtigen. Die Vorkommen, allgemeine und Strukturmerkmale der hier betrachteten Laubhölzer Buche, Esche und Robinie sind in Tabelle A.2.1 und Tabelle A.2.2 dargestellt. Die mechanischen Kenngrößen der genannten Laubholzarten im Vergleich zu Fichte und Tanne für Kleinproben nach verschiedenen Literaturangaben finden sich in Tabelle A.2.3.

## 1.4 Einfluss der Wuchsbedingungen auf die mechanischen Eigenschaften des Eschenholzes

Der Standort von Laubbäumen beeinflusst die den Bauingenieur interessierenden mechanischen Eigenschaften des Holzes durch die Wachstumsbedingungen auf vielfältige Art und Weise: Boden, Klima, Konkurrenz durch andere Pflanzen, Wildverbiss, Schadorganismen, waldbauliches Konzept etc. Daneben sorgt die genetische Vielfalt einer Baumart innerhalb eines Wuchsgebietes für weitere Variation und es stellt sich die Frage, wie repräsentativ die mechanischen Eigenschaften *einer* Probe aus *einem* Wuchsgebiet für die Grundgesamtheit dieser Baumart in Mittel-, Nord- und Osteuropa (MNO) hinsichtlich der europäischen Holzbau-Normung ist.

Im Projekt *Gradewood* wurden Proben hauptsächlich aus Gemeiner Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), zu einem Viertel aus Waldkiefer (*Pinus sylvestris* L.) und nur sehr wenige Proben aus Weiß-Tanne (*Abies alba* Mill.) aus der Schweiz, Slowenien, Polen, der Ukraine, Finnland, Russland, Schweden, Rumänien, der Slowakei und Frankreich untersucht.

„The averages and the relation of mean strength and mean stiffness are quite similar in different countries. Larger differences are observed in the characteristic values which are obviously caused by larger COV [coefficient of variation] in more southern countries. These differences support on general level the idea of having different settings for different growth areas. However, the variation between countries is smaller than the variation within countries or even within a saw mill“ (Ranta-Maunus und Denzler, 2009, S. 9).

„Results suggest that same settings might be used separately for North, Central and Eastern Europe. Size of relevant ‚same grading area‘ depends on species, type of testing (bending or tension), type of grading machine and if single or multiple IP’s [indicating properties] have been applied. The process of defining grading areas has just started and is not finished yet“ (Ranta-Maunus, Denzler und Stapel, 2011, S. 65).

Oliver-Villanueva (1993, S. 3) wählte vier für die Esche repräsentative Standorte in Niedersachsen (Deutschland) aus, um „zu klären, wie sich Wachstumsablauf und Wuchsgeschwindigkeit unterschiedlicher Standraumgestaltungen (traditionell engständige im Vergleich zu weitständigen waldbaulichen Behandlungsmodellen) auf die Qualität und Verarbeitungsmöglichkeiten des Eschenholzes auswirken.“ Die vier Bestände unterschieden sich waldbaulich bezüglich der Stammdurchmesser und des Alters wie in Tabelle 1.4.1 dargestellt.

Tab. 1.4.1: Versuchsflächen von niedersächsischen Eschenstandorten in Oliver-Villanueva (1993)

Versuchsfläche	Brusthöhendurchmesser [cm]	Bestandsalter 1991 [a]
GWS1 (Germany, wide spacing, stand no. 1)	27 ... 37	80
GWS2 (Germany, wide spacing, stand no. 2)	19 ... 25	35
GNS1 (Germany, wide narrow, stand no. 2)	34 ... 61	105
GNS2 (Germany, wide narrow, stand no. 2)	17 ... 21	53

Die Daten von Oliver-Villanueva (1993, S. 81–95) lassen keine einfachen Schlussfolgerungen zur Abhängigkeit der Jahrringbreiten von der waldbaulichen Behandlung zu. Es konnten

„keine signifikanten Unterschiede zwischen GWS1 und GNS1 festgestellt werden [siehe Abbildung 1.4.1 a links]. Zusammenfassend bestätigt die statistische Analyse der Jahrringbreiten im Altersvergleich, daß [sic] zwischen GWS1 und GWS2 klare Unterschiede

vorhanden sind, während GNS1 und GNS2 keine signifikanten Unterschiede aufweisen. Bei der Analyse der annähernd altersgleichen Versuchsflächenpaare ergeben sich zwischen GWS2 und GNS2 eindeutig signifikante Unterschiede, während zwischen GWS1 und GNS1 die beobachteten Unterschiede der Jahrringbreite nur bei 0.25 und KA signifikant sind“ (Oliver-Villanueva, 1993, S. 86).

Im obigen Zitat steht 0.25 für Proben aus einer Baumscheibe bei einem Viertel der Baumhöhe und KA für solche aus dem Kronenansatz.

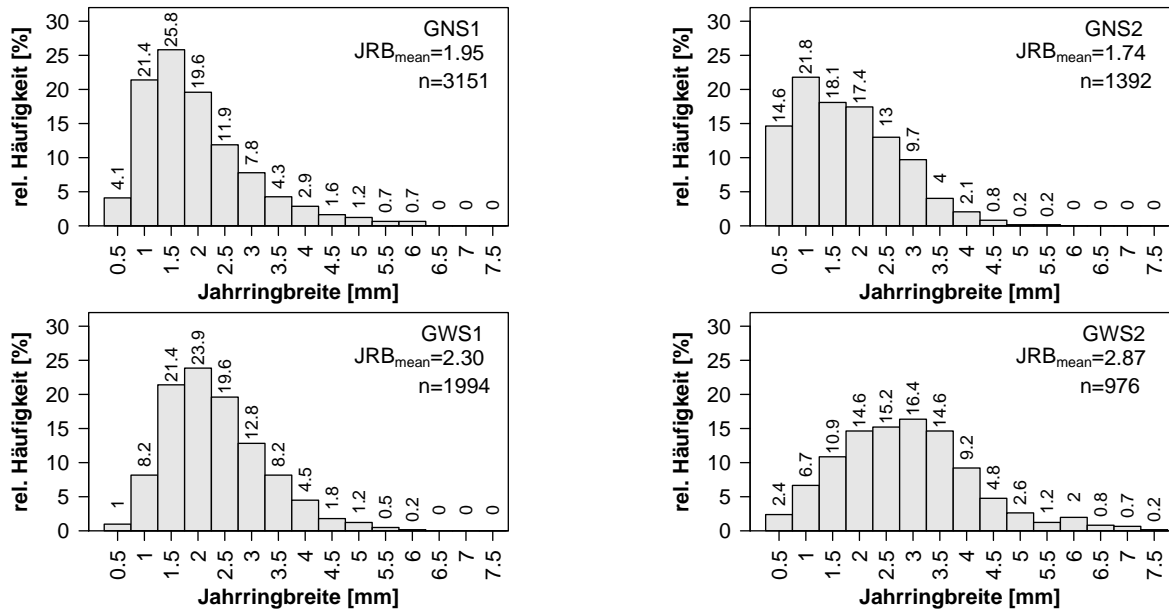
Wertet man alle 7513 von Oliver-Villanueva (1993, S. 87) gemessenen Jahrringbreiten gemeinsam aus, ergibt sich das Histogramm nach Abbildung 1.4.1 b mit einer wohlgeformten linksschiefen Verteilung. Im Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* wurde bei 212 Eschenbrettern mit drei Metern Länge an beiden Enden die mittleren Jahrringbreiten ermittelt. Die Abbildung 1.4.1 c zeigt das Histogramm der für ein Brett gemittelten Jahrringbreiten, welches Abbildung 1.4.1 b ähnelt, jedoch einen knappen Millimeter hin zu größeren Jahrringbreiten verschoben ist.

„Die Elastizitätseigenschaften des Holzes der Probekörper aus den beiden waldbaulich unterschiedlich behandelten, älteren Untersuchungskollektiven (GWS1 und GNS1) wurde im Wege der Werkstoffprüfung an fehlerfreien Proben in DIN-Abmessungen (2x2x36cm lange Stäbe) erstens zerstörungsfrei mittels der Methode der Eigenfrequenzmessung [...] und anschließend durch zerstörende Biegeversuche [...] analysiert. Die noch geringen Stammdimensionen des jungen Versuchskollektiv-Paares GWS2 und GNS2 erlaubten nicht, die Ausformung fehlerfreier Proben in normgerechten Abmessungen. [...] Die etwa ab dem Stangenholzalter weitständig behandelten Untersuchungsfläche GWS1 weist einen mittleren dynamischen Biege-Elastizitätsmodul von  $15105 \text{ N/mm}^2$  auf, die Probebäume aus dem traditionell engständig behandelten Versuchsfläche GNS1 zeigen im Durchschnitt lediglich  $12043 \text{ N/mm}^2$  [siehe Abbildungen 1.4.2 a und b]. Sowohl bei der Betrachtung der Gesamtstichproben als auch bei den Baumittelwerten zeigt GNS1 eine stärkere Streuung (höhere Variationskoeffizienten  $\text{VK}\%=24$  bzw.  $15\%$ ) gegenüber GWS1. [...] GWS1 weist einen deutlich höheren mittleren statischen Biege-Elastizitätsmodul ( $13552 \text{ N/mm}^2$ ) auf als GNS1 ( $11034 \text{ N/mm}^2$ )“ (Oliver-Villanueva, 1993, S. 123 f.).

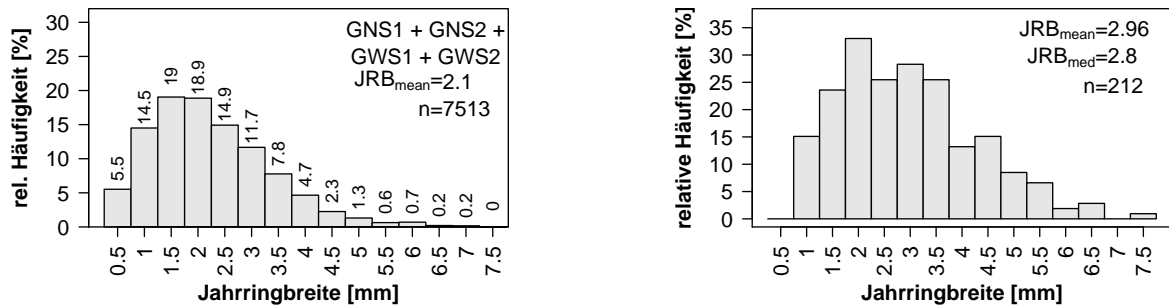
Im Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* wurde bei 349 Eschenbrettern der lokale Zug-Elastizitätsmodul nach ON EN 408 (2010) ermittelt. Abbildung 1.4.2 d zeigt das Histogramm mit dem Mittelwert von  $15035 \text{ N/mm}^2$  und dem Variationskoeffizienten von  $16,2\%$ . Wie bei den Jahrringbreiten liegt der Mittelwert über denen für GNS1 und GWS1 von Oliver-Villanueva (1993, S. 124.) ermittelten. Bei gleichen Wuchsbedingungen wären durch die Holzmerkmale, wie Astigkeit und Faserneigung, etwas geringere Mittelwerte bei den Eschenbrettern als bei den fehlerfreien Kleinproben zu erwarten gewesen.

Die mittlere Rohdichte der 398 im Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* geprüften Eschenbretter betrug  $744 \text{ kg/m}^3$  bei  $12\%$  Holzfeuchte und die mittlere Darrohdichte  $665 \text{ kg/m}^3$ . Das von Oliver-Villanueva untersuchte Eschenholz hatte im Mittel eine um  $27 \text{ kg/m}^3$  bzw.  $4\%$  geringere Darrohdichte (siehe Abbildung 1.4.3 a). Die Unterschiede in der Darrohdichte zwischen den Untersuchungskollektive GWS1 und GNS1 und Splint- bzw. Kernholz spiegeln sich in der Biegefestigkeit in Abbildung 1.4.3 b ausgeprägt wieder.

Abbildung 1.4.3 c verdeutlicht die Unterschiede zwischen den Mittelwerten des dynamischen und statischen Biege-Elastizitätsmoduls der beiden Kollektive GWS1 und GNS1 in Kern- und Splintholz. Bei GWS1 nimmt der Mittelwert für den statischen Biege-Elastizitätsmodul im



(a) Histogramm der Jahrringbreiten in Brusthöhe für verschiedene Eschenbestände nach Oliver-Villanueva



(b) Jahrringbreiten für alle Eschenbestände in Brusthöhe nach Oliver-Villanueva (S. 87, 1993)

(c) Histogramm der mittleren Jahrringbreiten in den Eschenbrettern

Abb. 1.4.1: Vergleich der gemessenen Jahrringbreiten mit den von [Oliver-Villanueva \(1993, S. 87\)](#) ermittelten

Splintholz unabhängig von der Messmethode um 7% gegenüber dem des Kernholzes ab. Die Proben aus GNS1 weisen einen beträchtlichen Abfall von rund 24% auf.

Die Aufnahme der einheimischen Holzart Esche in [Entwurf ON EN 1912 \(2010\)](#) erfolgte auf Basis des Forschungsberichts von [Torno \(2010\)](#). Das untersuchte Eschenholz stammte vom Forstamt Sailershausen (Wuchsgebiet *Schwäbisch-Bayerische Jungmoräne und Molassevorberge*) und aus dem Forstbetrieb Wasserburg (Wuchsgebiet *Fränkische Platte* nach [ASP, 2010](#), S. 10 ff.) in Bayern. Die mittleren Rohdichten der vier Proben unterschieden sich mit 676, 653, 685 und 678 kg/m<sup>3</sup> nur wenig. Die mittleren, angepassten Biege-Elastizitätsmodul betragen 14 200, 13 100, 14 700 und 13 800 N/mm<sup>2</sup>. Gemittelt über alle Proben ergab sich eine mittlere Jahrringbreite von 1,9 mm, eine mittlere Rohdichte von 672 kg/m<sup>3</sup> und ein mittlerer Biege-Elastizitätsmodul von 13 938 N/mm<sup>2</sup>.



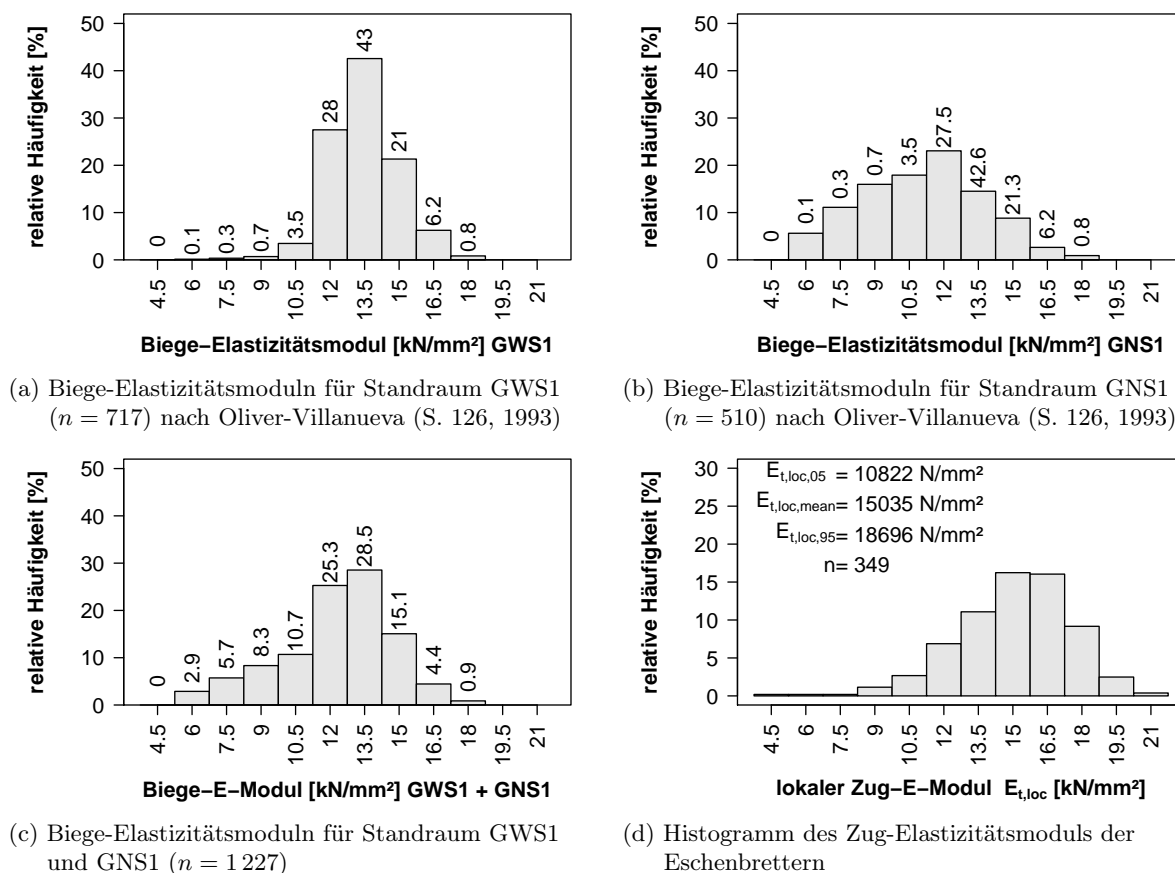


Abb. 1.4.2: Vergleich der gemessenen Elastizitätsmoduln mit den von Oliver-Villanueva (1993) ermittelten

Das Eschenholz für das Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* und alle weiteren Untersuchungen an der holz.bau forschungs gmbh, wies demnach eine um einen Millimeter größere mittlere Jahringbreite, eine um etwa  $72 \text{ kg/m}^3$  größere mittlere Rohdichte und einen um  $1100 \text{ N/mm}^2$  größeren mittleren Elastizitätsmodul auf.

Die visuelle Festigkeitssortierung nach ON DIN 4074-5 (2009) erlaubt nach ON EN 1912 (2012) die Zuordnung von Festigkeitsklassen. Wird die Sortierung durch die Messung des (dynamischen) Elastizitätsmoduls und der Rohdichte unterstützt, lässt sich die Sortierschärfe zwischen den Klassen verbessern und die hochwertigen Schnitthölzer genauer differenzieren (siehe Blaß, Denzler, Frese, Glos und Linsenmann (2005, S. 32) und Hübner und Leeb (2007)). Die relativ grobe Einteilung nach einer rein visuellen Festigkeitssortierung und die Zuordnung von Festigkeitsklassen lässt die aufgezeigten Unterschiede der mechanischen Eigenschaften durch verschiedene Wuchsbedingungen vernachlässigbar erscheinen. Wird die Festigkeitssortierung maschinell unterstützt, wie dies in Großbetrieben Stand der Technik ist, wird ein Teil der aus den Wuchsbedingungen herrührenden Schwankungen direkt erfassbar und es kann und sollte bei der Zuordnung der Festigkeitsklassen entsprechend reagiert werden.

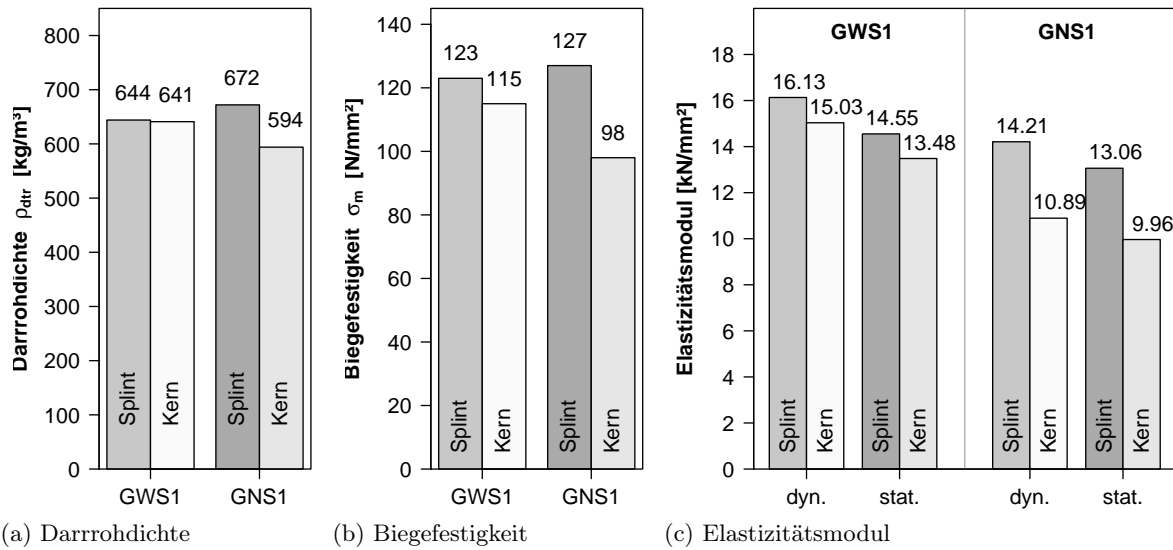


Abb. 1.4.3: Mittlere Darr-Rohdichten, Biegefestigkeiten und Elastizitätsmoduln in Splint- und Kernholz der Untersuchungskollektive GWS1 und GNS1 nach [Oliver-Villanueva \(1993, S. 107 und 135\)](#)

## 1.5 Begriffe

### 1.5.1 Ausziehfestigkeit

Die Ausziehfestigkeit  $f_{ax}$  von Holzbauschrauben ist der Quotient aus der Bruchlast und der Mantelfläche des Regelgewindes (siehe Abschnitt 1.5.9) bei einer Ausziehprüfung nach [ON EN 1382 \(1999\)](#).

### 1.5.2 Boxplot

Der Boxplot ist ein Diagramm, das zur grafischen Darstellung der Verteilung kardinalskalierter Daten verwendet wird. Er fasst die robusten Streuungs- und Lagemaße Median, oberes und unteres Quartil sowie den oberen und unteren Whisker in einer Darstellung zusammen. Der obere Whisker stellt das Minimum aus dem größten Wert und der Summe aus oberem Quartil  $q_{75}$  und dem 1,5-fachen Interquartilbereich (engl. *interquartile range*) dar. Übersteigt der größte Wert diese Summe, wird er als Kreis dargestellt und als Ausreißer bezeichnet.

### 1.5.3 Effektive Einschraublänge

Die effektive Einschraublänge  $l_{ef}$  ist die rechnerisch wirksame Länge des Regelgewindes, d. h. ohne die Länge der Schraubenspitze und des eventuell vorhandenen Reibschafte. Abweichend wird in [ON EN 1382 \(1999, S. 3\)](#) die Eindringtiefe  $l_p$  definiert als die „Eindringtiefe des Verbindungsmittels einschließlich der Spitze, in Millimeter. Wenn das Verbindungsmittel einen profilierten Schaft besitzt, ist  $l_p$  die Eindringtiefe des profilierten Schaftteiles.“ Diese Definition wird im Abschnitt 4.3.5, S. 125 diskutiert.



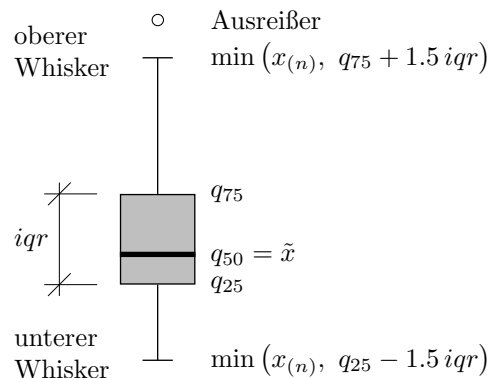


Abb. 1.5.1: Definition des Boxplots

### 1.5.4 Einschraubwinkel

Als Einschraubwinkel  $\alpha$  wird der Winkel in Grad zwischen Schraubenachse und Faserrichtung bezeichnet. Dabei wird davon ausgegangen, dass die senkrechte Projektion der Schraubenachse auf die Bauteiloberfläche parallel zur Faserrichtung verläuft.

### 1.5.5 Holzbauschraube und Holzschraube

*Holzbauschrauben* sind gehärtete Schrauben mit gewaltem oder geschmiedetem Gewinde für Verbindungen zwischen Holzwerkstoffen oder Vollholz bzw. von diesen Werkstoffen mit Metallbauteilen zur Lastabtragung in Holzkonstruktionen. Als *Holzschrauben* werden Schrauben vom Verfasser bezeichnet, deren Geometrie wesentlich von den Holzbauschrauben abweicht, wie dies beispielsweise bei einem geschnittenen Gewinde nach **DIN 7998 (1975)** der Fall ist.

### 1.5.6 Innen- bzw. Außenangriff

In der Verbindungsmitteltechnik wird eine konkave Form am Schraubenkopf, in die ihr Gegenstück als Schraubendreher gesteckt wird, als Innenangriff bezeichnet. Beim Außenangriff ist es umgekehrt, sodass das Werkzeug zum Drehen der Schraube am Mantel des Schraubenkopfes angreift.

### 1.5.7 Lag screw oder coach screw

*Lag screw* ist die US-amerikanische und *coach screw* die britische Bezeichnung für Holzbauschrauben, die *wood screws* (siehe Abschnitt 1.5.12) ähneln, jedoch mit Längen von bis zu 381 mm und Durchmessern bis 38,1 mm deutlich größer sind. Bis zum Durchmesser von 19,05 mm handelt es sich um Lagerware. Meist werden sie mit einem Sechskantkopf wie Holzschrauben nach **DIN 571 (2010)** ausgebildet.

### 1.5.8 Probekörper und Prüfkörper

„In der Werkstoffprüfung sind Probekörper aus dem zu prüfenden Werkstoff hergestellte Objekte mit genau festgelegten Eigenschaften wie Form, Maß oder stofflicher Zusammen-

setzung. Sie werden in speziellen Prüfvorrichtungen definierten mechanischen, thermischen oder chemischen Belastungen ausgesetzt, um die Materialeigenschaften und bestimmte Werkstoffkenngrößen zu ermitteln“ (Schoch, 2012).

Probekörper sind Gegenstand der Prüfung. Die definierten messbaren Eigenschaften von einem Prüfkörper dienen zur Kontrolle von Maßen, Massen, der Funktionsprüfung von Toiletten o. ä. Sie sind nicht selbst Gegenstand der Prüfung, sondern stellen Prüfmittel dar.

Die mindestens 20 mm in Faserrichtung messenden Holzquader für die Bestimmung des Feuchtegehaltes nach ON EN 13 183-1 (2004) sind nach dieser Definition keine Prüfkörper, wie in der Norm beschrieben, sondern Probekörper. In ON EN 408 (2005) wird auch von Prüfkörpern statt von Probekörpern geschrieben.

### 1.5.9 Regelgewinde

Das längste Gewinde einer Schraube mit punktsymmetrisch konstantem Querschnitt wird Regelgewinde genannt. Ausgeschlossen sind Gewindeteile mit signifikant anderem Ausziehwi-derstand wie die Schraubenspitze, ein eventuell vorhandener Reibenschaft oder Gewindeteile mit Kerben. Der sogenannte Wellenschliff und Bereiche mit kleinen Kerben am Beginn des Gewindes sind Teil des Regelgewindes.

### 1.5.10 Schraubendurchmesser

Als Schraubendurchmesser  $d$  wird der Außendurchmesser des Regelgewindes von Schrauben in Übereinstimmung mit Europäischen Technischen Zulassungen (ETZ) bezeichnet. Er entspricht somit dem nominellen Durchmesser  $d_1$  in den deutschen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen.

### 1.5.11 Sheet metal screw bzw. self-tapping screw

Die *sheet metal screw* ist meist eine Vollgewindeschraube und wird auch als *self-tapping screw* bezeichnet. Durch das scharfe Gewinde kann sie sich in Bleche, Plastik oder Holz einschneiden.

### 1.5.12 Wood screw

*Wood screws* sind traditionelle Holzschrauben mit einem Teilgewinde über zwei Drittel der Gesamtlänge in englischsprachigen Ländern. Der Gewindeaußendurchmesser entspricht dem Schaftdurchmesser. Die Schraubenköpfe können halbrund, linsenförmig oder als Senkkopf ausgebildet sein. Die Schaftdurchmesser  $d_s$  in inch lassen sich mit Gleichung (1.1) nach Eckelman (1975, S. 31) aus den Schraubennummern  $NR$  berechnen. In Tabelle C.1.1, auf Seite 385 sind die Maße von *wood screws* aufgeführt.

$$d_s = 0,06 + 0,013 NR \quad (1.1)$$

## 2 Querdruckeigenschaften von Buchen- und Eschen-BSH

### 2.1 Literaturrecherche

Die Querdruckfestigkeit von Holz und Holzwerkstoffen im Holzbau ist ein schon lange intensiv diskutiertes Thema, wie zahlreiche Publikationen belegen. Durch die sich wandelnden Ansprüche an erlaubte Verformungen, änderten sich die Bestimmungen für die Ermittlung der Querdruckfestigkeit. Beginnend mit fehlerfreien Kleinprobekörpern aus Vollholz entwickelte man Probekörper im Bauteilmaßstab aus Brettschichtholz mit einem Volumen von zehn Litern nach **ON EN 408 (2010, S. 20)**. Neue Produkte wie Brettsperrholz und deren Anwendungen als punktgestützte Platten ergeben weiteren Forschungs- und Diskussionsbedarf. Die folgende Literaturrecherche kann nur Schlaglichter setzen und soll lediglich den Zusammenhang der vorliegenden Untersuchung mit den aktuellen Publikationen zur Querdruckfestigkeit von Nadel- und Laubholz aufzeigen.

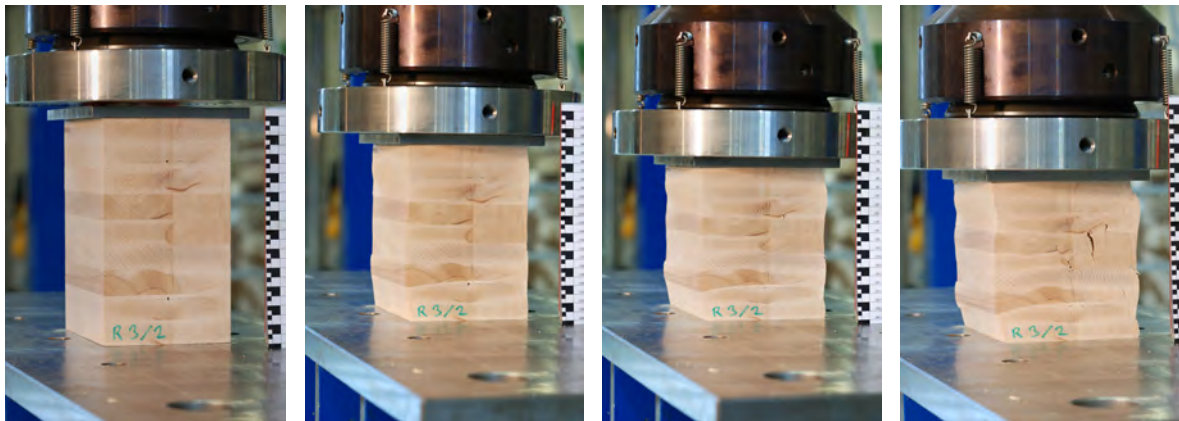


Abb. 2.1.1: Verformungen des Buchen-Probekörpers BU0\_R3\_2 bei der Querdruckprüfung

#### 2.1.1 Föppl (1904)

**Föppl (1904)** führte Querdruckversuche mit vollflächig gepressten Würfeln aus Fichten-, Kiefern- und Eichenholz mit Kantenlängen zwischen 7 und 30 cm durch. Die Messwertaufzeichnung erfolgte nicht kontinuierlich; die Messlängen befanden sich zentrisch auf den Stirnseiten mit Abstand zu den Lasteinleitungsplatten. Angegeben wurden „einerseits die Quetschgrenze, von der ab stärker wachsende Zusammendrückungen eintreten und dann noch jene Last [...], bei

der die Zusammendrückung etwa auf 10 v. H. angewachsen ist“ (Föppl, 1904, S. 11). Exemplarisch wurden der Einfluss der Holzfeuchte, radiale oder tangentiale Krafrichtung und Vollholz ohne und mit Imprägnierung untersucht. Weiterhin wurden die Quetschgrenzen bei Schwellen ins Verhältnis zu denen von Würfeln gesetzt und Teilflächenpressungen untersucht.

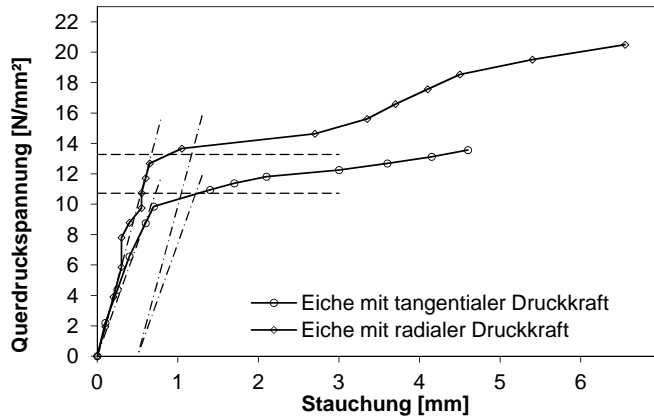


Abb. 2.1.2: Querdruckspannung versus Stauchung bei Eichenwürfeln mit ca. 7 cm Kantenlänge bei radialer bzw. tangentialer Belastungsrichtung nach (Föppl, 1904, S. 13)

In Abbildung 2.1.2 ist die Querdruckspannung in Abhängigkeit der Stauchung bei Eichenwürfeln mit ca. 7 cm Kantenlänge bei radialer bzw. tangentialer Belastungsrichtung dargestellt. Als Strich-Punkt-Linien sind die Ausgleichsgeraden des linear-elastischen Bereichs eingetragen und die parallel verschobenen bei 0,5%-Stauchung der Messlänge von 50 mm. Die horizontalen strichlierten Linien stellen die von Föppl (1904, S. 13) angegebenen Quetschgrenzen dar. Die Unterschiede der nach dem in ON EN 408 (2010, S. 20 ff.) geregelten Verfahren ermittelten Querdruckfestigkeit und den von Quetschgrenzen sind relativ gering. Die Querdruckbeiwerte und der Versagensmechanismus bei Stempeldruck auf eine Schwelle wurden bereits 1904 wie folgt erklärt:

„Das Schwellenstück, das unten auf der ganzen Länge von 30 cm satt aufliegt und aus dieser ganzen Länge einen nach einem unbekanntem Gesetze verteilten Auflagedruck erfährt, während es oben nur im mittleren Drittel seiner Länge Druck aufnimmt, ist wie aus diesem Kraftangriffe hervorgeht, zugleich auf Biegung beansprucht. Zu dieser Biegebungsbeanspruchung gehört auch eine Schubbeanspruchung längs der Faserschichten und da die Schubfestigkeit zwischen diesen Schichten beim Holze sehr gering ist, erfolgt bei Biegung mit sehr kurzen Hebelarmen, wie sie hier vorkommen, der Bruch durch Überwindung dieser Schubfestigkeit. Damit ist das Auftreten der Schubrisse hinlänglich erklärt und zugleich folgt daraus, dass bei längeren Schwellenstücken das Aufspalten nicht so bald zu erwarten wäre, dass also die Erhöhung der Festigkeit der durchlaufenden Schwelle gegenüber der blossen [sic] Querfestigkeit grösser [sic] ausfallen müsste, als sie bei den Versuchen mit den kurzen Schwellen gefunden wurde“ (Föppl, 1904, S. 16).

### 2.1.2 Graf (1921)

Bei der Festlegung von zulässigen Belastungen quer zur Faserrichtung wurde auch durch Graf (1921) der Einfluss der Länge der Lasteinleitungsfläche sowie des Vorholzes berücksichtigt. Die Querdruckfestigkeit wurde am vollflächig gedrückten Prisma ermittelt und die zulässigen Belastungen durch die Multiplikation mit einem von der Länge der Lasteinleitungsfläche abhängigen Beiwert errechnet. Diese Vorgehensweise ist bis heute in der Prüfnorm ON EN 408 (2010, S. 20 ff.) und in der Bemessungsnorm ON EN 1995-1-1 (2009) erhalten geblieben.

### 2.1.3 Damkilde, Hoffmeyer und Pedersen (1998)

Für 74 Querdruckprüfungen an Vollholz und Brettschichtholz verwendeten **Damkilde, Hoffmeyer und Pedersen (1998)** norwegische Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), die bei einer relativen Luftfeuchte von 65 % und einer Temperatur von 20 °C gelagert wurde. Die Probekörper aus Vollholz ( $\rho_{\text{mean}} = 452 \text{ kg/m}^3$ ) hatten einen Querschnitt von 45 mm × 90 mm und wurden nach der Jahrringlage in fünf Klassen eingeteilt. Die Stauchung wurde sowohl für die gesamte Probekörperhöhe von 90 mm als auch für die mittleren 50 mm bestimmt.

Aus 120 Brettproben wurden ebenso viele BSH-Probekörper hergestellt, deren Brettbreiten der der Brettproben entsprachen. Die Längen ergaben sich aus der nach **EN 1193 (1997, S. 6)** vorgegebenen Lasteinleitungsfläche von 25 000 mm<sup>2</sup>; die Höhen waren mit 200 mm konstant. Im Allgemeinen wurde die Stauchung für die Probekörperhöhe bestimmt und zum Vergleich bei zwölf Probekörpern auf einer Länge von 100 mm.

**Damkilde u. a. (1998)** stellen einen deutlichen Einfluss der Jahrringlage auf den Querdruck-Elastizitätsmodul bei Vollholz fest. Legt man den mittleren Querdruck-Elastizitätsmodul von den Halbhölzern der Serie A mit 275 N/mm<sup>2</sup> zu Grunde, liegt der Elastizitätsmodul der radial beanspruchten Seitenware 90 % darüber und Hölzer mit Jahrringwinkeln von etwa 45° etwa 10 % darunter. Nach **Scharfe (2011)** beträgt der Elastizitätsmodul in radialer Richtung 800 N/mm<sup>2</sup> und in tangentialer Richtung 450 N/mm<sup>2</sup>. Geht man von den Elastizitätszahlen von **Neuhaus (1981, S. 147)** aus und mittelt die Nachgiebigkeiten  $s_{13}$  und  $s_{31}$  bzw.  $s_{23}$  und  $s_{32}$  auf Grund der mechanisch logischen Symmetrie, erhält man  $E_{\text{rad}} = 817 \text{ N/mm}^2$  und  $E_{\text{tang}} = 420 \text{ N/mm}^2$ . Die deutlichen Unterschiede zwischen radialem und tangenialem Elastizitätsmodul erklären die starke Abhängigkeit des Querdruckverhaltens von der Jahrringneigung.

Für alle Vollholz-Probekörper beträgt der mittlere Querdruck-Elastizitätsmodul 294 N/mm<sup>2</sup> mit einem Variationskoeffizienten von 34 %. Die mittleren Querdruckfestigkeiten liegen zwischen 2,8 bis 3,1 N/mm<sup>2</sup>, wobei der untere Wert für Jahrringwinkeln von etwa 45° und der obere für Seitenware gilt. Für alle Probekörper beträgt der Variationskoeffizient 13 %, und das 5%-Quantil ergab sich zu 2,2 N/mm<sup>2</sup>.

Bei den BSH-Probekörpern betrug die mittlere Querdruckfestigkeit 2,87 N/mm<sup>2</sup> ( $CoV = 9\%$ ) und das 5%-Quantil 2,44 N/mm<sup>2</sup>. Aus dem Verhältnis der Stauchungen über die ganze Probekörperhöhe von 200 mm und über einen mittleren Bereich von 100 mm wurde von **Damkilde u. a.** auf einen mittleren Querdruck-Elastizitätsmodul von 320 N/mm<sup>2</sup> geschlossen. Die mittlere Rohdichte des Brettschichtholzes lag 3 % und der Querdruck-Elastizitätsmodul 8,8 % über dem des Vollholzes. Die Mittelwerte der Querdruckfestigkeiten unterschieden sich zwischen Vollholz und BSH kaum; das 5%-Quantil des Brettschichtholzes lag durch die geringere Streuung um 9 % über dem des Vollholzes.

### 2.1.4 Blaß und Görlacher (2004)

**Blaß und Görlacher (2004)** führten Querdruckprüfungen an 18 Probekörpern aus Nadelholz-BSH ( $\rho_{\text{mean}} = 470 \text{ kg/m}^3$ ) mit einer vollflächig gepressten Grundfläche von 120 mm × 100 mm und Höhen von 50, 100 und 200 mm durch (siehe Abbildung 2.1.3 a). An 300 mm langen Nadelholz-BSH mit gleicher Breite und ebensolchen Höhen wurden mit einer mittig aufliegen-

den Lasteinleitungsfläche gleicher Größe und symmetrischem Auflager (siehe Abbildung 2.1.3 b) bzw. vollflächiger Auflagerung (siehe Abbildung 2.1.3 d) insgesamt 39 Querdruckprüfungen durchgeführt. Bei 36 Probekörpern hatten die Decklamellen eine mittlere Rohdichte von  $420 \text{ kg/m}^3$ , bei den restlichen drei Probekörpern im Mittel  $480 \text{ kg/m}^3$ .

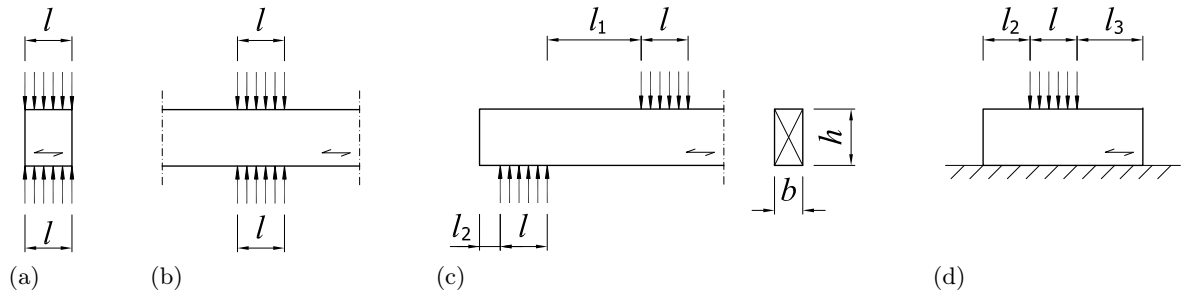


Abb. 2.1.3: Verschiedene Last- und Auflagersituationen bei Querdruck nach **Blaß und Görlacher (2004, S. 2)**

Der Querdruckbeiwert  $k_{c,90}$  berücksichtigt die Art der Einwirkung, die Spaltgefahr und den Grad der Druckverformung. Er setzt die Querdruckspannungen und die Verzerrungen aus Querkraft, wie sie bei vollflächig gepressten Quadern in der Prüfung nach **ON EN 408 (2010, S. 20 ff.)** entstehen, ins Verhältnis zu den Spannungen und Verzerrungen, wie sie bei den mannigfaltigen Lastsituationen für unterschiedliche Bauteilgeometrien auftreten, ins Verhältnis.

**Blaß und Görlacher (2004)** unterschieden, wie bereits **Thelandersson und Mårtensson (1997)**, beim Nachweis der Querdruckspannung zwischen dem Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) und dem Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS). Für den ersten Fall wurde der Beiwert  $k_{c,90}$  bei der Anwendung der Gleichung (2.1) gleich eins gesetzt. Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit wurden die Last- und Auflagersituationen nach Abbildung 2.1.3 unterschieden und der Beiwert  $k_{c,90}$  nach Tabelle 2.1.1 festgelegt.

$$f_{c,90,d} k_{c,90} \geq \frac{F_{c,90,d}}{b l_{\text{ef}}} \quad \text{mit} \quad (2.1)$$

$$l_{\text{ef}} = l + \min \begin{cases} l_2 \\ l \\ 30 \text{ mm} \end{cases} + \min \begin{cases} l_3 \\ l \\ 30 \text{ mm} \end{cases} \quad (2.2)$$

- $F_{c,90,d}$  Bemessungswert der Druckkraft in der Lasteinleitungsfläche rechtwinklig zur Faserrichtung in N
- $b$  Breite der Lasteinleitungsfläche in mm
- $l$  Länge der Lasteinleitungsfläche in mm
- $l_{\text{ef}}$  effektive Länge der Lastausbreitung in Faserrichtung in mm
- $f_{c,90,d}$  Bemessungswert der Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung in  $\text{N/mm}^2$
- $k_{c,90}$  Beiwert zur Berücksichtigung der Art der Einwirkung, der Spaltgefahr und des Grades der Druckverformung
- $l_1$  lichter Abstand zweier Lasteinleitungsflächen in mm
- $l_2, l_3$  Vorholzlänge der Lasteinleitungsfläche in mm
- $h$  Bauteilhöhe in mm



Tab. 2.1.1: Querdruckbeiwerte  $k_{c,90}$  nach [Blaß und Görlacher \(2004, S. 6\)](#) für Nadelholz

$k_{c,90}$	Material	Lastsituation	Grenzzustand
1,0	Voll- und Brettschichtholz	alle	ULS
1,25	Vollholz	Schwellendruck (Abbildungen 2.1.3 b und d)	SLS
1,5	Vollholz	Auflagerdruck (Abbildung 2.1.3 c)	SLS
1,5	Brettschichtholz	Schwellendruck (Abbildungen 2.1.3 b und d)	SLS
1,75	Brettschichtholz	Auflagerdruck Abbildung 2.1.3 c	SLS

### 2.1.5 Augustin, Ruli, Brandner und Schickhofer (2006)

[Augustin, Ruli, Brandner und Schickhofer \(2006\)](#) sortierten Fichtenbretter (*Picea abies* (L.) H. Karst.) nach dem dynamischen Elastizitätsmodul in drei gleich große Klassen und schnitten aus einem Viertel der Brettlänge das Material für 62 Probekörper mit  $160 \text{ mm} \times 200 \text{ mm} \times 160 \text{ mm}$  für Querdruckprüfungen nach [ON EN 408 \(2005, S. 20 ff.\)](#). Vom Fichtenbrett blieb der Probekörper für die Zugprüfung nach [ON EN 408 \(2005, S. 17 ff.\)](#) übrig. Weiterhin wurden aus maschinell in drei Festigkeitsklassen sortierten Brettern 122 Probekörper gleicher Größe für Querdruckprüfungen nach [ON EN 408 \(2005, S. 20 ff.\)](#) hergestellt. Um den Einfluss der Probekörperhöhe auf das Querdruckverhalten zu untersuchen, wurden weitere 18 Probekörper mit gleicher Grundfläche jedoch einer Höhe von 480 mm hergestellt.

Die 980 mm langen Schwellen wurden ebenfalls in den Höhen 200 und 480 mm gefertigt, wobei 18 je Festigkeitsklasse von den niedrigen und je sechs von den hohen Probekörpern Querdruckprüfungen unterzogen wurden. Die Lasteinleitungsfläche maß  $160 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$  und wurde einmal mit einseitigem und zweimal mit beidseitigem Vorholz belastet.

[Augustin u. a. \(2006, S. 14\)](#) konnten den Zusammenhang zwischen den Festigkeitsklassen und den nach [ON EN 1194 \(1999, S. 5\)](#) zugehörigen charakteristischen Querdruckfestigkeiten nicht bestätigen. Die durchgeführten Querdruckprüfungen nach [ON EN 408 \(2005\)](#) ergaben für alle Festigkeitsklassen charakteristische Querdruckfestigkeiten von 2,1 bis  $2,3 \text{ N/mm}^2$ , d. h. etwas geringere Werte als bei [Damkilde u. a. \(1998\)](#) mit  $f_{c,90,05} = 2,44 \text{ N/mm}^2$ . [Augustin u. a.](#) schlugen für den Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung einen konstanten Wert von  $300 \text{ N/mm}^2$  für alle Festigkeitsklassen vor ( $E_{c,90,\text{mean}} = 320 \text{ N/mm}^2$  nach [Damkilde u. a., 1998](#)).

Tab. 2.1.2: Querdruckbeiwerte  $k_{c,90,f}$  für  $f_{c,90,k}$  und  $k_{c,90,E}$  für  $E_{c,90,\text{mean}}$  nach [Augustin u. a. \(2006, S. 14\)](#);  $l_2$  und  $l_3$  wie in Abbildung 2.1.3 d

Höhe der Schwellen	200 mm		480 mm	
	$k_{c,90,f}$	$k_{c,90,E}$	$k_{c,90,f}$	$k_{c,90,E}$
einseitiges Vorholz ( $l_2 = 830 \text{ mm}$ )	1,58	1,35	1,82	1,44
beidseitiges Vorholz ( $l_2 = 100 \text{ mm}$ , $l_3 = 730 \text{ mm}$ )	1,94	2,03	2,12	2,20
beidseitiges Vorholz ( $l_2 = 380 \text{ mm}$ , $l_3 = 450 \text{ mm}$ )	1,94	2,24	2,46	3,10

[Augustin u. a. \(2006, S. 14\)](#) fassten zusammen: „The results from the cubic specimens with two different heights ( $h_0 = 200 \text{ mm}$  and  $h_0 = 480 \text{ mm}$ ) showed no significant difference“. Eine Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls quer zur Faser bzw. der charakteristischen Querdruckfestigkeit von der Höhe des Probekörpers wurde nicht festgestellt. Die Querdruckbeiwerte  $k_{c,90}$  stiegen sowohl bei der charakteristische Querdruckfestigkeit mit  $k_{c,90,f}$  als auch beim Querdruck-Elastizitätsmodul mit  $k_{c,90,E}$  mit zunehmender Schwellenhöhe (siehe Tabelle 2.1.2).

### 2.1.6 Van der Put (2008)

Basierend auf der *equilibrium method of plasticity* entwickelte **van der Put (2008)** ein Bemessungsmodell für die Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung von lokal belasteten Holzbauteilen. Für Schwellen wurde die Gleichung (2.3) in Verbindung mit den Gleichungen (2.4) und (2.5) publiziert. Die Bezeichnung der Variablen wurde an Abbildung 2.1.3 angepasst. Gleichung (2.6) gilt „for safe rules (when friction is only in the width direction)“ (**van der Put, 2008**, S. 414).

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad \text{mit} \quad (2.3)$$

$$k_{c,90} = \sqrt{\frac{l_{ef}}{l}} \quad \text{und} \quad (2.4)$$

$$l_{ef,1} = \min \begin{cases} l_2 + l + 0,5 l_1 \\ 3 h + l \end{cases} \quad \text{bzw.} \quad (2.5)$$

$$l_{ef,2} = \min \begin{cases} 2 l_2 + l \\ l + l_1 \\ 2 h + l \end{cases} \quad (2.6)$$

Für Durchleitungen von Querkräften (siehe Abbildung 2.1.3 b) wurde die Gleichung (2.7) angegeben.

$$k_{c,90} = \min \begin{cases} 1,1 \sqrt{0,5 + \frac{3 h + l_{ef}}{2 l}} \\ 5 \end{cases} \quad (2.7)$$

$\sigma_{c,90}$	Bemessungswert der Druckspannung in der wirksamen Kontaktfläche rechtwinklig zur Faserrichtung in $\text{N}/\text{mm}^2$
$k_{c,90}$	Beiwert zur Berücksichtigung der Art der Einwirkung, der Spaltgefahr und des Grades der Druckverformung
$f_{c,90,d}$	Bemessungswert der Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung in $\text{N}/\text{mm}^2$
$l$	Länge der Lasteinleitungsfläche in mm
$l_{ef}$	effektive Länge der Lastausbreitung in Faserrichtung in mm
$l_1$	lichter Abstand zweier Lasteinleitungsflächen in mm
$l_2$	Vorholzlänge der Lasteinleitungsfläche in mm
$h$	Bauteilhöhe in mm

Der Querdruckbeiwert  $k_{c,90}$  wird nach **van der Put (2008)** nicht für bestimmte Lastsituationen wie bei **Blaß und Görlacher (2004)** tabelliert, sondern nach Gleichung (2.4) unter Berücksichtigung der Gleichung (2.5) berechnet. Es entfällt die rechnerische Verlängerung der Lasteinleitungsfläche um 30 mm in Faserrichtung bei Vorholz.

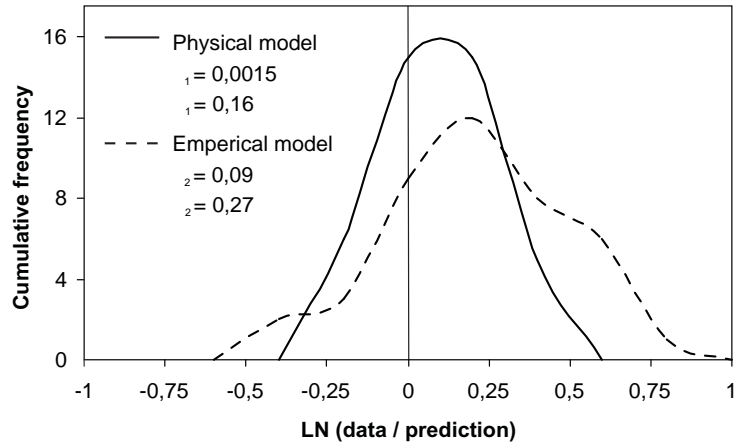
### 2.1.7 Leijten und Schoenmakers (2008)

**Leijten und Schoenmakers (2008)** werteten die Ergebnisse der Querdruckprüfungen von **Graf (1921)**, **Suenson (1938)**, **Korin (1990)**, **Riberholt (2000)** und **Augustin u. a. (2006)** aus und



verglichen das physikalische Modell nach van der Put (2008) mit dem empirischen Modell nach Blaß und Görlacher (2004). Sie kommen zu dem Schluss, dass die Verhältniswerte aus empirischer und theoretischer logarithmierter Querdruckfestigkeit des physikalischen Modells einen Mittelwert näher Null und eine deutlich geringere Standardabweichung haben (siehe Abbildung 2.1.4).

Abb. 2.1.4: Dichtefunktion des Verhältnisses aus empirischer und theoretischer logarithmierter Querdruckfestigkeit für das physikalische und das empirische Modell nach Leijten und Schoenmakers (2008, S. 8)



### 2.1.8 Larsen, Leijten und van der Put (2008)

Für den Nachweis des Bemessungswertes der Druckspannung bei Schwellen publizierten Larsen, Leijten und van der Put (2008) die Gleichung (2.3) in Verbindung mit Gleichung (2.8). Die effektive Fläche der Lastausbreitung  $A_{ef}$  wurde durch die Multiplikation der Breite der Lasteinleitungsfläche  $b$  mit der effektiven Länge der Lastausbreitung  $l_{ef}$  berechnet, wobei die Bedingungen der Gleichung (2.9) nach Larsen u. a. und  $h \leq 5b$  eingehalten werden sollten.

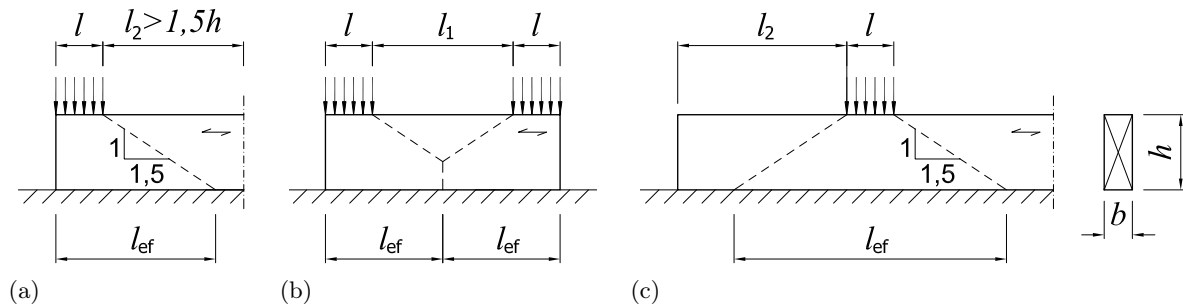


Abb. 2.1.5: Effektive Länge  $l_{ef}$  der Lastausbreitung für die Querdruckbelastung einer Schwelle mit ein- oder beidseitigem Vorholz nach Larsen u. a. (2008)

$$k_{c,90} = \min \left\{ \sqrt{\frac{A_{ef}}{A}}, 5 \right\} \quad (2.8)$$

$$l_{ef} = \begin{cases} l + 1,5h & \text{einseitiges Vorholz mit } l_2 \geq 1,5h \\ l + 0,5l_1 & \text{einseitiges Vorholz mit } l_1 \leq 3h \\ l + 3h & \text{beidseitiges Vorholz mit jeweils } l_2 \geq 1,5h \end{cases} \quad (2.9)$$

Der Querdruckbeiwert kann nach Gleichung (2.8) den Wert fünf annehmen und liegt damit sehr deutlich über dem Größtwert von  $k_{c,90} = 1,75$  nach [Blaß und Görlacher \(2004\)](#) bzw. [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#). Der Lastausbreitungswinkel wurde mit dem Verhältnis 1,5 : 1 ( $56,3^\circ$ ) ebenfalls sehr hoch angesetzt.

### 2.1.9 Leijten (2011)

[Leijten \(2011\)](#) schlug dem *Comité Européen de Normalisation/Technical Committee 250/Subcommittee 5* (CEN/TC 250/SC 5) für den Nachweis des Bemessungswertes der Druckspannung bei Schwellen aus Nadelholz die Gleichung (2.3) in Verbindung mit Gleichung (2.10) vor. Bei der Bestimmung der effektiven Länge der Lastausbreitung in Faserrichtung  $l_{ef}$  wird von einem Lastausbreitungswinkel von  $45^\circ$ , d. h. einem Verhältnis Lastausbreitungstiefe zu Lastausbreitungslänge von 1 : 1 bei einer Stauchung der Lasteinleitungstiefe  $h_e$  von 4% ausgegangen. Werden größere Eindrückungen von 10% der Lasteinleitungstiefe  $h_e$  akzeptiert, darf nach [Leijten](#) ein Verhältnis von 1 : 1,5 angenommen werden.

$$k_{c,90} = \min \left\{ \sqrt{\frac{l_{ef}}{l}} \right. \quad (2.10)$$

$$h_e = \min \left\{ \begin{array}{l} 0,35 h \\ 140 \text{ mm} \end{array} \right. \quad \text{für Nadelholz mit } h > 4b \quad (2.11)$$

- $l_{ef}$  effektive Länge der Lastausbreitung in Faserrichtung in mm
- $l$  Länge der Lasteinleitung in Faserrichtung in mm
- $k_{c,90}$  Beiwert zur Berücksichtigung der Art der Einwirkung, der Spaltgefahr und des Grades der Druckverformung
- $h$  Bauteilhöhe in mm
- $h_e$  Lasteinleitungstiefe in mm
- $b$  Breite der Lasteinleitung quer zur Faserrichtung gleich Breite des Holzquerschnitts in mm

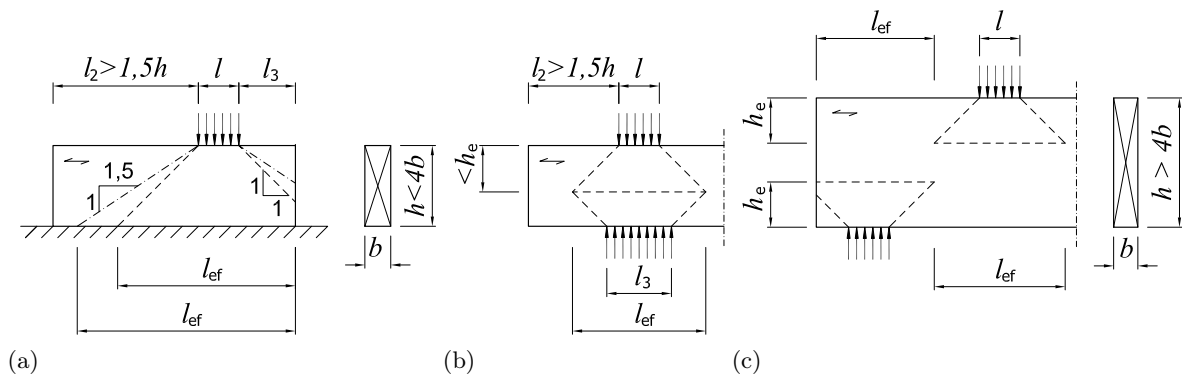
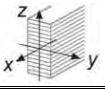


Abb. 2.1.6: Effektive Länge  $l_{ef}$  für eine Schwellen mit beidseitigem Vorholz, eine Querdruckdurchleitung bei einem Träger bzw. eine Auflager-Lasteinleitungs-Situation bei einem hohen Träger nach [Leijten \(2011\)](#)

### 2.1.10 Gehri und Abplanalp (2011)

Der Vorschlag für die Festigkeitsklassen von Laubholz-BSH von Prof. Gehri für die Ergänzung der Tabelle 7 in der SIA 265 (2003) wurde von Abplanalp (2011, S. 13) wie in Abbildung 2.1.7 veröffentlicht, jedoch nicht in SIA 265 (2012) aufgenommen. Die Sicherheitskonzepte von SIA 265 (2012) und ON EN 1995-1-1 (2009) unterscheiden sich. Daher wurden für die Gegenüberstellung der 5%-Quantile aus den Materialprüfungen die Bemessungswerte für die Querdruckfestigkeit nach Abbildung 2.1.7 mit dem Verhältniswert  $\gamma_M/\eta_M = 1,5$  nach SIA 265 (2012, S. 19) und Gehri (2011, S. 1) für eine duktile Versagensform multipliziert und in Tabelle 2.1.3 aufgeführt.

 Festigkeitsklassen			BSH-Laubholzklassen <sup>4)</sup>				
			GL40k	GL40h	GL48k	GL48h	
Kennzeichnende Eigenschaften <sup>1)</sup>							
– Biegefestigkeit		$f_{m,k}$	N/mm <sup>2</sup>	40	40	48	48
– mittlerer Biege-E-Modul		$E_{m,mean}$	kN/mm <sup>2</sup>	14	14	15	15
Bemessungswerte <sup>1)</sup>							
Festigkeit	Biegung	$f_{m,d}$	N/mm <sup>2</sup>	26,5	26,5	32	32
	Zug parallel zur Faser	$f_{t,0,d}$	N/mm <sup>2</sup>	20	22	22	25
	Druck parallel zur Faser	$f_{c,0,d}$	N/mm <sup>2</sup>	22	25	25	28
	Zug senkrecht zur Faser	$f_{t,90,d}$	N/mm <sup>2</sup>	0,25	0,25	0,25	0,25
	Druck senkrecht zur Faser	$f_{c,90,d}$					
	– generell		N/mm <sup>2</sup>	4,5	4,5	5,0	5,0
	– mit Vorholz <sup>3)</sup>		N/mm <sup>2</sup>	6,3	6,3	7,0	7,0
	– Endauflagerung		N/mm <sup>2</sup>	5,0	5,0	6,0	6,0
Schub	$f_{v,d}$	N/mm <sup>2</sup>	3,0	3,0	3,0	3,0	
Verformung	$E_{0,mean}$ in Faserrichtung <sup>2)</sup>	$\left\{ \begin{array}{l} E_{m,mean} \\ E_{t,0,mean} \\ E_{c,0,mean} \end{array} \right\}$	kN/mm <sup>2</sup>	14	14	15	15
			kN/mm <sup>2</sup>				
			kN/mm <sup>2</sup>				
	$E_{90,mean}$ senkr. zur Faser <sup>2)</sup>	$\left\{ \begin{array}{l} E_{t,90,mean} \\ E_{c,90,mean} \end{array} \right\}$	kN/mm <sup>2</sup>	1,0	1,0	1,0	1,0
	kN/mm <sup>2</sup>						
Schubmodul <sup>2)</sup>	$G_{mean}$		kN/mm <sup>2</sup>	1,0	1,0	1,0	1,0
Rohdichte		$\rho_k$	kg/m <sup>3</sup>	550	580	600	620

<sup>1)</sup> Eigenschaften und Bemessungswerte beziehen sich auf eine Holzfeuchte von 12%.  
<sup>2)</sup> 5%-Fraktilwerte sind auf das 0,85-fache der Mittelwerte festgelegt.  
<sup>3)</sup> Das Vorholz muss beidseitig mindestens 100 mm betragen, andernfalls ist mit dem generellen Wert zu rechnen.  
<sup>4)</sup> Für n'H-Produktion und Laubholzarten Esche und Buche; für andere Holzarten nach Anfrage.  
<sup>5)</sup> Der Bemessungswert der Rollschubfestigkeit  $f_{r,d}$  darf für alle Festigkeitsklassen zu 1,5 N/mm<sup>2</sup> in Rechnung gestellt werden.  
<sup>6)</sup> Der zur Rollschubbeanspruchung gehörende Rollschubmodul darf mit  $G_{r,mean} = 0,20 \cdot G_{mean}$  angenommen werden.

Abb. 2.1.7: Vorschlag für die Festigkeitsklassen von Laubholz-BSH von Prof. Gehri für die Ergänzung der Tabelle 7 in der neuen SIA 265 nach Abplanalp (2011, S. 13)

### 2.1.11 Bogensperger, Augustin, Schickhofer (2011)

Bogensperger, Augustin und Schickhofer (2011) verglichen die Ergebnisse von Querdruckprüfungen mit BSH aus Nadelholz von Hoffmeyer, Damkilde und Pedersen (2000) und Augustin u. a. (2006) sowie mit Brettspertholz aus Nadelholz von Halili (2008), Salzmann (2010) sowie Hasuni, Al-douri und Hamodi (2009) mit den Ergebnissen aus einer FE-Berechnung. Dabei wurde für den Vergleich der Elastizitätsmoduln quer zur Faserrichtung ein linear-elastisches,

Tab. 2.1.3: Mit  $\gamma_M/\eta_M = 1,5$  multiplizierte Bemessungswerte der Querdruckfestigkeit aus Abbildung 2.1.7 nach **Abplanalp (2011, S. 13)**

Produkt aus Querdruckbeiwert und charakteristischer Querdruckfestigkeit $k_{c,90} f_{c,90,k}$ in $\text{N/mm}^2$				
Lastsituation	GL40k	GL40h	GL48k	GL48h
generell	6,75	6,75	7,50	7,50
mit Vorholz	9,45	9,45	10,50	10,50
Endauflagerung	7,50	7,50	9,00	9,00

orthotropes Materialgesetz verwendet, welches für die Festigkeiten um ein elastisch-plastisches Materialgesetz in Lastrichtung erweitert wurde.

**Bogensperger u. a.** gaben für alle BSH-Festigkeitsklassen eine charakteristische Querdruckfestigkeit von  $2,25 \text{ N/mm}^2$  und für den mittleren Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung  $300 \text{ N/mm}^2$  an. Für Brettsperholz wurden die entsprechenden Werte mit  $f_{c,90,k} = 2,85 \text{ N/mm}^2$   $E_{c,90,\text{mean}} = 450 \text{ N/mm}^2$  publiziert.

In guter Übereinstimmung mit **Augustin u. a. (2006)** konnte die Abhängigkeit des Querdruckbeiwerts  $k_{c,90}$  bei 900 mm langen Schwellen von der Schwellenhöhe mit der FE-Berechnung nachgewiesen werden. Während Schwellen mit 90 mm Höhe einen Querdruckbeiwert  $k_{c,90} = 1,50$  in der Simulation aufwiesen, stieg er bei 200 mm Höhe auf 1,77 und bei 480 mm auf 2,32.

### 2.1.12 Büeler (2011)

Aus zuvor mit Drei-Punkt-Biegeprüfungen zur Ermittlung des Schubmoduls und der Schubfestigkeit geprüften BSH-Trägern schnitt **Büeler (2011)** fünf Probekörper aus Buche und sechs aus Esche für Querdruckprüfungen nach **ON EN 408 (2010, S. 25 ff.)**. Alle Probekörper waren etwa 200 mm hoch. Der mittlere Querdruck-Elastizitätsmodul wurde von **Büeler (2011, S. 37)** zu  $E_{90,\text{mean}}^{ES} = 1240 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 7,66\%$ ) für Eschen-BSH und zu  $E_{90,\text{mean}}^{BU} = 882 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 18,9\%$ ) für Buchen-BSH ermittelt. Der niedrige Mittelwert und der hohe Variationskoeffizient des Querdruck-Elastizitätsmodul von Buchen-BSH lässt sich durch die mindere Qualität der Buchenlamellen (Ausschussware unter T30) erklären.

### 2.1.13 Aicher (2012)

Für kombiniert aufgebautes VIGAM Brettschichtholz der Firma ELABORADOS Y FABRICADOS GÁMIZ S. A. (**Z-9.1-704, 2012**) wurden an der MPA Stuttgart umfangreiche Materialprüfungen durchgeführt und **Aicher und von Ruckteschell (2012)** publizierten die wesentlichen Ergebnisse. In Tabelle 2.1.4 sind die Kennwerte zusammengefasst. Zur Verklebung kommt der Melamin-Harnstoffharz-Klebstoff GRIPPRO DESIGN (**Z-9.1-807, 2012**) der Firma CASCO ADHESIVES AB zum Einsatz.

Tab. 2.1.4: Kennwerte für VIGAM BSH aus Eiche nach Z-9.1-704 (2012, S. 9)

Festigkeit in N/mm <sup>2</sup>	Biegung	$f_{m,k}$	33,5
	Zug parallel zur Faser	$f_{t,0,k}$	23,0
	Zug senkrecht zur Faser	$f_{t,90,k}$	0,6
	Druck parallel zur Faser	$f_{c,0,k}$	45,0
	Druck senkrecht zur Faser	$f_{c,90,k}$	8,0
	Schub parallel zur Faser	$f_{v,0,k}$	4,0
Elastizitäts- bzw. Schubmodul in N/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul	$E_{0,mean}$	14 400
	parallel zur Faser	$E_{0,05}$	12 000
	Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser	$E_{90,mean}$	800
		$E_{90,05}$	660
	Schubmodul	$G_{mean}$	850
parallel zur Faser	$G_{05}$	700	
charakteristische Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>		$\rho_k$	690

### 2.1.14 Dill-Langer und Hamming (2012)

Das Übereinstimmungszertifikat 0672 für BSH aus spanischer Edelkastanie der Firma SIERO-LAM S. A. (MPA Stuttgart, 2012) erforderte umfangreiche Materialprüfungen und Dill-Langer und Hamming (2012) publizierte die wesentlichen Ergebnisse. In Tabelle 2.1.5 sind die Kennwerte zusammengefasst.

Tab. 2.1.5: Kennwerte für BSH aus Edelkastanie nach Dill-Langer und Hamming (2012, S. 161)

Eigenschaft	Belastung		Probe- körper	Prüf- wert	Deklarier- ter Wert
Kennwert in N/mm <sup>2</sup>	Biegung	$f_{m,g,k}$	30	31,2	30,0
	Zug parallel zur Faser	$f_{t,0,k}$	12	20,0	20,0
	Zug senkrecht zur Faser	$f_{t,90,k}$	8	0,73	0,70
	Druck parallel zur Faser	$f_{c,0,k}$	20	47,1	45,0
	Druck senkrecht zur Faser	$f_{c,90,k}$	9	5,5	5,5
	Schub parallel zur Faser	$f_{v,0,k}$	10	5,2	5,0
	Rollschub	$f_{r,g,k}$	–	1,2	1,2
Elastizitäts- bzw. Schubmodul in N/mm <sup>2</sup>	Elastizitätsmodul parallel zur Faser	$E_{0,mean}$	30	13 000	13 000
	Elastizitätsmodul senkrecht zur Faser	$E_{90,mean}$	30	1 450	1 400
	Schubmodul parallel zur Faser	$G_{mean}$	–	–	650
	Rollschub	$G_{r,mean}$	–	–	65
charakteristische Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>		$\rho_k$	76	524	520
mittlere Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>		$\rho_{mean}$	89	547	540

### 2.1.15 Resümee zur Literaturrecherche

Die meisten Querdruckprüfungen liegen für Nadelhölzer vor. Dabei wurden verschiedene, praxisnahe Lastsituationen untersucht und die Ergebnisse auf quaderförmige, vollflächig gepresste Probekörper referenziert. Blaß und Görlacher (2004) gingen von einem Lastausbreitungswinkel von 45° aus und entwickelten ein auf den empirischen Daten basierendes Bemessungsmodell

für grundlegende Lastsituationen. Van der Put (2008) leitete aus der *equilibrium method of plasticity* ein Bemessungsmodell her. Leijten und Schoenmakers (2008) werteten die verfügbaren Daten aus, verglichen die Modelle und plädierten für das Modell von van der Put. Basierend auf dem Modell von van der Put schlug Leijten (2011) die Lastausbreitungswinkel von  $45^\circ$  (1:1) bzw.  $56,3^\circ$  (1:1,5) für 4 bzw. 10 % Stauchung der Lasteinleitungshöhe vor.

Für europäische Laubhölzer liegt nur die Publikation von Büeler (2011), Aicher und von Ruckteschell (2012) und Dill-Langer und Hamming (2012) für die Querdruckfestigkeit nach ON EN 408 (2010, S. 20 ff.) vor, jedoch keine Angaben zur Lastausbreitung. Laut Gehri (2011) beruhen die Bemessungswerte der Querdruckfestigkeit von Buchen- und Eschen-BSH nach Abplanalp (2011, S. 13) auf den bisherigen Werten für Vollholz und der Zulassung *BS-Holz aus Buche und BS-Holz Buche-Hybridträger* (Z-9.1-679, 2013, S. 9). Die folgende Untersuchung der Querdruckfestigkeit nach ON EN 408 (2010, S. 20 ff.) für Buchen- und Eschen-BSH soll die bisherigen Festlegungen für den Querdruckbeiwert auf eine breitere, zuverlässige Basis stellen.

## 2.2 Normen und Zulassungen

### 2.2.1 ON EN 1995-1-1 (2009)

Blaß und Görlacher (2004) publizierten die Grundlagen für das Bemessungsmodell für Querdruck in ON EN 1995-1-1 (2009), welches sich bereits in DIN 1052 (2004) fand. In EN 1995-1-1 (2004, S. 36–40) waren die Forschungsergebnisse von van der Put (2008) eingegangen, die zu Querdruckbeiwerten bis  $k_{c,90} = 4,0$  führten, allerdings wurden die Passagen mit ON EN 1995-1-1 (2009, S. 41 ff.) revidiert.

„Die wirksame Kontaktfläche rechtwinklig zur Faserrichtung,  $A_{ef}$ , sollte unter Berücksichtigung einer wirksamen Kontaktlänge parallel zur Faserrichtung bestimmt werden, wobei die tatsächliche Kontaktlänge  $l$ , auf jeder Seite um 30 mm erhöht wird, jedoch nicht mehr als  $a$  [hier als  $l_2$  bezeichnet, Anm. d. Verf.],  $l$  oder  $l_1/2$ “ (ON EN 1995-1-1, 2009, S. 41).

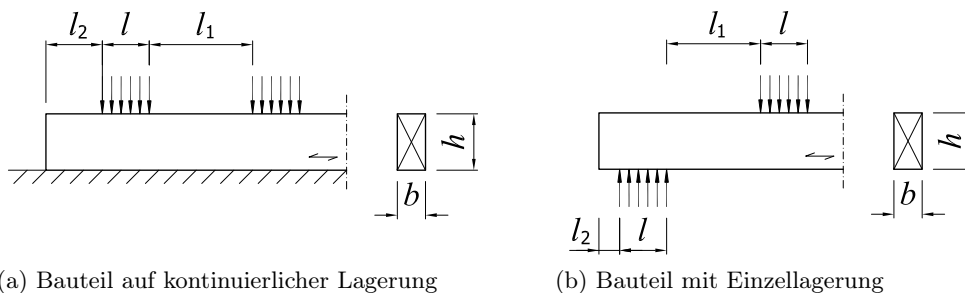


Abb. 2.2.1: Verschiedene Last- und Auflagersituationen bei Querdruck nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 42)

„Die angegebenen Werte für  $k_{c,90}$  gelten für randnahe Auflagerungen von Vollholz- und Brettschichtholzträgern sowie für Schwellen“ (ON B 1995-1-1, 2010, S. 15). Für Bauteile aus Brettschichtholz mit nicht randnaher Auflagerung, d. h.  $l_2 \geq 2h$ , darf nach ON B 1995-1-1 (2010, S. 28)  $k_{c,90} = 2,2$  angenommen werden.

Tab. 2.2.1: Querdruckbeiwerte für verschiedene Hölzer bzw. Holzwerkstoffe und Lastsituationen

Art der Unterstützung		Bedingungen zusätzlich zu $l_1 \geq 2h$
kontinuierlich	einzel	
1,25	1,5	bei Vollholz aus Nadelholz
1,5		bei Brettschichtholz aus Nadelholz
	1,75*	bei Brettschichtholz aus Nadelholz mit $l < 400$ mm

\* Gilt nach [DIN EN 1995-1-1/NA \(2010, S. 39\)](#) auch für  $l > 400$  mm

Für Vollholz und Brettschichtholz aus Laubholz darf der Querdruckbeiwert nur zu  $k_{c,90} = 1$  angesetzt werden. Dass auch im Laubholz eine Lastausbreitung bei Querdruck stattfindet und daher der Querdruckbeiwert  $k_{c,90} > 1$  anzusetzen ist, ergibt sich aus der Analogie zum Nadelholz. Aus Mangel an Prüfergebnissen zum Querdruckverhalten von Laubhölzern im Bauteilmaßstab den Querdruckbeiwert  $k_{c,90} = 1$  zu setzen, ist eine extrem konservative Annahme.

### 2.2.2 SIA 265 (2012)

In der schweizer Norm für den Holzbau heißt es im Kapitel *Robustheit*:

„Holzbereiche mit Beanspruchungen rechtwinklig zur Faser sind zu vermeiden:  
- bei hohem Querdruck, falls eine verformungsempfindliche Konstruktion und/oder grosse [sic] Feuchtwechsel vorliegen“ ([SIA 265, 2012, S. 20](#)).

Nach dem heutigen Stand des Wissens, wie ihn [Bejtka \(2005\)](#) publizierte, würde man das Zitat erweitern können zu „Holzbereiche mit Beanspruchungen senkrecht zur Faser sind zu vermeiden“ *oder zu verstärken*. Durch die Firma NEUE HOLZBAU AG (Lungern, Schweiz) ausgeführte Objekte führen die Möglichkeit der Verstärkung von Nadelholz-BSH durch Laubholz vor Augen.

In den Tabellen *Kennzeichnende Eigenschaften und Bemessungswerte* für Vollholz aus Nadel-, Buchen- und Eichenholz bzw. Brettschichtholz aus Nadelholz wird der Bemessungswert für die Querdruckfestigkeit  $f_{c,90,d}$  für die generelle Anwendung, bei beidseitigem Vorholz und bei Endauflagern angegeben. Die Vorholzlänge muss mindestens 100 mm betragen. Zusätzlich dürfen bei beidseitigem Vorholz und Endauflagern höhere Klammerwerte angewendet werden „wo die auftretenden grösseren [sic] Eindrückungen nachweisbar ohne Einfluss auf den Bestand des tragenden Bauteils sind“ ([SIA 265, 2003, S. 18](#)).

Bei Vollholz aus Nadelholz steigt der generelle Bemessungswert der Querdruckfestigkeit nach [SIA 265 \(2012, S. 25\)](#) mit den Festigkeitsklassen C16 bis C30 von 1,5 bis 2,0 N/mm<sup>2</sup>. Bei beidseitigem Vorholz steigen die Querdruckfestigkeiten um etwa 30 %. Sind bei beidseitigem Vorholz und Endauflagern größeren Eindrückungen zu akzeptieren, darf der Bemessungswert auf 2,6 bis 3,3 N/mm<sup>2</sup> in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse erhöht werden. Dies entspricht einer Erhöhung der generell gültigen Werte auf etwa 165 %. Für Buchen- und Eichenholz gilt generell und bei Endauflagern 5,3 N/mm<sup>2</sup> als Bemessungswert, mit beidseitigem Vorholz darf 7,0 N/mm<sup>2</sup> angesetzt werden.

Bei Brettschichtholz aus Nadelholz steigt der generelle Bemessungswert der Querdruckfestigkeit nach [SIA 265 \(2012, S. 27\)](#) mit den Festigkeitsklassen GL24k bis GL36h von 1,9 bis



2,2 N/mm<sup>2</sup>. Bei beidseitigem Vorholz oder Endauflagern steigen die Bemessungswerte der Querdruckfestigkeiten um gut 32 %. Sind bei beidseitigem Vorholz und Endauflagern größere Eindrückungen zu akzeptieren, darf der Bemessungswert auf 4,0 bis 4,7 N/mm<sup>2</sup> in Abhängigkeit der Festigkeitsklasse erhöht werden. Dies entspricht einer Erhöhung der generell gültigen Werte auf etwa 210 %.

Der Nachweis von Schub und Normalkraft senkrecht zur Faser erfolgt nach Gleichung (2.12):

$$\left( \frac{f_{c,90,d} + \sigma_{90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 + \left( \frac{\tau_d}{f_{v,d}} \right)^2 \left[ 1 - \left( \frac{f_{c,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 \right] \leq 1. \quad (2.12)$$

### 2.2.3 ÖNORM EN 384 (2010)

Nach **ON EN 384 (2010)** *Alternativverfahren zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften* und **ON EN 338 (2009)** darf der charakteristische Wert der Druckfestigkeit  $f_{c,90,k}$  rechtwinklig zur Faserrichtung bei Laubhölzern nach Gleichung (2.13) und der mittlere Elastizitätsmodul  $E_{90,mean}$  nach Gleichung (2.14) berechnet werden:

$$f_{c,90,k} = 0,015 \rho_k \quad (2.13)$$

$$E_{90,mean} = \frac{E_{0,mean}}{15}. \quad (2.14)$$

Die Gleichung (2.13) galt bis **Entwurf ON EN 384 (2001)** für Nadel- und Laubhölzer. Nach dem ersten von zwei Vorschlägen von **Gehri (1997, S. 1)** wurde bei Nadelhölzern ein Faktor von 0,007 eingeführt. Der zweite Vorschlag sah für Laubhölzer die nicht-lineare Beziehung der Gleichung (2.15) nach **Rothmund (1949, S. 394)** vor, wobei **Gehri** sich auch auf Daten von **Schwab (1986)** berief und eine Diskussion zur Festlegung der Querdruckfestigkeit anregte.

$$f_{c,90,mean} = 18 \cdot 10^{-5} \rho_{mean}^{1,7} \quad \text{nach Rothmund (1949, S. 394)} \quad (2.15)$$

$$f_{c,90,k} = 12 \cdot 10^{-5} \rho_k^{1,7} \quad \text{Vorschlag Hübner} \quad (2.16)$$

$$f_{c,90,k} = 0,01 \rho_k \quad \text{Vorschlag Glos} \quad (2.17)$$

Die Querdruckfestigkeit und die 5%-Quantilwerte sind in Abbildung 2.2.2 gegenüber der Rohdichte für Werte nach **Schwab (1986)** und **Blaß und Fellmoser (2006)** aufgetragen. Mittelwerte für die Querdruckspannung bei der 2%-Stauchungsgrenze  $\sigma_{0,02}$  von **Schwab (1986)** wurden als ausgefüllte Quadrate, Mittelwerte von **Blaß und Fellmoser (2006)** nach **prEN 408 (2003)** wurden als ausgefüllte Kreise in Abbildung 2.2.2 eingetragen. Unter Annahme von Normalverteilungen wurden mit Hilfe der jeweiligen Variationskoeffizienten der Serien 5%-Quantilwerte errechnet und als Quadrat bzw. Kreis ohne Füllung dargestellt.

Die ausgezogene Linie stellt die von **Rothmund (1944)** ermittelte Gleichung (2.15) zur Anpassung an die Mittelwerte der Querdruckspannung bei einer Stauchung von einem Prozent und tangentialer Belastung dar. Setzt man anstatt der mittleren die charakteristische Rohdichte ein und mindert den Vorfaktor auf  $12 \cdot 10^{-5}$  ab, erhält man die strichlierte Kurve der Gleichung



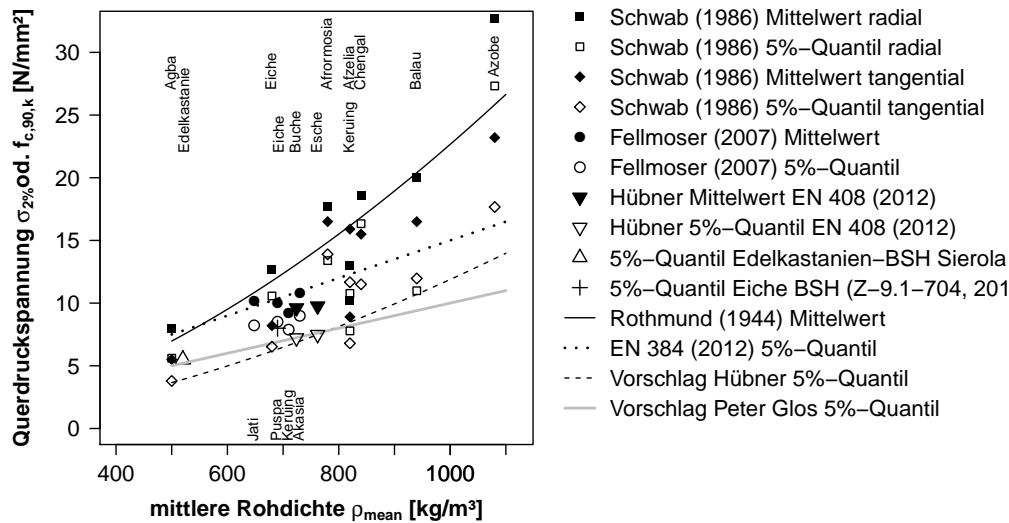


Abb. 2.2.2: Querdruckfestigkeit versus Rohdichte für Werte nach Schwab (1986) und Blaß und Fellmoser (2006) mit der Ausgleichsfunktion für die Mittelwerte nach (Rothmund, 1949, S. 394)

(2.16). Die gepunktete Linie gibt Gleichung (2.13) nach ON EN 384 (2010) wieder. Schwab (1986) untersuchte fehlerfreie Kleinproben mit radialer bzw. tangentialer Kraftrichtung zu den Jahrringen, wobei in der Regel die radiale größer als die tangentiale Querdruckspannung bei einer vorgegebenen Stauchung ist. Auch Blaß und Fellmoser (2006) untersuchten die Holzart Keruing, stellten aber Wertepaare aus Querdruckfestigkeit und Rohdichte fest, die oberhalb der strichlierten Kurve nach Gleichung (2.16) liegen.

Im gesamten Bereich der für Laubhölzer relevanten Rohdichten überschätzt die Gleichung (2.13) nach ON EN 384 (2010) die für die charakteristische Querdruckfestigkeit angenommene Gleichung (2.16). Bei der Holzart Agba (*Gossweilerodendron balsamiferum* (Vermoesen) Harms) mit einer mittleren Rohdichte von  $500 \text{ kg/m}^3$  liegt der 5%-Quantilwert der Querdruckfestigkeit bei  $3,8 \text{ N/mm}^2$  und der Wert nach ON EN 384 (2010) bei  $7,5 \text{ N/mm}^2$ , also etwa dem Doppeltem (siehe Schwab, 1986).

## 2.2.4 Brettschichtholz aus Buche und Buche-Hybridträger (Z-9.1-679)

Die charakteristische Querdruckfestigkeit nach Zulassung Z-9.1-679 (2013, S. 9) beträgt für Brettschichtholz aus Buche für alle Festigkeitsklassen  $f_{c,90,k} = 8,4 \text{ N/mm}^2$ . Die charakteristische Rohdichte wurde ebenfalls einheitlich zu  $650 \text{ kg/m}^3$  festgelegt. Nach Gleichung (2.16) ergibt sich die charakteristische Querdruckfestigkeit zu  $7,3 \text{ N/mm}^2$  und nach dem Vorschlag von Gehri die umgerechnete charakteristische Querdruckfestigkeit  $f_{c,90,d} = 7,65 \text{ N/mm}^2$  für Buchen-BSH der Festigkeitsklasse GL40k wie in Tabelle 2.1.3 auf Seite 22 angegeben.

## 2.2.5 AITC-119 (1996)

Die in den USA üblichen Laubholzarten werden in die Gruppen A bis D eingeteilt, wobei die Rohdichte ein wesentliches Kriterium darstellt. In Tabelle 1 *Design Values for Structural*

*Glued Laminated Timber* aus **AITC 119 (1996)** ist für einen Aufbau ausschließlich aus Brettern der Holzarten aus Gruppe A eine Querdruckfestigkeit von  $F_{c\perp} = 5,57 \text{ N/mm}^2$  angegeben. Zur bezüglich der Bemessungswerte leistungsfähigsten Gruppe A zählen beispielsweise Weiß-Esche (*Fraxinus americana* L.,  $\rho_{\text{mean}} = 590 \text{ kg/m}^3$ ) und Amerikanische Buche (*Fagus grandifolia* Ehrh.,  $\rho_{\text{mean}} = 630 \text{ kg/m}^3$ ).

Diese Bemessungswerte gelten für eine absolute Verformung von 1,016 mm (0,04 inch):

„Tabulated compression perpendicular to grain design values in Tables 1 and 2 are based on the average stress to obtain a deformation of 0.04 in. obtained when testing in accordance with the standard method ASTM D 245-93 (Ref. 13), for compression perpendicular to grain. In special applications where deformation is critical, use of a reduced compression perpendicular to grain design value shall be considered. The following equation is used for a deformation of 0.02 in. which is 50 % of that associated with the values tabulated in Tables 1 and 2.

$$F_{c\perp(0,02)} = 0,73 F_{c\perp} \quad (2.18)$$

where  $F_{c\perp(0,02)}$  = compression perpendicular to grain at 50 % of deformation limit associated with tabulated  $F_{c\perp}$  values (0,02 in.), and  $F_{c\perp}$  = compression perpendicular to grain at 0,04 in. deformation limit“ (**AITC 119, 1996**, S. 6).

Die Angabe der zu erwartenden Verformung beim Erreichen der Querdruckfestigkeit erscheint sinnvoll, ebenso die Reduzierung der Querdruckspannung bei halber Deformation. Aus der Gleichung (2.18) ist der nichtlineare Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung ersichtlich.

### 2.2.6 ASTM-D245 (2006)

Die amerikanische Norm **ASTM D245 (2006)** erlaubt die Umrechnung von Festigkeits- und Steifigkeitswerten von Kleinproben auf solche in Bauteilgröße bei Einhaltung bestimmter Limits, z. B. für Astgrößen. So ergibt sich die erlaubte Querdruckfestigkeit im Bauteilmaßstab nach Tabelle 12 durch die Multiplikation der an Kleinproben ermittelten Querdruckfestigkeit mit den Faktoren *Adjustment Factor* 1/1,67, *Seasoning Adjustment* 1,50 und *Strength Ratio* 1,00. Im Abschnitt 3.1.2 wird erläutert:

„The development of this practice is based on extensive research covering tests of small clear specimens and of full-sized structural members. Detailed studies have included the strength and variability of clear wood, and the effect on strength from various factors such as density, knots [...], and other defects, seasoning, duration of stress, and temperature“ (**ASTM D245, 2006**, S. 1 f.).

### 2.2.7 ASTM-D143 (2009)

In **ASTM D143 (2009)** wird die Prüfung zur Ermittlung der Querdruckfestigkeit an Kleinproben beschrieben. Die Quader (50,8 mm × 50,8 mm × 150,8 mm) werden liegend und tangential zu den Jahrringen mit einer Lasteinleitungsplatte im mittleren Drittel und einer Stauchungsgeschwindigkeit von 0,305 mm/min beaufschlagt. Nach einem Verformungsweg von 2,5 mm des Probekörpers zwischen den Lasteinleitungsplatten wird die Prüfung beendet.

„The results obtained with this test cannot be used to determine the true compression perpendicular to grain characteristics of wood. Additional resistance to deformation along the edge of the loading plate causes the specimen to behave differently than if it were loaded over the entire surface“ (Bodig und Jayne, 1982, S. 424).

Diese Aussage spricht gegen die Umrechnung der Querdruckfestigkeiten von Kleinproben nach ASTM D143 (2009) in Querdruckfestigkeiten im Bauteilmaßstab nach ASTM D245 (2006).

Auch Pellicane, Bodig und Mrema (1994) übten an der Querdruckprüfung nach ASTM D143 (2009) Kritik indem sie Fragen aufwarfen, die durch diese Art der Querdruckprüfung nicht zu beantworten sind.

Tabarsa (1999) bemängelte, dass für alle Holzarten gleichermaßen geltende Verzerrungslimit von 2% der Höhe der Kleinproben und macht auf den systematischen Fehler durch nicht vollkommen parallele und plane Oberflächen der Probekörper aufmerksam.

„In the ASTM method, wood specimen is assumed to behave as a homogenous material where the load and deformation are uniformly distributed over the specimen in the loading direction. Compressive strength and modulus of elasticity are determined during compression of a wood specimen up to 2 percent of its total compressive strain. Transverse compression behaviour of wood is dependent on its anatomical features (Bodig, 1965, Tabarsa und Chui, 1999), therefore some species may never reach a yield point at this level of compression. The standard test methods suggest the use of a deformation gauge attached to the machine cross head or over a gauge length for measuring deformation. Since providing a smooth wood surface is difficult, part of the measured deformation is actually the gap between specimen and cross head if cross head movement is measured. In addition, these methods provide an average deformation data over the individual annual rings. Therefore, these methods usually lead to erroneous result“ (Tabarsa, 1999, S. 6).

## 2.3 Einflüsse auf das Querdruckverhalten

### 2.3.1 Belastungssituationen

Die Belastungssituationen von auf Querdruck beanspruchten Bauteilen sind vielfältig und durch Materialprüfungen nur mit enormem Aufwand abzudecken. Nach der praktischen Anwendung werden folgende prinzipielle Unterscheidungen getroffen:

- vollflächiger Querdruck (Abbildung 2.1.3 a, S. 16)
- Auflagerdruck mit darüber liegender Querdruckeinleitung (Abbildung 2.1.3 b und 2.1.6 b)
- Auflagerdruck mit seitlich versetzter Querdruckeinleitung (Abbildung 2.1.3 c und 2.1.6 c)
- Schwellendruck mit ein oder beidseitigem Vorholz (Abbildung 2.1.3 d)
- mehrere Lasteinleitungen auf einer Schwelle (Abbildung 2.1.3 e)

Dabei wird davon ausgegangen, dass die Lasteinleitungsfläche die gleiche Breite wie das Bauteil hat. Bei den üblichen Querschnitten aus Voll- oder Brettschichtholz entspricht dies der gängigen Praxis. Der Lastausbreitungswinkel quer zur Faserrichtung beträgt bei parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen nach Bernasconi (1996, S. 32) 15° und nach Fabris (2001, S. 598 f.) zwischen 10° und 15°, je nachdem ob das Holzvolumen mit unendlicher oder be-

schränkter Breite angenommen wird. Bei einer Teilflächenpressung, bei der die Breite der Lasteinleitungsfläche kleiner als die Bauteilbreite ist, ist der Zugewinn effektiver Lastausbreitungsfläche  $A_{ef}$  in Faserlängsrichtung bei einem Lastausbreitungswinkel von  $45^\circ$  wesentlich höher.

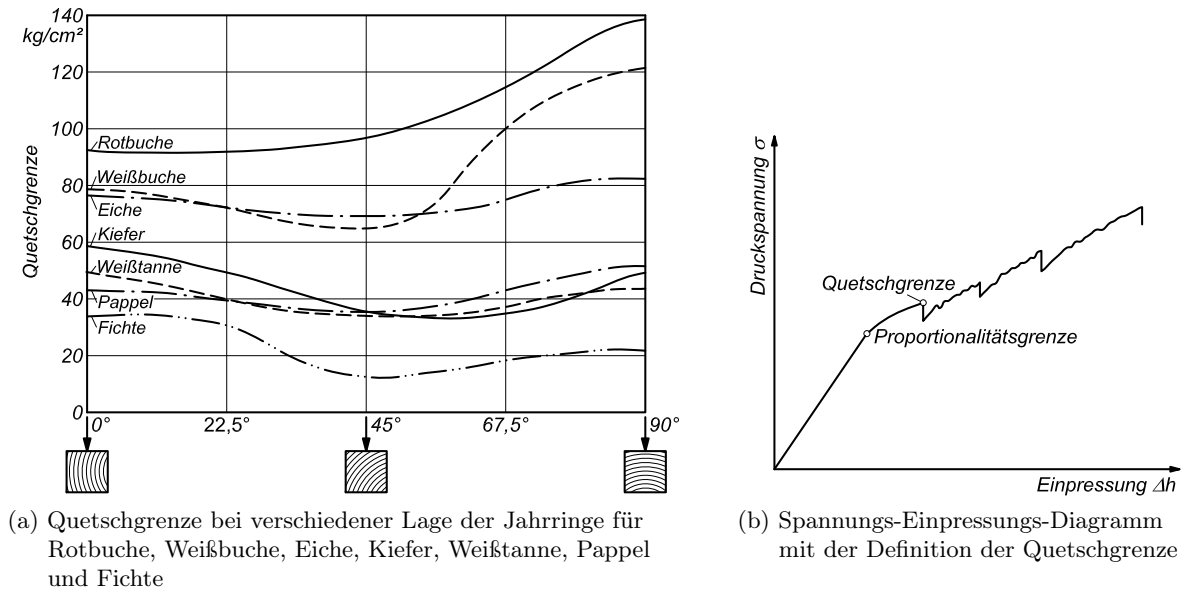


Abb. 2.3.1: Quetschgrenze nach Gaber (1940, S. 224)

### 2.3.2 Einfluss der Jahrringlage auf die Querdruckfestigkeit

Wie im Abschnitt 2.1.3 beschrieben, werden bei Fichtenholz die geringsten Werte für den Querdruck-Elastizitätsmodul als auch für die -festigkeit bei einer Jahrringneigung von etwa  $45^\circ$  erreicht. Betrachtet man Abbildung 2.3.1 a gilt dies auch für die Quetschgrenze nach Gaber (1940, S. 224) für Pappel, Weißtanne, Eiche und Weißbuche. Die Quetschgrenze ist „die Kraft, bei der entweder ein Zurückgehen der Belastung oder eine plötzliche Vergrößerung der Zusammendrückung eintrat“ (Gaber, 1940, S. 222).

In Abbildung 2.3.2 nach Baumann (1922) ist das Minimum der Querdruckfestigkeit von Eschenholz ebenso bei  $45^\circ$  zu erkennen. Ob es generell einen Unterschied zwischen der Querdruckfestigkeit von Splint- und Kernholz bei Eschenholz gibt, konnte anhand der vorliegenden Publikationen nicht eindeutig geklärt werden. Von Kollmann (1941, S. 30) wurde, wie in Abbildung 2.3.3 gezeigt, für Eschenholz festgestellt, dass die Dichteverteilungen von Splintholz sowohl bei der Rohdichte als auch bei der Druckfestigkeit häufiger kleinere Werte ausweisen als die entsprechenden Dichteverteilungen bei Kernholz. Die Mediane stimmen praktisch völlig überein und auch bei den hohen Werten gibt es ähnliche Häufigkeiten. Kollmann weist auf mögliche Unterschiede in den mechanischen Eigenschaften durch ungleiche Jahrringbreiten in Folge von geänderten Wuchsbedingungen nach Durchforstungen hin.

Oliver-Villanueva (1993) untersuchte den Einfluss der Standraumgestaltung von Eschenbeständen auf die Rundholzqualität und die holztechnologischen Eigenschaften.

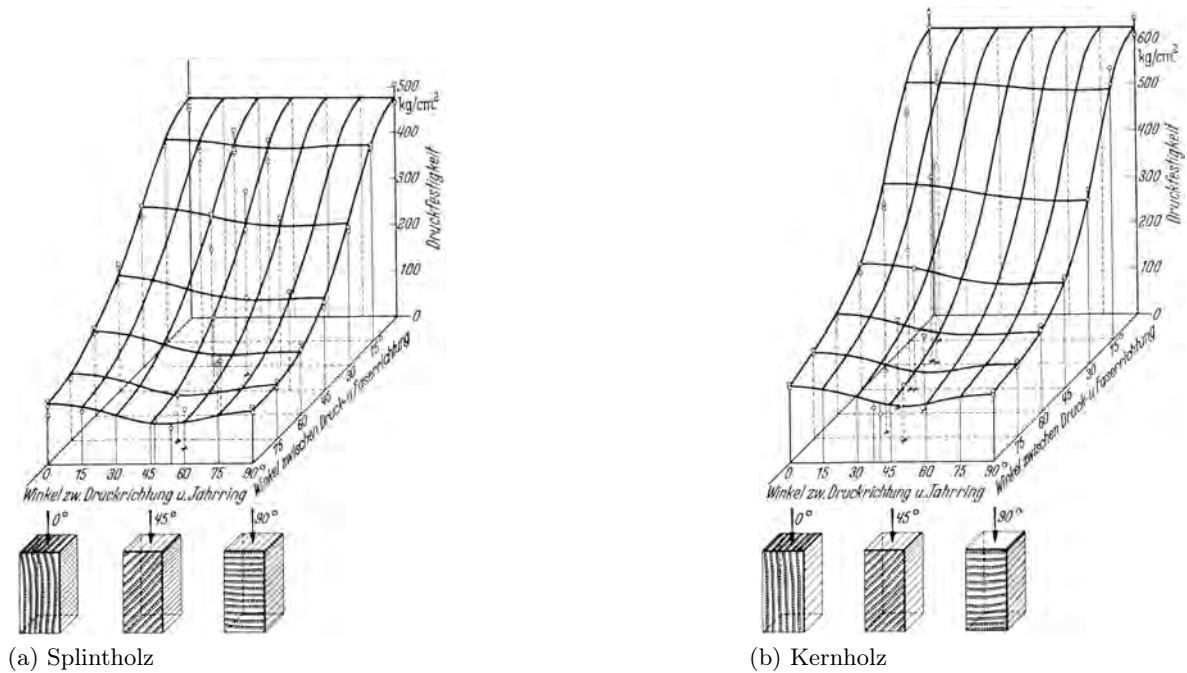


Abb. 2.3.2: Abhängigkeit der Druckfestigkeit von der Faserrichtung und vom Winkel zwischen Druckrichtung und Jahrringtangente bei Eschenholz nach (Baumann, 1922, S. 74)

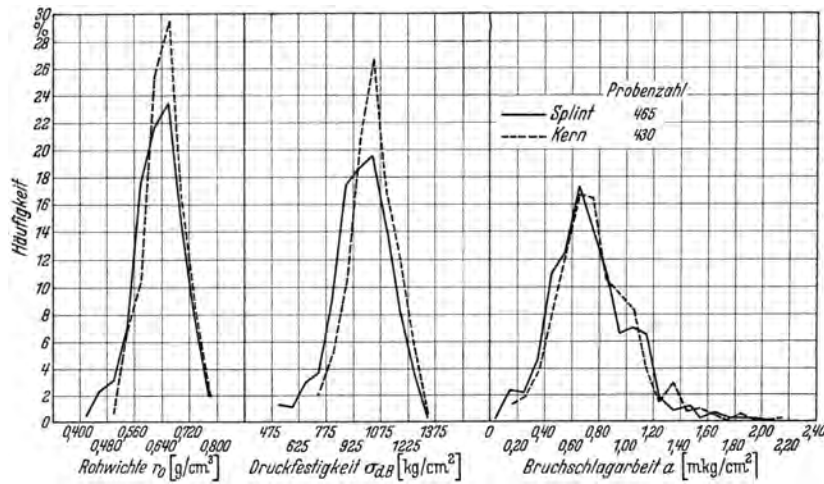


Abb. 2.3.3: Häufigkeitsverteilung von Rohdichte, Druckfestigkeit und Bruchschlagarbeit für Splint- und Kernholz bei Eschenholz nach Kollmann (1941, S. 30)

„Während bei GWS1 [Germany, wide spacing, no. 1, Anm. d. Verf.] ein gleichmäßiger Jahrringverlauf und folglich ähnliche Jahrringbreiten im Kern und Splint zu beobachten sind, nimmt die Jahrringbreite in den Probestämmen der Versuchsfläche GNS1 [Germany, narrow spacing, no. 1, Anm. d. Verf.] kontinuierlich ab, es sind also im Kern- und Splintholz differierende Jahrringbreiten zu beobachten. Die signifikanten Dichteunterschiede zwischen Kern und Splint sind also in erster Linie auf die Unterschiede in der Jahrringstruktur zurückzuführen, der Verkernung kann also kaum ein direkter Einfluß [sic] auf die Dichte zugeschrieben werden“ (Oliver-Villanueva, 1993, S. 112).



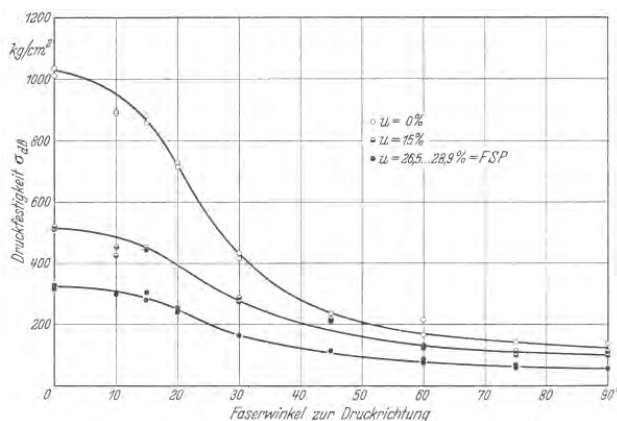
In den Abbildungen 1.4.3 b und c auf S. 10 sind die Ergebnisse der Analysen von Oliver-Villanueva (1993) bezüglich der mittleren statischen Biegefestigkeit und des mittleren Biege-Elastizitätsmoduls von Eschenholz aus eng- bzw. weitständigen Beständen (GNS1 bzw. GWS1) für Splint- und Kernholz dargestellt. Sowohl bei der mittleren Biegefestigkeit als auch beim statischen bzw. dynamischen Biege-Elastizitätsmodul übertrifft das Kernholz aus dem engständigen Bestand das Splintholz um etwa 30 %. Wie bereits zitiert, sind diese Unterschiede auf die unterschiedliche Rohdichte und Jahrringstruktur zurückzuführen.

### 2.3.3 Einfluss des radialen und tangentialen Elastizitätsmoduls auf den Querdruck-Elastizitätsmodul

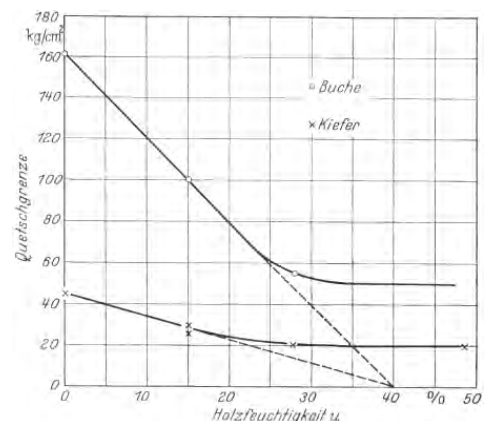
Werden Probekörper aus Fichtenholz mit liegenden Jahrringen in radialer Richtung belastet, erhält man nach Damkilde u. a. (1998) einen um 95 % höheren mittleren Elastizitätsmodul als bei stehenden Jahrringen und tangentialer Belastung. Bei Fichtenholz ist der radiale Elastizitätsmodul mit  $E_{\text{rad}}^{FI} = 817 \text{ N/mm}^2$  größer als der tangentiale mit  $E_{\text{tang}}^{FI} = 420 \text{ N/mm}^2$  und das Verhältnis beträgt 1,95 : 1 (siehe Abschnitt 2.1.3, 15). Ganz ähnlich verhält es sich bei Buchenholz mit  $E_{\text{rad}}^{BU} = 2280 \text{ N/mm}^2$  zu  $E_{\text{tang}}^{BU} = 1160 \text{ N/mm}^2$  mit dem resultierenden Verhältnis von 1,96 : 1 nach Scharfe (2011). Laut Scharfe (2011) weist Eschenholz einen radialen Elastizitätsmodul von  $E_{\text{rad}}^{ES} = 1500 \text{ N/mm}^2$  und einen tangentialen Elastizitätsmodul von  $E_{\text{tang}}^{ES} = 820 \text{ N/mm}^2$  auf; als Verhältnis ergibt sich 1,83 : 1. Somit sind auch bei Probekörpern aus Buchen- bzw. Eschenbrettern mit liegenden Jahrringen höhere Elastizitätsmoduln zu erwarten als bei solchen aus Riftbrettern.

### 2.3.4 Einfluss der Holzfeuchte

Bei Rotbuchenholz fällt der Querdruck-Elastizitätsmodul und die Querdruck-Festigkeit mit steigender Holzfeuchte zwischen etwa 15 % und dem Fasersättigungspunkt annähernd linear ab (siehe Abbildung 2.3.4 a).



(a) Abhängigkeit der Druckfestigkeit von der Faserrichtung von Rotbuchenholz mit verschiedener Holzfeuchte in Kollmann (1951, S. 746)



(b) Abhängigkeit der Quetschgrenze von der Holzfeuchte nach Kollmann (1951, S. 739)

Abb. 2.3.4: Abhängigkeit der Festigkeiten bei Buche von der Holzfeuchte

In **Kollmann (1951, S. 739)** heißt es: „Das Zahlenmaterial reicht noch nicht aus, um eine zuverlässige Formel für die Umrechnung der Quetschgrenze in Abhängigkeit von der Feuchtigkeit zu empfehlen.“ Die „spärlichen Unterlagen“ wiesen allerdings darauf hin, dass sich die Gleichung für die Änderung der Druckfestigkeit von Nadelholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte im Bereich von  $8\% \leq u \leq 18\%$  mit den Gleichungen

$$\frac{f_{c,u_1}}{f_{c,u_2}} = \frac{32 - u_1}{32 - u_2} \quad \text{zu} \quad (2.19)$$

$$\frac{f_{c,u_1}}{f_{c,u_2}} = \frac{40 - u_1}{40 - u_2} \quad \text{adaptieren ließe.} \quad (2.20)$$

$f_{c,u_1}$       Druckfestigkeit bei Holzfeuchte  $u_1$   
 $f_{c,u_2}$       Druckfestigkeit bei Holzfeuchte  $u_2$

**Blaß und Fellmoser (2006)** untersuchten vier indonesische Holzarten und europäische Lärche anhand von 36 Probekörpern ( $B \times H \times L \approx 45 \text{ mm} \times 60 \text{ mm} \times 70 \text{ mm}$ ) pro Serie auf die Änderung von Querdruck-Elastizitätsmodul und -festigkeit in Abhängigkeit von der Holzfeuchte. Dabei unterschieden sie in Querdruckbeanspruchung unter Vollbelastung und Teilflächenbelastung (Schwellendruck). Der Abfall des Querdruck-Elastizitätsmoduls bzw. der Querdruckfestigkeit nach Tabelle 2.3.1 wird nicht explizit angegeben, kann jedoch unter der Annahme eines Fasersättigungspunktes bei 30 % Holzfeuchte und Konstanz der hier angesprochenen Eigenschaften oberhalb desselben errechnet werden. Die Werte nach **Kollmann** wurden aus Bild 654 in **Kollmann (1951, S. 739)** ermittelt.

Tab. 2.3.1: Prozentualer Abfall des Querdruck-Elastizitätsmoduls und der Querdruckfestigkeit pro Prozent Änderung der Holzfeuchtigkeit

Holzart	Normal- rohdichte $\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Querdruck- E-Modul Quader $E_{c,90}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Querdruck- Festigkeit Quader $f_{c,90}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Abfall des Querdruck- E-Moduls $\Delta E_{c,90}$ [%/%]	Abfall der Querdruck- Festigkeit $\Delta f_{c,90}$ [%/%]
Akasia ( <i>Acacia leucophloea</i> ) <sup>1</sup>	730	1 177	10,8	-1,06	-1,50
Jati ( <i>Tectona grandis</i> L.f.) <sup>1</sup>	648	1 172	10,2	-0,98	-1,62
Keruing ( <i>Dipterocarpus alatus</i> Roxb.) <sup>1</sup>	710	1 043	9,2	-1,90	-2,51
Pispa ( <i>Schima wallichii</i> Korth.) <sup>1</sup>	690	1 052	10,0	-1,66	-2,09
Lärche ( <i>Larix desidua</i> Mill.) <sup>1</sup>	622	358	3,1	-1,68	-1,96
Buche <sup>2</sup>					-2,50
Kiefer <sup>2</sup>					-2,52

<sup>1</sup> Nach **Blaß und Fellmoser (2006)**

<sup>2</sup> Nach **Kollmann (1951, S. 739)**

## 2.4 Methodik

### 2.4.1 Prüfkonzzept

Grundlage der Querdruckprüfungen ist **ON EN 408 (2010)**, welche die gleichen Bestimmungen wie **ON EN 1193 (1998)** enthält.

Die Vorgehensweise der Bestimmung des Materialkennwertes an einem Probekörper in Bauteilgröße bei einem bestimmten Verzerrungszustand und die Referenz im Bemessungsmodell auf diese Querdruckfestigkeit im Zusammenspiel mit dem Querdruckbeiwert  $k_{c,90}$  für von der Prüfkonfiguration abweichende Lastsituationen hat sich bei aller Diskussion um den Querdruckbeiwert bewährt.

Die 55 Querdruckprüfungen für Buchenholz sowie die 59 für Eschenholz nach **ON EN 408 (2010, S. 20 ff.)** bilden die Grundlage für die Bestimmung des Einflusses der Jahrringneigung, der Querdruckspannung am Ende des linear-elastischen Bereiches, des Querdruck-Elastizitätsmoduls und der Querdruckfestigkeit. Die Anzahl der Probekörper wurde so gewählt, dass für jede Holzart die charakteristische Querdruckfestigkeit ermittelt werden konnte.

Die Prüfung der Schwellen dient der Untersuchung der Lastausbreitung innerhalb des Probekörpers und der Bestimmung des Beiwertes  $k_{c,90}$  für die Lastsituation mit einseitigem bzw. beidseitigem Vorholz bei vollflächiger Auflagerung. Bei dieser Referenzierung auf die Querdruckprüfungen nach **ON EN 408 (2010, S. 20 ff.)** müssen Mittelwerte miteinander verglichen werden. Da sich die Mittelwerte der Querdruckfestigkeit für die Grundgesamtheit aller Probekörper aus Buchen- bzw. Eschenholz mit wenigeren Prüfungen genügend genau abschätzen lassen als der jeweilige 5%-Quantilwert, wurde die Anzahl der Schwellen auf 24 aus Buchenbrettern und 26 aus Eschenbrettern reduziert.

### 2.4.2 Probekörper

Die Bretter für den Aufbau der Querdruckprobekörper wurden aus den unzerstörten Teilen der Zugprobekörper der Serien 1, 4 bis 8, 12 und 13 des Forschungsprojekts *Merkmale der Festigkeitssortierung für Buche und Esche* hergestellt. Für die Eschenschwellen wurden größtenteils ungeprüfte Bretter aus demselben Projekt verwendet. Bei den Brettern für die Probekörper wurden nur solche ausgeschlossen, die durchgehende Risse enthielten. Ansonsten wurden alle Qualitäten, auch Bretter mit Ästen und anderen Holzmerkmalen zugelassen.

Um den Einfluss der Jahrringlage auf die Querdruckeigenschaften zu untersuchen, wurden die Bretter zuerst in Rift, Halbrift und Seitenware gruppiert. Die stark unterschiedlichen Elastizitätsmoduln in tangentialer bzw. radialer Richtung und die unterschiedlichen Bruchbilder bei Querdruckprobekörpern aus Fichte von **Ruli (2004)** ließen ein unterschiedliches Querdruckverhalten erwarten. Innerhalb der drei Gruppen wurde zusätzlich nach der Rohdichte sortiert. Von den so gereihten Brettern wurden jeweils neun zu einem Probekörper mit dem Einkomponenten-Polyurethan-Klebstoff PURBOND HB 530 verklebt. Dadurch wurden Probekörper hergestellt, die aus jeweils neun Brettern ähnlicher Jahrringneigung und Rohdichte bestanden.



Die Bretter wurden auf die Stärke von 27,2 mm gehobelt und innerhalb von acht Stunden verklebt. Vor dem Verkleben wurden die Klebeflächen der Bretter fotografiert, um auch später noch Rückschlüsse aufgrund der vorhandenen Wuchsmerkmale wie Äste und Risse in den einzelnen Brettern ziehen zu können. Bei der Orientierung der Bretter beim Verkleben wurde darauf geachtet, dass immer die rechte Brettseite aller Bretter, außer beim oberstem, auf der unteren Seite zu liegen kam. Dieser Aufbau wurde von der **ON EN 386 (2002)** übernommen. Nach einer Presszeit von mindestens zwei Stunden wurden die fertig verklebten BSH-Träger zwölf Stunden gelagert um die Endfestigkeit der Flächenverklebung zu gewährleisten. Erst danach wurden diese auf ihre Endmaße gehobelt bzw. abgelängt. Die für die Querdruckprüfung dicht gestapelten Proben wurden bis zum Beginn der Prüfungen mit Folie umwickelt um eine ungleichmäßige Änderung der Holzfeuchte der Probekörper bis zu den Prüfungen zu verhindern.

### 2.4.3 Prüfkonfiguration

#### Prüfgerüst und Messsoftware

Die Prüfungen wurden unter Leitung von Dipl.-Ing. Dr. Bernhard Freytag mit einer Prüfeinrichtung des LABORS FÜR KONSTRUKTIVEN INGENIEURBAU der TU Graz durchgeführt. Das Einrichten der Prüfkonfiguration und die Messung erfolgten durch Dipl.-Ing. Josef Lindner.

Für die Durchführung der Prüfungen kam ein horizontal linear verschiebbares und vertikal stufenlos verstellbares Prüfgerüst zu Einsatz. Das Aufbringen der Kraft erfolgte mit einem Prüfzylinder mit 1000 kN Druckkraft, der Baureihe 244 der Firma MTS-SYSTEMS GMBH (Berlin). Die präzise Regelung der Kraft oder des Kolbenweges erfolgt dabei im geschlossenen Regelkreis. Der Zylinder war deshalb mit einem Kraftaufnehmer auf der Basis von Dehnmessstreifen und einem internen induktiven Wegaufnehmer (siehe Abschnitt **A.5.11**, S. 374) ausgestattet. Die Einleitung der Kräfte in die Probekörper erfolgte über eine mit dem Prüfzylinder verbundene Kugelkalotte auf einer sphärischen Druckplatte mit 320 mm Durchmesser. Um die nach **ON EN 408 (2010**, S. 20) geforderte Druckfläche von  $25\,000\text{ N/mm}^2$  zu erreichen wurde bei den Teilflächenprüfungen der Schwellen eine genau zugeschnittene 40 mm starke Lasteinleitungsplatte zwischen Druckplatte und Probekörper gelegt. Die Regelung des servohydraulisch gesteuerten Prüfzylinders erfolgte über eine mit einem PC gekoppelte digitale Regelelektronik (FlexTest GT der Firma MTS-SYSTEMS GMBH).

Der Kolbenweg des Prüfzylinders weicht vom vertikalen Weg der Lasteinleitungsplatte durch den kraft- und verformungsabhängigen Einfluss der Kugelkalotte ab. Daher erschien es sinnvoll, den Verformungsweg mit drei induktiven Wegaufnehmern (20 mm, siehe Abschnitt **A.5.11**, S. 374) auf der sphärischen Druckplatte den vertikalen Verformungsweg zu erfassen. Die Wegaufnehmer wurden über dem Mittelpunkt der Pressfläche in den Eckpunkten eines konzentrischen gleichseitigen Dreiecks angeordnet. Die genaue Position der Wegaufnehmer ist in Abbildung **2.5.3 a** (S. 43) zu erkennen. So konnte sichergestellt werden, dass der wahre Stauchungsweg relativ zur Oberfläche des Auflagerbocks, auch bei einer Schiefstellung der Druckplatte gemessen werden konnte.

### Prüfkonfiguration für Quader

Die Querdruckprüfungen der Quader aus Buchen- bzw. Eschen-Brettschichtholz erfolgten nach **ON EN 408 (2010, S. 20 ff.)**. Die induktiven Wegaufnehmer (siehe Abschnitt **A.5.11, S. 374**) wurden an den Stirnseiten befestigt, da die Schmalseiten der Bretter sich stärker verformten (siehe Abbildung **2.1.1, S. 13**) und die Ausbauchungen die Wegmessung beeinflussten. Im Abstand von  $h_c = 147\text{ mm}$  wurden eine Holzschraube für die Befestigung einer Messingbuchse und eine weitere Holzschraube als Auflager des Aluminiumrings eingedreht (siehe **2.4.1 b** und **2.4.2 a, S. 37**). Das Klemmteil, welches den Wegaufnehmer umfasste, konnte auf die Buchse geklippt werden. Diese Verbindung ermöglichte die Rotation des Wegaufnehmers um die Achse der Holzschraube. Die Messspitze des Wegaufnehmers wurde mit einer Gewindestange verlängert, an deren unterem Ende ein Aluminiumring geschraubt wurde (siehe Abbildung **2.4.1 b**,



(a) Prüfgerüst mit seitlich gehaltenem Prüfzylinder und quaderförmigen Probekörper



(b) Quaderförmiger Probekörper aus Buchen-Rift BU\_R3\_2



(c) Quaderförmiger Probekörper aus Eschen-Seitenware ES\_S6\_1



(d) Auflagerbock, Aluprofile für die Wegaufnehmer, Monitor und südseitige Kamera



(e) Deformierte Schwelle mit beidseitigem Vorholz unter Lasteinleitungsplatte und Kugelkalotte

Abb. 2.4.1: Prüfkonfiguration für die Querdruckprüfungen nach **ON EN 408 (2010)** an Quadern und Schwellen

S. 36). Der Rand des Schraubenkopfes saß in der Bohrung mit Gewinde für die Gewindestange. Diese Verbindung hatte eine eindeutige Lage, konnte sich aber bei Bewegungen des Aluminiumrings in Richtung der Schraubenachse leicht lösen und so nennenswerte Querkräfte im Wegaufnehmer verhindern.

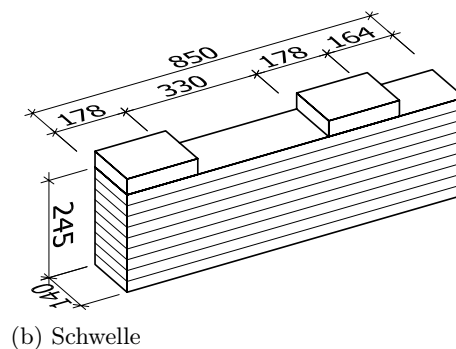
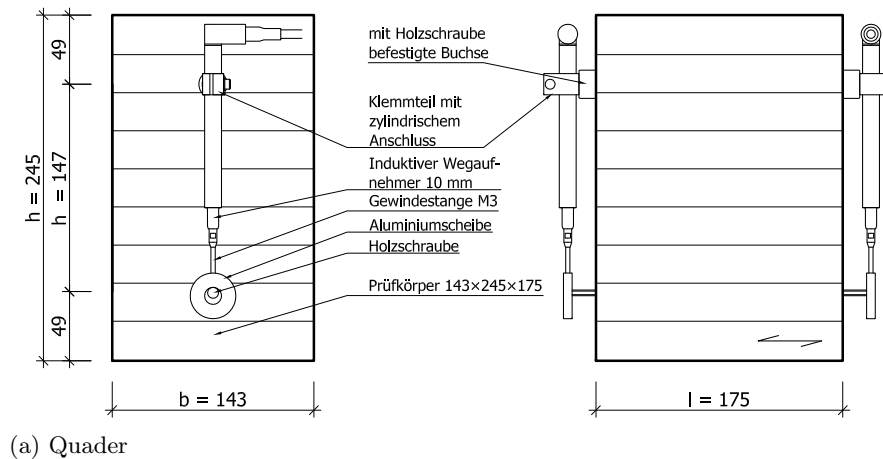


Abb. 2.4.2: Maße der Probekörper und Lasteinleitungsplatten

### Prüfkonfiguration für Schwellen

Um ein freies Blickfeld auf den Probekörper unterhalb der Lasteinleitungsplatte zu gewährleisten, wurden die Wegaufnehmer an ein Gerüst aus Aluminiumprofilen geschraubt (siehe Abbildungen 2.4.1 d und e). Auf den Auflagerblock wurden Führungsleisten mit Schraubzwingen geklemmt, um die seitliche Ausrichtung und die zentrische Lasteinleitung zu garantieren. Auf diesen Leisten wurden Messmarken und ein Höhenmaßstab angebracht (siehe Abbildung 2.4.1 d).

Die beiden digitalen Kameras (siehe Tabelle B.1.1, S. 379) wurden auf Stativen beidseits des Prüfgerüsts positioniert (siehe Abbildung 2.4.1 d). Ein LCD-Monitor (engl. *Liquid Crystal Display*) wurde auf der Südseite soweit ins Kamerabild gerückt, dass Druckkraft und Kolbenweg in den Bildern von der Südseite festgehalten werden konnten.

#### 2.4.4 Durchführung der Querdruckprüfungen

Die Krafteinleitung erfolgte weggesteuert mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit, wobei die Maschinengeschwindigkeit so gewählt wurde, dass die geschätzte Querdruckkraft  $F_{c,90,max,est}$  innerhalb der in [ON EN 408 \(2010\)](#) geforderten  $300 \pm 120$  s erreicht wurde. Bei den Schwellen wurden die Bilder von Nord- und Südseite jeweils synchron aufgenommen. Zur Sicherheit waren zuvor die Uhren der beiden Kameras und die des Messwert-Rechners abgeglichen worden. So war auch auf der Nordseite ohne LCD-Monitor stets eine eindeutige Zuordnung des Fotos zur Prüfsituation möglich.

#### 2.4.5 Holzfeuchte

In [ON EN 408 \(2010, S. 7\)](#) heißt es: „Die Prüfungen sind an Prüfkörpern durchzuführen, die im Normalklima bei  $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  relativer Luftfeuchte klimatisiert wurden.“ Dies war leider aufgrund laufender Langzeitprüfungen unter abweichenden Klimata in den zwei vorhandenen Klimakammern nicht möglich. „Bei Prüfkörpern für Prüfungen rechtwinklig zur Faserrichtung ist der Feuchtegehalt am ganzen Prüfkörper zu bestimmen“ ([ON EN 408, 2010, S. 7](#)). Aufgrund der Abmaße der Probekörper war es unmöglich diese im Darrschrank bis zur Massekonstanz zu trocknen. Daher wurde je Probekörper eine etwa 20 mm breite Querschnittsscheibe unter der bzw. einer der beiden Lasteinleitungsflächen entnommen und die Holzfeuchte nach [ON EN 13 183-1 \(2004\)](#) bestimmt.

#### 2.4.6 Vorversuche

Im Vorversuch an einer Eschenschwelle mit 1 000 mm Länge wurde die kürzest mögliche Länge der Schwellen ermittelt. Bei den Schwellen wurde einmal die Last mit einseitigem und einmal mit beidseitigem Vorholz aufgebracht (siehe [Abbildung 2.4.2 b](#)). Um zwei voneinander unabhängige Prüfergebnisse zu erhalten, sollten sich die plastizierenden Bereiche nicht überlagern. Zur Visualisierung der Verformungen der seitlichen Holzoberfläche wurde ein Raster auf die Schwelle gezeichnet. Mit einer digitalen Spiegelreflexkamera wurden mehrere Fotos während des Vorversuchs aufgenommen, um die Verformung zu dokumentieren. Das Startbild wurde in den [Abbildungen 2.4.3 a](#) und [b](#) über das Endbild geblendet, um die gesamte Verformung der Schwelle zu zeigen. Der Lastausbreitungswinkel in den oberen drei Brettern wurde zu  $45^\circ$  abgeschätzt. Der Spannungskörper unter der Lasteinleitungsplatte wurde vereinfachend als ein Prisma mit einer Flankenneigung von  $45^\circ$  angenommen. Der Kolbenweg für die weiteren Versuche wurde mit 12 mm festgelegt. Dies entspricht einer Stauchung der Schwelle um 11,2 mm bzw. 4,6 % im Vorversuch. Bei beidseitigem Vorholz wurde die Proportionalitätsgrenze bei  $F_{elast} = 275$  kN erreicht. Beim Kolbenweg von 12 mm betrug die Druckkraft  $F_{max} = 598$  kN. Nach einem 30%-igem Sicherheitsaufschlag auf die nach den [Gleichungen \(2.21\) bis \(2.24\)](#)

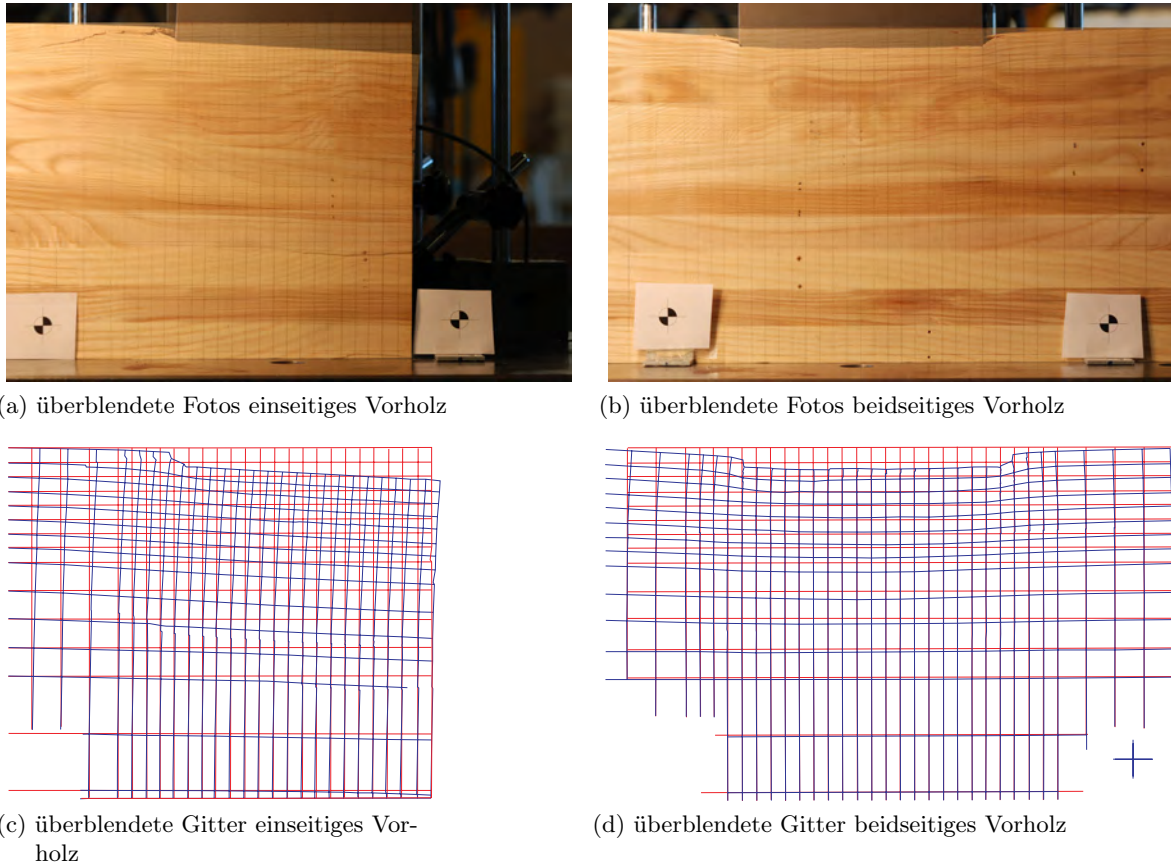


Abb. 2.4.3: Verformungen des aufgezeichneten Gitters bei 20 mm Kolbenweg

ermittelte Mindestlänge der Schwelle  $l_{S, \min}$  ergab sich eine Schwellenlänge  $l_S = 850$  mm.

$$\sigma_{\text{elast}} = \frac{F_{\text{elast}}}{b_S l} = 11,0 \text{ N/mm}^2 \quad (2.21)$$

$$l_{\text{elast}} = \frac{F_{\text{max}}}{\sigma_{\text{elast}} b_S} = 388 \text{ mm} \quad (2.22)$$

$$l_1 = \frac{l_{\text{elast}} - l}{2} = 105 \text{ mm} \quad (2.23)$$

$$l_{S, \min} = 2l + 3l_1 = 671 \text{ mm} \quad (2.24)$$

$\sigma_{\text{elast}}$	Druckspannung an der Proportionalitätsgrenze in $\text{N/mm}^2$
$F_{\text{elast}}$	Druckkraft an der Proportionalitätsgrenze in N
$F_{\text{max}}$	Größtwert der Druckkraft in N
$b_S$	Schwellenbreite in mm
$l$	Länge der Lasteinleitungsfläche in mm
$l_1$	einseitiger Überstand der Lastfläche gegenüber $l$ in mm
$l_{S, \min}$	Mindestlänge der Schwelle in mm
$l_{\text{elast}}$	Länge der Basis des plastizierten oberen Teilprismas in mm



### 2.4.7 Messung der oberflächlichen Verzerrungen der Schwellen

Der Querdruckbeiwert  $k_{c,90}$  soll die Vergleichbarkeit zwischen den verschiedenen Belastungssituationen mit Querdruck und der Prüfkfiguration nach **ON EN 408 (2010)** herstellen. Dabei spielt auch das Verformungsverhalten eine wichtige Rolle. Durch die Auswertung des Vorversuchs mit dem aufgezeichneten Gitter wurde deutlich, dass eine Messung der Distanzänderung zweier Punkte mit induktiven Wegaufnehmern die flächigen Verzerrungen nur ungenügend erfassen kann. Nur die flächige Messung und Visualisierung der Ergebnisse lässt Aussagen über die Lastausbreitung und damit das Zusammenspiel von mehreren Lasteinleitungen zu (siehe Abbildungen 2.1.3 b bis d und Abbildung 2.1.6 c).

In Zusammenarbeit mit DI Alfred Rinnhofer der JOANNEUM RESEARCH FORSCHUNGSGESSELLSCHAFT MBH wurde daher ein Messkonzept erarbeitet, das auf den Digitalfotos der beiden Seitenflächen der Schwellen basiert. Diese wurden von den unverformten Schwellen, am Anfang und am Ende der linear-elastischen Verformungen sowie bei 12 mm Kolbenweg synchron aufgenommen.

Der Mehraufwand bei den Prüfungen war nicht erheblich, da lediglich zwei Digitalfotos gleichzeitig von Süd- und Nordseite aufgenommen werden mussten. Der eigentliche Aufwand steckt in der Bildverarbeitung.

Grundlage des Verfahrens bildet das von **Paar, Kuijpers und Gasser (1996)** beschriebene *Feature Vector Matching*. Vereinfacht ausgedrückt wird dabei einem Bildpunkt aus einem quadratischen Raster des ersten Fotos ein Vektor mit den Grauwerten des Bereiches um den Bildpunkt zugeordnet. Im zweiten Foto wird in der Umgebung des entsprechenden Rasterpunktes der Bildpunkt gesucht, bei dem die Differenz zwischen Umgebungsvektor aus dem ersten und zweiten Foto am kleinsten ist. Nun kann der Vektor zwischen den sich entsprechenden Bildpunkten des ersten und des zweiten Fotos bestimmt werden.

Um die im oben beschriebenen Verfahren ermittelten Verschiebungen zu verifizieren, wurde ein sogenanntes *back matching* durchgeführt. Dabei wird das Referenzbild mit dem Suchbild vertauscht. Traten zu große Abweichungen zwischen *matching* und *back matching* auf, wurde kein Ergebnis angegeben und die Kurven gleicher relativer Verschiebung nicht angegeben.

## 2.5 Auswertung

### 2.5.1 Holzfeuchte

Wie in Abschnitt 2.4.5 erläutert, konnten die Probekörper nicht im Normalklima bei  $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  relativer Luftfeuchte bis zur Massenkonstanz gelagert werden. Die Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchten der Quader und Schwellen aus Buchen- bzw. Eschen-BSH sind in Tabelle 2.5.1 aufgeführt. Als Mittelwert der Holzfeuchte ergab sich für Buchen-BSH 9,49 und für Eschen-BSH 9,92 %.

Der Shapiro-Wilk-Test der Holzfeuchte der Eschenholz-Probekörper auf Normalverteilung ergab einen  $p$ -Wert von 0,04 (siehe Tabelle 2.5.1). Die Null-Hypothese, dass die Stichprobe einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammt, musste daher verworfen werden. Der

Tab. 2.5.1: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchte

Holzart	Anzahl	Kleinstwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Mittelwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Größtwert [kg/m <sup>3</sup> ]	CoV [-]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test p-Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test p-Wert [-]
Buche	79	8,94	9,49	10,04	2,59	0,33	-0,49	0,04	0,31
Esche	85	9,37	9,92	10,36	2,10	0,01	-0,58	0,55	0,84

Kolmogorov-Smirnov-Test führte zu einem  $p$ -Wert von 0,31 und damit zur Annahme der Null-Hypothese. Bei den Bucheprobenkörpern entstammen die Holzfeuchten bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % einer normalverteilten Grundgesamtheit.

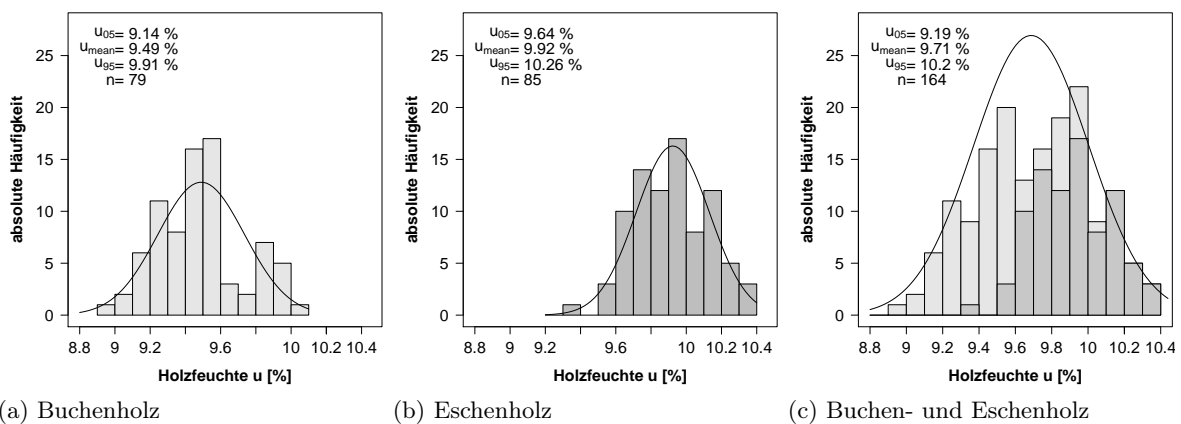


Abb. 2.5.1: Histogramme für die Holzfeuchte des Buchen- und Eschenholzes

Die Kurtosis von  $-0,49$  für die Holzfeuchte des Buchenholzes bzw. von  $-0,58$  des Eschenholzes weist auf eine gegenüber der Normalverteilung flachgipflige Verteilung hin. Die Verteilung der Holzfeuchte des Buchenholzes war mit dem positiven Wert von  $0,33$  für die Schiefe linksschief, wohingegen die Holzfeuchte des Eschenholzes symmetrisch verteilt war.

In Ermangelung anderer Prüfwerte für den prozentualer Abfall des Querdruck-Elastizitätsmoduls und der Querdruckfestigkeit pro Prozent steigender Holzfeuchte einerseits und der Notwendigkeit der Adaptierung andererseits, wurden die ermittelten Querdruck-Elastizitätsmodul mit  $\Delta E_{c,90} = -1,9\%/ \% \Delta u$  und die Querdruckfestigkeiten mit  $\Delta f_{c,90} = -2,5\%/ \% \Delta u$  angepasst. Die Werte entsprechen denen der ringporigen Holzart Keruing (siehe Abschnitt 2.3.4, S. 32), da diese in Rohdichte, Querdruck-Elastizitätsmodul und -festigkeit am ehesten Buchen- bzw. Eschenholz entspricht. Da die mittlere Abweichung von der Referenzholzfeuchte  $12\%$  mit  $2,51$  bzw.  $2,08\%$  nicht allzu groß ist, wird die Näherung als ausreichend genau angesehen.

## 2.5.2 Rohdichte

Die Histogramme der Rohdichten des verwendeten Buchen- bzw. Eschen-Brettschichtholzes sind in Abbildung 2.5.2 abgebildet. Der Mittelwert, das 5%- und das 95%-Quantil sind jeweils eingetragen. Die Differenz der Mittelwerte von rund  $50\text{ kg/m}^3$  ist anhand der Abbildungen 2.5.2 a und b erkennbar.

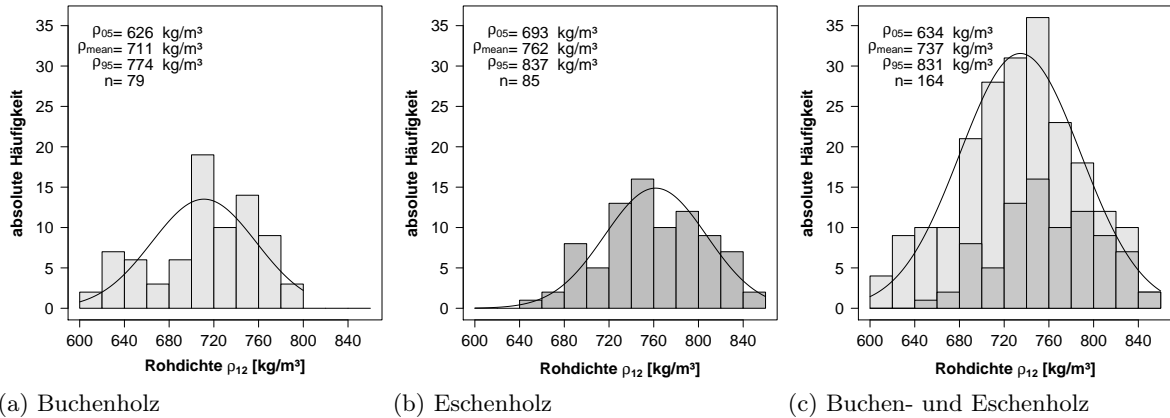


Abb. 2.5.2: Histogramme für die Rohdichte des Buchen- bzw. Eschenholzes

Die Rohdichten der Probekörper ohne Vorholz und der Schwellen bei 12 % Holzfeuchte wurden in Tabelle 2.5.2 zusammengefasst. Der Gesamtmittelwert beträgt für Buchen-Brettschichtholz  $705 \text{ kg/m}^3$  und für Eschen-Brettschichtholz  $762 \text{ kg/m}^3$ . Die Mittelwerte der einzelnen Buchenserien für Rift, Halbrift, Seitenware und die Schwellen schwanken um den Gesamtmittelwert in der Bandbreite von  $-3,3$  bis  $4,1$  %. Die Mittelwerte der einzelnen Eschenserien für Rift, Halbrift, Seitenware und die Schwellen schwanken um den Gesamtmittelwert in der Bandbreite von  $-4,5$  bis  $1,4$  %. Der Variationskoeffizient der Rohdichte liegt in der für Brettschichtholz üblichen Spanne von 5 bis 7 %.

Tab. 2.5.2: Rohdichte der Probekörper ohne Vorholz und der Schwellen bei 12 % Holzfeuchte

Holzart	Probekörper	Ein-schnitt	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Mittelwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Größt-wert [kg/m <sup>3</sup> ]	Standard-abweichung [kg/m <sup>3</sup> ]	Variations-koeffizient [%]
Buche	Quader	Rift	23	627	734	783	38,5	5,25
		Halbrift	13	632	707	798	48,8	6,91
	Schwelle	Seitenware	19	651	724	781	35,9	4,97
		Alle	55	627	724	798	40,9	5,65
Esche	Quader	Alle	24	615	682	765	46,6	6,83
		Rift	27	690	773	849	48,3	6,25
	Schwelle	Halbrift	8	655	728	754	31,1	4,28
		Seitenware	24	672	761	851	43,7	5,75
		Alle	59	655	762	851	46,2	6,07
		Alle	26	697	762	840	44,9	5,90

### 2.5.3 Verdrehung der Lasteinleitungsfläche

Für die Querdruckprüfungen wurde eine sphärische Druckplatte mit einer Kugelkalotte als Gegenstück verwendet, wobei der Drehpunkt im Zentrum der Unterseite der Druckplatte lag, d. h. um die Stärke der Lasteinleitungsplatte von 40 mm oberhalb der Holzoberfläche. „Beim Druckversuch sind die Druckplatten nach Aufbringen einer Anfangsbelastung festzustellen,



um während der Prüfung eine Verdrehung oder ein seitliches Ausweichen zu verhindern“ (ON EN 408, 2010, S. 22). Die Sperrung nach dem Aufbringen der Vorkraft ist mit der vorhandenen

Tab. 2.5.3: Verdrehung der Lasteinleitungsfläche bei den Querdruckprüfungen der Schwellen

Vorholz	Holzart	Anzahl [Stück]	Verdrehung $\beta$		Verdrehung $\alpha$	
			Mittelwert [°]	Größtwert [°]	Mittelwert [°]	Größtwert [°]
einseitig	Buche	24	2,0	3,0	20,3	55,2
	Esche	25	2,7	3,5	17,3	51,9
beidseitig	Buche	24	0,5	3,1	57,2	88,3
	Esche	25	1,1	3,4	56,4	86,8

Kugelkalotte nicht möglich gewesen und die Prüfungen wurden mit frei verdrehbarer Druckplatte gefahren. Die Schrägstellung wurde, wie im Abschnitt 2.4.3 beschrieben, gemessen. In Abbildung 2.5.3 b sind die errechneten Winkel bildlich dargestellt, welche in Tabelle 2.5.3 zusammengefasst wurden.

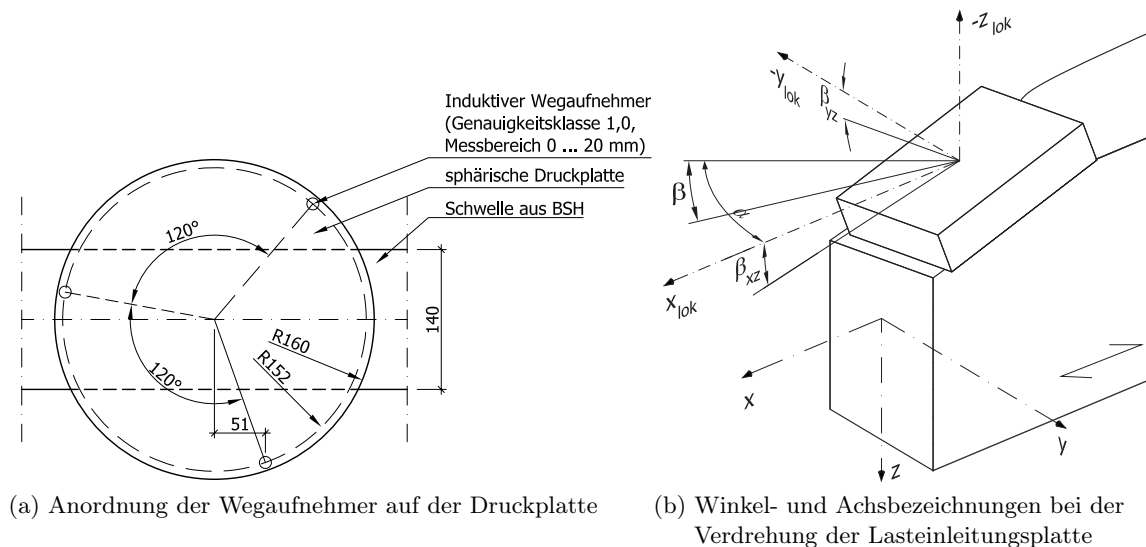


Abb. 2.5.3: Messung der Verdrehung der Lasteinleitungsplatte

Erwartungsgemäß trat die größte Schiefstellung mit  $\beta = 3,5^\circ$  bei einseitigem Vorholz auf. Inhomogenitäten in Querrichtung verursachten auch ein seitliches Kippen. Die Verdrehbarkeit hatte zur Folge, dass die Pressung unter der Druckplatte gleichmäßiger wie bei festgestellter Kugelkalotte war und der Einhängeneffekt an der Druckplattenkante auf der Seite des Vorholzes nicht in dem Ausmaß aktiviert wurde wie bei gesperrter Kalotte. Daher wurde weniger Holz an dieser Kante zerquetscht und somit lokal weniger Kraft abgeleitet. Die gemessenen Werte und die daraus berechneten liegen demzufolge auf der konservativen Seite.

### 2.5.4 Maximale Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich

Der nach ON EN 408 (2010) ermittelte Wert für die Querdruckfestigkeit  $f_{c,90}$  liegt bereits deutlich oberhalb des linear-elastischen Bereiches (siehe Abbildung 2.5.4). Wird dieser bei einem Lastfall erreicht, kommt es bereits zu bleibenden Deformationen.

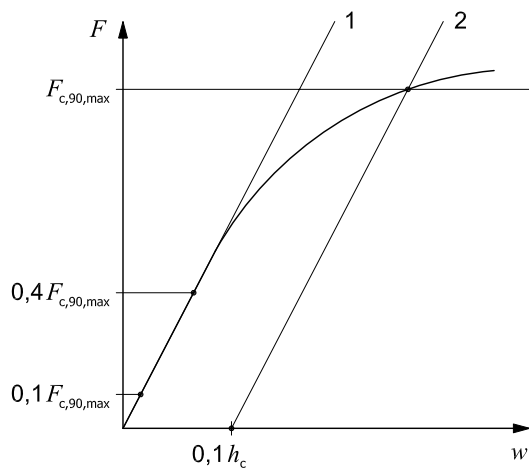


Abb. 2.5.4: Last-Verformungs-Diagramm für Querdruck nach ON EN 408 (2010) Bild 8

Die Deformationen hängen von einer Vielzahl von Faktoren ab, wie zum Beispiel der Lastausbreitung im Bauteil, dem Einhängeeffekt bei entsprechendem Vorholz und der Bauteilhöhe. Für den Ingenieur in der Praxis sind die zu erwartenden Verformungen kaum abschätzbar. Eine wie in ASTM D143 (2009) angegebene absolute Verformungsbeschränkung ist anscheinend anwendungsfreundlicher, allerdings entsprechen die Maße der Prüfkörper keinem Bauteilmaßstab und die Prüfkonfiguration mit beidseitigem Vorholz bei vollflächiger Auflagerung deckt lediglich einen Spezialfall ab.

Um dem bemessenden Ingenieur eine der Berechnungsgrundlagen für die Bestimmung der Verformung im linear-elastischen Bereich zu liefern, wurde auch die maximale Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich ermittelt. Dem linearen ersten Teil der Kraft-Weg-Kurve folgt ein Kreisbogensegment, an das sich wiederum ein nahezu linearer Anstieg anschließt (Abbildungen 2.5.10 a und b, S. 56). Um das Ende des linear-elastischen Bereiches zu bestimmen, wurde der Bereich einer linearen Regressionsanalyse, beginnend bei  $0,1 F_{c,90,max}$ , ausgeweitet bis das Bestimmtheitsmaß auf 0,999 fiel. Die Kraft  $F_{c,90,el}$  und die dazugehörige Stauchung  $w_{c,90,el}$  dienen als Grundlage für die Bestimmung der Werte in Tabelle 2.5.4.

Die Boxplots der maximalen Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich sind in Abbildung 2.5.5 abgebildet. Die drei Boxplots ganz links stehen für die Querdruckfestigkeiten der Buchen-Quader ohne Vorholz (Anfang der Serienbezeichnung *BU0*). Das *S* am Ende der Serienbezeichnung steht für *Seitenware*, *R* entspricht *Rift* und *HR* *Halbrift*. Sowohl die Mediane als auch die Mittelwerte der maximalen Querdruckspannung bei Buchen-BSH sinken von Rift, über Halbrift bis Seitenware ab. Bei Eschenholz treten die kleinsten Werte bei Halbrift auf, d. h. bei einer Neigung der Jahrringtangente zwischen 30 und 60°. Dies bestätigt die Ergebnisse von Baumann (1922) für Eschenholz (siehe Abbildung 2.3.2, S. 31), wonach bei einer Jahrringneigung von 45° die kleinste Querdruckfestigkeit auftritt. Insgesamt sind die maximalen Querdruckspannungen für Eschenholz höher als für Buchenholz.

Tab. 2.5.4: Maximale Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich von Quadern  $f_{c,90,elast}$  bzw. Schwellen mit ein- und beidseitigem Vorholz  $k_{c,90,elast} \cdot f_{c,90,elast}$  bei 12% Holzfeuchte

	Holzart	Ein-schnitt [-]	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Größt-wert [N/mm <sup>2</sup> ]	Standard-abweichung [N/mm <sup>2</sup> ]	Variations-koeffizient [%]	Stau-chung [%]
Quader	Buche	Rift	23	2,40	4,51	5,40	0,78	17,2	0,54
		Halbrift	13	3,79	4,76	5,93	0,59	12,3	0,49
		Seitenware	19	3,39	6,03	7,50	0,86	14,2	0,46
		Alle	55	2,40	5,10	7,50	1,02	20,1	0,50
	Esche	Rift	27	4,71	5,94	7,19	0,62	10,4	0,56
		Halbrift	8	4,31	5,30	6,38	0,75	14,1	0,47
		Seitenware	24	4,59	6,39	8,45	0,98	15,4	0,46
		Alle	59	4,31	6,03	8,45	0,87	14,4	0,51
ein-seitiges Vorholz	Buche	Rift	8	4,77	5,48	6,37	0,60	10,9	0,62
		Halbrift	8	4,72	5,72	6,55	0,68	11,9	0,59
		Seitenware	8	6,10	6,67	7,02	0,34	5,06	0,55
		Alle	24	4,72	5,96	7,02	0,75	12,6	0,59
	Esche	Rift	8	6,75	8,02	9,08	0,78	9,71	0,82
		Halbrift	9	6,61	7,77	9,50	1,09	14,1	0,72
		Seitenware	9	6,52	7,66	9,01	0,83	10,8	0,65
		Alle	26	6,52	7,81	9,50	0,89	11,4	0,72
beid-seitiges Vorholz	Buche	Rift	8	5,47	7,32	8,52	0,96	13,2	0,54
		Halbrift	8	6,80	8,11	9,88	1,18	14,5	0,55
		Seitenware	8	7,66	9,89	11,6	1,16	11,7	0,51
		Alle	24	5,47	8,44	11,6	1,52	18,1	0,53
	Esche	Rift	8	9,52	11,3	13,5	1,39	12,4	0,66
		Halbrift	9	8,27	10,7	13,6	1,56	14,6	0,59
		Seitenware	9	7,85	10,1	12,0	1,33	13,3	0,50
		Alle	26	7,85	10,7	13,6	1,46	13,7	0,58

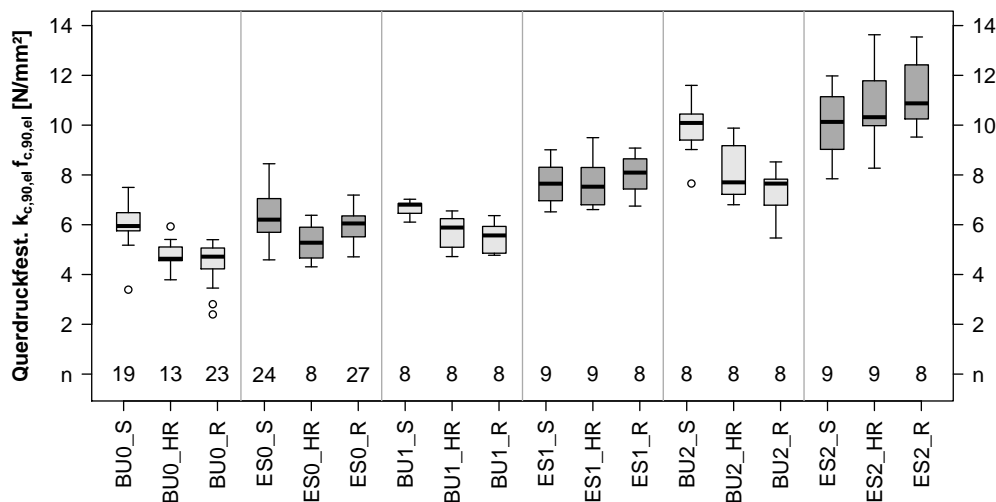


Abb. 2.5.5: Boxplot der maximalen Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich in Abhängigkeit von Holzart, Einschnitt und Vorholz

Der Variationskoeffizient der maximalen linear-elastischen Querdruckspannung von allen Probenkörpern aus Buchen-BSH ist mit 20% um etwa 5% höher als bei Eschen-BSH. Die Stauchung der Messstrecke  $h_c$  ist bei beiden Holzarten beim Erreichen des Endes des linear-elastischen

Bereiches nahezu gleich groß (siehe letzte Spalte der Tabelle 2.5.4). Lediglich bei einseitigen Vorholz übersteigt die Stauchung von Eschen-BSH die von Buchen-BSH deutlich.

Bei den maximalen linear-elastischen Querdruckspannung von Schwellen mit ein- oder beidseitigem Vorholz fällt auf, dass die Unterschiede zwischen Rift, Halbrift und Seitenware bei Eschenholz geringer als bei Buchenholz ausfielen. Der linear-elastische Bereich endet bei Eschenholz bei höheren Querdruckspannungen.

### 2.5.5 Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung

Die maßgebende Querdruckkraft  $F_{c,90,max}$  wurde nach dem in ON EN 408 (2010, S. 23) beschriebenen iterativen Verfahren ermittelt (siehe Abbildung 2.5.4, S. 44).

Die Druckfestigkeit quer zur Faserrichtung  $f_{c,90}$  wurde nach Gleichung (2.25) aus ON EN 408 (2010) berechnet, auf 12 % Holzfeuchte adaptiert und ist für die verschiedenen Serien in Tabelle 2.5.5 angegeben. Ein Überblick zu den charakteristischen Querdruckfestigkeiten  $f_{c,90}$  bzw. dem Produkt  $k_{c,90} f_{c,90}$  und den mittleren Elastizitätsmoduln quer zur Faserrichtung wird in Tabelle 2.5.8 auf Seite 51 angegeben.

$$f_{c,90,mean} = \frac{F_{c,90,max}}{b \cdot l} \quad (2.25)$$

$f_{c,90,mean}$	Querdruckfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$F_{c,90,max}$	Last im Schnittpunkt der Kraft-Stauchungskurve mit der in den Punkt (0,01 $h_c$ ; 0) parallel verschobenen Gerade mit dem Anstieg der Kraft-Stauchungskurve im Bereich von 0,1 $F_{c,90,max}$ bis 0,4 $F_{c,90,max}$ in N
$b$	Breite des Probekörpers in mm
$l$	Länge des Probekörpers in mm

Die Boxplots der Querdruckfestigkeiten sind in Abbildung 2.5.6 abgebildet. Bei den Querdruckprüfungen ohne Vorholz treten bei Jahrringneigungen zwischen 30° und 60° sowohl bei Buchen- als auch bei Eschen-BSH mit 9,00 und 8,76 N/mm<sup>2</sup> die geringsten Mediane auf. Die Mittelwerte der Querdruckfestigkeit von Buchenrift und -halbrift unterscheiden sich mit 8,97 und 8,96 N/mm<sup>2</sup> kaum (siehe Tabelle 2.5.5).

Bei Buchen-Brettschichtholz sinkt die mit dem Querdruckbeiwert multiplizierte Querdruckfestigkeit  $k_{c,90} f_{c,90,mean}$  bei ein- und beidseitigem Vorholz von Seitenware, über Halbrift zu Rift. Bei Eschen-BSH verläuft der Trend entgegengesetzt, wobei generell höhere Werte erzielt werden (siehe Tabelle 2.5.5 und Abbildung 2.5.6).

Der Variationskoeffizient der Querdruckfestigkeit aller Probekörper aus Buchen-BSH ist mit 14,5 % nur geringfügig höher als der für Eschen-BSH mit 13,8 %. Die Stauchung der Messstrecke  $h_c$  ist bei beiden Holzarten beim Erreichen der Querdruckfestigkeit ähnlich groß (siehe letzte Spalte der Tabelle 2.5.5).

Den prozentuellen Anteil der Querdruckspannung am Ende der linear-elastischen Verformung  $f_{c,90,lin}$  an der Querdruckfestigkeit  $f_{c,90}$  kann aus Tabelle 2.5.6 ersehen werden. Der Anteil beträgt bei Buchen-BSH ohne Vorholz 53 % und bei Eschen-BSH 62 %, also etwas mehr als die Hälfte bzw. knapp 2/3. In der gleichen Tabelle findet sich auch der Anteil der Stauchung am

Tab. 2.5.5: Querdruck-Festigkeit von Quadern  $f_{c,90,mean}$  bzw. mit ein- und beidseitigem Vorholz  $k_{c,90} f_{c,90,mean}$  für 12% Holzfeuchte

	Holzart	Ein-schnitt [-]	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Größt-wert [N/mm <sup>2</sup> ]	Standard-abweichung [N/mm <sup>2</sup> ]	Variations-koeffizient [%]	Stau-chung [%]
Quader	Buche	Rift	23	6,59	8,97	10,2	1,12	12,5	2,00
		Halbrift	13	6,61	8,96	10,5	1,19	13,3	1,84
		Seitenware	29	8,94	10,8	12,4	0,98	9,03	1,76
		Alle	55	6,59	9,61	12,4	1,39	14,5	1,88
	Esche	Rift	17	7,54	10,4	12,3	1,25	12,1	1,96
		Halbrift	18	8,23	8,78	9,41	1,38	4,38	1,57
		Seitenware	24	6,75	9,41	12,6	1,37	14,6	1,60
		Alle	59	6,75	9,76	12,6	1,35	13,8	1,76
ein-seitiges Vorholz	Buche	Rift	8	8,50	10,1	12,4	1,29	12,7	1,90
		Halbrift	8	9,15	11,0	12,7	1,26	11,5	1,86
		Seitenware	8	10,9	12,4	14,3	1,10	8,83	1,78
		Alle	24	8,50	11,2	14,3	1,51	13,5	1,85
	Esche	Rift	8	10,5	13,6	15,4	1,88	13,8	2,06
		Halbrift	9	10,2	11,9	14,2	1,42	11,9	1,85
		Seitenware	9	8,72	10,8	12,7	1,40	12,0	1,64
		Alle	26	8,72	12,0	15,4	1,90	15,8	1,84
beid-seitiges Vorholz	Buche	Rift	8	9,80	12,8	15,6	1,71	13,4	1,77
		Halbrift	8	11,5	13,9	16,9	1,87	13,4	1,75
		Seitenware	8	13,1	16,0	17,7	1,73	10,8	1,64
		Alle	24	9,80	14,2	17,7	2,16	15,2	1,72
	Esche	Rift	8	15,0	18,2	21,7	2,45	13,4	1,89
		Halbrift	9	13,0	16,6	21,8	2,76	16,6	1,77
		Seitenware	9	10,7	15,0	18,9	2,63	17,5	1,60
		Alle	26	10,7	16,6	21,8	2,83	17,1	1,74

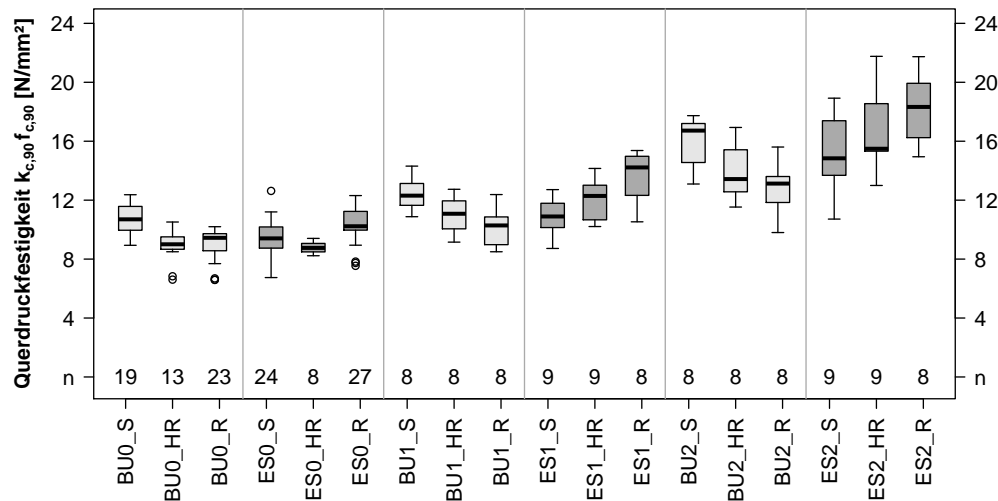


Abb. 2.5.6: Boxplot zur Querdruckfestigkeit in Abhängigkeit von Holzart, Einschnitt und Vorholz

Ende des linear-elastischen Bereiches an der Stauchung, die bei  $f_{c,90}$  erreicht wird. Überschlüssig kann man annehmen, dass er bei 30% liegt. Das heißt bei einer knappen Verdopplung der linear-elastischen Druckspannung auf  $f_{c,90,mean}$  verdreifacht sich die Stauchung.

Tab. 2.5.6: Prozentueller Anteil von elastischer Spannung bzw. Stauchung am Wert nach ON EN 408 (2010)

Holzart	Vorholz	Anzahl	Anteil von $f_{c,90,lin}$ an $f_{c,90}$			Anteil von $\epsilon_{c,90,lin}$ an $\epsilon_{c,90}$		
			Mittelwert	Größt-wert	Kleinstwert	Mittelwert	Größt-wert	
	[-]	[Stück]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
Buche	ohne	55	31	53	63	9	27	33
	einseitig	24	48	53	62	27	32	37
	beidseitig	24	55	59	66	28	31	33
Esche	ohne	59	50	62	80	14	31	58
	einseitig	26	52	65	78	35	39	48
	beidseitig	26	57	65	74	29	33	39

Berechnet man den Bemessungswert der Querdruckfestigkeit mit dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_M = 1,3$  und den Modifikationsbeiwert  $k_{mod} = 0,9$  und vergleicht diesen mit den Werten für die maximale Querdruckspannung im linear-elastischen Bereich, liegen bei Buchen-BSH ohne Vorholz 49 % der maximale Querdruckspannung unter dem Bemessungswert. Das heißt in der Hälfte der Fälle plastiziert das Buchen-BSH unter diesen Randbedingungen beim Erreichen des Bemessungswertes der Querdruckfestigkeit. Bei Eschen-BSH sind es lediglich 10 %.

### 2.5.6 Elastizitätsmodul quer zur Faser

Der Elastizitätsmodul quer zur Faser  $E_{c,90}$  wurde nach Gleichung (2.26) aus ON EN 408 (2010, S.23) berechnet und ist für die verschiedenen Serien in Tabelle 2.5.7 angegeben.

$$E_{c,90} = \frac{(F_{40} - F_{10}) h_0}{(w_{40} - w_{10}) b \cdot l} \quad (2.26)$$

$F_{40} - F_{10}$  eine Laststeigerung im linearen Bereich der Last-Verformungs-Kurve, in N;  $F_{10}$  muss 10 % von  $F_{t,90,max}$  betragen;  $F_{40}$  muss 40 % von  $F_{t,90,max}$  betragen

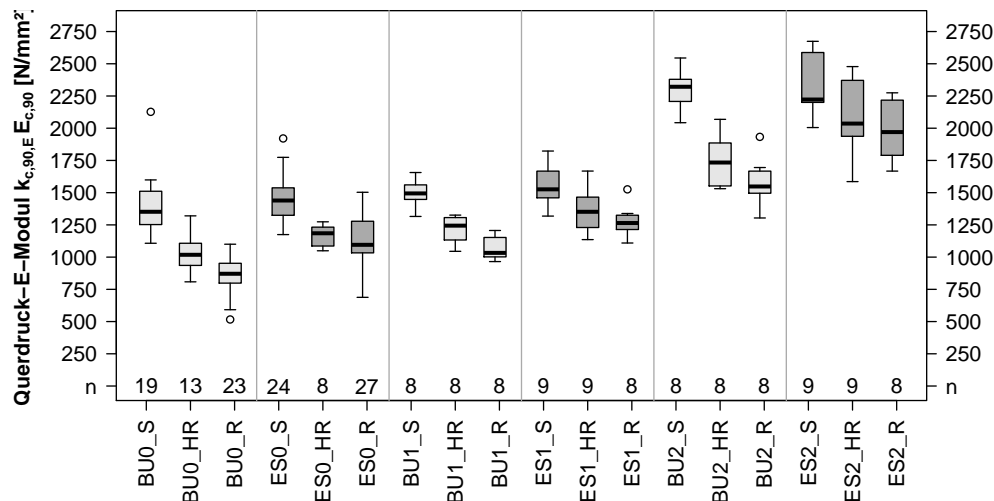
$w_{40} - w_{10}$  die Verformungszunahme entsprechend  $F_{40} - F_{10}$  in mm

Ein Überblick zu Querdruck-Elastizitätsmoduln von Quadern  $E_{c,90}$  und Spannungs-Stauchungs-Gradienten bei ein- und beidseitigem Vorholz wird in Abbildung 2.5.7 gegeben.

In Abschnitt 2.3.3, S.32 wurde bereits auf die deutlich unterschiedlichen Elastizitätsmoduln in radialer und tangentialer Richtung hingewiesen. Wie in Abbildung 2.5.7 zu erkennen, traten bei den Querdruck-Probekörpern ohne Vorholz die deutlichsten Unterschiede zwischen den Elastizitätsmoduln von Seitenware, Halbrift und Rift auf. Bei Buchen-BSH beträgt das Verhältnis zwischen dem Querdruck-Elastizitätsmodul von Seitenware zu Rift 1 : 1,59, bei Eschen-BSH 1 : 1,26. Die geringeren Unterschiede beim Brettschichtholz gegenüber denen bei fehlerfreien Kleinproben – 1 : 1,96 für Buchenholz und 1 : 1,83 für Eschenholz – können leicht durch den vom Idealbild abweichenden Jahrringverlauf der für die Probekörper im Bauteilmaßstab verwendeten Bretter erklärt werden.

Tab. 2.5.7: Querdruck-Elastizitätsmodul von Quadern  $E_{c,90}$  und Spannungs-Stauchungs-Gradient bei ein- und beidseitigem Vorholz

	Holzart	Ein-schnitt [–]	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Größt- wert [N/mm <sup>2</sup> ]	Standard- abweichung [N/mm <sup>2</sup> ]	Variations- koeffizient [%]	
Quader	Buche	Rift	23	493	835	1054	132	15,8	
		Halbrift	13	765	983	1257	145	14,8	
		Seitenware	19	1050	1329	2027	220	16,5	
		Alle	55	493	1040	2027	276	26,5	
	Esche	Rift	27	661	1101	1445	195	17,7	
		Halbrift	8	1008	1122	1225	81	7,2	
		Seitenware	24	1124	1389	1839	173	12,5	
		Fichte nach Ruli (2004)		62	216	302	458	56,4	18,1
	ein- seitiges Vorholz	Buche	Rift	8	917	1016	1152	89	8,8
			Halbrift	8	991	1157	1264	105	9,1
Seitenware			8	1247	1418	1560	94	6,6	
Alle			24	917	1197	1560	193	16,1	
Esche		Rift	8	1064	1232	1454	114	9,2	
		Halbrift	9	1088	1293	1590	163	12,6	
		Seitenware	9	1260	1485	1750	154	10,4	
		Alle	26	1064	1341	1750	178	13,3	
beid- seitiges Vorholz		Buche	Rift	8	1238	1506	1845	177,6	11,7
			Halbrift	8	1452	1654	1958	195	11,8
	Seitenware		8	1930	2182	2409	144	6,6	
	Alle		24	1238	1781	2409	340	19,1	
	Esche	Rift	8	1604	1912	2198	225	11,8	
		Halbrift	9	1513	2037	2397	302	14,8	
		Seitenware	9	1917	2246	2554	231	10,3	
		Alle	26	1513	2071	2554	282	13,6	

Abb. 2.5.7: Boxplot zum Querdruck-Elastizitätsmodul  $E_{c,90}$  und Spannungs-Stauchungs-Gradient bei ein- und beidseitigem Vorholz in Abhängigkeit von Holzart, Einschnitt und Vorholz

Die Verwendung von Riftbrettern in querdruckbeanspruchtem Brettschichtholz sollte vermieden werden, wenn die Deformationen möglichst gering sein sollen. Dies kann entweder durch einen gezielten Einschnitt oder entsprechenden Aufbau der BSH-Bauteile erreicht werden.

Ruli (2004, S. 71) ermittelte für Fichten-BSH ( $\rho_{\text{mean}} = 448 \text{ kg/m}^3$ ) als Mittelwert für den Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faserrichtung  $302 \text{ N/mm}^2$ , wobei zwischen den drei Sortierklassen auf Basis des dynamischen Elastizitätsmoduls in Faserrichtung nur geringe Unterschiede bei Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung auftraten ( $299, 297$  und  $310 \text{ N/mm}^2$ ).

Der Mittelwert für den Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faserrichtung von Buchen-BSH ( $\rho_{\text{mean}} = 724 \text{ kg/m}^3$ ) beträgt  $1046 \text{ N/mm}^2$  und für Eschen-BSH ( $\rho_{\text{mean}} = 762 \text{ kg/m}^3$ ) nochmals höhere  $1177 \text{ N/mm}^2$ . Diese gegenüber Fichten-BSH mehr als dreimal so hohen Elastizitätsmoduln rechtwinklig zur Faserrichtung prädestinieren Buchen- und Eschenholz für hohe Querdruckbeanspruchungen bei verhältnismäßig geringen Stauchungen. In historischen Holzkonstruktionen wurde zwischen Rähm und dem tragenden Stiel oftmals ein liegendes Laubholz eingebaut um die Lasten zu verteilen und die Verformungen klein zu halten. Eine moderne Umsetzung dieser Materialeigenschaften in elegante Holzkonstruktionen kann durch das partielle Verstärken von Brettschichtholz aus Nadelholz mit Buchen- oder Eschenlamellen erfolgen.

### 2.5.7 Charakteristische Querdruckfestigkeit und -elastizitätsmoduln sowie Querdruckbeiwert bei ein- bzw. beidseitigem Vorholz

Es wurde das Verfahren nach **ON EN 14358** (2007, S. 6) für die Bestimmung der charakteristischen Querdruckfestigkeit von Buchen- bzw. Eschen-BSH angewendet. Dabei wurde der 5%-Quantilwert ( $p = 0,05$ ) mit den Gleichung (2.27) bis (2.29) berechnet und dem charakteristischen Wert gleich gesetzt.

$$f_{c,90,k} = \exp(\bar{y} - k_s s_y) \quad \text{mit} \quad (2.27)$$

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln f_{c,90,i} \quad \text{und} \quad (2.28)$$

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n+1} \sum_{i=1}^n (\ln f_{c,90,i} - \bar{y})^2} \quad (2.29)$$

$f_{c,90,k}$	charakteristische Querdruckfestigkeit in $\text{N/mm}^2$
$f_{c,90,i}$	Querdruckfestigkeit des $i$ -ten von $n$ Probekörpern in $\text{N/mm}^2$
$n$	Anzahl der Prüfergebnisse
$\bar{y}$	Mittelwert der logarithmierten Querdruckfestigkeiten
$s_y$	Standardabweichung der logarithmierten Querdruckfestigkeiten

„Der charakteristische Wert eines Materialparameters bzw. eines Materialwiderstandes ist mit einem Vertrauensniveau von  $\alpha = 75 \%$  zu bestimmen“ (**ON EN 14358**, 2007, S. 4). Die Nicht-zentralität  $\lambda$  der  $t$ -Verteilung für die Bestimmung von  $k$  nach Gleichung (2.31) wurde mit Hilfe des  $(1-p)$ -Quantils der Verteilungsfunktion der standardisierten Normalverteilung nach Gleichung (2.30) bestimmt.

$$\lambda = X [P = 1 - p | \mathcal{N}(0; 1)] \sqrt{n} \quad (2.30)$$

$$k = X [\alpha | \mathcal{T}(df = n - 1; \lambda)] \quad (2.31)$$

$$k_s = \frac{k}{\sqrt{n}} \quad (2.32)$$



$\lambda$	Nichtzentralität der $t$ -Verteilung
$\alpha$	Vertrauensniveau: Wahrscheinlichkeit mit der der wahre Wert in der Grundgesamtheit vom Konfidenzintervall des Schätzers abgedeckt wird
$p$	Quantilwert in Prozent
$k$	$\alpha$ -Quantil in einer nichtzentralen $t$ -Verteilung
$k_s$	Faktor für die Standardabweichung zur Berücksichtigung der statistischen Unsicherheiten aus der beschränkten Anzahl der Prüfergebnisse
$df$	Freiheitsgrade (engl. <i>degree of freedom</i> )
$\mathcal{N}(0; 1)$	standardisierte Normalverteilung mit Mittelwert null und Standardverteilung eins
$\mathcal{T}(df; \lambda)$	nicht-zentrale $t$ -Verteilung mit $df$ Freiheitsgraden und Nichtzentralität $\lambda$

Der Wert  $k_s$  wurde für die 55 Prüfergebnisse bei Buchen-BSH zu 1,8021 und für die 59 Prüfergebnisse bei Eschen-BSH zu 1,7960 bestimmt. Die charakteristischen Querdruckfestigkeiten nach [ON EN 14358 \(2007, S. 6\)](#) sind in [Tabelle 2.5.8](#) aufgeführt. Die charakteristischen Querdruck-Elastizitätsmoduln wurden nach dem gleichen Verfahren ermittelt und ebenso in [Tabelle 2.5.8](#) eingetragen.

Tab. 2.5.8: Zusammenfassung der Querdruckkennwerte

Holzart	Kennwert	Vorholz		
		ohne	einseitig	beidseitig
Buche	$k_{c,90,f} f_{c,90,k}$	7,22	8,53	10,5
	$k_{c,90,f}$	1	1,18	1,45
	$k_{c,90,E} E_{c,90,mean}$	1040	1197	1781
	$k_{c,90,E}$	1	1,15	1,71
	$k_{c,90,E} E_{c,90,k}$	631	870	1220
	$k_{c,90,E}$	1	1,38	1,93
Esche	$k_{c,90,f} f_{c,90,k}$	7,49	8,82	11,8
	$k_{c,90,f}$	1	1,18	1,57
	$k_{c,90,E} E_{c,90,mean}$	1220	1341	2071
	$k_{c,90,E}$	1	1,10	1,70
	$k_{c,90,E} E_{c,90,k}$	857	1038	1577
	$k_{c,90,E}$	1	1,21	1,84

Ein alternatives Verfahren zur Berechnung der charakteristischen Querdruckfestigkeit ist in [ON EN 384 \(2010, S. 10\)](#) mit Gleichung (2.33) gegeben. „Für die Schubfestigkeit, die Zugfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung und die Druckfestigkeit rechtwinklig zur Faserrichtung:  $k_s = k_v = 1$ “ ([ON EN 384, 2010, S. 11](#)).

$$f_k = \bar{f}_{05} f_s f_v \quad (2.33)$$

$f_k$	charakteristischer Wert in $\text{N/mm}^2$
$\bar{f}_{05}$	gewichteter Mittelwert von $f_{05}$ aus mehreren Proben in $\text{N/mm}^2$
$k_s$	Faktor zur Berücksichtigung der Probenanzahl und des Probenumfangs
$k_v$	Faktor zur Berücksichtigung der geringeren Variabilität der Werte $f_{05}$ von maschinell sortiertem Holz im Vergleich zu visuell sortiertem Holz

Für Buchen-BSH ergibt sich die charakteristische Querdruckfestigkeit nach ON EN 384 (2010, S. 10 ff.) zu  $6,67 \text{ N/mm}^2$  und für Eschen-BSH zu  $7,70 \text{ N/mm}^2$ , d. h. ein um 7,6 % geringerer bzw. um 2,8 % höherer Wert. Dass der Probenumfang bei der Ermittlung des charakteristischen Wertes keine Rolle spielen soll, ist nicht nachzuvollziehen. Daher wird im Weiteren von den charakteristischen Querdruckfestigkeiten und -Elastizitätsmoduln nach ON EN 14358 (2007, S. 6) in Tabelle 2.5.8 ausgegangen. In den Entwürfen prEN 384 (2013) und prEN 14358 (2013) wird diese Vorgehenseise vorgeschlagen.

### Vergleich mit Abplanalp (2011)

In Tabelle 2.1.3 auf S. 22 wurden die mit  $\gamma_M/\eta_M = 1,5$  multiplizierten Bemessungswerte der Querdruckfestigkeit aus Abbildung 2.1.7 nach Abplanalp (2011, S. 13) für die Festigkeitsklassen GL40k bis GL48h angegeben. Laut Gehri (2011) basieren sie weitgehend auf den bisherigen Werten für Vollholz aus Laubholz und der deutschen allgemeinen bauaufsichtlichen Z-9.1-679 (2013, S. 9). Die 5%-Quantile der Rohdichte der eigenen Prüfkörper aus Buchen- bzw. Eschen-BSH (siehe Abbildung 2.5.2, S. 42) überschreiten die charakteristische Rohdichte der höchsten Festigkeitsklasse GL48h. Die in Tabelle 2.5.8 aufgeführten charakteristischen Querdruckfestigkeiten von Buchen- bzw. Eschen-BSH liegen mit  $7,22$  bzw.  $7,49 \text{ N/mm}^2$  im gleichen Bereich wie die nach Tabelle 2.1.3 auf S. 22.

### Vergleich mit Büeler (2011)

Die Übereinstimmung des mittleren Querdruck-Elastizitätsmodul von Eschen-BSH nach Büeler (2011, S. 37) ist mit  $E_{90,\text{mean}}^{ES} = 1240 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 7,66\%$ ) und mit dem eigenen Mittelwert von  $E_{90,\text{mean}}^{ES} = 1220 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 18,2\%$ ) nahezu perfekt. Der mehr als doppelt so hohe Variationskoeffizient ist auf die Sortierung der Bretter vor der Verklebung in Rift, Halbrift und Seitenware zurückzuführen.

Bei Buchen-BSH trat ein deutlicher Unterschied zwischen den mittleren Querdruck-Elastizitätsmoduln mit  $E_{90,\text{mean}}^{BU} = 882 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 18,9\%$ ) nach Büeler (2011, S. 37) und  $E_{90,\text{mean}}^{BU} = 1040 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 26,5\%$ ) aus den eigenen Prüfungen auf. Die Ursachen könnten einerseits in der minderen Qualität des Brettmaterials für die Probekörper von Büeler liegen, da die Anforderungen an die Festigkeitsklasse T30 nicht erfüllt wurden. Andererseits könnte ein hoher Anteil an Rift- oder Halbriftbrettern den mittleren Querdruck-Elastizitätsmodul gesenkt haben.

### Vergleich mit ON EN 384 (2004)

In Abschnitt 2.2.3 auf S. 26 wurde die Ermittlung der charakteristischen Querdruckfestigkeit aus der charakteristischen Rohdichte nach ON EN 384 (2010) und ON EN 338 (2009) erläutert. Wendet man die Gleichung (2.13) auf die 5%-Quantile der Rohdichte von  $626 \text{ kg/m}^3$  für Buchen-BSH und  $693 \text{ kg/m}^3$  für Eschen-BSH an, ergeben sich  $9,39 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $10,4 \text{ N/mm}^2$  für die charakteristischen Querdruckfestigkeiten. Beide Werte sind im Vergleich zu den tatsächlichen charakteristischen Querdruckfestigkeiten nach Tabelle 2.5.8 um mehr als 30 % zu hoch. Verwendet man alternativ die Gleichung (2.16) ergeben sich  $6,81 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $8,10 \text{ N/mm}^2$ , d. h. die Schätzung liegt um -5,6 % bzw. 8,1 % neben den tatsächlichen charakteristischen Querdruckfestigkeiten nach Tabelle 2.5.8 liegende Werte. Diese Anpassung bietet demnach für BSH aus Buchen- bzw. Eschenholz gegenüber Gleichung (2.13) nach ON EN 384 (2010) bzw. ON EN 338 (2009) die bessere Alternative.

### Querdruckbeiwert

Der Querdruckbeiwert  $k_{c,90}$  ergibt sich durch die Division der charakteristischen Querdruckfestigkeit bzw. des Mittelwerts des Querdruck-Elastizitätsmoduls mit ein- bzw. beidseitigem Vorholz durch die entsprechenden Prüfergebnisse der Querdruckprüfungen nach ON EN 408 (2010) ohne Vorholz. Beim Querdruckbeiwert wurde unterschieden, ob er die Querdruckfestigkeiten bzw. den Querdruck-Elastizitätsmodul mit der maximalen Spannung im linear-elastischen Bereich bzw. den Spannungs-Stauchungs-Gradienten aus den Prüfungen mit Vorholz ins Verhältnis setzt (siehe Tabelle 2.5.8). Im ersteren Fall wurde er mit  $k_{c,90,f}$  bezeichnet und im zweiten mit  $k_{c,90,E}$ . Bei einseitigem Vorholz würden  $k_{c,90,f}$  und  $k_{c,90,E}$  höher ausfallen, wenn die Verdrehung der Lasteinleitungsplatte nach dem Aufbringen der Vorkraft verhindert worden wäre.

Nach der Gleichung (2.10) auf S. 20 ergibt sich aus der Probekörperhöhe  $h = 245 \text{ mm}$ , der Länge der Lasteinleitungsfläche  $l = 178 \text{ mm}$  und der Vorholzlänge  $l_2 = 164 \text{ mm}$  der Querdruckbeiwert zu  $k_{c,90,1} = 1,54$  für einseitiges und  $k_{c,90,2} = 1,82$  für beidseitiges Vorholz. Diese theoretischen Werte liegen beide deutlich über den aus den Prüfergebnissen ermittelten (siehe Tabelle 2.5.8). Nach ON EN 1995-1-1 (2009) wäre bei ein- oder beidseitigem Vorholz  $k_{c,90} = 1$  anzusetzen, da es sich um Brettschichtholz aus Laubholz handelt.

Aus  $k_{c,90,f}$  für das ein- bzw. beidseitige Buchenvorholz kann die effektive Länge der Lastausbreitung in Faserrichtung zu  $l_{ef,1}^{BU} = 249 \text{ mm}$  bzw.  $l_{ef,2}^{BU} = 376 \text{ mm}$  durch Umstellen der Gleichung (2.10) errechnet werden. Für Eschen-BSH ergeben sich entsprechend  $l_{ef,1}^{ES} = 247 \text{ mm}$  bzw.  $l_{ef,2}^{ES} = 438 \text{ mm}$ . Aus diesen effektive Längen lassen sich die Lastausbreitungswinkel für Buchen- bzw. Eschen-BSH mit  $15,9^\circ$  bzw.  $22,0^\circ$  bei einseitigem Vorholz sowie  $15,7^\circ$  bzw.  $28,0^\circ$  bei beidseitigem Vorholz bestimmen.

Die niedrigeren Lastausbreitungswinkel bei einseitigem Vorholz könnten durch die freie Verdrehung der Lasteinleitungsfläche verursacht worden sein, da diese Verdrehung konservativere charakteristische Querdruckfestigkeiten bedingt hat. Es würde sich anbieten ein FE-Modell an die vorhandenen Prüfergebnisse anzupassen und dann den Lastfall einseitiges Vorholz mit gesperrter Rotation der Lasteinleitungsplatte nachzurechnen.

Wollte man dem Vorschlag von Leijten (2011) zur Berechnung des Querdruckbeiwerts nach Gleichung (2.10) folgen, sollte für die geprüften Konfigurationen ein Lastausbreitungswinkel

von 15° für Buchen-BSH und 25° für Eschen-BSH statt 45° angesetzt werden. Auf der Basis der vorhandenen Ergebnisse kann beim Querdrucknachweis nach ON EN 1995-1-1 (2009) der Querdruckbeiwert bei Brettschichtholzschwellen aus Laubholz mit einseitigem Vorholz zu  $k_{c,90} = 1,2$  und bei beidseitigem Vorholz zu  $k_{c,90} = 1,5$  angenommen werden. Für andere Lastfälle und Bauteilgeometrien sollte das bereits erwähnte FE-Modell angepasst werden, um den Lastausbreitungswinkel, die Lasteinleitungstiefe und die erforderlichen Randbedingungen zu ermitteln.

### 2.5.8 Gegenüberstellung von Prüfergebnissen und Berechnungswerten des Alternativverfahrens nach ON EN 384 (2004)

Aus der letzten Spalte der Tabelle 2.5.9 auf S. 54 ist ersichtlich, dass die mit Gleichung (2.13) auf S. 26 nach ON EN 384 (2004) berechneten Querdruckfestigkeiten um 43 % bis 55 % zu hohe Werte liefert, also in gravierendem Ausmaß auf der unsicheren Seite liegt.

Tab. 2.5.9: Gegenüberstellung der charakteristischen Querdruckfestigkeit

Holzart	Rohdichte $\rho_k$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Querdruckfestigkeit $f_{c,90,k}$ nach		Verhältnis [–]
		ON EN 408 (2010) [N/mm <sup>2</sup> ]	ON EN 384 (2004) [N/mm <sup>2</sup> ]	
Buche	632	7,22	9,48	1,31
Esche	689	7,49	10,3	1,38

Laut ON EN 384 (2004) kann mit Gleichung (2.14) auf S. 26 der Querdruck-Elastizitätsmodul aus dem Elastizitätsmodul in Faserrichtung berechnet werden. In Tabelle 2.5.10 sind die Zug-Elastizitätsmoduln für Buchen- und Eschenholz aus dem Forschungsprojekt *Merkmale der Festigkeitssortierung für Buche und Esche*, der nach ON EN 408 (2010) experimentell bestimmte und der nach ON EN 384 (2004) berechnete aufgeführt. Letzterer liegt um 18 bis 21 % unter dem empirischen Querdruck-Elastizitätsmodul. Die Gleichung (2.14) auf S. 26 könnte zu  $E_{c,90,mean} = E_{0,mean}/12$  angepasst werden.

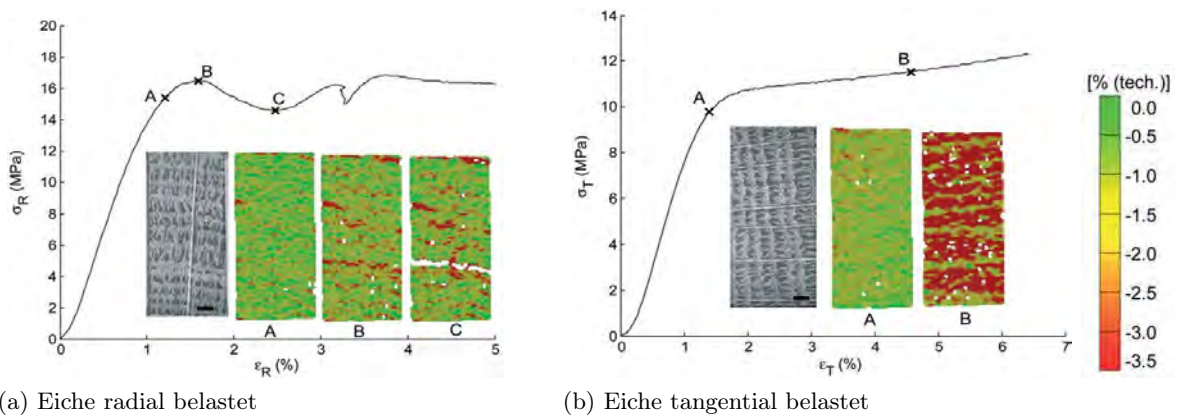
Tab. 2.5.10: Gegenüberstellung der mittleren Querdruck-Elastizitätsmoduln

Holzart	Zug-Elastizitätsmodul $E_{t,mean}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Querdruck-Elastizitätsmodul $E_{c,90,mean}$ nach		Verhältnis [–]
		ON EN 408 (2010) [N/mm <sup>2</sup> ]	ON EN 384 (2004) [N/mm <sup>2</sup> ]	
Buche	12 746	1 040	850	0,817
Esche	14 446	1 220	963	0,789

Die Arbeitskomitee CEN TC124.02 hat die Normen FprEN 338 (2012) und prEN 384 (2013) überarbeitet. In der Diskussion vor dem öffentlichen Einspruchsverfahren (*public enquiry*) konnte sich der Vorschlag der Gleichung (2.16) auf S. 26 nicht durchsetzen, sondern lediglich die simplifizierte Anpassung nach Gleichung (2.17). Im Enquiry wird die Fachöffentlichkeit kommentieren bevor wiederum beraten und die neue prEN 384 (2013) zur Abstimmung (*formal vote*) gestellt wird.

### 2.5.9 Gegenüberstellung von Prüfergebnissen ON EN 408 (2005) und von fehlerfreien Kleinproben

Wie in Tabelle A.2.4 ersichtlich, differiert der radiale zum tangentialen Elastizitätsmodul der Kleinproben aus Buche bzw. Esche mit 2280 zu 1160 N/mm<sup>2</sup> bzw. 1500 zu 850 N/mm<sup>2</sup> erheblich. Auch bei den Untersuchungen von Ljungdahl, Berglund und Burman (2006) per Speckle-Interferometrie wurden die aus der Anisotropie des Holzgewebes resultierenden Unterschiede in den mechanischen Eigenschaften nachgewiesen (siehe Abbildung 2.5.8).



(a) Eiche radial belastet

(b) Eiche tangential belastet

Abb. 2.5.8: Querdruk bei Kleinproben nach Ljungdahl, Berglund und Burman (2006)

Tabelle 2.5.11 stellt die von Scharfe (2011) angegebenen Werte für Kleinproben den hier gemessenen gegenüber. Der starke Abfall des radialen Elastizitätsmoduls von Kleinproben zu solchen im Bauteilmaßstab auf 58 % bei Buchen-BSH bzw. 89 % bei Eschen-BSH ist durch die vom idealen Jahrringwinkel von 90° abweichende Winkel bei Rift ( $60^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ ) zu erklären. Beim tangentialen Elastizitätsmodul war durch die vom Ideal der Kleinproben abweichende Jahrringanzordnung zu erwarten, dass der Querdruk-Elastizitätsmodul bei den Probekörpern im Bauteilmaßstab größer als der der Kleinproben ist. Dies ist allerdings nur bei Eschen-BSH der Fall. Wahrscheinlich kommt es bei Buchen-BSH durch die Querdehnung und die resultierenden Querdrukspannungen zu so starker Rissbildung, dass der Querdruk-Elastizitätsmodul unter den Wert der Kleinproben sinkt.

Tab. 2.5.11: Gegenüberstellung von an Kleinproben Scharfe (2011) und nach ON EN 408 (2010) ermittelten Querdruk-Elastizitätsmoduln

	Elastizitätsmodul radial		Elastizitätsmodul tangential	
	Kleinprobe	Bauteil	Kleinprobe	Bauteil
Buche	2280	1321	1160	846
	100 %	58 %	100 %	73 %
Esche	1500	1335	820	1064
	100 %	89 %	100 %	130 %

Müller, Gindl und Teischinger (2003) untersuchten mit einem Rasterelektronenmikroskop (engl. SEM *Scanning electron microscope*) das elastische und plastische Verformungsverhalten

unter Querdruck von Fichte, Buche und Eiche. Interessanterweise stimmt die Kraft-Verformungs-Kurve für die Querdruckbelastung von Buchenkleinproben in Abbildung 2.5.9 qualitativ und quantitativ recht gut mit den Ergebnissen aus den Versuchen im Bauteilmaßstab nach ON EN 408 (2010) in Abbildung 2.5.10 a überein.

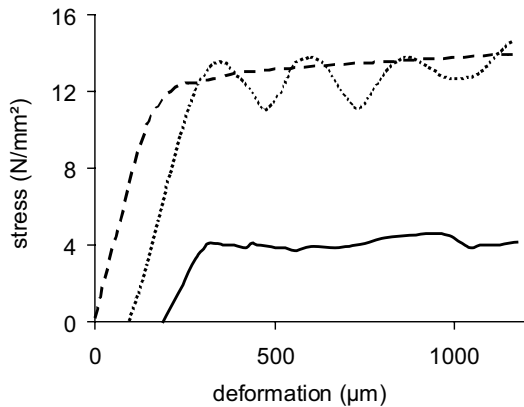
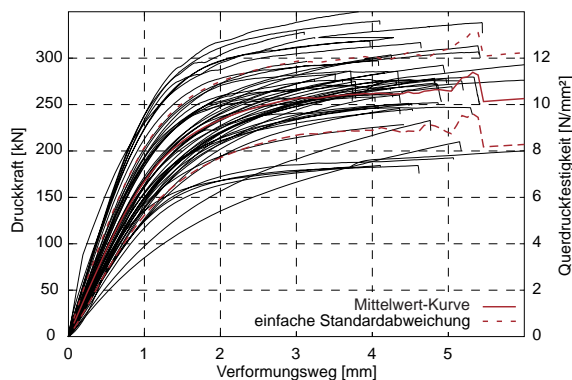
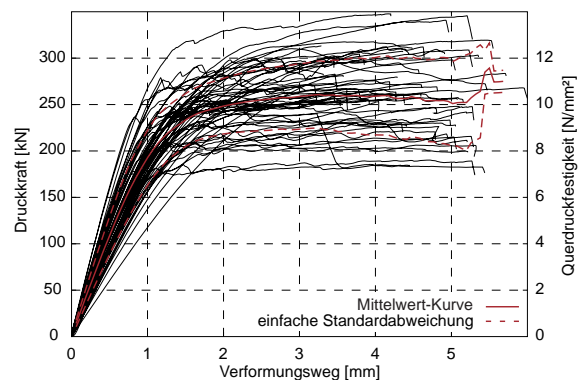


Abb. 2.5.9: „Radial compressive stressdeformation curves of beech (dashed line), oak (dotted line), and spruce (continuous line). All curves show a plateau stress which follows the initial linear elastic deformation“ (Müller u. a., 2003, S. 39).



(a) Buche



(b) Esche

Abb. 2.5.10: Kraft-Weg-Diagramme für Querdruckprüfungen an Quadern

Das von Müller u. a. (2003) beschriebene jahringweise Kollabieren der weitlumigen Frühholzgefäße der ringporigen Eiche führt im plastischen Bereich zu einer in Abbildung 2.5.9 dargestellten sägezahnförmigen Kraft-Verformungs-Kurve. In Abbildung 2.5.10 b lassen sich ähnliche Kurvenverläufe für die Querdruckprüfungen ohne Vorholz beim Ringporer Esche feststellen. Die Versagensmechanismen scheinen hier ähnlich wie bei der Eiche zu funktionieren.

## 2.6 Fotogrammetrie der Schwellen

### 2.6.1 Allgemeines

Ganz allgemein kann man sagen, dass das in Abschnitt 2.4.7 auf S. 40 beschriebene Verfahren sehr gut funktionierte. Im Bereich elastischer Verformungen können die Verformungen flächendeckend erfasst werden. Lediglich bei stark verformten Zonen, wie zum Beispiel direkt unter



der Lasteinleitungsplatte, kann durch *matching* und *back matching* kein eindeutiges Ergebnis erzielt werden.

### 2.6.2 Von der Vektordarstellung zu Kurven gleicher relativer Verschiebung

In Abbildung 2.6.1 a ist ein unverformter Probekörper mit einseitigem Vorholz mit den überblendeten Vektoren dargestellt. Um die Übersichtlichkeit zu verbessern wurden aus den Verschiebungsvektoren Kurven gleicher relativer Verschiebung berechnet und in Schritten zu 0,5 Pixel skaliert (siehe Abbildung 2.6.1 b). Die Auflösung hängt von der Kamera ab und beträgt bei D70s 0,1703 mm/Pixel und für die Nikon D80 0,137 mm/Pixel (siehe Tabelle B.1.1, S. 379). In einem weiteren Schritt wurden die gekräuselten Kurven geglättet, die Inseln und Punkte eliminiert und der geringe Abstand der Kurven geweitet. Die Prüfkörperhöhe mit 245 mm wurde zu 100 % gesetzt und die Verschiebungen in der Auswertung in 0,1%- bzw. 0,245-Millimeter-Schritten angegeben.

### 2.6.3 Mittlere Verformung je Probekörper

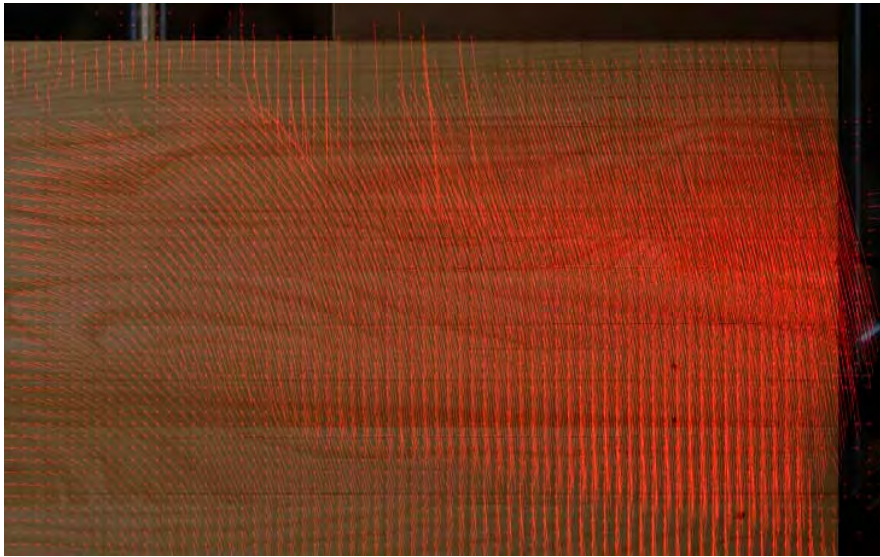
Aus den synchronen Bildern von Nord- und Südseite mit den Kurven gleicher relativer Verschiebung wurde die mittlere Verschiebung der Seitenflächen für den jeweiligen Probekörper am Ende des linear-elastischen Bereiches der Kraft-Weg-Kurve sowie bei 12 mm Kolbenweg ermittelt. In den Abbildungen 2.6.2 a und b sind die beiden Ausgangsbilder von Nord- und Südseite beispielhaft für den Probekörper 3 dargestellt. Abbildung 2.6.2 c zeigt das gemittelte Bild. Seitenspezifische lokale Phänomene, wie die durch das Aufreißen einer Klebefuge links oben in Abbildung 2.6.2 a verursachten Kreise, fallen weniger stark ins Gewicht. Die Probekörper sind trotz der Sortierung nach dem Einschnitt und der Rohdichte sehr inhomogen, da die einzelnen Bretter ein stark unterschiedliches Trag- und Verformungsverhalten zeigen. Dies zeigen die unterschiedlichen Abstände zwischen den Kurven gleicher relativer Verschiebung wie beispielsweise in der dritten Lamelle von oben in Abbildung 2.6.2 a sehr deutlich.

Die in Tabelle 2.5.7 auf S. 49 angegebenen Variationskoeffizienten beinhalten bereits den aus dem Werkstoff Brettschichtholz resultierenden Homogenisierungseffekt in Querrichtung und liegen etwa bei 15 %. Betrachtet man nun die Verformungen der  $i$ -ten Lamelle des einen mit der  $i$ -ten Lamelle des anderen Probekörpers wird die Varianz erheblich größer sein.

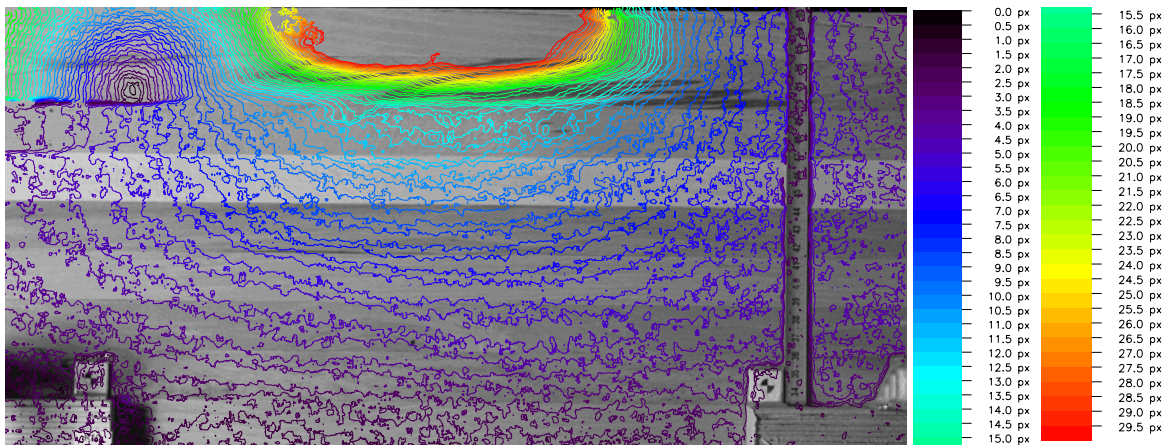
### 2.6.4 Mittlere Verformung aller Eschenschwellen

Unter Leitung von Herrn DI Alfred Rinnhofer von der JOANNEUM RESEARCH FORSCHUNGSGESELLSCHAFT MBH wurden aus den für die Eschenholzschwellen mit ein- bzw. beidseitigem Vorholz zwischen Nord- und Südseite gemittelten Verschiebungen, mittlere Verschiebungen für die jeweilige Serie errechnet. Abbildung 2.6.3 a zeigt die relativen mittleren Verschiebungen aller Eschenholzschwellen mit einseitigem Vorholz am Ende des linear-elastischen Bereiches und Abbildung 2.6.3 b bei 12 mm Kolbenweg.

Die Auswirkung der in ihrer Rotation dem nachgiebigen Eschen-BSH folgenden Lasteinleitungsplatte wird deutlich. Die obere linke Ecke verschiebt sich in Abbildung 2.6.3 a um etwa



(a) Verschiebungs-Vektoren stellen Richtung und vierfach vergrößerten Betrag dar



(b) Kurven gleicher relativer Verschiebung im Abstand von 0,5 Pixeln bzw. 0,0685 mm ohne Glättung

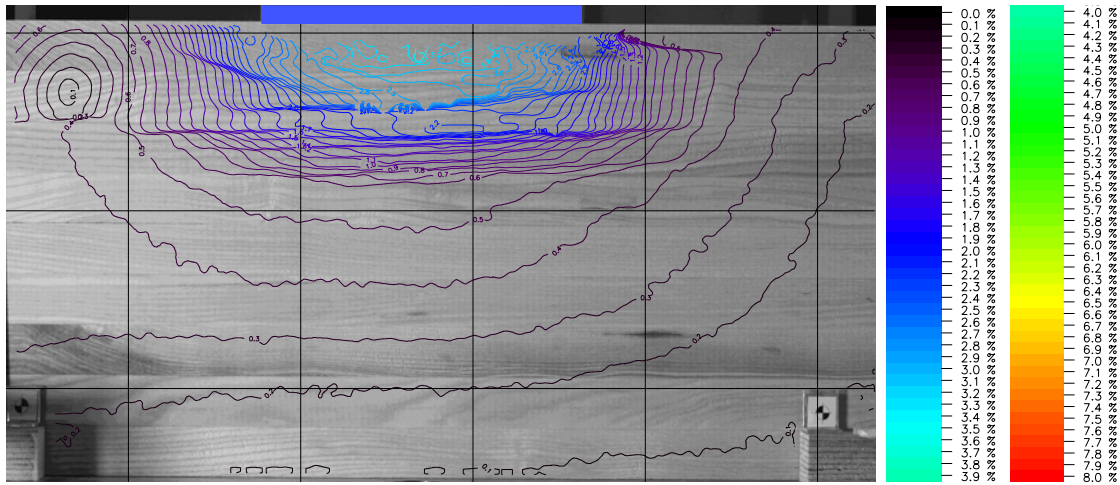
Abb. 2.6.1: Schrittweise Bildverarbeitung

1,3 % der Prüfkörperhöhe, also um 3,2 mm. Bei den Querdruckprüfungen nach [ON EN 408 \(2010\)](#) an Eschen-Würfeln endete der linear-elastische Bereich durchschnittlich bei 0,5 % Stauchung (siehe [Tabelle 2.5.4, S. 45](#)).

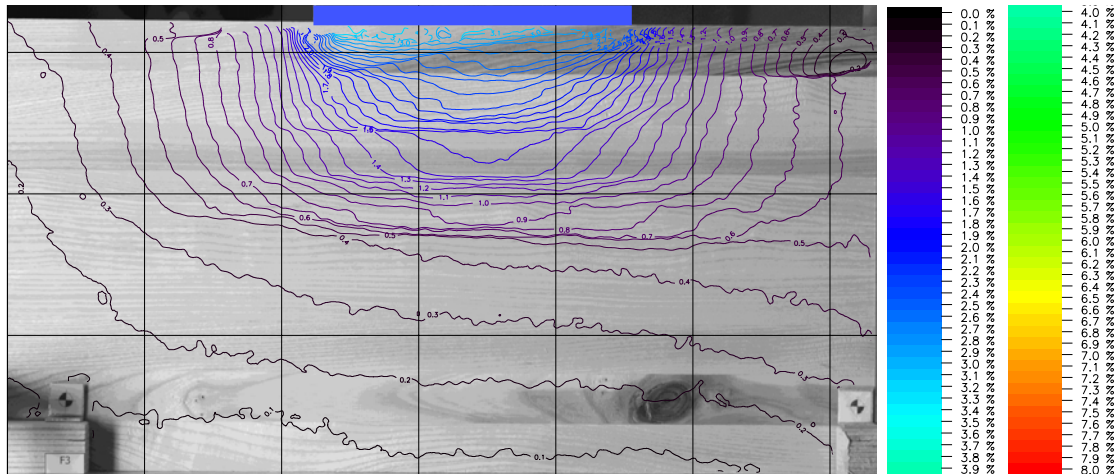
Abbildung [2.6.3 c](#) stellt anschaulich die Anzahl der in die Mittelung eingehenden Probekörper mit einseitigem Vorholz dar. Im linear-elastischen Bereich gehen beinahe auf der ganzen Fläche alle 24 berechneten Mittelebenen ein. Die plastizierten Bereiche der oberen linken Bildecke der [Abbildung 2.6.3 d](#) sowie einzelne Mittelebenen mit stark plastizierten Brettern vergrößerten die Flächen in denen weniger Probekörpermittel in das Serienmittel eingingen. Trotzdem konnte auch bei großen Verformungen die Kurven gleicher relativer Verschiebung sicher berechnet werden.

In gleicher Weise sind die schüsselförmigen Kurven gleicher relativer Verschiebung in [Abbildung 2.6.4 a](#) für das Ende der linear-elastischen Gesamtverformungen und in [Abbildung 2.6.4 b](#) für den Kolbenweg von 12 mm ermittelt und dargestellt worden. Die leicht unsymmetrische

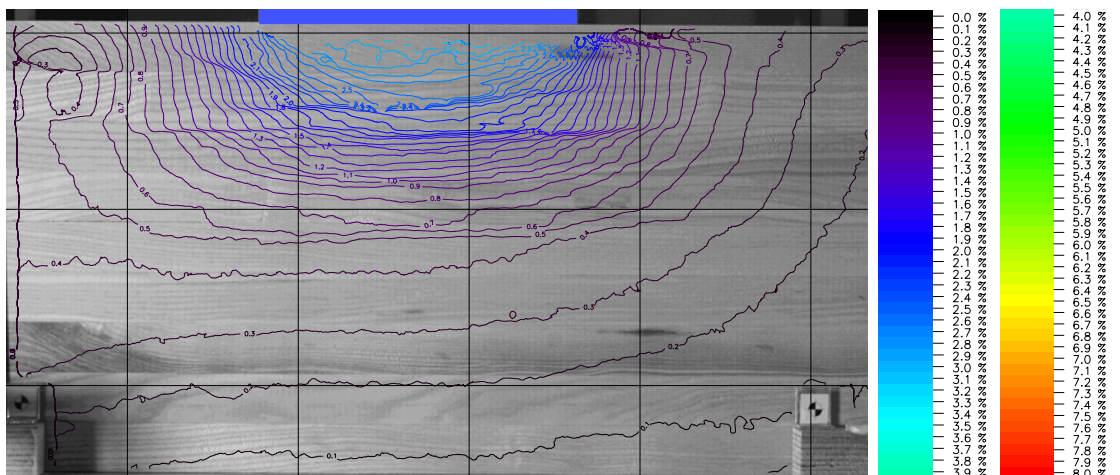




(a) Serie 4, Nordseite, Probekörper 3



(b) Serie 4, Südseite, Probekörper 3



(c) Serie 4, Mittelebene, Probekörper 3

Abb. 2.6.2: Kurven gleicher relativer Verschiebung im Abstand von 0,1% von  $h = 245 \text{ mm}$

Ausbildung rührt daher, dass das rechte Vorholz nur 164 mm lang ist, wohingegen das linke 508 mm misst. Somit kann sich der Einhängeeffekt bei der rechten Seite nicht so stark ausprägen wie auf der linken Seite.

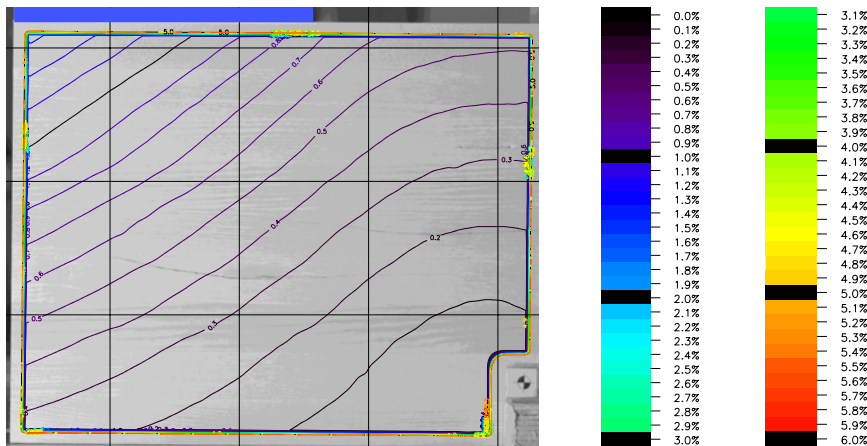
Die Anzahl der in die Mittelung eingehenden Probekörper mit beidseitigem Vorholz bei 12 mm Verformungsweg ist in Abbildung 2.6.4 c dargestellt. Nur unter der Lasteinleitungsfläche, in den ersten 10 mm der obersten Lamelle, sinkt die Anzahl der eingehenden Messungen auf unter drei Viertel ab. Dies ist bei einem Kolbenweg von 12 mm und erheblichen plastischen Verformungen hervorragend und untermauert die Leistungsfähigkeit der Bildauswertung des Messverfahrens.

### 2.6.5 Schlussfolgerungen aus der Fotogrammetrie

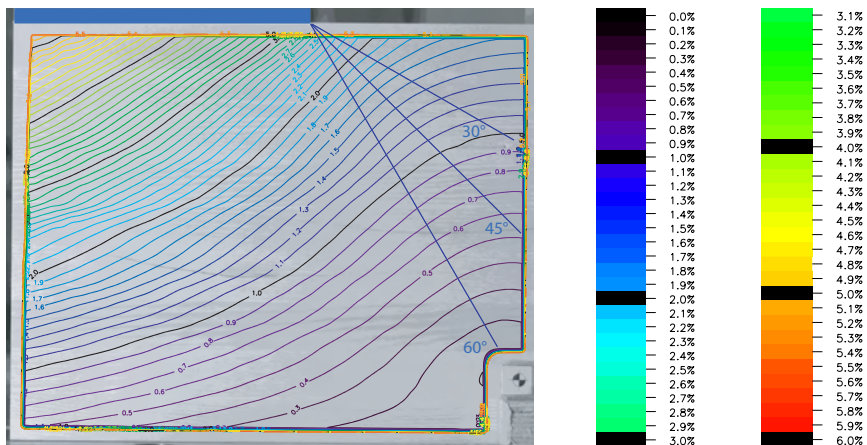
Die Lastausbreitung erfolgt rechtwinklig zu den Kurven gleicher relativer Verschiebung. Üblicherweise wird die Lastausbreitung unter einem Winkel von  $45^\circ$  angenommen. Betrachtet man Abbildung 2.6.4 b so ist zu erkennen, dass die Lastausbreitung nicht in einem einheitlichen Winkel erfolgt, sondern die Festlegung eines Lastausbreitungswinkels eine ingenieurmäßige Vereinfachung darstellt. Wie in Abschnitt 2.5.7 (S. 50) erläutert, ist der Lastausbreitungswinkel bei Schwellen mit ein- oder beidseitigem Vorholz in guter Näherung zu  $15^\circ$  für Buchen-BSH und zu  $25^\circ$  für Eschen-BSH anzunehmen.

Das hier angewandte fotogrammetrische Messverfahren ist sehr gut geeignet die oberflächlichen Verschiebungen zu visualisieren und zu messen. Der Mehraufwand bei der Durchführung der Prüfungen ist überschaubar, da auch handelsübliche digitale Spiegelreflexkameras verwendet werden können und eine gehobelte Oberfläche ohne aufgesprühte Bildpunkte ausreicht. Die Bildverarbeitung erforderte bei diesem erstmaligen Einsatz einigen Aufwand für die Programmierung.

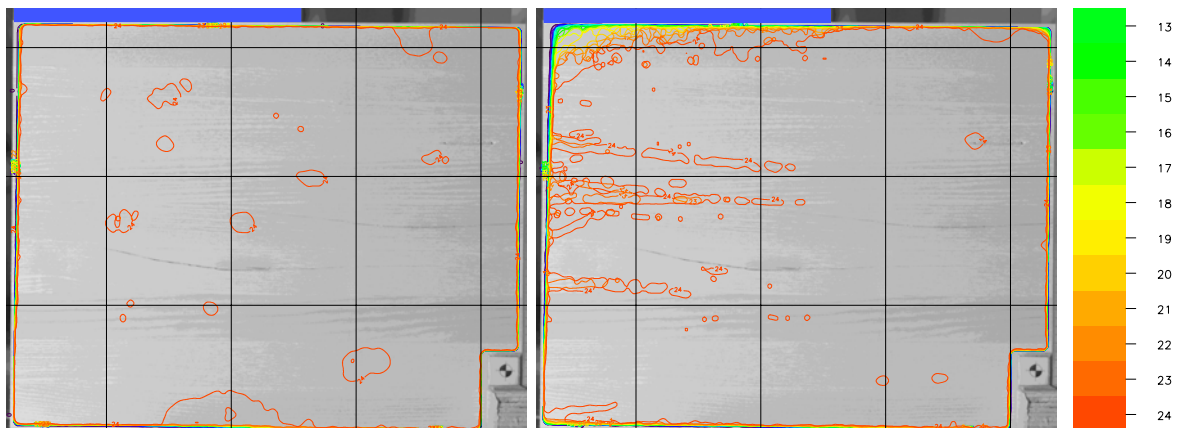
Die Kurven gleicher relativer Verschiebung vermitteln eine gute Vorstellung von den Verformungen, deren Schwankungsbreite und dem Einfluss der Prüfkfiguration mit nicht gesperrter Kugelkalotte. Die mannigfaltigen Belastungssituationen sind durch Prüfungen alleine nicht abzudecken. Eine Modellierung für die Abschätzung der Querdruckbeiwerte  $k_{c,90}$  und der anzusetzenden Lasteinleitungstiefe bei hohen Trägern ist daher erforderlich. Mit den gemittelten Kurven gleicher relativer Verschiebung für die Schwellen mit ein- bzw. beidseitigem Vorholz sollte die Kalibrierung eines Finite-Elemente-Modells möglich sein, dass zur Berechnung der Verzerrungen in anderen Lastsituationen dienen könnte. Aus diesen Verzerrungen ließen sich wiederum die Lausausbreitungswinkel und Annahmen für die Querdruckbeiwerte  $k_{c,90}$  aus dem derzeit in ON EN 1995-1-1 (2009) genormten Bemessungsmodell bzw. dem Vorschlag von Leijten (2011) überprüfen.



(a) Mittlere relative Verschiebungen am Ende des linear-elastischen Last-Verformungspfades



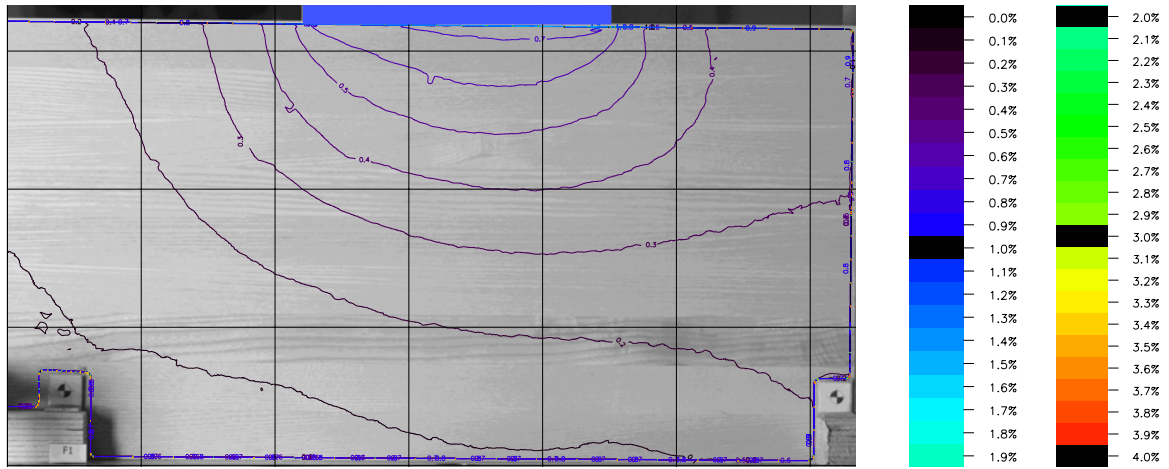
(b) Mittlere relative Verschiebungen bei 12 mm Kolbenweg



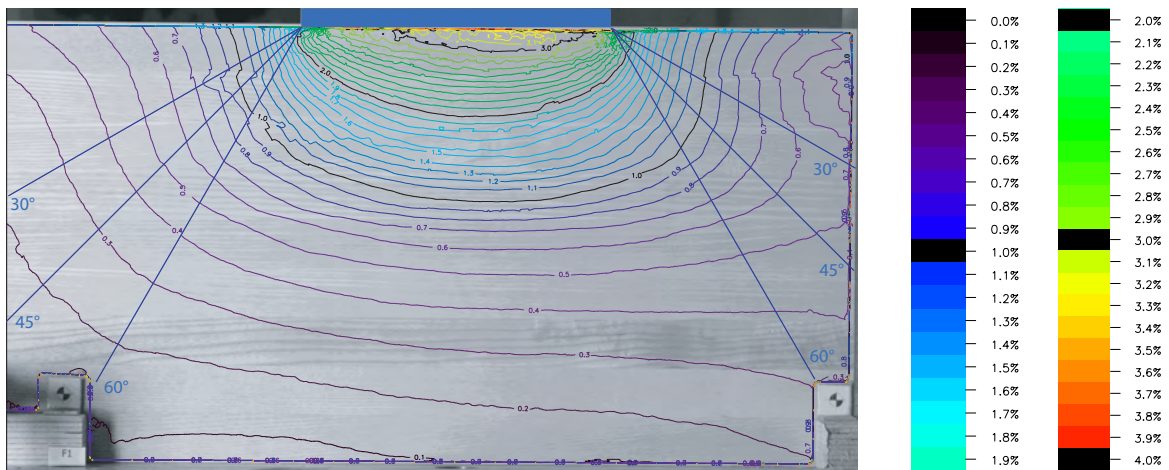
(c) Anzahl der in die Mittlung eingehenden Probekörper am Ende des linear-elastischen Last-Verformungspfades  
 (d) Anzahl der in die Mittlung eingehenden Probekörper bei 12 mm Verformungsweg

Abb. 2.6.3: Relative mittlere Verschiebungen aller Eschenschwellen mit einseitigem Vorholz und Anzahl der in die Mittlung eingehenden Probekörper

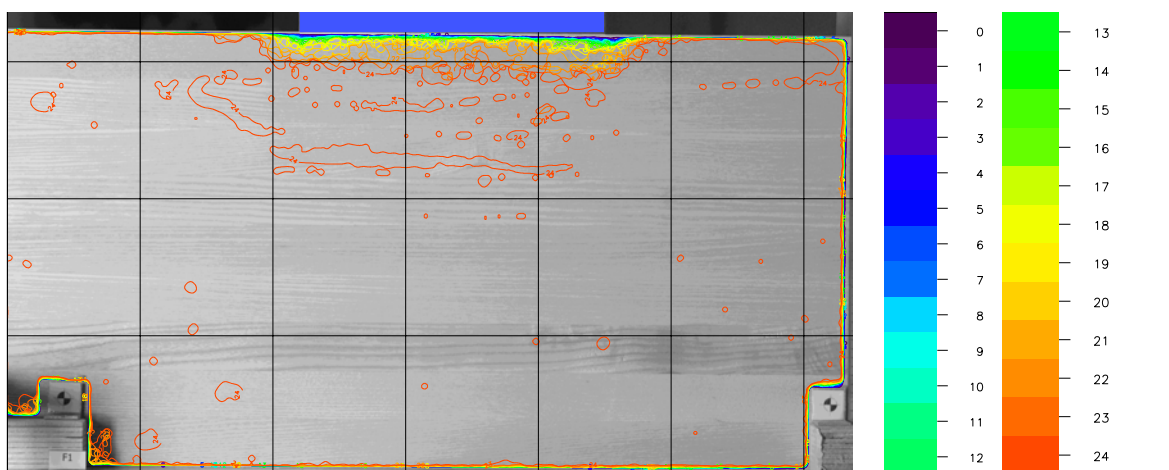




(a) Mittlere relative Verschiebungen mit beidseitigem Vorholz am Ende des linear-elastischen Last-Verformungspfades



(b) Mittlere relative Verschiebungen bei 12 mm Kolbenweg



(c) Anzahl der in die Mittlung eingehenden Probekörper bei 12 mm Verformungsweg

Abb. 2.6.4: Relative mittlere Verschiebungen aller Eschenschwellen mit beidseitigem Vorholz und Anzahl der in die Mittlung eingehenden Probekörper

## 2.7 Zusammenfassung der Querdruckkennwerte für Buchen- und Eschen-BSH

### Randbedingungen

Rohdichte des Buchen-Brettschichtholzes:	627 ... 724 ... 798 kg/m <sup>3</sup>
Rohdichte des Eschen-Brettschichtholzes:	655 ... 762 ... 851 kg/m <sup>3</sup>
Holzfeuchte des Buchen-Brettschichtholzes:	8,94 ... 9,49 ... 10,04 %
Holzfeuchte des Eschen-Brettschichtholzes:	9,37 ... 9,92 ... 10,36 %

### Charakteristische Querdruckfestigkeit und -Elastizitätsmoduln ( $u = 12\%$ )

#### – Buchen-Brettschichtholz

$$f_{c,90,k} = 7,2 \text{ N/mm}^2$$

$$E_{c,90,k} = 630 \text{ N/mm}^2$$

$$E_{c,90,\text{mean}} = 1\,050 \text{ N/mm}^2$$

#### – Eschen-Brettschichtholz

$$f_{c,90,k} = 7,5 \text{ N/mm}^2$$

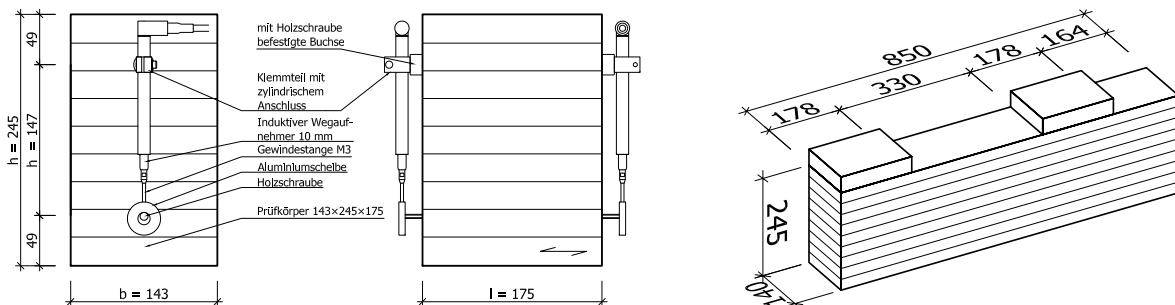
$$E_{c,90,k} = 860 \text{ N/mm}^2$$

$$E_{c,90,\text{mean}} = 1\,200 \text{ N/mm}^2$$

### Querdruckbeiwert $k_{c,90}$ für Buchen- und Eschen-Brettschichtholz

$k_{c,90} = 1,2$  für einseitiges Vorholz bei Schwellen  
 $k_{c,90} = 1,5$  für beidseitiges Vorholz bei Schwellen

$f_{c,90,k}$  charakteristische Querdruckfestigkeit in N/mm<sup>2</sup>  
 $E_{c,90,k}$  charakteristische Querdruck-Elastizitätsmodul in N/mm<sup>2</sup>  
 $E_{c,90,\text{mean}}$  mittlerer Querdruck-Elastizitätsmodul in N/mm<sup>2</sup>  
 $k_{c,90}$  Beiwert zur Berücksichtigung der Art der Einwirkung, der Spaltgefahr und des Grades der Druckverformung



Maße der Quader und Schwellen mit Lasteinleitungsplatten



# 3 Quersugeigenschaften von Buchen- und Eschen-Brettschichtholz

## 3.1 Motivation

In [ON EN 338 \(2009, S. 6\)](#) wurde die charakteristische Quersugfestigkeit mit  $0,6 \text{ N/mm}^2$  für die Laubholz-Festigkeitsklassen D18 bis D70 festgelegt. Nach [DIN 1052 \(2008, S. 195\)](#) beträgt die charakteristische Quersugfestigkeit für Vollholz aus Laubholz und BSH aus Nadelholz unabhängig von der Festigkeitsklasse  $f_{t,90,k} = 0,5 \text{ N/mm}^2$  und in der Zulassung [Z-9.1-679 \(2013\)](#) für BSH aus Buche und Hybridträger wurde der gleiche Wert für homogenes bzw. kombiniert aufgebautes Buchen-BSH angegeben. Damit liegt die charakteristische Quersugfestigkeit für Laubhölzer nach [ON EN 338 \(2009, S. 6\)](#) 20% über der von Nadel-Vollholz nach [DIN 1052 \(2008, S. 193\)](#) und gleichauf mit der von Brettschichtholz aus Nadelhölzern. Eine Literaturrecherche ergab keine Quellen zur Begründung der charakteristischen Quersugfestigkeit von Vollholz oder BSH aus Laubholz durch Materialprüfungen nach [ON EN 408 \(2010\)](#).

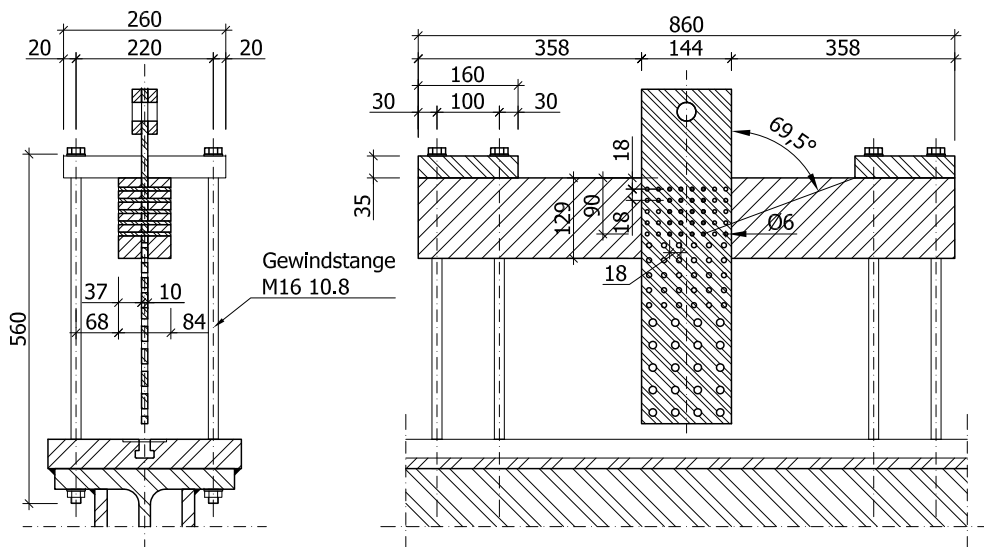


Abb. 3.1.1: Versuchsanordnung für Quersuganschluss mit  $a = 0,7 h$

Soll die Tragfähigkeit einer quer zur Faser belasteten zweischnittigen Verbindung mit 20 Stabdübeln mit 6 mm Durchmesser, Mindestabständen und dünnem, eingeschliztem Stahlblech (siehe [Abbildung 3.1.1](#)) berechnet werden, muss nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) und der zurückgezogenen [DIN 1052 \(2008\)](#) unterschieden werden, ob der Abstand der obersten Dübelreihe vom beanspruchten Rand  $a$  bezüglich der Trägerhöhe  $h$  die Bedingung  $a/h > 0,7$  erfüllt oder nicht. Im ersteren Fall kann die Tragfähigkeit der Verbindung, wie üblich, in Abhängigkeit

von Lochleibungsfestigkeit, Fließmoment der Stabdübel und der Geometrie – im Weiteren Modell 1 genannt – berechnet werden. Ist  $a/h \leq 0,7$  wird die charakteristische Querzugfestigkeit in einem speziellen Bemessungsmodell (Modell 2) berücksichtigt.

Theoretisch sollten im Grenzfall  $a/h = 0,7$  die Modelle 1 und 2 die gleichen Ergebnisse liefern. Beim in Abbildung 3.1.1 dargestellten Querzuganschluss ergibt sich nach Modell 2 unter Berücksichtigung der charakteristischen Querzugfestigkeit  $f_{t,90,k} = 0,6 \text{ N/mm}^2$  von Laubholz nach ON EN 338 (2009, S. 6)  $R_{90,k,2} = 43 \text{ kN}$  und nach Modell 1 mit der Lochleibungsfestigkeit für Eschenholz nach Gleichung (5.92) auf S. 276  $R_{90,k,1} = 200 \text{ kN}$ . Hier stellt sich die Frage, ob der krasse Unterschied durch eine zu niedrige charakteristische Querzugfestigkeit des Laubholzes oder dem Modell 2, welches mit Nadelholzverbindungen verifiziert worden ist, herrührt. Eine nähere Untersuchung der Querzugfestigkeit erscheint daher notwendig, auch wenn Querzug generell konstruktiv vermieden werden sollte.

Bei Durchbrüchen und Ausklinkungen in Trägern, im Firstbereich von Satteldachträgern und gekrümmten Trägern spielt die Querzugfestigkeit ebenfalls eine wichtige Rolle, da Überschreitungen durch aufwändige Verstärkungsmaßnahmen kompensiert werden müssen. Nach Dietsch und Winter (2009) waren die Ursachen der Schäden bei den untersuchten 152 weitgespannten Holztragwerken zu 45 % holzfeuchtebedingt und zu 17 % auf reinen Querzug zurückzuführen, wobei Querzugrisse bei 45 % der Tragwerke auftraten. Die Querzugfestigkeit nach ON EN 408 (2010) und deren 5%-Quantil bilden eine wichtige Basis für den Designwert, wobei die Holzfeuchte, der Größeneffekt und die Initialrisse ebenfalls ganz erheblichen Einfluss auf die Festlegung der charakteristischen Querzugfestigkeit haben.

## 3.2 Einflüsse auf die Querzugfestigkeit

### 3.2.1 Form des Probekörpers

Keylwerth (1951) erörtert in seinem Artikel verschiedene Formen von taillierten Probekörpern und weist nach, dass bei derart geformten Probekörpern nicht die Querzugfestigkeit, sondern die maximale Spaltzugspannung gemessen wird. Er führt an prismatischen Probekörpern aus riss- und spannungsfrei getrocknetem Holz ( $u = 10 \dots 12\%$ ) mit einem Querschnitt von  $10 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ , einer freien Prüflänge von  $80 \text{ mm}$  und radialer Trennfläche Querzugprüfungen durch. Die Querzugfestigkeit der Kleinproben beträgt im Mittel bei Esche  $\sigma_{t,90,\text{mean}}^{ES} = 10,5 \text{ N/mm}^2$ , bei Rotbuche  $\sigma_{t,90,\text{mean}}^{BU} = 11,0 \text{ N/mm}^2$  und bei Fichte  $\sigma_{t,90,\text{mean}}^{FI} = 3,7 \text{ N/mm}^2$ . Das Verhältnis der charakteristischen Querzugfestigkeit zwischen Nadel- und Laubholz beträgt nach FprEN 338 (2012)  $0,4$  zu  $0,6 \text{ N/mm}^2$  gleich  $1:1,5$ , jedoch  $1:3$  nach Keylwerth (1951).

### 3.2.2 Größeneffekt

#### Aicher, Dill-Langer und Klöck (2002)

Aicher, Dill-Langer und Klöck (2002) untersuchten verschiedene Modelle des Größeneffekts der Querzugfestigkeit anhand von 20 verschiedenen Serien prismatischer Probekörper aus Fichten-Brettschichtholz. Die kleinsten hatten die Maße  $h_1 = 67 \text{ mm}$ ,  $b_1 = 20 \text{ mm}$  und  $l_1 = 20 \text{ mm}$ .



Der für die Auswertung zu Grunde gelegte Referenzprobekörper hatte folgende geometrische Parameter: Volumen  $V_0 = 0,01 \text{ m}^3$ , Höhe  $h_0 = 400 \text{ mm}$ , Breite  $b_0 = 100 \text{ mm}$  und Länge  $l_0 = 250 \text{ mm}$ . Aus Regressionsanalysen wurden die Exponenten der Gleichungen (3.1) bis (3.3) zur Bestimmung der Querkzugfestigkeit ermittelt.

$$f_{t,90,\text{mean}} = \frac{f_{t,90,\text{mean}}}{\left(\frac{V_0}{V_1}\right)^{0,211}} \quad \text{Volumenmodell} \quad (3.1)$$

$$f_{t,90,\text{mean}} = \frac{f_{t,90,\text{mean}}}{\left(\frac{A_0}{A_1}\right)^{0,319}} \quad \text{Querschnittsmodell} \quad (3.2)$$

$$f_{t,90,\text{mean}} = \frac{f_{t,90,\text{mean}}}{\left(\frac{A_0}{A_1}\right)^{0,263} \left(\frac{l_0}{l_1}\right)^{0,132}} \quad \text{Querschnitts-Längenmodell} \quad (3.3)$$

Die Gleichungen basieren auf der Sprödbbruchtheorie von Weibull (1939). Er leitete für ein homogenes, isotropes und sprödes Material her, dass die Versagenswahrscheinlichkeit proportional zum Volumen ist. Die Versagenswahrscheinlichkeit  $S$  kann nach Gleichung (3.4) für einen Körper mit einer beliebigen und nach Gleichung (3.5) für eine konstante Spannungsverteilung berechnet werden. Bildlich vorstellen kann man sich das Modell als eine Kette, deren sich nicht gegenseitig beeinflussende Glieder gleichartig streuende Eigenschaften haben. Unter Zugbeanspruchung wird die Kette plötzlich durch das schwächste Glied versagen. Ein entsprechendes Volumenelement besteht aus parallelen Ketten in einem gleichmäßigen Raster, wobei vorausgesetzt wird, dass bereits das Versagen eines Kettengliedes zum Kollaps des Volumenelements führt.

$$S = 1 - \exp \left[ - \int_V \left( \frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0} \right)^m dV \right] \quad (3.4)$$

$$S = 1 - \exp \left[ -V \left( \frac{\sigma - \sigma_u}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad (3.5)$$

$S$	Versagenswahrscheinlichkeit des Körpers mit dem Volumen $V$
$V$	Volumen
$m$	Formparameter
$\sigma$	Bruchspannung
$\sigma_u$	Mindestfestigkeit
$\sigma_0$	Maßstabsparameter

Holz ist ein inhomogenes, anisotropes Material, das in der Querkzugprüfung eine ungleichmäßige Spannungsverteilung aufweist. Die Lasteinleitung führt zu weiteren Randbedingungen, so dass die mathematischen Grundannahmen der Sprödbbruchtheorie nach Weibull (1939) nicht gegeben sind. Die Gleichungen (3.1) bis (3.3) basieren auf einer zweiparametrischen Weibull-Verteilung, d. h. die Mindestfestigkeit  $\sigma_u$  ist null. Die Weibull-Verteilung kann durch ihre

zwei bzw. drei Parameter an viele empirische Verteilungen angepasst werden, auch an eine Stichprobe aus Messergebnissen, deren Zustandekommen wesentlichen Grundlagen der Spröbruchtheorie widerspricht.

In Ermangelung von Angaben zur Querkzugfestigkeit nach ON EN 408 (2010) für Eschen- und Rotbuchenholz und im Sinne einer ersten Näherung wurden die Querkzugfestigkeiten der Kleinproben nach Keylwerth (1951) auf mittlere Querkzugfestigkeiten nach ON EN 408 (2010) mit Hilfe der Gleichungen (3.1) bis (3.3) umgerechnet und in Tabelle 3.2.1 zusammengefasst. Blaß und Schmid (2001) gaben für das Bezugsvolumen  $V_0 = 0,01 \text{ m}^3$  die Mittelwerte für die Querkzugfestigkeit von BS11/BS14k mit  $0,73 \text{ N/mm}^2$ , für BS16h mit  $0,83 \text{ N/mm}^2$  und für BS18h mit  $0,78 \text{ N/mm}^2$  und einen Gesamtmittelwert von  $0,77 \text{ N/mm}^2$  an. Der Vergleich mit den in Tabelle 3.2.1 angegebene Werten zeigt, dass das reine Volumenmodell einen zu hohen Wert liefert, das Querschnittsmodell und Querschnitts-Längenmodell jedoch gute Näherungen bieten. Im Analogieschluss kann die mittlere Querkzugfestigkeit von Eschen-Brettschichtholz zu  $f_{t,90,\text{mean}} = 2,3 \text{ N/mm}^2$  abgeschätzt werden. Unterstellt man für die Abschätzung der charakteristischen Querkzugfestigkeit von Eschenholz eine Lognormalverteilung und schätzt den Variationskoeffizienten zu 35 % ab, so erhält man  $f_{t,90,05} = 1,3 \text{ N/mm}^2$ . Da die Querkzugfestigkeit von Kleinproben aus Buche sich nur wenig von der Querkzugfestigkeit von Esche unterscheidet (Keylwerth, 1951), liegen auch die prognostizierten Querkzugfestigkeiten des Buchen-Brettschichtholzes in der gleichen Größenordnung wie beim Eschen-BSH.

Tab. 3.2.1: Nach Aicher u. a. (2002) aus der Querkzugfestigkeiten von Kleinproben nach Keylwerth (1951) errechnete mittlere Querkzugfestigkeiten für ein Prüfvolumen von  $0,01 \text{ m}^3$

Modell	Fichte [N/mm <sup>2</sup> ]	Rotbuche [N/mm <sup>2</sup> ]	Esche [N/mm <sup>2</sup> ]
Volumenmodell nach Gleichung (3.1)	0,96	2,7	2,8
Querschnittsmodell nach Gleichung (3.2)	0,80	2,2	2,4
Querschnitts-Längenmodell nach Gleichung (3.3)	0,75	2,1	2,1

### Pedersen, Clorius, Damkilde und Hoffmeyer (2003)

Pedersen, Clorius, Damkilde und Hoffmeyer (2003, S. 139 f.) verglichen anhand von Prüfungen mit fehlerfreien Kleinproben und FE-Berechnungen verschiedene Erklärungsmodelle für den Größeneffekt bei Querkzugbeanspruchung und kommen zu folgenden Aussagen:

- „The Weibull weakest link model was rejected as the failure location is predetermined. Furthermore, a size effect  $\propto \text{volume}^{-0.5}$  was found, indicating that the material strength did not follow the commonly recognized Weibull strength distribution with shape parameter  $k = 5$ . Lastly, though in case of a prime example of a Weibull material full of strength reducing flaws, LVL [*laminated veneer lumber*, Anm. d. Verf.] specimens showed no size effect.
- A failure model using damage relevant Weibull stresses was questioned for theoretical reasons. Based on the experiments, it was rejected, as the stress giving the same failure probability for uniform stress state became volume independent only for values of  $k$  so high that no size effect was allowed in the uniformly stressed material.

- The observed size effect  $\propto volume^{-0.5}$  was identical to the brittle fracture mechanical size effect. However, fracture mechanics cannot explain the observations, as the LVL specimens which had similar fracture properties showed no size effect.
- A maximum stress failure criterion was promising when stress distribution determined by the use of cylindrical orthotropy was used. FEM modelling showed the stress inhomogeneity to increase with increased height for a constant mean stress and the normalized nominal strength from FEM modelling and experiments coincided.“

**Radović und Wiegand (2005)**

Nach Radović und Wiegand (2005, S. 37) sind in den charakteristischen Werten der Querkzugfestigkeit für Brettschichtholz nach DIN 1052 (2004, S.195) Risstiefen von beidseits einem Sechstel der Querschnittsbreite bereits berücksichtigt. Werden Risse mit einer 0,1 mm dicken Fühlerlehre bis zu dieser Tiefe festgestellt, sind keine zusätzlichen Abminderungen vorzunehmen, wenn das Bauteil auf Biegung bzw. Schub beansprucht wird. Tritt Querkzug auf, seien nur noch beidseits Risstiefen von einem Achtel der Querschnittsbreite erlaubt.

**Astrup, Clorius, Damkilde und Hoffmeyer (2007)**

Astrup, Clorius, Damkilde und Hoffmeyer (2007) analysierten den Größeneffekt bei Probekörpern aus Brettschichtholzträgern. Für die FE-Analyse wurden die Eigenschaften je Brett in radialer und tangentialer Richtung berücksichtigt. Der Abstand der Bretter zum Mark wird nicht angegeben. Bei den Probekörpern des Typs B (siehe Abbildung 3.2.1 a) kommt es zu einer Konzentration der radialen und tangentialen Spannungen in der Mitte des Probekörpers (siehe Abbildungen 3.2.1 b und c). Blaß und Schmid (2001) wiesen mit einem ähnlichen Finite-Elemente-Modell nach, dass die maximalen Querkzugspannungen in einem mittigen horizontalen Schnitt durch die Lamelle nahe der Mitte auftreten. Auch wurde festgestellt, dass die Querkzugspannungen in marknahen größer als in markfernen Brettern sind.

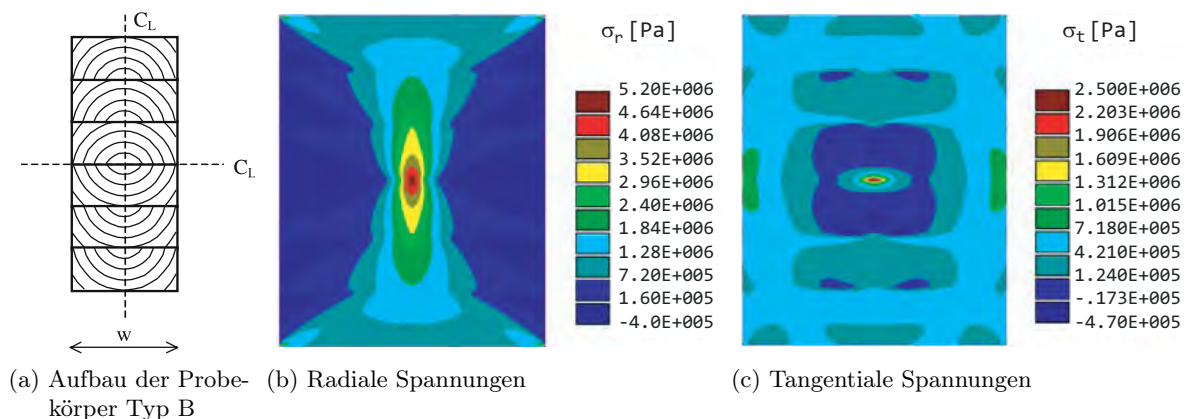


Abb. 3.2.1: Querkzugprobekörper nach Astrup u. a. (2007) und radiale bzw. tangentiale Spannungen bei Querkzug

### 3.2.3 Lasteinwirkungsdauer

Bei konstantem Klima 20/65 führten Aicher und Dill-Langer (2001) Versuche zur Kurz- und Dauerstandfestigkeit von Fichten-Vollholzproben (180 mm × 70 mm × 45 mm) unter Querkzug durch und konnten keinen Einfluss der Lasteinwirkungsdauer nachweisen. Die Autoren führten dies auf Spannungsumlagerungen auf Grund der anisotropen Kriech-Nachgiebigkeit zurück.

### 3.2.4 Klimaschwankungen

Gowda, Korteesmaa und Ranta-Maunus (1998) untersuchten das Langzeitverhalten von 600 mm hohen, 90 mm bzw. 140 mm breiten, gebogenen Brettschichtholzbindern mit Spannweiten von fünf bzw. sieben Metern unter dem Einfluss von Klimaschwankungen. Sie stellten fest, dass Querkzugspannungen in Probekörpern und Bindern in der Querschnittsmitte bedeutend höher sind als im restlichen Querschnitt, insbesondere wenn die Markröhre im Brett verläuft. Das Aufreißen beginnt, wenn die Spannungen in der Mitte des Querschnitts die Querkzugfestigkeit übersteigen.

"[...] welche Gebäudetypen und Nutzungsarten zu den höchsten klimatischen Beanspruchungen führen und damit das größte Gefährdungspotential für die Entstehung von Schäden durch Risse in Brettschichtholzbauteilen ergeben“ wurde von Gamper, Dietsch und Merk (2012) analysiert. Dafür wurden in sieben Hallenkategorien (Schwimm-, Eis-, Reit-, Sport-, Produktions- und Verkaufshalle, landwirtschaftliche Halle, Lagerhalle) anhand von 21 bayrischen Bauwerken die Holzfeuchte, die Oberflächentemperatur und die relative Luftfeuchte gemessen. Die Widerstandsmessung wurde mit Hilfe von schaftisolierten Elektroden der Längen 15, 25, 40 und 70 mm vom 1. Oktober 2010 bis einschließlich 30. September 2011 an je zwei Messstellen pro Halle durchgeführt. Somit konnte der Holzfeuchteverlauf über die Trägerbreite, die Umhüllende der Holzfeuchte und des Holzfeuchtegradienten dargestellt werden. Je Hallenkategorie wurden die Ergebnisse tabellarisch zusammengefasst und die deutlichen Unterschiede zwischen den Hallenkategorien herausgearbeitet.

Häglund (2010) untersuchte zahlreiche die Querkzugspannung und die Holzfeuchtegradienten beeinflussende Parameter.

„In summary, it is shown that uncertainties of parameters values may have major effects on calculated moisture induced stress. Discrepancies between experiments and calculations are many times considered being due to the model as such, but one must not forget that input data is just as important as are the constitutive model structures“ (Häglund, 2010, S. 406).

Häglund empfahl eine probabilistische Analyse der Parameter als Basis für eine Monte-Carlo-Simulation.

Frese (2011, S. 359) weitete den Blick indem er „Erkenntnisse zur Anisotropie der Schwind- und Quellmaße in der polar-orthotrop aufgebauten Hirnfläche von Nadelholz [...] auf die Ebene von gekrümmtem Brettschichtholz aus Nadelholz“ überträgt. Frese zeigt beispielhaft an Kreisringstücken dass aus Holzfeuchte-Änderungen im hygroskopischen Bereich durch die ausgeprägte Anisotropie Krümmungsänderungen resultieren, welche – sofern sie behindert werden – zu Zwangs- und Eigenspannungen führen können.

## 3.2.5 Holzfeuchte und Temperatur

Goulet (1960) untersuchte die Querkzugfestigkeit von fehlerfreien, geschulterten, prismatischen Kleinproben aus Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), Eiche (*Quercus* sp.) und Buche (*Fagus sylvatica* L.) bei unterschiedlichen Holzfeuchten und Temperaturen (siehe Abbildung 3.2.2). Linearisiert man zwischen 10,8 % und 25 % den dargestellten Zusammenhang, sank bei Buche die Querkzugfestigkeit in radialer Richtung um 2,5 % je Prozent Holzfeuchtezunahme bezogen auf die Querkzugfestigkeit bei 12 %, in tangentialer Richtung um 3,7 %. Eiche erreicht in radialer Richtung eine Abnahme von 1,6 % und in tangentialer Richtung von 0,8 %.

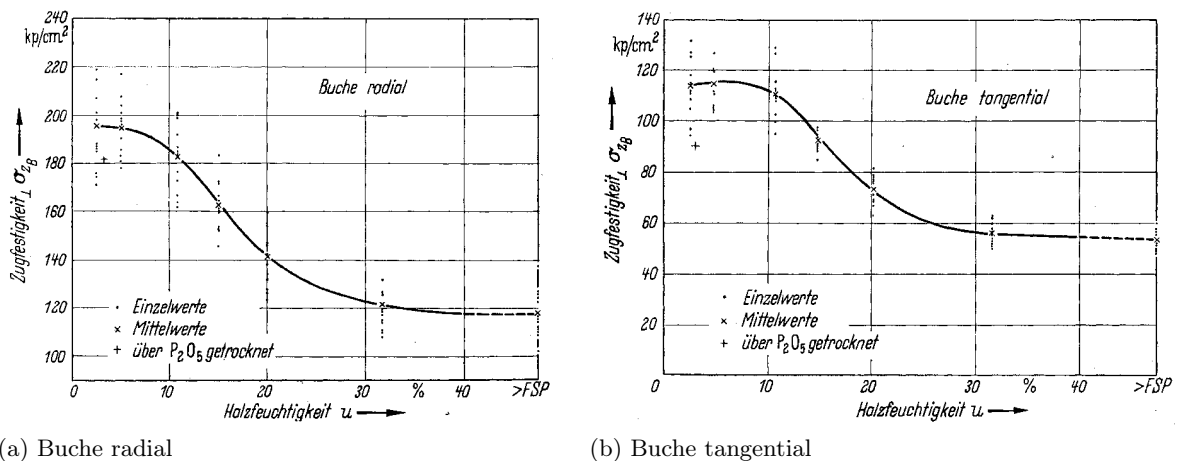


Abb. 3.2.2: Querkzugfestigkeit von Kleinproben in Abhängigkeit der Holzfeuchte nach Goulet (1960)

Gerhards (1982) wertet acht Studien zum Einfluss der Holzfeuchte auf die Querkzugfestigkeit aus (siehe Abbildung 3.2.3). Die Streuung ist beachtlich, und die Kurve nach Kollmann (1956) stellt etwa den mittleren Trend dar. Die Querkzugfestigkeit sinkt dabei im Bereich von 0 bis 27 % Holzfeuchte mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte um 2,6 %.

Youngs (1957) untersuchte Roteiche (*Quercus rubra* L.) mit den Jahrringwinkeln 0°, 45° und 90° bei 80 °F (26,6 °C), 130 °F (54,4 °C) und 180 °F (82,2 °C) und gab Mittelwerte für die Querkzugfestigkeit von je acht Proben an. Die Form der Probekörper ist in Abbildung 3.2.4 dargestellt. Bei 26,6 °C sinkt die Querkzugfestigkeit um 1,1 % bei einem Kraft-Faser-Winkel von 90° bzw. um 2,4 % bei 0° und 45° je Prozent Holzfeuchteerhöhung. Bei höheren Temperaturen verstärkt sich dieser Effekt, so dass bei 82,2 °C 5,5 % (90°) bzw. über 6,5 % (0° und 45°) Änderung auftreten.

Der Temperatureinfluss auf die Querkzugfestigkeit ist nach Youngs (1957) für die nominellen Holzfeuchten von 6, 12 und 18 % mit einem Abfall von 0,4 %, 0,9 % und 1,1 % je Kelvin Holzfeuchtesteigerung unterschiedlich stark ausgeprägt. Der Jahrringwinkel spielte in diesem Zusammenhang keine bedeutende Rolle.

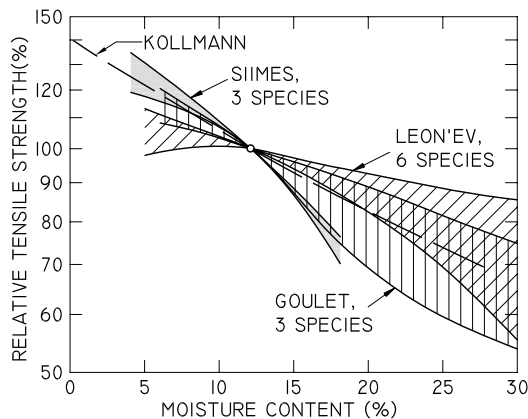


Abb. 3.2.3: Einfluss der Holzfeuchte auf die Querkzugfestigkeit bei 20 °C bis 27 °C nach Goulet (1960), Kollmann (1956), Leonet'ev (1960) und Siimes (1967) in Gerhards (1982)

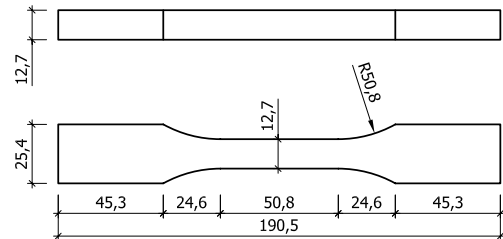


Abb. 3.2.4: Zugprobekörper nach Youngs (1957)

### 3.2.6 Dill-Langer (2004)

Einen wesentlichen Beitrag zum Schädigungsverhalten von Brettschichtholz durch Querkzugbeanspruchung in Abhängigkeit von Bauteilvolumen, zeitabhängigen Last- und Klimaschwankungen leistete Dill-Langer (2004).

Dill-Langer (2004, S. 198) konnte bestätigen, „dass der ‚weakest-link‘-Ansatz nach Weibull zur Erklärung des Volumeneffektes der Querkzugfestigkeit geeignet ist“. Das Konzept der Weibull-Integration wurde auf zeitabhängige Spannungsverteilungen erweitert, wodurch „Lebensdauerberechnungen auch unter Berücksichtigung des viskosen und anisotropen Materialverhaltens möglich“ (Dill-Langer, 2004, S. 198) wurden. Durch die Berücksichtigung des Feuchtetransports und der feuchteabhängigen Rheologie konnten Modelle zur Langzeitschädigung und zur Berechnung der Lebensdauer unter variablen Klimabedingungen ermittelt und verifiziert werden.

## 3.3 Methodik und Material

### 3.3.1 Probekörper für Querkzugprüfungen

Nach ON EN 408 (2010) soll die Höhe der Probekörper  $h = 400$  mm und die Deckfläche  $A = 25\,000$  mm<sup>2</sup> groß sein. Aus dem ebenfalls vorgegebenen Probekörpervolumen  $V = 0,01$  m<sup>3</sup> folgt bei einer Probekörperbreite von 136 mm für Eschen- und 138 mm für Buchen-BSH eine Länge von 184 mm bzw. 181 mm.

Von Aicher, Dill-Langer und Ranta-Maunus (1998) und Blaß und Schmid (1999) werden auf die Deckflächen der eigentlichen Probekörper Zwischenhölzer geklebt, deren Faserrichtung in Krafrichtung verläuft. Die Lasteinleitung vom Zwischenholz in den Probekörper erfolgt so gleichmäßiger als von einer aufgeklebten Stahlplatte aus. Die Abmessungen der Zwischenhölzer in Faserrichtung betragen 300 mm bzw. 150 mm. Im informativen Anhang B der ON EN 408



(2010, S. 35) werden verschiedene Varianten mit aufgeklebten Stahlplatten – wie von [Astrup u. a. \(2007\)](#) verwendet – oder aufgeklebten Zwischenhölzern beschrieben.

Bei realen Bauteilen tritt die Querspannung meist ohne wesentliche Behinderung der Querdehnung auf. Um eine bessere Übereinstimmung der Materialprüfung mit der Realität zu erzielen, wurden Zwischenhölzer aus Fichten-BSH GL36c bzw. Balkenschichtholz aufgeklebt, um die Querdehnung weniger zu behindern als dies durch aufgeklebte Stahlplatten der Fall gewesen wäre. Der Elastizitätsmodul rechtwinklig zur Faser beträgt beim GL36c nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#)  $E_{90,\text{mean}}^{\text{GL36c}} = 460 \text{ N/mm}^2$  und liegt damit weit unter dem des Eschenholzes mit  $E_{90,\text{mean}}^{\text{ESBSH}} = 1\,220 \text{ N/mm}^2$  (siehe [Tabelle 2.5.8, S. 51](#)). Somit wurde die Querdehnung des Probekörpers durch das verwendete Zwischenholz nur wenig behindert.

### Eschenholz

Die Eschenbretter der ersten 30 Probekörper stammten aus den unbeschädigten Reststücken von Längszugprüfungen, so dass kaum zwei Abschnitte mit einer Länge von 500 mm aus einem Brett stammten und somit die Vielfalt der Grundgesamtheit gut abgedeckt wurde. Die weiteren Probekörper wurden aus Brettern des gleichen Wuchsgebietes, der Buckligen Welt, geschnitten.

### Buchenholz

Die Buchenbretter wurden in der Sortierqualität *superior colour* von der Firma POLLMEIER MASSIVHOLZ GMBH & CO. KG (Creuzburg, Deutschland) bestellt und von der HECHENBLAICKNER HOLZHANDELS GMBH (Graz) geliefert. Die Sortierqualität *superior colour* entsteht durch rein visuelle Sortierung und „hat eine gute bis mittlere Holzqualität mit Farbabweichungen (Rotkern etc.)“ ([Pollmeier, 2009, S. 19](#)). Da die Firma POLLMEIER MASSIVHOLZ GMBH & CO. KG in zwölf Sortierqualitäten unterscheidet, kann davon ausgegangen werden, dass die verwendeten Bretter von verschiedenen Blochen stammen. Der Rotkern beeinflusst die mechanischen Eigenschaften nicht oder nur in vernachlässigbarem Ausmaß. Die Buchenbloche stammen aus dem Hainich, dem größten zusammenhängenden Laubwaldgebiet Deutschlands. Aus 134 Brettern mit 335 cm Länge wurden 649 Stücke mit 500 mm Länge gekappt, wobei 27 % Verschnitt entstand. Die Eingangsholzfeuchte betrug im Mittel 7,0 %.

65,4 % der Brettstücke waren Seitenware, 31,5 % Halbrift und 3,1 % Rift. Die Sortierqualität *superior colour* beinhaltet hauptsächlich kernnahe, jedoch meist kerngetrennte Ware mit Rotkern, wobei nur sechs Brettstücke eine Markröhre enthielten. Die mittlere Rohdichte bei 7,0 % Holzfeuchte betrug  $698 \text{ kg/m}^3$  und das 5%- bzw. 95%-Quantil der empirischen Verteilung wurde zu  $640 \text{ kg/m}^3$  bzw.  $775 \text{ kg/m}^3$  berechnet. Nach [ON EN 384 \(2010, S. 14\)](#) beträgt die mittlere Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte  $715 \text{ kg/m}^3$ .

Der Variationskoeffizient der Rohdichte der 649 Bretter beträgt 5,9 % und liegt damit nahezu beim Erwartungswert für Buchenvollholz von 6,0 % nach [DIN 68364 \(2003, S. 7\)](#). Bei den 406 Buchenbrettern von fünf Sägewerken in Deutschland und Österreich, die im Forschungsprojekt *Merkmale der Festigkeitssortierung für Buche und Esche* geprüft wurden, betrug der Variationskoeffizient der Rohdichte 6,4 %. Der Variationskoeffizient der Rohdichte der verwendeten Buchenbretter ist demnach repräsentativ.

Weder mit dem Shapiro-Wilk-Test noch mit Kolmogorov-Smirnov-Test konnte die Nullhypothese der Normalverteilung der Rohdichtegrundgesamtheit bestätigt werden (siehe Abbildung 3.3.1 a). Die Kurtosis von 0,21 weist auf eine leicht spitzgipflige und der Schiefekoeffizient von 0,40 auf eine rechtsschiefe Verteilung hin.

Beachtlich sind die maximalen Abweichungen der Rohdichte der Brettstücke zum Mittelwert der Rohdichte der Brettstücke aus einem Brett (siehe Abbildung 3.3.1 b). Sie verdeutlichen die erheblichen Rohdichteschwankungen innerhalb eines Baumes auch bei Brettern und nicht nur bei Kleinproben (siehe Abbildung 5.4.1, S. 236).

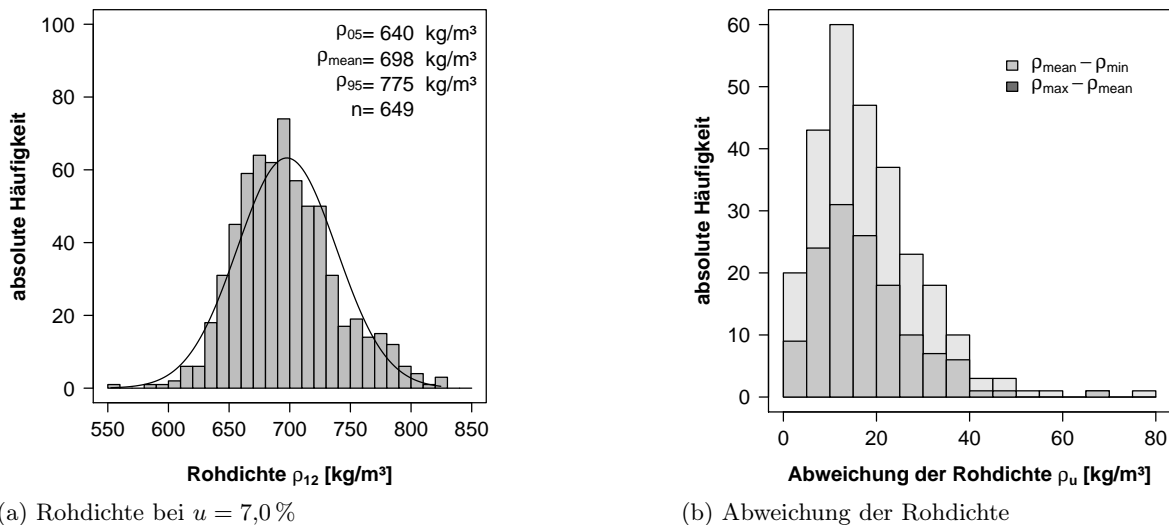


Abb. 3.3.1: Histogramme der Rohdichte bei  $u = 7,0\%$  und maximale Abweichungen der Rohdichte der Brettstücke zum Mittelwert der Rohdichte der Brettstücke aus einem Brett

## Verklebung

Durch den Zuschnitt der Stirnseiten der Zwischenstücke aus Fichten-BSH bzw. Balkenschichtholz mit einem Sägeblatt  $\varnothing 550$  mm mit 54 Zähnen wurden glatte und ebene Flächen kurz vor dem Klebstoffauftrag erzeugt und mit Druckluft entstaubt.

Die Buchen- und Eschenbretter und die Fichten-Zwischenstücke wurden über zwei Monate bei Normalklima mit einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5)\%$  und  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  vor der Verklebung aufbewahrt. Auch zwischen den Bearbeitungsschritten und bis zur Prüfung wurden die Probekörper luftumspült im Normalklima 20/65 gelagert.

Kurz vor der Verklebung wurden die Bretter auf eine Dicke von 26,6 mm gehobelt. Um sie hobeln zu können, mussten sie bei der vorhandenen Maschine mindestens 300 mm lang sein. Daher wurden je 15 Bretter mit 500 mm Länge zu BSH verklebt und aus dem mittleren Teil – um Hobelschläge auszuschließen – je zwei Probekörper geschnitten. Als Klebstoffsystem kam Kauramin-Leim 683 flüssig und Kauramin-Härter 688 flüssig in einem Mischungsverhältnis von 100 : 60 (50 min Gebrauchsdauer, 4,5 h Presszeit, beidseitig  $200\text{ g/m}^2$  Klebstoffauftragsmenge) zum Einsatz. Der Klebstoffauftrag erfolgte mit einem Pfohl-Leimer mit grauer Moosgummi-



walze. Je fünf Probekörper wurden in der Heizplattenpresse (Abschnitt A.5.7, S. 373) mit  $1,2 \text{ N/mm}^2$  verpresst.

Für die Verklebung der Fichten-Zwischenstücke mit den Laubholz-BSH-Blöcken wurde ebenfalls Kauramin eingesetzt, jedoch mit einer Rahmenpresse (siehe Abschnitt A.5.6, S. 373) der Druck aufgebracht. Der Klebstoff wurde zuerst mit einer feinen Kammspachtel auf die zusammengespannten Fichten-Klötze und dann auf die Deckfläche des Laubholz-Brettschichtholzes aufgetragen. Um den Klebstoff auf die zweite Deckfläche aufzubringen, wurde die bereits benetzte Fläche auf Dreiecksleisten gestellt. In das Fichtenstirnholz dringt der noch flüssige Klebstoff sehr gut ein, wodurch es erforderlich war, nochmals Klebstoff aufzutragen. Nach 50 Minuten *offener* Wartezeit wurden die Füge-teile zusammengelegt, das Verrutschen mit Schraubzwingen verhindert und der Pressdruck aufgebracht. Durch die Masse der Füge-teile wäre ein Großteil des Klebstoffes bei *geschlossener* Wartezeit aus den Fugen gepresst worden, bevor das kapillare Saugen der Stirnholzflächen zum Erliegen gekommen wäre. Dadurch hätte die Gefahr bestanden, dass kein gleichmäßiger Klebstofffilm in ausreichender Dicke zustande gekommen wäre. Je zwei Blöcke für insgesamt vier Probekörper wurden in vier Spannvorrichtungen der Rahmenpresse (Abschnitt A.5.6, S. 373) verklebt.

### Lasteinleitung

Die Lasteinleitung von der Universalprüfmaschine *lignum\_uni\_275* (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373) in die Zwischenhölzer aus Fichte erfolgte bei den Probekörpern mit Eschen-BSH über eine vierschnittige Verbindung mit zwölf Stabdübeln  $\varnothing 8 \text{ mm}$  (siehe Abbildung 3.3.2 a). Der Randabstand zum belasteten Rand  $a_{1,t} = 68 \text{ mm}$  unterschreitet die vorgeschriebenen  $80 \text{ mm}$ , da die maximale Schlitttiefe maschinenbedingt  $120 \text{ mm}$  betrug. Nach DIN 1052 (2008) ergibt sich ein Widerstand der Verbindung von  $355 \text{ kN}$ . Die mittlere Bruchlast wurde mit  $57 \text{ kN}$  abgeschätzt. Die Überdimensionierung soll den Ausbau der Stabdübel nach der Prüfung erleichtern und ebenfalls zu einer gleichmäßigen Lasteinleitung beitragen.

Das zeitaufwendige Hinein- und Herausschlagen der Stabdübel wurde bei den Probekörpern aus Buchen-BSH vermieden indem je ein Stahlteil mit acht Vollgewindeschrauben  $8/240$  mit einem Einschraubwinkel von  $15^\circ$  auf der oberen und unteren Stirnseite des Probekörpers befestigt wurde. Zur Fixierung der Stahlteile wurden zuerst zwei diagonal versetzte Vollgewindeschrauben  $6/60$  parallel zur Faserrichtung eingeschraubt.

Nachdem der Probekörper 30A aus Buchen-BSH auch bei einer Last von  $162 \text{ kN}$  bzw. einer Querkzugspannung von  $6,41 \text{ N/mm}^2$  nicht brach, sondern lediglich eine Schraube, kamen Vollgewindeschrauben  $\varnothing 10/300$  zum Einsatz.

### Vorversuche für Querkzugprüfungen mit Eschen-BSH

Für Vorversuche wurden die Zwischenhölzer aus GL36c mit dem Epoxidharzkleber *Terokal-221* der Firma HENKEL mit der Ober- bzw. Unterseite der Probekörper aus Eschen-BSH verklebt. Für den Auftrag von  $600 \text{ g/m}^2$  Klebstoff wurde eine feine Kammspachtel verwendet. Die geschlossene Wartezeit betrug eine Stunde bevor der Pressdruck von  $1,1 \text{ N/mm}^2$  in einer Rahmenpresse (siehe Abschnitt A.5.6, S. 373) aufgebracht wurde. Nach sechsstündiger Presszeit erfolgte die weitere Aushärtung über mindestens eine Woche bei Normalklima 20/65. Obwohl

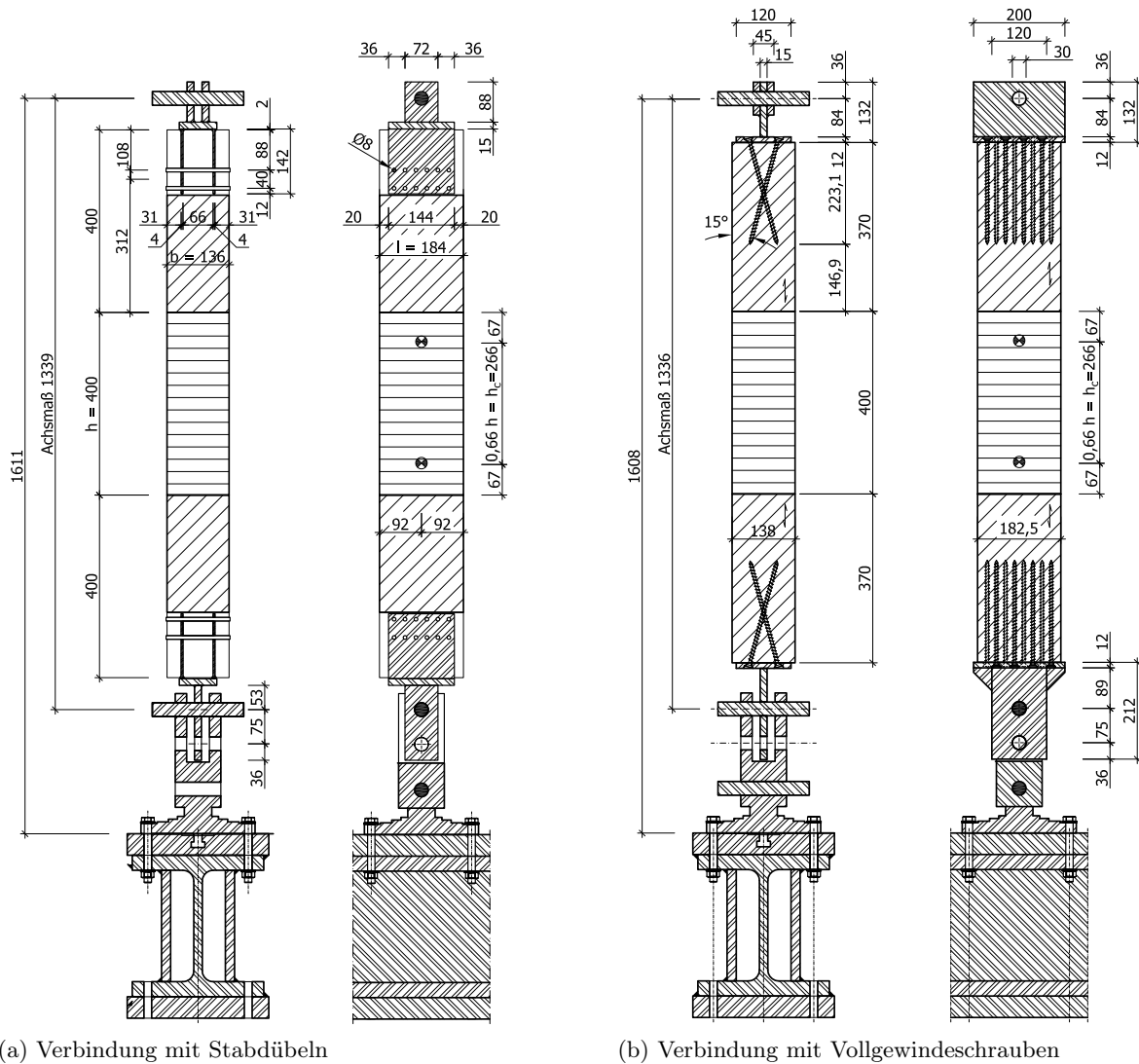


Abb. 3.3.2: Prüfungsanordnung für Querkzugprüfung

die Klebeflächen des Eschen-Brettschichtholzes kurz vorm Klebstoffauftrag abgerichtet und entstaubt wurden, brachen die Probekörper in der Fuge zwischen Fichten- und Eschenbrettschichtholz. Es war zu erkennen, dass *Terokal-221* die Stirnseiten gut benetzt und dort einen geschlossenen Film gebildet hatte, aber an den Eschenoberflächen haftete kaum Klebstoff.

Mit je drei Querkzugprobekörpern aus Eschenholz wurden im Folgenden *Purbond HB S049*, *Kauramin-Leim 683* mit *Kauramin-Härter 688* und *Terokal-221* mit verbesserter Klebtechnik untersucht. Dabei schnitt Kauramin am besten ab und wurde für alle weiteren Probekörper im Verhältnis von Harz zu Härter wie 100 : 60 (50 min Gebrauchsdauer, 90 min offene Antrockenzeit, 4,5 h Presszeit, 900 g/m<sup>2</sup> Klebstoffauftragsmenge) verwendet.

### Vorversuche für Querzugprüfungen mit Buchen-BSH

Die Buchenbretter für die ersten vier Probekörper wurden mit dem Einkomponenten-Polyurethan-Klebstoff *Jowapur 686.60* der Firma JOWAT AG (Detmold, Deutschland) mit der Zulassung **Z-9.1-636 (2010)** verklebt (einseitiger Auftrag von  $160 \text{ g/m}^2$ ,  $1,2 \text{ N/mm}^2$  Pressdruck, 3 h Presszeit bei  $20^\circ\text{C}$ ). Der Klebstoffauftrag erfolgte rationell mit einer Beileimungsmaschine. Die Buchenbretter hatten eine Holzfeuchte von 10,9%. Für das Aufkleben der Blöcke aus Fichten-BSH wurde ebenfalls *Jowapur 686.60* verwendet. Zuerst wurden die Stirnseiten des Fichten-Brettschichtholzes mit wenig Wasser eingesprüht und der Klebstoff mit einer feinen Kammspachtel aufgebracht. Nach dem Einspachteln der Buchenprobekörper wurde auf den Stirnseiten nochmals Klebstoff aufgetragen, um auch beim stark saugenden Splintholz einen durchgängigen Klebstofffilm zu erhalten. Der Pressdruck von  $1,1 \text{ N/mm}^2$  wurde in einer Rahmenpresse (siehe Abschnitt **A.5.6**, S. 373) aufgebracht.

### 3.3.2 Probekörper für Scherprüfungen

Beim Herausschneiden der zwei Probekörper aus dem verklebten Block fielen Reststücke an, aus denen Probekörper für die Scherprüfung der Klebefugen nach **ON EN 392 (1995)** mit einem Querschnitt von  $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$  angefertigt wurden. Die Probekörper wurden weiterhin bei Normalklima mit einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  gelagert.

### 3.3.3 Durchführung der Querzugprüfungen

Setzt man dem Zug- den bereits untersuchten Druck-Elastizitätsmodul von Eschen-Brettschichtholz  $E_{90,\text{mean}}^{ES-BSH} = 1220 \text{ N/mm}^2$  gleich, kann man die Höhenzunahme des Eschen-Brettschichtholzes unter der geschätzten mittleren Querzugfestigkeit  $f_{t,90,\text{est}} = 2,3 \text{ N/mm}^2$  zu  $w_{ES} = 0,78 \text{ mm}$  errechnen. Unter der gleichen Spannung verlängert sich das GL36 beidseits um  $w_{GL36} = 0,048 \text{ mm}$ , der Schlupf der Stabdübelverbindungen wurde mit je  $w_s = 0,7 \text{ mm}$  abgeschätzt. In **SIA 265 (2003, S. 59)** wird für Stabdübelverbindungen  $0,5 \text{ mm}$  angesetzt. Dividiert man die Gesamtlängenänderung von  $w_{\text{tot}} = 2,4 \text{ mm}$  durch die angestrebte Prüfdauer, ergibt sich für die weggesteuerte Prüfung eine Maschinengeschwindigkeit von  $v_{\text{test}} = 0,5 \text{ mm/min}$ . Falls als Querzugfestigkeit lediglich die geschätzte charakteristische Querzugfestigkeit von  $f_{t,90,05,\text{est}} = 1,3 \text{ N/mm}^2$  erreicht wird, dauert die Prüfung zwar nur 230 Sekunden, liegt damit aber innerhalb der Toleranzen für die Prüfdauer von  $(300 \pm 120)$  Sekunden.

Als Wegaufnehmer kamen DD1 (Abschnitt **A.5.12**, S. 375) auf beiden Breitseiten des Laubholz-Brettschichtholzes zum Einsatz. Die Messlänge betrug bei unausgelenkten DD1  $265,8 \text{ mm}$  (siehe Abbildung **3.3.2**). Unter die Messspitzen wurden Nagelköpfe mit einer Körnung geklebt, deren Abstand jeweils mit einer Schiebelehre (siehe Abschnitt **A.5.4**, S. 373) bestimmt wurde. Dadurch wurde eine Vorschädigung der Probekörper durch kleine von Schrauben oder Nägeln verursachte Risse sowie das Einsinken der Wegaufnehmer-Messspitzen ins Holz vermieden.

Die Querschnittsmaße des Laubholz-Brettschichtholzes wurden vor der Querzugprüfung am oberen und unteren Ende bestimmt, die Höhe ebenfalls mit einer Schiebelehre (siehe Abschnitt **A.5.4**, S. 373) gemessen. Die angeschraubten Stahlteile wurden zentrisch auf die Stirnseiten eingemessen und mit zwei Holzbauschrauben  $6/60$  fixiert. Die Schrauben  $8/240$  bzw.

10/300 wurden zuerst eingeschlagen, dann der Einschraubwinkel von  $15^\circ$  mit einer Lehre kontrolliert und schließlich eingeschraubt. Die letzte Drehung erfolgte mit einem Drehmomentschlüssel, der bei etwa 70 % des charakteristischen Bruchdrehmoments auslöste.

### 3.3.4 Durchführung der Scherprüfungen

Die Prüfung der Klebefuge zwischen Fichten- und Eschen-Brettschichtholz nach **ON EN 392 (1995)** ist nicht möglich, da der Querdruckwiderstand des Fichten-Brettschichtholzes unter dem Scherwiderstand der Klebefuge liegt. Die Fichte würde im Bereich der Lasteinleitung von der Esche abgequetscht werden ohne dass es bei der Maximallast zu einem Bruch käme.

69 Fugen des mit *Kauramin 683/688* verklebten Eschen-Brettschichtholzes und je 56 mit *Jo-wapur 686.60* bzw. *Kauramin 683/688* verklebte Fugen aus Buchen-Brettschichtholz wurden nach **ON EN 392 (1995)** geprüft.

## 3.4 Auswertung

### 3.4.1 Bruchbild bei Querzugprüfungen von Eschen-BSH

Bei 15 der 62 Probekörper war ein Kernriss, d. h. ein von der Markröhre ausgehender, bereits am stehenden Baum existierender Riss, Teil der Bruchfläche. Diese Risse heben sich durch die dunkle Holzfärbung von frischen Bruchflächen ab und sind etwa 3 cm breit. Bei elf weiteren Probekörpern lag eine Markröhre ohne Kernriss in der Bruchfläche.

Für die Festigkeitssortierung im Rahmen des Forschungsprojekts *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche* wurde bei den 152 Eschenbrettern der Serie 12 die Lage im Stamm aufgenommen und festgestellt, dass 7,9 % Mark in den Stirnseiten enthielten. Von den 630 Brettern, die für Querzugprüfungen verwendet wurden, enthielten 67 eine Markröhre, d. h. 7,2 %. Die gute Übereinstimmung zeigt, dass beide Proben die gleiche Grundgesamtheit widerspiegeln. Der theoretische Anteil der Eschen-Probekörper mit einem oder mehreren Markbrettern konnte für die 62 Probekörper mit je 15 Brettern nach Gleichung (3.6) zu 68 % berechnet werden. Tatsächlich war bei 60 % der Probekörper Mark vorhanden, wobei es in 44 % der Fälle auch in der Bruchfläche lag. Somit ist der Anteil der Probekörper mit Mark bei nicht kerngetrenntem, sägefälligem Einschnitt leicht unterrepräsentiert.

$$\begin{aligned}
 P(\text{Mark}) &= \frac{\binom{67}{1} \binom{863}{14}}{\binom{630}{15}} + \frac{\binom{67}{2} \binom{863}{13}}{\binom{630}{15}} + \frac{\binom{67}{3} \binom{863}{12}}{\binom{630}{15}} + \dots \\
 &= 38,2\% + 20,8\% + 6,9\% + 1,5\% + 0,25\% \approx 68\%
 \end{aligned}
 \tag{3.6}$$

### 3.4.2 Bruchbild bei Querzugprüfungen von Buchen-BSH

Ein Kernriss war in sieben und die Markröhre in drei der 86 Probekörper Teil der Bruchfläche. Die mangelhafte Stirnholzverklebung von Fichten- und Buchenholz war in sechs Fällen

Hauptursache des Bruchs. Bei diesen wurde die maximale Fugenbreite von 0,3 mm durch eine exzentrische Lasteinleitung beim Pressen überschritten. Die drei niedrigsten Querzugfestigkeiten, welche in Abbildung 3.4.6 a auf S. 86 als Säule zwischen 1,0 und 1,5 N/mm<sup>2</sup> dargestellt sind, gehen auf diese Bruchursache zurück. Diese Prüfergebnisse wurden von der weiteren Auswertung ausgeschlossen.

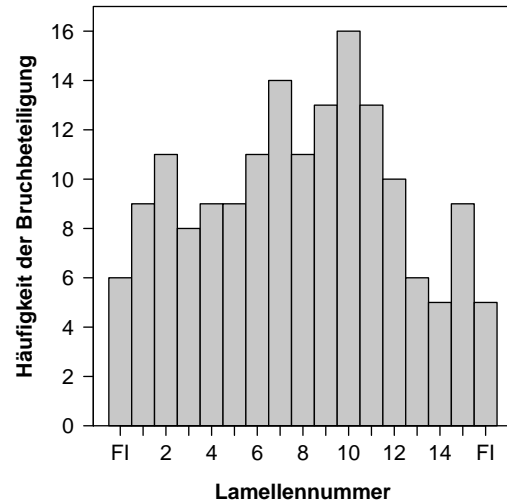


Abb. 3.4.1: Balkendiagramm der am Bruch beteiligten Lamellen des Buchen-Brettschichtholzes

In Abbildung 3.4.1 sind die am Bruch beteiligten Bretter des Buchen-Brettschichtholzes dargestellt. Die äußeren Balken stehen für das auf das Buchen-BSH aufgeklebte Fichtenholz. Wenn die Klebefuge zwischen zwei Brettern Teil der Bruchfläche war, wurden die benachbarten Bretter bzw. das Fichten-BSH als bruchbeteiligt notiert. Das mittlere Drittel der Buchenbretter ist zu 42 % überproportional an den Brüchen beteiligt. Die u. a. von [Astrup u. a. \(2007\)](#) und [Dill-Langer \(2004\)](#) berechneten Querzugspannungen erreichen in der Mitte des BSH-Querschnitts die höchsten Werte und führen so häufiger zum Bruch in den mittleren Lamellen. Bei den meisten Probekörpern (81,2 %) sind zwei Lamellen bzw. ist eine Lamelle und das Fichtenholz am Bruch beteiligt, in 12,5 % sind es drei Lamellen.

### 3.4.3 Holzfeuchte

An 56 Darrproben der Eschen-Probekörper wurde der Mittelwert der Holzfeuchte zu 11,1 % bestimmt, wobei der Variationskoeffizient mit 1,88 % sehr gering ausfiel.

Beim Auftrennen der Buchenbretter in 500 mm lange Stücke wurden zehn etwa 6 cm breite Abschnitte geschnitten. Diese wurden halbiert und als Probe A und B beschriftet. Die Holzfeuchte der Probe A wurde nach [ON EN 13 183-1 \(2004\)](#) bestimmt. Probe B wurde mit den Brettstücken gemeinsam gelagert, Probe A nach der Darrtrocknung ebenso. Somit konnte die Holzfeuchte der Buchenbretter beim Zuschnitt zu 7 % bestimmt und an Hand der Probe B die Holzfeuchte der Brettstücke während der Lagerung kontrolliert werden.

Die Buchenbretter wurden mit einer Holzfeuchte von 7 % geliefert und erreichten nach 52 Tagen im Normalklima 20/65 eine Ausgleichsfeuchte von 9,45 % (siehe Abbildung 3.4.2). Da die Differenz zur Referenzholzfeuchte von 12 % zu groß erschien, wurden sie bei 20 °C und 85 % relativer Luftfeuchte weitere 16 Tage gelagert, worauf sich die Holzfeuchte auf 11,9 % steigerte.

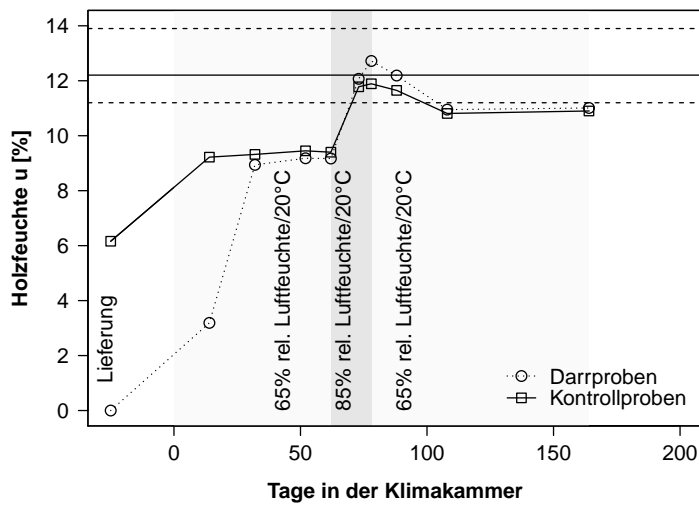


Abb. 3.4.2: Entwicklung der Holzfeuchte der Buchenbretter

Zurück im Normalklima 20/65 trockneten die Bretter auf 10,9 % innerhalb von 30 Tagen. Bei diesen Buchenbrettern kann demnach bei vorangegangener Adsorption die untere Ausgleichsfeuchte im Normalklima 20/65 mit 9,45 % und die obere, nach vorangegangener Desorption, zu 10,9 % angegeben werden.

Niemz und Sonderegger (2007, S. 382) stellte bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte bei Adsorption 11,2 % und bei Desorption 13,9 % als Ausgleichsholzfeuchten bei Buche (*Fagus sylvatica* L.) fest (siehe gestrichelte Linien in Abbildung 3.4.2). Die Ausgleichsfeuchten liegen über den für die eigenen Buchenbretter festgestellten. Die durch die Hysterese verursachte Differenz von 1,7 % nach Niemz und Sonderegger (2007, S. 382) liegt über der ermittelten von 1,45 %. Der Unterschied ist auf die Dämpfung der Buchenbretter und die künstliche Trocknung zurückzuführen. Bei Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco) vermindert sich die Sorptionsisotherme bei 65 % relativer Luftfeuchte nach einer thermischen Behandlung bei 100 °C um etwa 1,1 % und nach 150 °C um etwa 2,9 %; bei Stiel-Eiche (*Quercus robur* L.) ist nach 100 °C noch keine Änderung festzustellen, nach 150 °C eine um etwa 2,2 % niedrigere Ausgleichsfeuchte (siehe Popper u. a., 2005, S. 139). Die Differenz der mittleren Ausgleichsfeuchten nach Niemz und Sonderegger und den eigenen Messungen beträgt 2,38 %. Die Dämpfung bewirkte demnach nicht nur eine Vergleichmäßigung der Farbe, sondern auch eine Verminderung der Ausgleichsfeuchte sowie eine schmalere Hysterese.

Die Querszugfestigkeit bei der Referenzholzfeuchte von 12 % wurde durch die Abminderung der errechneten Querszugfestigkeit um 2,5 % je Prozent höherer Holzfeuchte ermittelt. Der Querszug-Elastizitätsmodul wurde ebenfalls auf eine Referenzholzfeuchte von 12 % bezogen, wobei je Prozent höherer Holzfeuchte um 1,9 % abgemindert wurde. Dieses Vorgehen war bereits bei der Quersdruckfestigkeit und dem Quersdruck-Elastizitätsmodul in Abschnitt 2.5.1 auf S. 40 angewendet worden.

### 3.4.4 Querszugfestigkeit

Die Querszugfestigkeit wurde nach Gleichung (3.7) ermittelt:

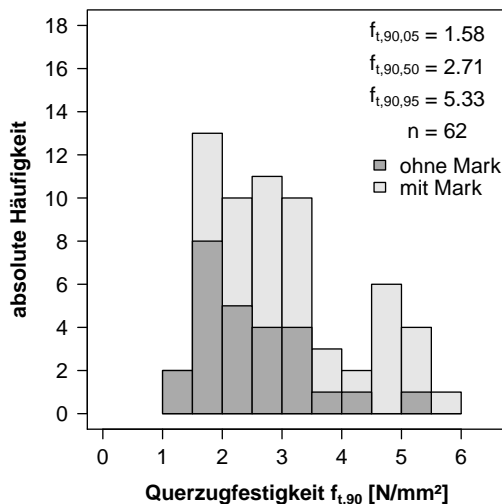
$$f_{t,90} = \frac{F_{t,90,\max}}{b \cdot l} \quad (3.7)$$

$f_{t,90}$	Querzugfestigkeit in $\text{N}/\text{mm}^2$
$F_{t,90,\max}$	maximale Querzugkraft in N
$b$	Breite des Probekörpers in mm
$l$	Länge des Probekörpers in mm

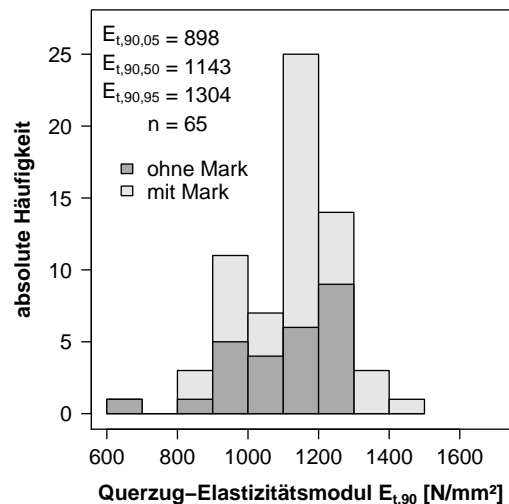
### Querzugfestigkeit des Eschen-BSH

Die Probekörper aus Eschen-BSH wurden in solche mit ( $n_A = 26$ ) und ohne Mark im Bruch ( $n_B = 36$ ) gruppiert und mit Serie A bzw. B bezeichnet. Der Mittelwert der Querzugfestigkeit von Eschen-Brettschichtholz ergab sich für die Serien A und B zu  $f_{t,90,\text{mean}} = 2,93 \text{ N}/\text{mm}^2$  und der Variationskoeffizient zu 39 %. [Blaß und Schmid \(2001, S. 459\)](#) ermittelten einen Variationskoeffizienten für die Querzugfestigkeit von allen Fichten-BSH-Proben von 29 %. Proben mit Mark erreichten einen Variationskoeffizienten von 61 %. Mit der Probenanzahl von 62 liegt der Mittelwert unter der Annahme einer normalverteilten Grundgesamtheit mit 75%-iger Wahrscheinlichkeit bei  $2,93 \pm 0,17 \text{ N}/\text{mm}^2$ , schwankt also um etwa  $\pm 5,8 \%$ .

In [Abbildung 3.4.3](#) sind die Histogramme der Querzugfestigkeit und des Querzug-Elastizitätsmoduls des Eschen-Brettschichtholzes dargestellt. Von den 65 Probekörpern mussten drei wegen Fehlverklebung von der Auswertung der Querzugfestigkeit ausgeschlossen werden.



(a) Querzugfestigkeit Eschen-BSH



(b) Querzug-Elastizitätsmodul Eschen-BSH

Abb. 3.4.3: Histogramme der Querzugfestigkeit und des Querzug-Elastizitätsmoduls von Eschen-BSH

Die [Abbildungen 3.4.4 a bis c](#) zeigt die QQ-Diagramme für die Normal-, Lognormal- bzw. Weibull-Verteilung. Die Ausgleichsgerade für die Lognormal-Verteilung erreicht mit 0,997 das höchste Bestimmtheitsmaß. Die 62 logarithmierten Querzugfestigkeiten wurden mit dem Shapiro-Wilk-Test auf Normalverteilung geprüft. Der  $p$ -Wert beträgt 0,29. Der Kolmogorov-Smirnov-Test ergibt  $p = 0,78$ . Die Null-Hypothese, dass die empirischen Querzugfestigkeiten aus einer lognormalverteilten Grundgesamtheit stammen, kann demnach nicht verworfen werden.

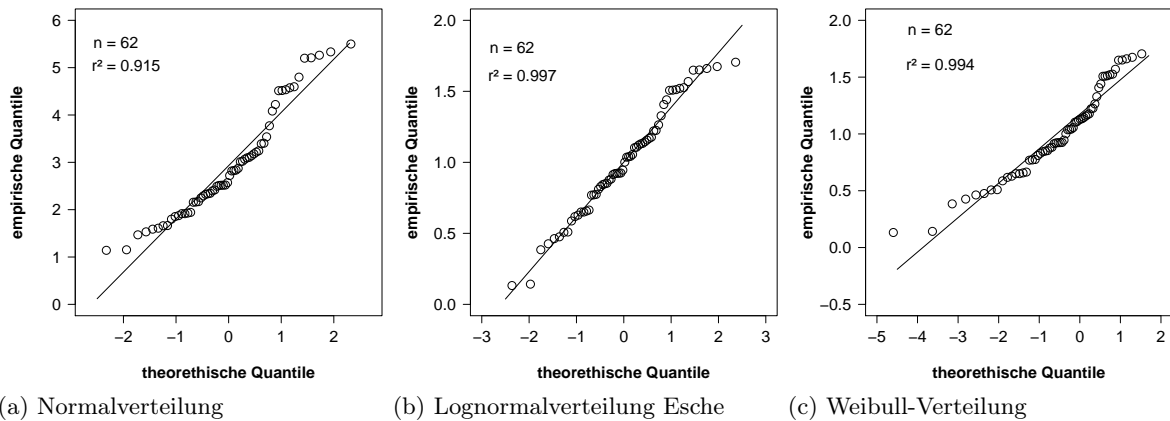


Abb. 3.4.4: QQ-Diagramme der Querzugfestigkeit von Eschen-BSH bei Normal-, Lognormal- bzw. Weibull-Verteilung

Tab. 3.4.1: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Querzugfestigkeit des Eschen-Brettschichtholz bei 12 % Holzfeuchte

Holzart	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [%]	Mittelwert [%]	Größtwert [%]	CoV [-]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test p-Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test p-Wert [-]
ES_T90_A	26	1,14	2,48	5,33	37,8	1,05	1,25	0,96*	1,00*
ES_T90_B	36	1,47	3,26	5,50	36,2	0,39	-1,16	0,19*	0,51*
ES A&B	62	1,14	2,93	5,50	39,0	0,67	-0,52	0,29*	0,78*

\* für die logarithmierten Werte

Die Varianzen der Serien A und B wurden mit einem F-Test auf Gleichheit geprüft. Der  $p$ -Wert betrug 0,23. Die Null-Hypothese, dass die Varianzen der Serien A und B gleich sind, kann demnach nicht verworfen werden. Der  $t$ -Test setzt die Gleichheit der Varianzen voraus. Mit einem zweiseitigen  $t$ -Test wurde geprüft, ob die gepaarten Stichproben der Serien A und B den gleichen Mittelwert aufweisen. Der  $p$ -Wert beträgt 0,005; somit muss die Gleichheit der Mittelwerte verworfen werden. Als nicht-parametrischer Test kam der Wilcoxon-Vorzeichen-Rang-Test zum Einsatz. Mit  $p = 0,009$  liefert er ein ganz ähnliches Resultat. Der Einfluss des Markes auf das Bruchverhalten ist demnach signifikant und die Serien A und B müssen getrennt ausgewertet werden.

**Vergleich zwischen Proben aus Restmaterial und ungeprüften Brettern** Die 30 ersten Probekörper wurden aus Restmaterial hergestellt, welches sorgfältig ausgesucht worden war. Diese Probekörper werden als Gruppe C und die Probekörper aus ganzen Brettern als Gruppe D bezeichnet. Von Gruppe C wurden drei Probekörper wegen Fehlverklebung ausgeschlossen. Im Folgenden soll untersucht werden, ob sich die Gruppen C und D signifikant unterscheiden.

Die Mittelwerte der Querzugfestigkeiten der Gruppe C und D unterscheiden sich mit 2,79 zu 3,16 N/mm<sup>2</sup> leicht, doch die Variationskoeffizienten sind mit 38 und 39 % nahezu ident. Die Varianz der Gruppe C unterscheidet sich nicht signifikant von der Gruppe D ( $p = 0,38$ ), auch der zweiseitige  $t$ -Test zeigt keine signifikanten Unterschiede zwischen den Mittelwerten



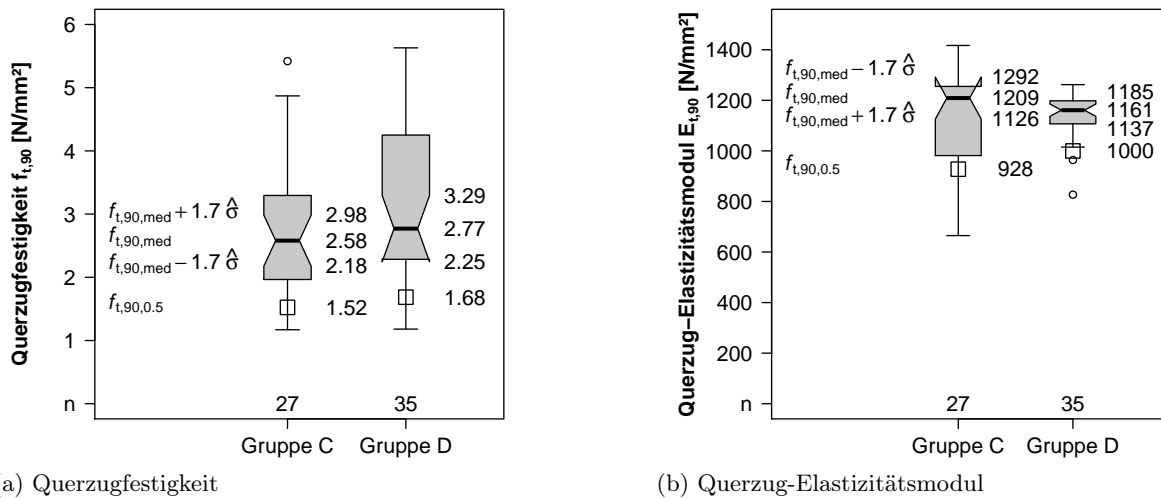


Abb. 3.4.5: Vergleich der Querzugfestigkeiten und des Querzug-Elastizitätsmoduls des Eschen-Brettschichtholzes der Gruppen C (gebraucht) und D (neu) mit den Werten für die 5%-Quantile, Mediane sowie die vereinfacht abgeschätzten 95%-Konfidenzintervalle der Mediane

( $p = 0,21$ ). Der Wilcoxon-Rang-Test zeigt ebenfalls keine signifikanten Unterschiede zwischen den Mittelwerten auf ( $p = 0,31$ ). Der Einfluss des Ausgangsmaterials auf die Querzugfestigkeit ist somit statistisch nicht signifikant.

Die Mittelwerte der Querzug-Elastizitätsmoduln der Gruppe C und D sind mit 1145 zu 1147 N/mm<sup>2</sup> nahezu ident, doch die Variationskoeffizienten sind mit 15 und 7,7% deutlich unterschiedlich. Die Varianz der Gruppe C unterscheidet sich signifikant von der Gruppe D ( $p = 0,38$ ), auch der zweiseitige t-Test zeigt keine signifikanten Unterschiede zwischen den Mittelwerten ( $p = 1,9 \cdot 10^{-41}$ ). Der Wilcoxon-Rang-Test zeigt ebenfalls keine signifikanten Unterschiede zwischen den Mittelwerten auf ( $p = 0,43$ ). Der Median des Querzug-Elastizitätsmoduls der Gruppe C liegt mit 1209 leicht über 1161 N/mm<sup>2</sup> dem der Gruppe D. Die 5%-Quantile unterscheiden sich mit 928 zu 1000 N/mm<sup>2</sup>, wie auf Grund des beinahe doppelt so hohe Variationskoeffizienten der Gruppe C zu erwarten war. Mittelwert und Median sprechen gegen einen Einfluss des Ausgangsmaterials der Gruppen C bzw. D auf den Querzug-Elastizitätsmodul und die Unterschiede beim Variationskoeffizienten und den 5%-Quantilen können durchaus zufällig sein.

### Charakteristische Querzugfestigkeit von Eschen-BSH

Bei den Serien A und B der Probekörper aus Eschen-BSH unterscheiden sich die Mittelwerte mit  $f_{t,90,mean}^A = 2,48$  N/mm<sup>2</sup> bzw.  $f_{t,90,mean}^B = 3,26$  N/mm<sup>2</sup> und die charakteristischen Querzugfestigkeiten nach **ON EN 14358 (2007)** mit  $f_{t,90,k}^A = 1,17$  N/mm<sup>2</sup> bzw.  $f_{t,90,k}^B = 1,54$  N/mm<sup>2</sup> erheblich. Es wäre also günstig, den Anteil der markhaltigen Bretter für die Herstellung von querzugbeanspruchten Bauteilen aus Eschen-Brettschichtholz durch einen kernfreien Einschnitt zu minimieren.

Um die statistische Unsicherheit durch die begrenzte Probenanzahl und die Unsicherheit aus Anpassung der Lognormalverteilung an die empirische Verteilung bei der Berechnung der

charakteristischen Querzugfestigkeit zu berücksichtigen, wird im Folgenden die Maximum-Likelihood-Methode zu Schätzung der Parameter der Normalverteilung der logarithmierten Prüfwerte  $\hat{\mathbf{y}} = \ln \hat{\mathbf{x}}$  angewendet.

Die logarithmierte Querzugfestigkeit kann als Zufallsvariable  $Y$  mit den Realisationen  $\hat{\mathbf{y}} = (y_1, y_{1+1}, \dots, y_n)^T$  und der Dichtefunktion  $f_Y(y; \boldsymbol{\theta})$  betrachtet werden. Die Parameter der normalverteilten Dichtefunktion, Mittelwert und Standardabweichung, werden ebenfalls als Zufallsvariablen angesehen und im Vektor  $\boldsymbol{\theta} = (\theta_1, \theta_2)^T$  zusammengefasst.

Die Likelihood-Funktion der Realisationen  $\hat{\mathbf{y}} = (y_1, y_{1+1}, \dots, y_n)^T$  ist definiert als

$$L(\boldsymbol{\theta}|\hat{\mathbf{y}}) = \prod_{i=1}^n f_Y(\hat{y}_i|\boldsymbol{\theta}) \quad (3.8)$$

Wird diese Funktion in Abhängigkeit von  $\boldsymbol{\theta}$  maximiert, so erhält man die Maximum-Likelihood-Schätzung für den Vektor der Verteilungsparameter  $\boldsymbol{\theta}$ . Die Maximum-Likelihood-Funktion für die Realisierungen  $\hat{\mathbf{y}}$  der normalverteilten Zufallsvariablen  $Y$

$$L(\boldsymbol{\theta}|\hat{\mathbf{y}}) = \left( \frac{1}{\sqrt{2\pi}\theta_2} \right)^n \exp \left( -\frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \frac{(\hat{y}_i - \theta_1)^2}{\theta_2^2} \right) \quad (3.9)$$

kann zur einfacheren Extremwertberechnung logarithmiert werden zu

$$l(\boldsymbol{\theta}|\hat{\mathbf{y}}) = n \ln \left( \frac{1}{\sqrt{2\pi}\theta_2} \right) - \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n \frac{(\hat{y}_i - \theta_1)^2}{\theta_2^2}. \quad (3.10)$$

Die erste partielle Ableitung der Log-Likelihood-Funktion wird als Gradientenvektor oder Scorevektor bezeichnet. Der erste und der zweite Verteilungsparameter, d. h. die besten Schätzer für Mittelwert und Standardabweichung, ergeben sich zu Null an der Stelle  $\boldsymbol{\theta} = \hat{\boldsymbol{\theta}}$ :

$$\frac{\partial l}{\partial \theta_1} \Big|_{\boldsymbol{\theta}=\hat{\boldsymbol{\theta}}} = \frac{1}{\hat{\theta}_2^2} \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1) = 0 \quad (3.11)$$

$$\frac{\partial l}{\partial \theta_2} \Big|_{\boldsymbol{\theta}=\hat{\boldsymbol{\theta}}} = -\frac{n}{\hat{\theta}_2} + \frac{1}{\hat{\theta}_2^3} \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1)^2 = 0 \quad (3.12)$$

Es kann zu den Gleichungen (3.13) und (3.14) aufgelöst werden. Setzt man die  $n = 62$  logarithmierten Prüfwerte  $\hat{y}_i = \ln \hat{x}_i$  ein, ergeben sich Mittelwert  $\hat{\theta}_1$  und Standardabweichung  $\hat{\theta}_2$ :

$$\hat{\theta}_1 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \hat{y}_i = 1,00 \quad (3.13)$$

$$\hat{\theta}_2 = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1)^2}{n}} = 0,389. \quad (3.14)$$

Die Hessematrix  $\mathbf{H}_{ij}$  fasst die partiellen zweiten Ableitungen der Log-Likelihood-Funktion zusammen. Die Ableitungen erfolgen bei  $\hat{\boldsymbol{\theta}}$ :

$$\mathbf{H}_{ij} = \frac{\partial^2 l(\boldsymbol{\theta}|\hat{\mathbf{y}})}{\partial \theta_i \partial \theta_j} \Big|_{\boldsymbol{\theta}=\hat{\boldsymbol{\theta}}} \quad (3.15)$$

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} \frac{n}{\hat{\theta}_2^2} & \frac{2 \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1)}{\hat{\theta}_2^3} \\ \frac{2 \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1)}{\hat{\theta}_2^3} & -\frac{n}{\hat{\theta}_2^2} + \frac{3 \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - \hat{\theta}_1)^2}{\hat{\theta}_2^4} \end{bmatrix} \quad (3.16)$$

$$= \begin{bmatrix} 61,8 & -3,29 \cdot 10^{-13} \\ -3,29 \cdot 10^{-13} & 800 \end{bmatrix}$$

Die Standardabweichungen des Mittelwertschätzers  $\sigma_\mu$  und des Schätzers für die Standardabweichung  $\sigma_\sigma$  ergaben sich wie folgt:

$$\sigma_\mu = \sqrt{\mathbf{H}_{1,1}} = 0,127 \quad (3.17)$$

$$\sigma_\sigma = \sqrt{\mathbf{H}_{2,2}} = 0,0346. \quad (3.18)$$

Damit ergeben sich die Dichtefunktionen für die beiden normalverteilten Schätzer:

$$g(\mu) = \frac{1}{\sigma_\mu \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\mu - \hat{\theta}_1)^2}{2 \sigma_\mu^2}\right) \quad (3.19)$$

$$h(\sigma) = \frac{1}{\sigma_\sigma \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(\sigma - \hat{\theta}_2)^2}{2 \sigma_\sigma^2}\right) \quad (3.20)$$

welche man in die Normalverteilung der logarithmierten Prüfwerte einsetzen kann:

$$f(y) = \frac{1}{h(\sigma) \sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{(y - g(\mu))^2}{2 h(\sigma)^2}\right) \quad (3.21)$$

Das logarithmierte 5%-Quantil der  $n = 62$  gültigen Querkzugfestigkeiten des Eschen-BSH ergibt sich unter Berücksichtigung der statistischen Unsicherheit durch die begrenzte Probekörperanzahl und die Unsicherheit aus der Anpassung der Lognormalverteilung an die empirische Verteilung aus Gleichung (3.22):

$$\hat{f}_{t,90,05} = \exp\left[\hat{\theta}_1 + \hat{\theta}_2 \cdot X(P = 0,05 | \mathcal{N}(0; 1))\right] \quad (3.22)$$

$$= \exp[1,00 + 0,389 \cdot (-1,645)] = 1,43 \quad (3.23)$$

Das 5%-Quantil der Querkzugfestigkeit wurde zu  $f_{t,90,05} = 1,43 \text{ N/mm}^2$  nach der Maximum-Likelihood-Methode bestimmt, ein Wert der knapp über  $f_{t,90,05} = 1,36 \text{ N/mm}^2$  nach **ON EN 14 358 (2007)** liegt.

Gleichermaßen wurde für die Serie A mit Mark das 5%-Quantil der Querkzugfestigkeit zu  $f_{t,90,05}^A = 1,27 \text{ N/mm}^2$  und für die Serie A ohne Mark  $f_{t,90,05}^A = 1,66 \text{ N/mm}^2$  berechnet. Eine Zusammenfassung der 5%-Quantile findet sich in Tabelle 3.4.3 auf S. 88.

### Querzugfestigkeit des Buchen-BSH

In Abbildung 3.4.6 sind die Histogramme der Querzugfestigkeit und des Querzug-Elastizitätsmoduls des Buchen-BSH dargestellt. Bei den Probekörpern aus Buchen-BSH wurden aus einem BSH-Block zwei Probekörper geschnitten, von denen einer der Serie A und der andere der Serie B bei gleicher Probekörpernummer zugeordnet wurde.

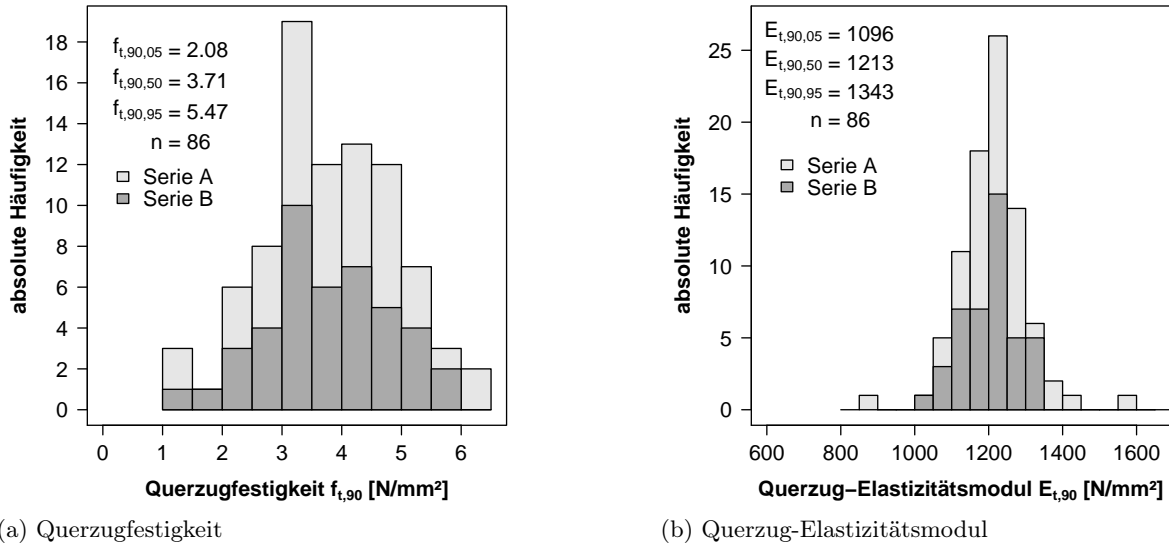


Abb. 3.4.6: Histogramme der Querzugfestigkeit und des Querzug-Elastizitätsmoduls des Buchen-BSH

In Abbildung 3.4.7 sind die empirischen Querzugfestigkeiten der Serien A und B als gepaarte Stichproben in einem Streudiagramm dargestellt. Die lineare Regressionsanalyse führt zur ausgezogenen schwarzen Gerade, welche von der strichlierten Winkelhalbierenden deutlich abweicht. Das Bestimmtheitsmaß beträgt  $r^2 = 0,397$ .

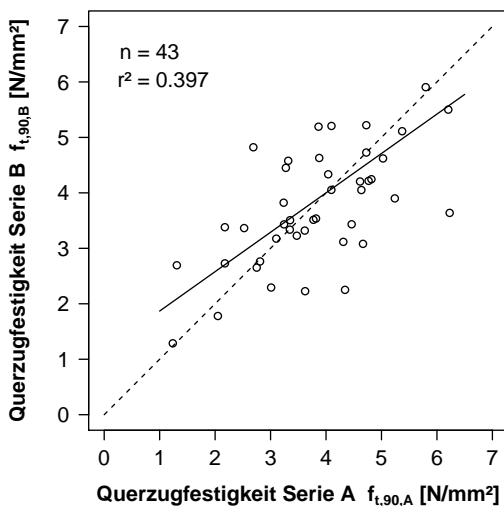


Abb. 3.4.7: Streudiagramm der empirischen Querzugfestigkeiten der Serien A und B als gepaarte Stichproben

Die Varianzen der Serien A und B wurden mit einem F-Test auf Gleichheit geprüft. Der  $p$ -Wert beträgt 0,32. Die Null-Hypothese, dass die Varianzen der Serien A und B gleich sind, kann

demnach nicht verworfen werden. Der t-Test setzt die Gleichheit der Varianzen voraus. Mit einem zweiseitigen t-Test wurde geprüft, ob die gepaarten Stichproben der Serie A und B den gleichen Mittelwert aufweisen. Der  $p$ -Wert beträgt 0,30; somit kann die Gleichheit der Mittelwerte nicht verworfen werden. Als nicht-parametrischer Test kam der Wilcoxon-Vorzeichen-Rang-Test zum Einsatz. Mit  $p = 0,33$  liefert er ein ganz ähnliches Resultat.

Tab. 3.4.2: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Querzugfestigkeit des Buchen-Brettschichtholzes bei 12% Holzfeuchte

Holzart	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [%]	Mittelwert [%]	Größtwert [%]	CoV [-]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test $p$ -Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test $p$ -Wert [-]
BU_T90_A	40	2,05	3,96	6,23	26,4	0,21	-0,53	0,69	0,99
BU_T90_B	41	1,78	3,81	5,91	25,9	0,06	-0,78	0,86	0,82
BU A&B	81	1,78	3,88	6,23	26,1	0,16	-0,54	0,58	0,87

\* für die logarithmierten Werte

Der Korrelationskoeffizient nach Pearson zwischen den beiden Serien A und B beträgt  $r = 0,63$ . Der Korrelations-Test `cor.test` im Statistik-Programm R ergibt ein 95%-Konfidenzintervall für den Korrelationskoeffizient von 0,41 bis 0,78 und  $p = 5,9 \cdot 10^{-5}$ . Die Null-Hypothese, dass der Korrelationskoeffizient Null ist, musste demnach verworfen werden. Der  $\chi^2$ -Test für die Serien A und B mit der Nullhypothese, dass beide Stichproben einer gemeinsamen Grundgesamtheit entstammen, ergibt  $p = 0,24$ . Die Prüfergebnisse der Serie A und B sind demnach stochastisch abhängig voneinander, wie dies auf Grund der Herstellung zu erwarten war.

Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Querzugfestigkeit des Buchen-BSH sind in Tabelle 3.4.2 zusammengefasst. Bei Buchen-BSH ist die Querzugfestigkeit mit einer Schiefe nahe Null, wie in Abbildung 3.4.6 a zu sehen, symmetrisch verteilt. Die Kurtosis von  $-0,32$  weist auf eine gegenüber der Normalverteilung spitzgipflige Verteilung hin. Sowohl der Shapiro-Wilk- als auch der Kolmogorov-Smirnov-Test liefern hohe  $p$ -Werte. Die Null-Hypothese, dass die Stichprobe einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammt, kann demnach nicht verworfen werden.

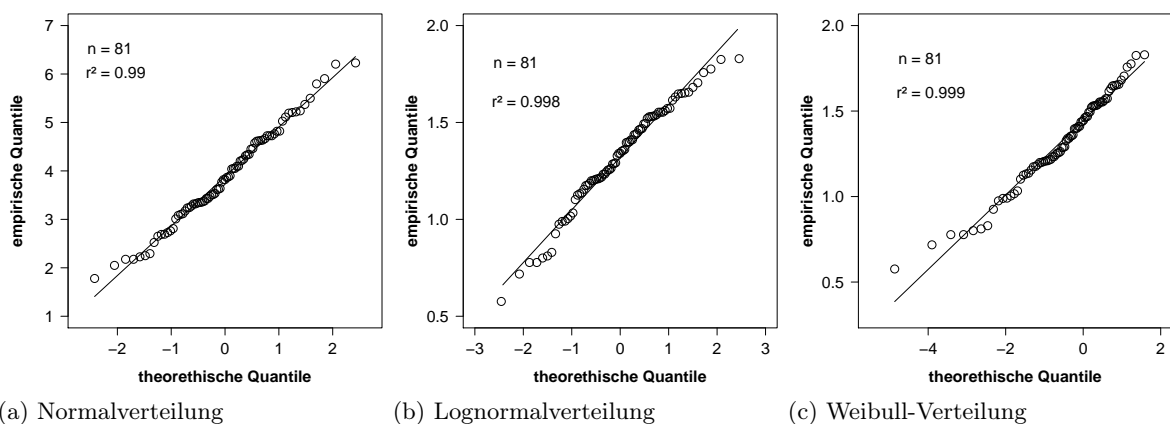


Abb. 3.4.8: QQ-Diagramme der Querzugfestigkeit von Buchen-BSH bei Normal-, Lognormal- bzw. Weibull-Verteilung

Der Vergleich der QQ-Diagramme in den Abbildungen 3.4.8 a bis c bestätigt diese Annahme, da in Abbildung 3.4.8 a die Wertepaare sehr nahe der Ausgleichsgeraden liegen. Vergleicht man die Bestimmtheitsmaße der Ausgleichsgeraden bei Normal-, Lognormal- und Weibull-Verteilung, fällt es für die Normalverteilung am höchsten aus. Bei einer Probenanzahl von 81 liegt der Mittelwert der normalverteilten Grundgesamtheit mit 75%-iger Wahrscheinlichkeit bei  $3,77 \pm 0,14 \text{ N/mm}^2$ , schwankt also um etwa  $\pm 3,67 \%$ .

### Charakteristische Querzugfestigkeit des Buchen-Brettschichtholzes

Die Bestimmung der charakteristischen Querzugfestigkeit erfolgt nach ON EN 14 358 (2007, S. 6), obwohl die empirischen Querzugfestigkeiten des Buchen-Brettschichtholzes eher einer Normal- als einer Lognormalverteilung entstammen. Der Faktor für die Standardabweichung zur Berücksichtigung der statistischen Unsicherheiten aus der beschränkten Anzahl der Prüfergebnisse  $k_s$  nach Gleichung (2.32) auf S. 50 wurde mit der Probenanzahl der Serie A ( $n_A = 40$ ) bzw. B ( $n_B = 41$ ) zu 1,8337 bzw. 1,8310 bestimmt. Für die Serie A ergab sich die charakteristische Querzugfestigkeit zu  $f_{c,90,k}^A = 2,30 \text{ N/mm}^2$  für Serie B zu  $f_{c,90,k}^B = 2,22 \text{ N/mm}^2$ . Das 5%-Quantil aller Prüfergebnisse beträgt  $f_{c,90,05} = 2,23 \text{ N/mm}^2$ . Nach den vorliegenden Materialprüfungen darf für die charakteristische Querzugfestigkeit des Buchen-Brettschichtholzes nach ON EN 408 (2010, S. 22 ff.) zu  $f_{c,90,k}^{BU} = 2,2 \text{ N/mm}^2$  angenommen werden.

Tab. 3.4.3: Mittel-, 5%-Quantil- und charakteristischer Werte für Querzugfestigkeit und Querzug-Elastizitätsmodul des Eschen- und Buchen-Brettschichtholzes

Serie	Eschen-BSH				Buchen-BSH			
	5%- Quantil $f_{c,90,05}^{ES}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	char. Wert EN 14 358 $f_{c,90,k}^{ES}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	5%- Quantil $E_{c,90,05}^{ES}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	char. Wert EN 14 358 $E_{c,90,k}^{ES}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	5%- Quantil $f_{c,90,05}^{BU}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	char. Wert EN 14 358 $f_{c,90,k}^{BU}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	5%- Quantil $E_{c,90,05}^{BU}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	char. Wert EN 14 358 $E_{c,90,k}^{BU}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Serie A	1,27	1,17	840	800	2,17	2,30	1 124	1 065
Serie B	1,66	1,54	978	977	2,25	2,22	1 119	1 092
Serien A&B	1,36	1,36	898	870	2,23	2,30	1 119	1 082

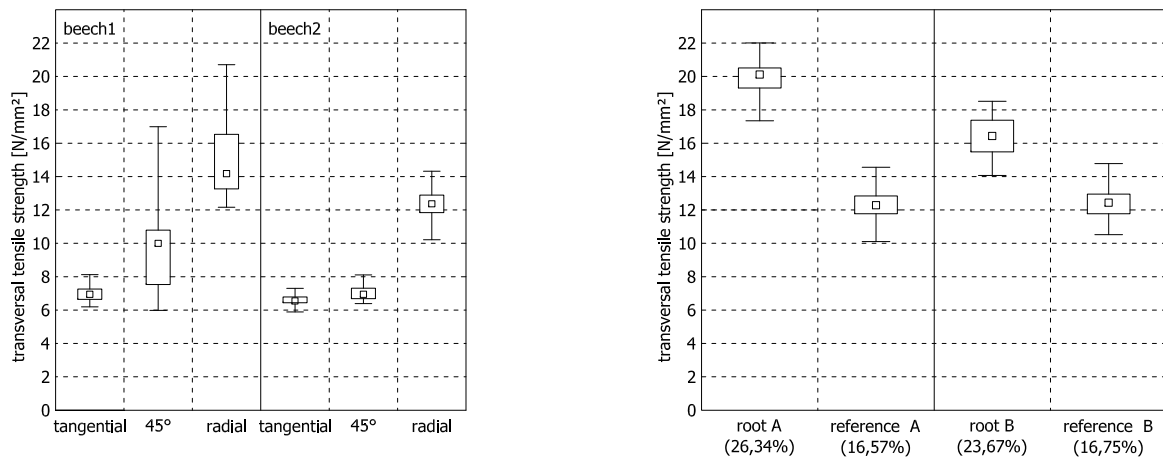
Die charakteristische Querzugfestigkeit des Buchen-Brettschichtholzes von  $f_{c,90,k}^{BU} = 2,2 \text{ N/mm}^2$  übertrifft die des Eschen-Brettschichtholzes mit  $f_{c,90,k}^{ES} = 1,3 \text{ N/mm}^2$  um 69 %. Der Anteil der Bretter mit Markröhre betrug bei Buchen-BSH nur sechs von 649, d. h. weniger als 1 %. Die höchsten Querzugspannungen im Brettschichtholz treten auf Grund der Orthotropie des Holzes in der Mitte von Brettern auf, deren Markröhren in der gleichen Breitseite zentrisch übereinander liegen (siehe Blaß und Schmid (1999, S. 70 ff.) und Dill-Langer (2004, S. 32)). Da die verwendeten Buchenbretter meist kerngetrennt waren, vermeidet der Einschnitt gegenüber dem der verwendeten Eschenbretter hohe Spitzen der Querzugspannung im Brettschichtholz.

Der zweite wesentliche Grund für die deutlich höhere Querzugfestigkeit von Buchen- gegenüber Eschen-BSH liegt in der Holzanatomie: Buche weist als Zerstreutporer bei Zug in radialer Richtung keine Schwächung durch die ringförmig angeordneten, großlumigen Frühholzgefäße auf. Im Gegenteil: Der hohe Anteil an mehrreihigen Markstrahlen bildet eine Querzugbewehrung.

Die Unterschiede der Zugfestigkeit von Kleinproben aus Buchenholz in tangentialer und radialer Richtung bzw. unter 45° beschrieben Burgert, Bernasconi und Eckstein (1999, S. 399) in

Abbildung 3.4.9 a. Weiterhin wiesen sie auf den Zusammenhang von höheren Volumenanteilen der Holzstrahlen in Wurzelanläufen und höheren Querkzugfestigkeiten in radialer Richtung im Vergleich zu den jeweils niedrigeren Werten im normalen Stammholz hin (siehe Abbildung 3.4.9 b).

Nach Scheffler, Niemz, Lustig und Hardtke (2004, S. 96) unterscheidet sich die Bruchzähigkeit im Modus I von Rotbuche für einen Winkel von  $\varphi = 0^\circ$  zwischen Jahring und Lastrichtung mit  $K_{Ic,0} = 0,83 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  deutlich vom Wert für  $\varphi = 90^\circ$  mit  $K_{Ic,90} = 1,2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Für den Zerstreuporer Eiche unterscheidet sich die Bruchzähigkeit im Modus I für  $\varphi = 0^\circ$  mit  $K_{Ic,0} = 0,51 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  zu  $K_{Ic,0} = 0,66 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  für  $\varphi = 90^\circ$  weniger stark. Somit können die unterschiedlichen charakteristischen Querkzugfestigkeiten von Buchen- und Eschen-BSH auf die anatomischen Unterschiede der beiden Holzarten und den unterschiedlichen Einschnitt zurückgeführt werden.



(a) Transversale Zugfestigkeit zweier Buchen (radiale und tangentiale Beanspruchung = 50 Proben; Beanspruchung unter einem  $45^\circ$ -Winkel = 25 Proben)

(b) Radiale Zugfestigkeit von Wurzelanläufen und Vergleichsproben von zwei Buchen (je 50 Proben); der Holzstrahlanteil ist in Klammern angegeben

Abb. 3.4.9: Zugfestigkeiten bei Buchen-Kleinproben in Abhängigkeit von der Beanspruchungsrichtung quer zur Faserrichtung und dem Anteil der Holzstrahlen nach Burgert u. a. (1999, S. 399)

### 3.4.5 Querkzug-Elastizitätsmodul

Für Eschen-Brettschichtholz wurde der Mittelwert  $E_{t,90,\text{mean}} = 1115 \text{ N/mm}^2$  für den Querkzug-Elastizitätsmodul mit einem Variationskoeffizient von 12% berechnet. Dieser stimmt mit dem für Querdruck nach ON EN 408 (2010) in Höhe von  $E_{c,90,\text{mean}} = 1220 \text{ N/mm}^2$  mit einem Variationskoeffizient von 15% ermittelten gut überein. In Abbildung 3.4.3 b auf S. 81 ist das Histogramm der Querkzug-Elastizitätsmoduln für Eschen-BSH dargestellt.

Für Buchen-Brettschichtholz wurde der Mittelwert  $E_{t,90,\text{mean}} = 1212 \text{ N/mm}^2$  für den Querkzug-Elastizitätsmodul mit einem Variationskoeffizient von 7,4% berechnet. Dieser stimmt mit dem für Querdruck nach ON EN 408 (2010) in Höhe von  $E_{c,90,\text{mean}} = 1040 \text{ N/mm}^2$  mit einem Variationskoeffizient von 27% ermittelten nicht überein, da das Buchenholz zwei verschiedenen

Wuchsgebieten entstammt und der Einschnitt sich unterschied. In Abbildung 3.4.6 b auf S. 86 ist das Histogramm der Querkzug-Elastizitätsmoduln für Buchen-BSH dargestellt.

In Tabelle 3.4.4 sind die Kleinst-, Mittel- und Größtwerte des Querkzug-Elastizitätsmoduls angegeben. Auch einige statistische Kenngrößen wurden aufgeführt. Die positive Kurtosis zeigt die gegenüber der Normalverteilung spitzgipflige Verteilung an. Die negative Schiefe weist auf eine linksschiefe Verteilung hin.

Tab. 3.4.4: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte des Querkzug-Elastizitätsmoduls bei 12 % Holzfeuchte

Serie	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [%]	Mittelwert [%]	Größtwert [%]	CoV [-]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test p-Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test p-Wert [-]
Esche	A	36	907	1 163	1 402	9,05	-0,12	0,17	0,85
	B	26	653	1 077	1 242	13,7	-1,02	0,43	0,01
	A&B	62	653	1 127	1 402	11,6	-0,95	1,63	0,00
Buche	A	43	889	1 222	1 596	8,42	0,45	4,21	0,00
	B	43	1 003	1 202	1 345	6,24	-0,19	-0,20	0,56
	A&B	86	889	1 212	1 596	7,43	0,38	4,06	0,00*

\* für die logarithmierten Werte

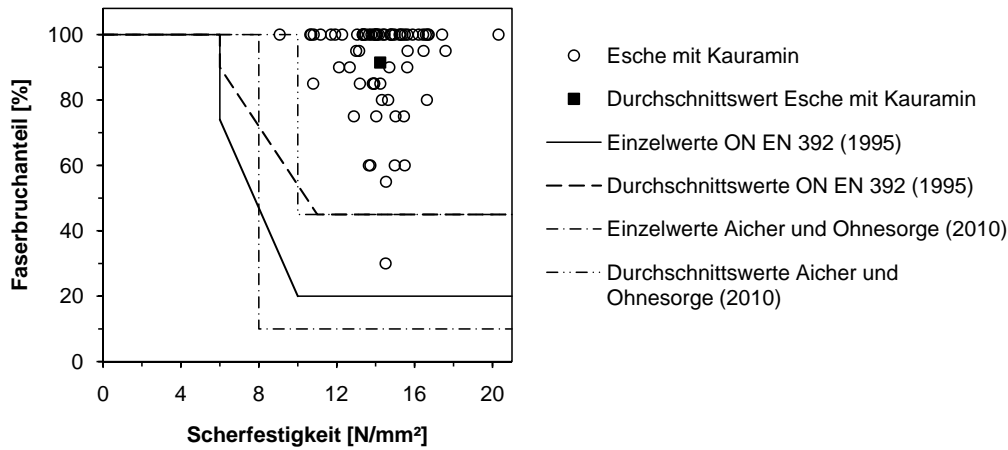
### 3.4.6 Scherfestigkeit der Klebefugen

Die Scherfestigkeit der 69 Klebefugen des Eschen-Brettschichtholzes wurde nach ON EN 392 (1995) ermittelt. Die minimale Scherfestigkeit betrug beim mit *Kauramin 683/688* verklebten Eschen-BSH  $9,1 \text{ N/mm}^2$ , die maximale  $20,3 \text{ N/mm}^2$  und der Mittelwert  $14,2 \text{ N/mm}^2$ . Das 5%-Quantil der empirischen Verteilung ergab sich zu  $10,7 \text{ N/mm}^2$  und der Variationskoeffizient zu 13,1 %. Der Holzbruchanteil wurde zu 30... 91,4... 100 % festgestellt. Die Mindestanforderungen nach Tabelle 2 der ON EN 386 (2002) für die Durchschnittswerte werden mit Faktor zwei übererfüllt und die für die Einzelwerte werden ebenfalls eingehalten (siehe Abbildung 3.4.10 a).

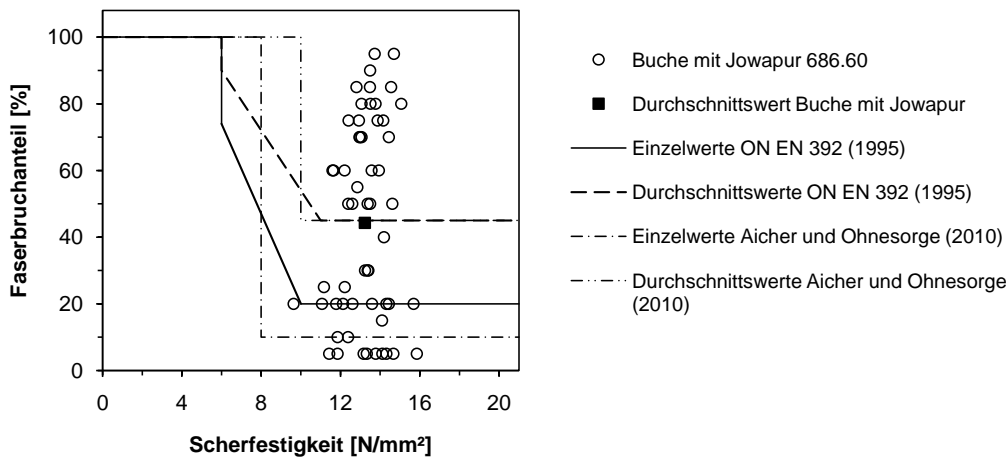
Die minimale Scherfestigkeit betrug beim mit *Jowapur* verklebten Buchen-BSH  $9,63 \text{ N/mm}^2$ , die maximale  $15,85 \text{ N/mm}^2$  und der Mittelwert  $13,2 \text{ N/mm}^2$ . Das 5%-Quantil der empirischen Verteilung ergab sich zu  $11,4 \text{ N/mm}^2$  und der Variationskoeffizient zu 9,0 %. Der Holzbruchanteil wurde zu 5... 44,3... 95 % festgestellt. Die Mindestanforderungen nach Tabelle 2 der ON EN 386 (2002) für die Durchschnittswerte werden knapp nicht erfüllt. Von den 56 Einzelwerten werden bei 29 Prüfungen (52 %) die Mindestanforderungen nicht eingehalten (siehe Abbildung 3.4.10 b).

Die minimale Scherfestigkeit betrug beim mit *Kauramin 663/688* verklebten Buchen-BSH  $8,03 \text{ N/mm}^2$ , die maximale  $16,3 \text{ N/mm}^2$  und der Mittelwert  $13,9 \text{ N/mm}^2$ . Beim Kleinstwert brach zu 100 % das Holz, wobei etwa 75 % der Bruchfläche einem Jahrring folgten. Das 5%-Quantil der empirischen Verteilung ergab sich zu  $12,3 \text{ N/mm}^2$  und der Variationskoeffizient zu 8,8 %. Der Holzbruchanteil wurde zu 75... 97,7... 100 % festgestellt. Die Mindestanforderungen nach Tabelle 2 der ON EN 386 (2002) für die Durchschnittswerte werden erfüllt. Alle 56 Einzelwerte hielten die Mindestanforderungen ein (siehe Abbildung 3.4.10 c).

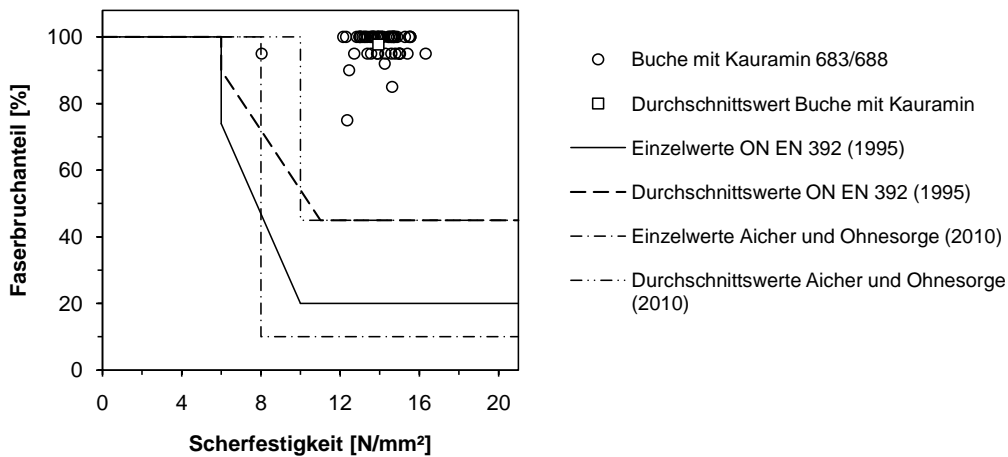




(a) Eschen-BSH mit *Kauramin*



(b) Buchen-BSH mit *Jowapur*



(c) Buchen-BSH mit *Kauramin*

Abb. 3.4.10: Faserbruchanteil in Abhängigkeit der Scherfestigkeit; die Polygone stellen die Mindestanforderungen an Einzelwerte und Mittelwerte nach ON EN 386 (1995) und den Vorschlag nach Aicher und Ohnesorge (2010) für Buchenbrettschichtholz dar

Die Klebstoffschicht bei den Buchen-Probekörpern selbst brach fast nie. Je nach Jahrringlage der angrenzenden Buchenquader fand sich mehr oder weniger dicker Faserbelag auf dem Klebstoff. Sprang der Bruch von einem Übergangsbereich zum gegenüber liegenden, gab es meist scharfe Abgrenzungen ähnlich wie bei Tafelbergen.

### 3.5 Schlussfolgerungen

Für querzugbeanspruchte Bauteile aus Eschen-Brettschichtholz sollten nur Bretter ohne Risse um die Markröhre zum Einsatz kommen. Die charakteristische Querszugfestigkeit von  $f_{t,90,k} = 1,3 \text{ N/mm}^2$  wurde unter Berücksichtigung der Proben mit Mark und Kernrissen ermittelt. Übersteigt der Anteil der markhaltigen Bretter 7,2 % wesentlich, ist die charakteristische Querszugfestigkeit abzumindern, wobei  $f_{t,90,05}^A = 1,2 \text{ N/mm}^2$  die untere Schranke darstellt. Da bei der Festigkeitssortierung Kernrisse nur schwer erkannt werden können, sollten die Bretter möglichst aus Seitenware bestehen oder zumindest kerngetrennt eingeschnitten werden.

Der Mittelwert von  $f_{t,90,\text{mean}} = 2,78 \text{ N/mm}^2$  für Eschen-BSH liegt im Bereich der über die Gleichungen (3.1) bis (3.3) abgeschätzten und in Tabelle 3.2.1 auf S. 68 aufgeführten Werte. Auch das 5%-Quantil der Querszugfestigkeit von  $f_{t,90,05} = 1,36 \text{ N/mm}^2$  entsprach der Erwartung. **ON EN 338 (2008)** gibt die charakteristische Zugfestigkeit quer zur Faser mit  $f_{t,90,k} = 0,6 \text{ N/mm}^2$  für Laubvollholz der Festigkeitsklassen D18 bis D70 an.

Der mittlere Querszug-Elastizitätsmodul des Eschen-Brettschichtholzes betrug  $E_{t,90,\text{mean}} = 1115 \text{ N/mm}^2$  und streute mit einem Variationskoeffizient von 12,4 %. Der charakteristische Querszug-Elastizitätsmodul ergab sich nach **ON EN 14 358 (2007)** zu  $E_{t,90,k} = 870 \text{ N/mm}^2$ .

Das Buchen-BSH aus gedämpften, zu 99 % kerngetrennten Brettern erzielte in Querszugprüfungen nach **ON EN 408 (2010)** einen Mittelwert der Querszugfestigkeit von  $f_{t,90,\text{mean}} = 3,88 \text{ N/mm}^2$  bei einem Variationskoeffizient von 29 %. Die charakteristische Querszugfestigkeit betrug nach **ON EN 14 358 (2007)**  $f_{t,90,k} = 2,2 \text{ N/mm}^2$ . Der mittlere Querszug-Elastizitätsmodul ergab sich zu  $E_{t,90,\text{mean}} = 1238 \text{ N/mm}^2$  und streute mit einem Variationskoeffizient von 7,4 %. Auch der charakteristische Querszug-Elastizitätsmodul  $E_{t,90,k} = 1082 \text{ N/mm}^2$  übersteigt den des Eschen-BSH deutlich.

Die Mittelwerte der Querszugfestigkeit von Buchen- und Eschen-BSH unterscheiden sich mit 3,88 zu 2,93  $\text{N/mm}^2$  signifikant (-24 %), wobei die Varianzen nicht signifikant unterschiedlich sind. Werden nur die Querszugfestigkeit von Eschen-BSH ohne Mark im Probekörper einbezogen, fällt der Unterschied mit 3,88 zu 3,16  $\text{N/mm}^2$  (-19 %) nicht mehr so deutlich aus, ist aber dennoch signifikant.

Die Mittelwerte der Querszug-Elastizitätsmoduln von Buchen- und Eschen-BSH unterscheiden sich mit 1213 zu 1146  $\text{N/mm}^2$  signifikant (-8,0 %), wobei die Varianzen nicht signifikant unterschiedlich sind. Werden nur die Querszug-Elastizitätsmoduln von Eschen-BSH ohne Mark im Probekörper einbezogen, fällt der Unterschied mit 1213 zu 1163  $\text{N/mm}^2$  (-5,4 %) nicht mehr so deutlich aus, ist aber dennoch signifikant.

Durch die experimentelle Überprüfung konnte gezeigt werden, dass die genormte charakteristische Querszugfestigkeit die tatsächliche um mindestens die Hälfte unterschreitet. Die durch wechselndes Klima verursachten Holzfeuchteänderungen führen zur ungleichmäßigen Holz-

feuchteverteilung innerhalb des Querschnitts. Je schneller diese Änderungen erfolgen, desto höher sind die induzierten Spannungen. Von [Dill-Langer \(2004\)](#) wurde Nadelholz untersucht; für Laubholz liegen keine Publikationen zur *Schädigung von Brettschichtholz bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung* vor. Die TU München hat das Projekt *Gebäudeklima – Langzeitmessung zur Bestimmung der Auswirkungen auf Feuchtegradienten in Holzbauteilen* im Jänner 2012 abgeschlossen (siehe [Gamper u. a. \(2012\)](#) und Abschnitt [3.2.4](#), S. 70). Auf der Grundlage von Beanspruchung, resultierender Schädigung und den Querkzug-Elastizitätsmoduln und -festigkeiten könnten die derzeitigen normativen Regelungen zur charakteristischen Querkzugfestigkeit überprüft werden.



### 3.6 Zusammenfassung der Querkzugkennwerte für Buchen- und Eschen-BSH

#### Randbedingungen

Rohdichte des Buchen-Brettschichtholzes $\rho_{12}$ :	712... 735... 753 kg/m <sup>3</sup>
Rohdichte des Eschen-Brettschichtholzes:	≈ 750 kg/m <sup>3</sup>
Holzfeuchte des Buchen-Brettschichtholzes:	≈ 10,9 %
Holzfeuchte des Eschen-Brettschichtholzes:	10,6... 11,1... 11,7 %

#### Charakteristische Querkzugfestigkeit und -Elastizitätsmodul ( $u = 12\%$ )

##### – Buchen-Brettschichtholz

$$\begin{aligned}
 f_{t,90,k} &= 2,2 \text{ N/mm}^2 & CoV &= 26\% & \text{kerngetrennt, gedämpft} \\
 E_{t,90,k} &= 1\,080 \text{ N/mm}^2 \\
 E_{t,90,\text{mean}} &= 1\,240 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

##### – Eschen-Brettschichtholz

$$\begin{aligned}
 f_{t,90,k} &= 1,2 \text{ N/mm}^2 & CoV &= 38\% & \text{Probekörper mit Mark} \\
 f_{t,90,k} &= 1,3 \text{ N/mm}^2 & CoV &= 39\% & \text{sägefallend mit Mark} \\
 f_{t,90,k} &= 1,5 \text{ N/mm}^2 & CoV &= 36\% & \text{kernfrei} \\
 E_{t,90,k} &= 870 \text{ N/mm}^2 \\
 E_{t,90,\text{mean}} &= 1\,100 \text{ N/mm}^2
 \end{aligned}$$

Querkzug ist eine der häufigsten Schadensursachen. Mit Konstruktionen bei denen die neuen, mindestens doppelt so hohen Querkzugfestigkeiten angesetzt wurden, gibt es keinerlei Erfahrungen. Zu beachten gilt es den Volumeneffekt nach Gleichung (3.24) aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 52). Bei der Bemessung sollte daher vorsichtig vorgegangen werden und insbesondere das Risiko für Rissbildung durch Holzfeuchteänderungen kritisch beurteilt werden.

$$k_{\text{vol}} = \begin{cases} 1,0 & \text{für Vollholz} \\ \left(\frac{V}{V_0}\right)^{0,2} & \text{für Brettschichtholz und Furnierschichtholz mit} \\ & \text{allen Furnieren in Richtung der Stabachse} \end{cases} \quad (3.24)$$

$f_{t,90,k}$	charakteristische Querkzugfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$E_{t,90,k}$	charakteristische Querkzug-Elastizitätsmodul in N/mm <sup>2</sup>
$E_{t,90,\text{mean}}$	mittlerer Querkzug-Elastizitätsmodul in N/mm <sup>2</sup>
$V_0$	Bezugsvolumen von 0,01 m <sup>3</sup>



# 4 Auszieh widerstand von Holzbauschrauben

## 4.1 Geschichte der Holzbauschrauben

### 4.1.1 Von der handwerklichen bis zur industriellen Produktion

Die Schraubenform ist aus der Anschauung von Weinreben oder aufgerollten Schnüren von jeher bekannt. Die ersten Belege für die technische Nutzung stammen nicht von Befestigungsschrauben. Der assyrische König Sin-ahhe-eriba ließ die hängenden Gärten von Babylon und Ninive im 7. Jahrhundert v. Chr. mit Hilfe schraubenförmiger Wasserhebemaschinen bewässern, die der griechische Mathematiker Archytas von Tarent (\*428, +350 v. Chr.) beschrieb. Heute ist diese Maschine als Archimedische Schraube, nach dem griechischen Physiker und Mathematiker Archimedes von Syrakus (\*287, +212 v. Chr.), benannt (vgl. [Gohnarch, 2011](#)).

Im ersten Jahrhundert v. Chr. wurden hölzerne Schrauben in Pressen für Wein und Öl verwendet. Eine 3,7 cm lange Holzschraube aus Bronze „fand man zum ersten Male in Gradac in der Herzegowina“ ([Kellermann und Treue, 1962](#), S. 145) zusammen mit Münzen aus der Zeit um 350 n. Chr. Befestigungsschrauben wurden bei Fibeln und Armreifen im 4. Jh. als Verschluss von zwei mit einem Scharnier verbundenen Teilen verwendet. Dabei wurde das Gewinde gegossen, eingefeilt oder durch das Auflöten eines Drahtes hergestellt (vgl. [Kellermann und Treue, 1962](#), S. 154 ff.). Eine Zeichnung für eine Maschine zum Schneiden von Gewinden in Holzstangen ist von Leonardo da Vinci (\*1452, +1519) aus der Zeit um 1500 überliefert.

Von [Agricola \(1556, S. 364\)](#) wird die Verwendung von Schrauben aus Eisen für die Befestigung des Leders am Holzrahmen eines Blasebalgs beschrieben. Der Rohling für eine Holzschraube mit einer sich verjüngenden Spitze musste damals einzeln von Hand geschmiedet werden. In einem zweiten Arbeitsgang wurde das Gewinde eingefeilt (Abbildung [4.1.1 a](#)) und in einem dritten der Schlitz in den Schraubenkopf eingesägt. Das geübte Schmieden eines Nagels dauert nur eine Minute, sodass Schrauben im Vergleich teuer waren und keine weite Verbreitung fanden.

John und William Wyatt aus Staffordshire in England ließen sich 1760 das [British Patent 751 \(1760\) \*Cutting of screws of iron, called wood screws\*](#) ausstellen. 1767 produzierten sie mit etwa 60 Angestellten, Wasserkraft und 36 Maschinen im Durchschnitt 1 200 Gros Schlitzschrauben pro Woche (vgl. [Plane, 2009](#)). Die Herstellung von knapp zehn Schrauben pro Minute auf einer Maschine gilt als eines der ersten Beispiele für industrielle Massenfertigung (vgl. [Anonymus, 1980](#)).

Der Engländer Jesse Ramsden (\*1735, +1800) perfektionierte ab 1762 eine Drehbank zur Herstellung von Metallschrauben in elf Jahren soweit, dass Maschinenschrauben mit Toleran-



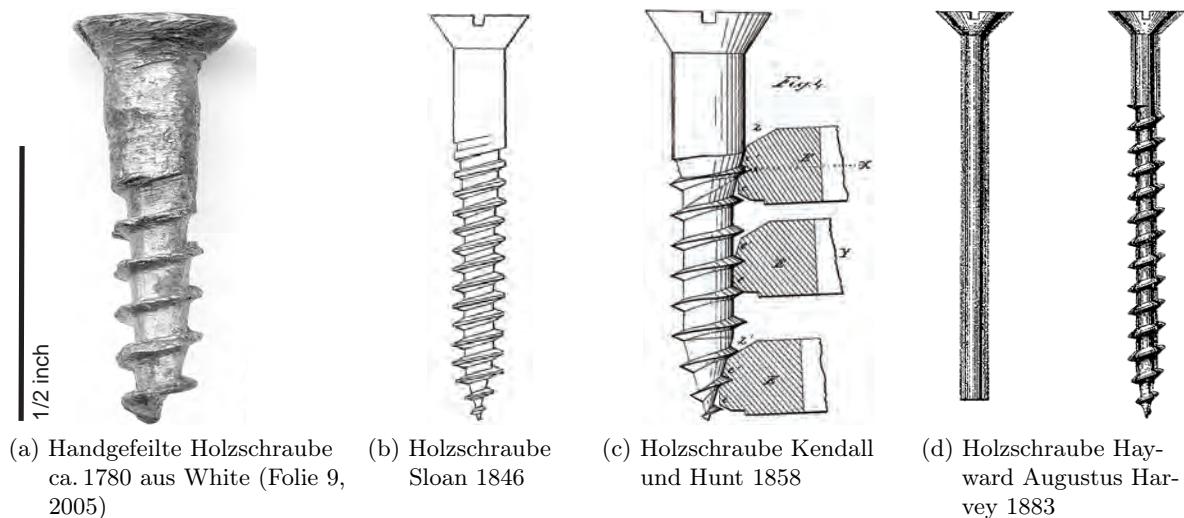


Abb. 4.1.1: Entwicklung von gefeilten über gedrehte bis gewalzte Holzschrauben

zen kleiner  $\frac{1}{4000}$  inch hergestellt werden konnten (Rybczynski, 2000, S. 97). Die Entwicklung von Drehbänken war für präzise Schrauben entscheidend und die Produktivitätssteigerungen machten den Einsatz von Schrauben preiswerter.

Abom und Jackson gründeten 1810 die erste Schraubenfabrik in Nordamerika im Bundesstaat Rhode Island, welcher sich als erster von dreizehn nordamerikanischen Kolonien 1776 von der Britischen Krone losgesagt hatte. John Gerard Colbert beschrieb 1817 die Herstellung von Schrauben aus Draht und das Stauchen des Kopfes in einem Gesenk mit Hammerschlägen (Colbert, 1817). Lemuel Wellman Wright gelingt es je zwei Arbeitsschritte in einer Maschine zu bewerkstelligen: *Kappen des Drahtes* und *Formen des Kopfes* bzw. *Gewindeschneiden* und *Schlitzten des Kopfes* (British Patent 5 473, 1827; British Patent 5 473, 1828). Miles Berry beschreibt in British Patent 7 291 (1837) eine Gewindeschneidmaschine, die parallele und konische Gewinde, wie auch Bohrspitzen herzustellen vermochte. Ab 1836 wurde eine Serie von Patenten zur Schraubenherstellung als *communications from abroad* in Großbritannien durch Patentagenturen angemeldet (vgl. Bennett, 1988, S. 23). Dies zeigt, dass der Schwerpunkt der Weiterentwicklung von Schrauben sich von Großbritannien in die USA verschoben hatte. General Thomas William Harvey (\* 1795, † 1868) verbesserte 1837 die Maschine für das Ablängen des Drahtes und das Stauchen verschiedener Kopfformen (US 000 000 149, 1837).

Je steiler das Gewinde, desto weniger Umdrehungen werden für das Einschrauben benötigt. Allerdings wird eine Zugkraft in Schraubenachse über die Gewindeflanken übertragen und eine große Gewindesteigung reduziert die Fläche der Gewindeflanken zur Lastübertragung. Schrauben mit Doppelganggewinde erfand 1839 Thomas Henry Ryland (British Patent 8 005); sie vereinigen schnelles Eindrehen mit engem Gewindeflankenabstand.

Die Form der Holzbauschrauben, die auch in DIN 97 (2010) wiedergegeben wird, beschreibt Thomas J. Sloan in seinem US-Patent 1846 wie folgt (siehe Abbildung 4.1.1 b):

„[...] but the nature of my improved screw consists in forming on a screw of the ordinary shape a conical point and extending the thread of the screw with the same pitch, but gradually diminishing in width to the end of said point, by which means the screw can

be entered into the wood without boring, unless the wood is very hard, in which case it follows better, works straight, and holds more firmly than any other heretofore made“ (US 000 004 704, 1846).

Die erste österreichische Schraubenfabrik wurde 1848 nach der Übernahme der väterlichen Schmiede durch Anton Urban (★1827, †1885) in der Wiener Vorstadt Wieden aufgebaut und bereits 1883/84 beschäftigte das Floridsdorfer Stammwerk 450 Arbeiter (Kellermann und Treue, 1962, S. 227).

1852 patentierte Cullen Whipple (★1801, †1868) in der Hauptstadt des Bundesstaates Rhode Island Providence eine praktikable Drehmaschine, die die Schraubenrohlinge zuspitzte und das Gewinde bis zur Schraubenspitze schnitt (US 000 009 477). Henry L. Kendall und Homer P. Hunt entwickelten einen Drehmeißel mit dem sich das ganze Gewinde schneiden ließ (Abbildung 4.1.1 c, US 000 021 641, 1858) und die Kerbwirkung beim Übergang vom Gewinde zum Schaft durch einen sanfteren Übergang vermindert wurde. In Großbritannien wurde die gleiche Erfindung von George Tomlinson Bousfield als **British Patent 2306 (1858)** registriert. Verschiedene Bohrspitzen, welche an Handholzbohrer erinnern, wurden von Robert Dawson Clegg aus Manchester 1858 erfunden (**British Patent 2341, 1858**). Die älteste Holzschraubenfabrik Deutschlands ALTENLOH, BRINCK & CO, welche 1824 die Fertigung aufnahm (vgl. Kellermann und Treue, 1962, S. 205) und 1866 mit der industriellen Produktion von Holzschrauben auf Vollautomaten des New Yorkers Thomas J. Sloan begann (vgl. Kellermann und Treue, 1962, S. 236), produzierte ab 1867 Gewinde mit zwei gegenläufigen Walzen, dem sogenannten Rollkopf. Dieses Durchlauf-Axialschubverfahren kommt bis heute bei der Herstellung von Holzbauschrauben mit Längen über 600 mm und Gewindestangen mit Holzschraubengewinde nach **DIN 7998 (1975)** zur Anwendung.

### 4.1.2 Moderne Herstellungsverfahren

Moderne Holzbauschrauben bis 14 mm Durchmesser werden durch mehrstufiges Fließpressen bei Raumtemperatur hergestellt. Nach dem Ablängen des Drahtes aus niedriggekohltem, borlegiertem Stahl wird mit einem Schlag der Schraubenkopf birnenförmig vorgeformt und mit einem zweiten Schlag in einem weiteren Gesenk Innen- bzw. Außenangriff, Prägung für Hersteller und Länge und eventuell Unterkopfrippen fertig gestaucht. Dann wird zwischen sich gegeneinander verschiebenden gerillten Flachbackenwalzen das Gewinde (event. zweites Gewinde, Reibschaf etc.) aufgerollt, die Spitze (vor-) geformt und überstehendes Material gekappt.

Die Idee für dieses Verfahren ließ sich bereits 1831 Hazard Knowles aus New York patentieren (US 0X0 006 441). Doch erst als der Engländer Henry Bessemer ab 1855 dem Roheisen durch das Einblasen von Luft Kohlenstoff in der Bessemerbirne entzog (**British Patent 2321, 1855**), wurde die nötige Kaltverformung beim Walzvorgang möglich. Im Jahr 1880 meldete Hayward Augustus Harvey (★1824, †1893), Sohn von General Thomas William Harvey, ein Patent zum Aufrollen von Gewinden auf Schraubenrohlinge an (US 000 223 730, siehe Abbildung 4.1.2).

Er produzierte mit Segmentwalzen ab 1881 in der HARWAY SCREW COMPANY aus einer Tonne Draht 1 800 Gros Schrauben Nr. 10 mit 1 1/2 inch Länge. Beim spanenden Verfahren mit Drehmeißel konnten lediglich 734 Gros Schrauben aus der gleichen Stahlmenge gefertigt werden (vgl. Harvey, 2004, S. 45). Neben der Materialeinsparung ist die mit der Kaltverformung einhergehende Vergütung des Stahls ein großer Vorteil. Aus dem gleichen Drahtdurchmesser konnten

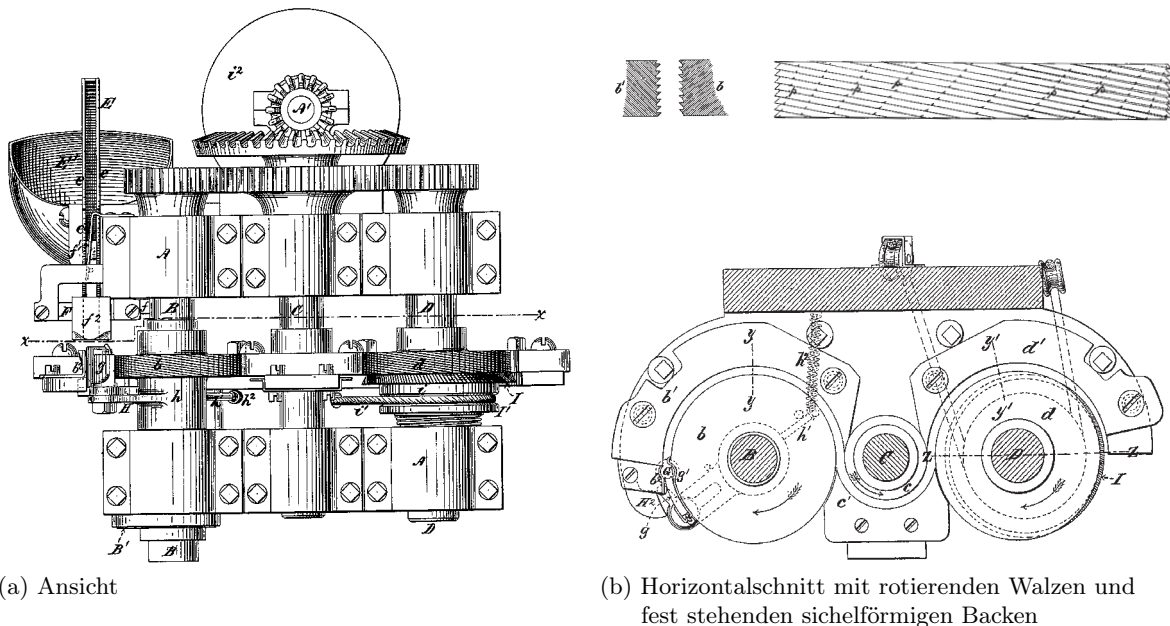


Abb. 4.1.2: Maschine zum Aufrollen des Schraubengewindes von Hayward Augustus Harvey

nun Schrauben mit größerem Gewindeaußendurchmesser (siehe Abbildung 4.1.1 d) bedeutend schneller hergestellt werden: Mit einer Maschine ließen sich statt 15 nun 144 Schrauben pro Minute hergestellten (vgl. [Harvey, 2004](#), S. 47).

Beim Aufrollen des Gewindes auf Schrauben mit zwei Flachbacken gibt es nach dem Patent [US 000 223 730 \(1880\)](#) wie heute eine fest stehende und eine bewegliche Flachbacke. Die Tiefe der Rillen nimmt mit dem Rollweg zu und eventuell sind die erhabenen Teile am Anfang für einen besseren Reibschluss des Drahtes gezahnt. Für eine Halbspitze (Abbildung 4.5.1 c, S. 142) ist ein zweiter Arbeitsgang mit einem Fräsrads notwendig. Die Gewindesteigung wird durch das Formänderungsvermögen, insbesondere der Gefahr von Rissen im Stahl beim Kaltumformen, begrenzt. In diesem Fließpressverfahren werden Holzbauschrauben mit einer Länge bis 600 mm hergestellt.

Das Anlassen unter Schutzatmosphäre und die Schlussvergütung in Öl sorgen für die erforderliche Zähigkeit, Zug-, Biege- und Torsionsfestigkeit. Der Legierungsbestandteil Bor trägt dazu bei, dass nach dem Härten ein zäher, gleichmäßiger Stahl mit optimalem Gefüge (etwa 90 % Martensit) entsteht. Üblich sind Zugfestigkeiten zwischen 800 und 1400 N/mm<sup>2</sup> bezogen auf den Kern- bzw. Schaftquerschnitt (siehe [Pirnbacher und Schickhofer \(2007, S. F20\)](#) und Abschnitt 4.6.1). Nach dem Beizen erfolgt das elektrolytische Verzinken oder das nichtelektrolytische Aufbringen von Zinklamellenüberzügen. Beim Beizen und beim elektrolytischen Verzinken besteht die Gefahr, dass atomarer Wasserstoff in den Werkstoff eingetragen wird. Inhibitoren können die „Wasserstoffbildungsrate senken und/oder die Phasengrenzaktivität des atomaren Wasserstoffs vermindern“ ([Anonymus, 2008](#), S. 3 f.). Das anschließende Tempern bei 210 bis 225 °C treibt den eventuell im Gefüge eingelagerten Wasserstoff aus. Die gelbe oder blaue Chromatierung schützt die Zinkoberfläche vor Korrosion, dem sogenannten Weißrost. Eine hitzebeständige, dreiwertige Blauchromatierung eröffnet die Möglichkeit am Ende der galvanischen Prozessfolge eine Wärmebehandlung bei 215 °C durchzuführen ([Preikschat und](#)

Jansen, 2001). Zum Schluss aufgebrachte organische Beschichtungen können durch die Reibwärme beim Eindrehen erweichen und als Gleitmittel, beim Abkühlen als Klebstoff zwischen Schraube und Holz dienen.

### 4.1.3 Längen und Durchmesser von Holzbauschrauben

Der Trend zu immer größeren Durchmessern und Längen von Holzbauschrauben ist ungebrochen und im Folgenden soll anhand einiger Beispiele die Entwicklung seit den 1970er Jahren in Deutschland nachvollzogen werden.

Die Sechskant-Holzschrauben nach **DIN 571 (1975)** hatten Durchmesser von 6 bis 20 mm und Längen bis 180 mm. Die erste bauaufsichtliche Zulassung für Holzbauschrauben Z-9.1-235 stammt aus dem Jahr 1991 von der Firma SPAX INTERNATIONAL GMBH & CO. KG und regelt Teilgewindeschrauben mit 8 und 10 mm Durchmesser bis 400 mm Länge. In Zulassung Z-9.1-361 der Firma WÜRTH GMBH & CO. KG wurden 1998 Schrauben mit 8 mm Durchmesser bis 440 mm Länge zugelassen. Im Jahre 2002 folgten Teilgewindeschrauben mit 600 mm Länge (SPAX Z-9.1-235) und vier Jahre später ebenso lange Vollgewindeschrauben (**Z-9.1-519, 2006**), jeweils mit Durchmessern bis 12 mm. Die Firma SFS INTEC GMBH & CO. KG erhielt im März 2011 die Zulassung **Z-9.1-472 (2011)** für Vollgewindeschrauben mit 13 mm Durchmesser und einer Länge bis 1 000 mm. Im September folgte die **ETA-11/0190 (2011)** der Firma ADOLF WÜRTH GMBH & CO. KG, welche Vollgewindeschrauben mit 14 mm Durchmesser und einer Länge bis 1 500 mm regelt. Das Fließpressen von Spitze, unterem und oberem Gewindeteil erfolgt mit Flachpressbacken. Der mittlere Gewindeteil wird mit Rollköpfen aufgewalzt.

2004 wurden erstmals Gewindestangen mit Holzschraubengewinde nach **DIN 7998 (1975)** von der Firma SPAX INTERNATIONAL GMBH & CO. KG mit 16 mm Durchmesser und bis zu 2 200 mm Länge für Querzugverstärkungen auf den Markt gebracht. Gewindestangen mit Holzschraubengewinde nach **DIN 7998 (1975)** wurden 2010 als Holzverbindungsmitel mit Durchmessern von 16 und 20 mm und bis zu 3 000 mm Länge zugelassen (**Z-9.1-777, 2010**).

### 4.1.4 Kopfformen

Die ersten Holzschrauben aus geschmiedeten Rohlingen trugen quadratische Köpfe oder wurden mit einem mehr oder weniger zentrischen Sägeschlitz versehen. Bei Schlitzschrauben ist das Antriebswerkzeug nicht automatisch zentriert, beim Abrutschen kann sowohl der Schraubenkopf, das Schraubwerkzeug als auch das Werkstück beschädigt werden. Der New Yorker Allan Cummings ließ sich 1875 Holzbauschrauben mit verschiedenen Innenangriffen patentieren (siehe Abbildung **4.1.3 a, US 000 161 390**), in Kanada folgt 1910 Peter Lymburner Robertson (\*1879, +1951) mit einem quadratischen Innenangriff, dessen obere Kanten abgefast sind (**US 000 975 285**). Da die Holzbauschrauben noch nicht gut „bissen“, wurden sie mit einem Hammerschlag ins Holz getrieben und dank der Fase passte das Antriebswerkzeug auch nach der Verformung der Kopffoberseite. J. P. Thompson entwickelte in den 1930er Jahren die Kreuzschlitzschraube, deren Patent ihm von Henry F. Phillips (\*1890, +1958) abgekauft wurde (Abbildung **4.1.3 b, US 002 046 343**). Die Kopfform mit den schrägen Flanken des Innenangriffs führt zum Herauswinden des Antriebswerkzeugs bei zu großem Drehmoment. Dies war notwendig, um das Torsionsversagen der Schrauben beim Eindrehen zu vermeiden, erfordert

aber ermüdendes Anpressen des Antriebswerkzeugs. Die Firma ALTENLOH, BRINCK & CO führte 1966 die *Spanplattenschraube* mit Kreuzschlitz (*x*) unter dem Akronym *Spax* ein.

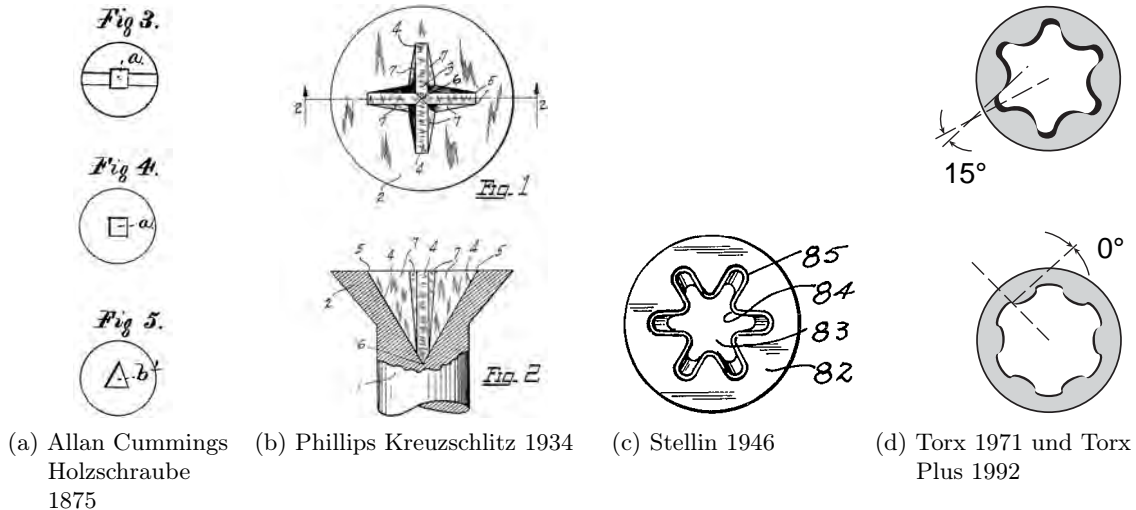


Abb. 4.1.3: Verschiedene Kopfformen mit Innenangriff

Etwa 1911 entwickelte die Firma STANDARD PRESSED STEEL COMPANY in Philadelphia, Pennsylvania die Innensechskantschraube. Im Jahr 1936 wurde die *Innensechskantschraube Bauer und Schaurte*, kurz *Inbus*, von der 1876 gegründeten Firma Bauer & Schaurte (Neuss, Deutschland) patentiert. Gegenüber der herkömmlichen Kreuzschlitzschraube kann etwa das zehnfache Drehmoment übertragen werden, da die senkrechten Antriebsflächen für geringere Rückschubkräfte sorgen, die Kräfte über sechs Flächen übertragen werden und die Köpfe der Antriebswerkzeuge durch ihre Form und das verbesserte Material torsionsfester geworden waren.

Das Schrauben-Mitnahmeprofil in Vielrundform *Torx* (engl. *Torque* Drehmoment) wurde von der Firma TEXTRON INC Rockford, Illinois, entwickelt (US 003 584 667, 1971–1991). Eine ähnliche Form wurde von Dominic V. Stellin 1946 als „stripper screw“ patentiert (US 002 397 216 (1946), siehe Abbildung 4.1.3 c). Der Winkel zwischen einem Radius zu einer der sechs Sternspitzen des Torxprofils und der Fläche zur Kraftübertragung beträgt nur noch 10° bis 20°, statt 60° beim Inbus (siehe Abbildung 4.1.3 d oben).

Torx Plus (US 005 207 132, DE 42 06 222 C2, 1992–2012) optimiert den Antriebswinkel auf –2,5° bis 2,5° (siehe Abbildung 4.1.3 d unten), wodurch eine effiziente Einleitung des Drehmoments erfolgt, die nötigen Übertragungsflächen minimiert wurden und somit ein flacherer Innen- bzw. Außenangriff möglich ist.

#### 4.1.5 Moderner Schraubprozess

Die hoch gehärtete Holzbauschraube *Star Drive* der Firma SCHMID SCHRAUBEN HEINFELD GMBH mit der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-9.1-435 (2009) wird bei 8 mm Durchmesser mit einem Torx 40 ausgebildet. Ein Torx-Plus-Bit dieser Größe kann mindestens 82 N m übertragen (Acument, 2007, S. 8). Das charakteristische Bruchdrehmoment dieser



Holzbauschraube beträgt  $M_{t,u,k} = 30 \text{ N m}$ , also weniger als die Hälfte. Kommt es beim Einschrauben zur Kopfauflage auf einem Blech, steigt das Drehmoment durch die Reibung und den Formschluss je nach Einschraubgeschwindigkeit mehr oder weniger schnell sehr stark an. Am Beispiel der oben genannten Holzbauschraube wird deutlich, dass beim Verschrauben von Holzbauteilen mit außen liegenden Blechen, unbedingt mit begrenztem Drehmoment angezogen werden muss, um ein Stahlversagen in der Holzbauschraube zu vermeiden.

Die Richtlinie **VDI 2862 (1999)** definiert drei Risikoklassen für Schraubverbindungen im Fahrzeugbau, wird aber vom Verein Deutscher Ingenieure e. V. auch außerhalb dieses Geltungsbereiches empfohlen. In die Risikoklasse A wird eingestuft,

„[...] wenn das Versagen dieser Schraubstelle mit hoher Wahrscheinlichkeit zum sicherheitstechnischen Versagen bzw. zur Zerstörung des Gesamtfahrzeugs führen kann und damit eine direkte Gefahr für Leib und Leben gegeben ist“ (**VDI 2862, 1999, S. 3**).

Die Richtlinie fordert für handgehaltene Schraubsysteme, dass Steuer- und Kontrollgröße nicht identisch sein dürfen, d. h. Drehmoment oder Drehwinkel müssen direkt gemessen werden, die jeweils andere Größe indirekt. Bei handgehaltenen Schraubwerkzeugen wird darüber hinaus eine „direkte Werkerinformation bezüglich des Schraubergebnisses“ (**VDI 2862, 1999, S. 5**) verlangt, d. h. ein In-Ordnung-Signal, dass die Steuer- und Kontrollgröße über den ganzen Schraubprozess in einem vorgegebenen Streubereich lagen. Derzeit erfüllen nur einige Vorreiter im Ingenieurholzbau diese Standards für die Überwachung beim Einschrauben und der Dokumentation des Einschraubvorgangs. Die dafür erforderlichen Schrauber und Steuereinrichtungen sind in der Automobilindustrie Standard, aber für Holzbaubetriebe eine erhebliche Investition.

#### 4.1.6 Resümee zur Geschichte von Holzbauschrauben

Bereits Mitte des 19. Jahrhunderts wurden Holzschrauben mit einem Gewinde ähnlich dem in **DIN 7998 (1975)** definierten gefertigt. Das sanfte Anlaufen des Gewindes sollte bereits damals die Kerbwirkung reduzieren. Auch das Aufrollen des Gewindes, das Doppelganggewinde und doppelt symmetrische Innenangriffe stammen aus dem vorletzten Jahrhundert. Eine bahnbrechend neue Entwicklung begann im Holzbau in den 1990er Jahren mit Holzbauschrauben mit neuen Formen für das Gewinde, die Spitzen und die Köpfe von Holzbauschrauben, gehärteten Stählen, immer größeren Schraubendurchmessern und -längen. Die Qualitätssicherung beim Herstellen von leistungsfähigen Schraubenverbindungen hinkt im Holzbau der Fahrzeugindustrie hinterher.

## 4.2 Literaturrecherche

Der nachfolgende chronologische Überblick fasst Veröffentlichungen zum Thema Holzschrauben im Laubholz bezüglich der für die vorliegende Untersuchung relevanten Aussagen zusammen. Veröffentlichungen zu selbstbohrenden Schrauben im Nadelholz werden nur soweit erwähnt, wie sie für die Herausbildung der derzeit genormten Berechnungsmodelle relevant sind. Der Vergleich mit den eigenen Resultaten erfolgt im Abschnitt 4.8 ab Seite 148.

#### 4.2.1 Fairchild (1926)

Mit etwa 10 000 Prüfungen führte Fairchild (1926) sehr umfangreiche Untersuchungen zum Ausziehwiiderstand von Holzschrauben mit Durchmessern von 2,18 bis 9,45 mm und mit Einschraubblängen von 14,3 bis 95,3 mm durch. Die folgenden Holzarten fanden Verwendung: Tulpenbaum (*Liriodendron tulipifera* L.,  $\rho_{12} = 409 \text{ kg/m}^3$ ), Echte Sumpfyypresse (*Taxodium distichum* (L.) Rich.,  $\rho_{12} = 415 \text{ kg/m}^3$ ), Sumpf-Kiefer (*Pinus palustris* Mill.,  $\rho_{12} = 638 \text{ kg/m}^3$ ), Rot-Kiefer (*Pinus resinosa* Sol. ex Aiton,  $\rho_{12} = 618 \text{ kg/m}^3$ ), Amerikanische Platane (*Platanus occidentalis* L.,  $\rho_{12} = 565 \text{ kg/m}^3$ ), Zucker-Ahorn (*Acer saccharum* Marsh.,  $\rho_{12} = 751 \text{ kg/m}^3$ ) und Amerikanische Weiß-Eiche (*Quercus alba* L.,  $\rho_{12} = 720 \text{ kg/m}^3$ ).

Die ersten Versuchsreihen dienten der Ermittlung des optimalen Vorbohrdurchmessers und sollten die Frage klären, ob die als Eindrehhilfe verwendete Seife den Ausziehwiiderstand mindert. Eine Serie umfasste stets zehn Prüfungen. Fairchild stellte fest, dass die Anwender von Holzschrauben keine Bedenken beim Anwenden von Gleitmitteln bei Holzschrauben haben brauchen, wenn sie nötig sind um das Einschrauben zu vereinfachen (vgl. Fairchild, 1926, S. 565). Fairchild (1926, S. 579) empfiehlt für Weichhölzer einen Vorbohrdurchmesser, der 70 % des Gewindekerndurchmessers entspricht, bei Harthölzern 90 %. Der Ausziehwiiderstand von parallel zur Faserrichtung eingeschraubten Holzschrauben wird mit 75 % der quer zur Faserrichtung eingebrachten angegeben. Dies entspricht den Angaben in Gleichung (4.42) nach DIN 1052 (2008).

#### 4.2.2 Cockrell (1933)

Cockrell (1933) untersuchte den Ausziehwiiderstand von Holzschrauben in Zucker-Ahorn (*Acer saccharum* Marsh.,  $\rho_{12} = 669 \text{ kg/m}^3$ ), Amerikanischer Buche (*Fagus grandifolia* Ehrh.,  $\rho_{12} = 697 \text{ kg/m}^3$ ), Birke (*Betula lutea* Michx.,  $\rho_{12} = 675 \text{ kg/m}^3$ ), Roteiche (*Quercus borealis* Michx.,  $\rho_{12} = 605 \text{ kg/m}^3$ ), Schwarz-Esche (*Fraxinus nigra* Marsh.,  $\rho_{12} = 561 \text{ kg/m}^3$ ), Rot-Kiefer (*Pinus resinosa* Sol.,  $\rho_{12} = 476 \text{ kg/m}^3$ ), Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.,  $\rho_{12} = 464 \text{ kg/m}^3$ ), Kanadischer Hemlocktanne (*Tsuga canadensis* (L.) Carrière,  $\rho_{12} = 412 \text{ kg/m}^3$ ), Weymouths-Kiefer (*Pinus strobus* L.,  $\rho_{12} = 372 \text{ kg/m}^3$ ) und Amerikanischer Linde (*Tilia glabra* L.,  $\rho_{12} = 394 \text{ kg/m}^3$ ). Dabei wurden alle Probekörper mit 50,8 mm  $\times$  50,8 mm  $\times$  381 mm aus dem fehlerfreien Holz je einer Bohle geschnitten, so dass je zehn Schrauben in jede Seitenfläche eingebracht werden konnten. Drei Schraubentypen Nr. 6 (3,51 mm), Nr. 8 (4,17 mm) und Nr. 10 (4,83 mm) wurden 19,05 mm in vorgebohrte Löcher mit einem Durchmesser von 90 % des Gewindekerndurchmessers eingedreht und mit 1,6 mm/min ausgezogen. Bei der einen Versuchsreihe lag die Holzfeuchte oberhalb der Fasersättigung, bei einer weiteren etwa bei 7,2 %. Nimmt man als Referenzholzfeuchte 12 %, die Holzfeuchte bei Fasersättigung zu 30 % und die Änderung der Rohdichte pro Prozent Holzfeuchteänderung nach ON EN 384 (2004, S. 10) mit 0,5 % an, lässt sich aus den Ergebnissen von Cockrell (1933, S. 22 ff.) der mittlere Abfall des Ausziehwiiderstands pro Prozent Holzfeuchtesteigerung im Mittel für alle untersuchten Holzarten in radialer Richtung mit 1,5 %, in tangentialer mit 1,6 % und in longitudinaler Richtung mit 1,4 % berechnen. Basierend auf Cockrells Daten kann man als Mittelwerte für Holzarten mittlerer Rohdichte 1,5 % annehmen und für Holzarten mit höherer Rohdichte ab  $\rho_{12} = 650 \text{ kg/m}^3$  1,9 %.

### 4.2.3 Newlin und Gahagan (1938)

Untersuchungen zum optimalen Vorbohrdurchmesser führten **Newlin und Gahagan (1938)** an Amerikanische Weiß-Eiche (*Quercus alba* L.,  $\rho_0 = 683 \text{ kg/m}^3$ ), Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco,  $\rho_0 = 470 \text{ kg/m}^3$ ), Redwood ( $\rho_0 = 419 \text{ kg/m}^3$ ) und Weymouths-Kiefer (*Pinus strobus* L.,  $\rho_0 = 404 \text{ kg/m}^3$ ) durch, wobei in einer ersten Versuchsreihe Schrauben mit 15,88 mm Durchmesser verwendet wurden. In einer zweiten Reihe wurden in Redwood unterschiedliche Durchmesser von 7,94 bis 25,4 mm eingeschraubt. Es wurde festgestellt, dass der optimale Vorbohrdurchmesser für Amerikanische Weiß-Eiche bei 65 bis 85 % des Schaftdurchmessers liegt, für Douglasie sind es 60 bis 75 %, für Weymouths-Kiefer und Redwood sollte mit 40 bis 70 % des Schaftdurchmessers vorgebohrt werden. Dabei gelten die unteren Limits für kleine und die oberen für große Durchmesser.

Die Abhängigkeit des axialen Ausziehwidestands von der effektiven Einschraublänge wurde mit weiteren Serien ( $l_{\text{ef}} = 25,4 \text{ mm}, 50,8 \text{ mm}, \dots, 101,6 \text{ mm}$ ) untersucht, wobei als effektive Einschraublänge die Länge des im Holz eingebetteten Gewindeteils ohne die verjüngte Spitze definiert wurde. Die festgestellte lineare Abhängigkeit von der Einschraublänge führte zur Gleichung (4.1), mit der der axiale Ausziehwidestand pro Inch (25,4 mm) Einschraublänge nach **Newlin und Gahagan (1938, S. 12)** berechnet werden kann.

$$r_{\text{ax,mean,90}} = 7500 d^{0,75} \rho_0^{1,5} \quad (4.1)$$

$r_{\text{ax,mean,90}}$  mittlerer axiale Ausziehwidestand bei einem Einschraubwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  pro Einschraublänge in pound/inch (453,6 g/25,4 mm)  
 $d$  Schraubendurchmesser in inch (25,4 mm)  
 $\rho_0$  Darrrohdichte in  $\text{g/cm}^3$

Bezüglich des Einflusses der Holzfeuchte auf den Ausziehwidestand von Schrauben bzw. die Lochleibungsfestigkeit von Nägeln und Bolzen stellten **Newlin und Gahagan (1938, S. 2 f.)** fest:

„Previous tests on the direct withdrawal of ordinary screws, and on the lateral resistance of nails and bolts, show that within a relatively narrow range in variation, a difference of 1 percent in moisture content of the wood made a difference of about 2 percent in the results for the screws, and 3 percent for the nails and bolts“.

### 4.2.4 Wilkinson und Laatch (1970)

Holzschrauben mit Vollgewinde (engl. *tapping screws, sheet metal screws*, Typ A, Nr. 8, 10 und 12,  $4,17 \text{ mm} \leq d \leq 5,49 \text{ mm}$ ) und mit Teilgewinde (engl. *wood screws*, Typ A, Nr. 8, 10 und 12,  $4,17 \text{ mm} \leq d \leq 5,49 \text{ mm}$ ) wurden von **Wilkinson und Laatch (1970)** in Redwood ( $\rho_{\text{dtr}} = 370 \text{ kg/m}^3$ ), Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco,  $\rho_{\text{dtr}} = 480 \text{ kg/m}^3$ ) und Amerikanischer Roteiche (*Quercus rubra* L.,  $\rho_{\text{dtr}} = 590 \text{ kg/m}^3$ ) eingeschraubt. Die Ausziehwidestände wurden in Abhängigkeit des Durchmessers, der Darrdichte, der Einschraublänge, des Vorbohrdurchmessers, radialer, tangentialer oder longitudinaler Einschraubrichtung, der Ausziehgeschwindigkeit sowie des Schmierstoffes beim Einschrauben untersucht.

**Wilkinson und Laatch (1970)** stellten einen um 6 bis 15 % erhöhten Ausziehwidestand bei *tapping screws* gegenüber von *wood screws* fest. Der optimale Vorbohrdurchmesser wurde zu 60 % des Kerndurchmessers bestimmt, wobei wegen der Spaltgefahr und dem hohem Ein-



schraubdrehmoment ein etwas größerer Vorbohrdurchmesser empfohlen wird. Zwischen radialer und tangentialer Einschraubrichtung wurden keine signifikanten Unterschiede bezüglich des Auszieh widerstands festgestellt, parallel zur Faserrichtung betrug er 71 bis 86 % des Auszieh widerstands quer zur Faserrichtung. Weiterhin wurde eine nahezu lineare Abhängigkeit von der Einschraublänge festgestellt. Die Geschwindigkeit beim Ausziehen wurde zwischen 0,31 mm/min und 15,9 mm/min variiert und ein parabolischer Verlauf zwischen Auszieh widerstand und -geschwindigkeit festgestellt, wobei ab 2,5 mm/min nur noch ein moderater Abfall des Auszieh widerstands stattfand. Das Schmieren zum Erleichtern des Einschraubens führte zu einem Abfall des Auszieh widerstands um 2 % bei Douglasie und zu einem Anstieg bei der Amerikanische Roteiche um 5 %, wobei aufgrund der geringen Probenanzahl von 32 und der üblichen Streuung zu vermuten ist, dass diese Unterschiede nicht signifikant sind.

#### 4.2.5 Eckelman (1973 ff.)

Eckelman hat zum Thema Holzschrauben im Möbelbau mehr als ein Duzend Beiträge veröffentlicht und seit den 1960er Jahren bis in die jüngste Zeit zur Fertigungstechnik und der Berechnung im Möbelbau geforscht.

Eckelman (1975) untersuchte die Ausziehtragfähigkeit von „sheet metal screws number 10 type A“ (Außendurchmesser des Gewindes 4,8 mm) an 17 verschiedenen nordamerikanischen Holzarten mit Darrohdichten zwischen 370 und 720 kg/m<sup>3</sup>, wobei aus einer Holzart ein bis vierundvierzig Probekörper gewonnen wurden. Je Probekörper wurde eine Schraube durchgeschraubt und bei einer die Spitze gerade noch ins Holz eingebettet. Die meisten Probekörper waren 22,2 mm stark. Eckelman (1975, S. 35) stellt fest, dass bei Vollholz die Ausziehtragfähigkeit besser mit der Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung korreliert als mit der Rohdichte und gibt die Gleichungen (4.2) für den Einschraubwinkel  $\alpha = 0^\circ$  und (4.3) für  $\alpha = 90^\circ$  an.

Um den Einfluss der Schraubenspitze auf die Ausziehtragfähigkeit zu berücksichtigen, muss von der nominellen Einschraublänge laut Eckelman (1975, S. 35) der einfache Durchmesser abgezogen werden.

$$R_{ax,0,mean} = 8,75 d^{1,75} (l_{nom} - d)^{0,75} f_{v,mean} \quad \text{für Vollholz und } \alpha = 0^\circ \quad (4.2)$$

$$R_{ax,90,mean} = 3,2 d (l_{nom} - d)^{0,75} f_{v,mean} \quad \text{für Vollholz und } \alpha = 90^\circ \quad (4.3)$$

$l_{nom}$	nominelle Einschraublänge in inch (25,4 mm)
$d$	Schraubendurchmesser in inch (25,4 mm)
$f_{v,mean}$	Schubfestigkeit parallel zur Faserrichtung in pound force per square inch (psi, 6,895 MPa)
$R_{ax,0,mean}$	Auszieh widerstand für $\alpha = 0^\circ$ in pound (453,6 g)
$R_{ax,90,mean}$	Auszieh widerstand für $\alpha = 90^\circ$ in pound (453,6 g)

Eckelman (1974) verglich die Ausziehfestigkeiten sieben verschiedener Typen von Holzschrauben Nummer 8 ( $d = 4,17$  mm), die aus 12,7 mm dicken Spanplatten gezogen worden waren. Er stellte fest, dass es keine signifikanten Unterschiede der Ausziehfestigkeiten zwischen den verschiedenen Schraubentypen gegeben hatte.

Die Ausziehfestigkeiten von Holzschrauben mit Durchmessern von 2,84 bis 6,81 mm in MDF-Platten (697 bis 722 kg/m<sup>3</sup>) wurden in Eckelman (1988) in Abhängigkeit vom Durchmesser des vorgebohrten Loches ermittelt:

„The results indicate that holding strength increases gradually as pilot hole size is increased, until the pilot hole nears the root diameter of the screw. Above this point, holding strength decreases, gradually at first and then rapidly, as the pilot hole diameter nears the nominal screw diameter“ (Eckelman, 1988, S. 22).

Eckelman (1988, S. 24) stellt fest, dass der Auszieh Widerstand in MDF-Platten von der Innenbindefestigkeit  $f_{\text{glue}}$ , dem Durchmesser  $d$  und der effektiven Einschraublänge  $l_{\text{ef}}$  abhängt und nach den Gleichungen (4.4) und (4.5) berechnet werden kann. Durch den optimalen Durchmesser beim Vorbohren, welcher dem Kerndurchmesser entspricht, dürfen um 13 % höhere Werte angesetzt werden.

$$R_{\text{ax},0,\text{mean}} = 18,4 f_{\text{glue}}^{0,85} d^{0,5} (l_{\text{nom}} - d/3)^{1,25} \quad \text{für MDF und } \alpha = 0^\circ \quad (4.4)$$

$$R_{\text{ax},90,\text{mean}} = 39 f_{\text{glue}}^{0,85} d^{0,5} (l_{\text{nom}} - d/3)^{1,25} \quad \text{für MDF und } \alpha = 90^\circ \quad (4.5)$$

$R_{\text{ax},0,\text{mean}}$	Ausziehungskraft in pound (453,6 g) parallel zur Faserrichtung
$R_{\text{ax},90,\text{mean}}$	Ausziehungskraft in pound (453,6 g) quer zur Faserrichtung
$f_{\text{glue}}$	Innenbindefestigkeit ( <i>internal bond strength</i> ) in pound force per square inch (psi, 6,895 MPa)
$d$	Schraubendurchmesser in Inch (25,4 mm)

#### 4.2.6 Kjučukov und Enčev (1977)

Der Auszieh Widerstand von Holzschrauben mit einem Durchmesser von 1,5 bis 6 mm in Rotbuchenholz (*Fagus sylvatica* L.,  $\rho = 766 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 9\% \pm 1\%$ ) wurde von Kjučukov und Enčev (1977) untersucht. Es wurde nicht vorgebohrt und die Einschraublänge betrug lediglich 10 mm. Die Auszieh Widerstände in radialer, tangentialer und longitudinaler Einschraubrichtung wurden je Schraubentyp an 30 Probekörpern (50 mm  $\times$  50 mm  $\times$  20 mm) ermittelt. Der Einfluss der Rohdichte und der Schraubenspitze auf den Auszieh Widerstand wurde nicht berücksichtigt. Kjučukov und Enčev (1977) geben einen linearen Einfluss der Einschraublänge und des Durchmessers an.

#### 4.2.7 Akamatsu (1990)

Der Einfluss des Auszieh Widerstandes, des Schraubendurchmessers (3,1 bis 4,7 mm), der Schraubenlänge und der Rohdichte auf das Trag- und Verformungsverhalten von einschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen wurde von Akamatsu (1990) untersucht. Für den Auszieh Widerstand wurden u. a. Prüfungen mit 25 mm langen Holzschrauben, welche ein rund 11 mm langes Gewinde hatten, in den Holzarten Kerb-Buche (*Fagus crenata* Blume,  $\rho = 630 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 9,4\%$ ), Mandschurische Esche (*Fraxinus mandshurica* Ruprecht,  $\rho = 540 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 9,7\%$ ) und Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco,  $\rho = 500 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 9,2\%$ ) durchgeführt.

Berechnet man aus den Prüfergebnissen die Ausziehfestigkeit nach Abzug des einfachen Durchmessers von der nominellen Einschraublänge  $l_{\text{ef}} = 11 \text{ mm} - d$ , erhält man für Kerb-Buche  $22,8 \text{ N/mm}^2$ , für Mandschurische Esche  $17,4 \text{ N/mm}^2$  und für Douglasie  $15,2 \text{ N/mm}^2$ .

#### 4.2.8 Bröker und Krause (1991)

Das Versuchsprogramm von Bröker und Krause (1991) zur Ermittlung des Haltevermögens von dynamisch beanspruchten Schrauben nach DIN 96 (1986), DIN 97 (1986) und Spanplattenschrauben beinhaltete auch solche zur statischen Ausziehtragfähigkeit von Schrauben mit 3,5 bis 5 mm Durchmesser in Buchenholz ( $\rho_{\text{mean}} = 720 \text{ kg/m}^3$  und  $u_{\text{mean}} = 11,1\%$ ) mit nominellen Einschraubtlängen zwischen 11 und 25 mm. Berechnet man aus den Versuchsergebnissen die Ausziehfestigkeit nach Abzug des einfachen Schraubendurchmessers von der nominellen Einschraubtlänge, erhält man als Mittelwert für alle neun Serien  $15,0 \text{ N/mm}^2$  und einen Variationskoeffizienten von 17 %.

#### 4.2.9 Rajak und Eckelman (1993)

Rajak und Eckelman (1993) untersuchten die Ausziehfestigkeit von *sheet metal screws* (Typ A, Nr. 8, 10, 12 und 14) mit Gewindeaußendurchmessern von 4,17 bis 6,15 mm in und normal zur Plattenebene von Span- und MDF-Platten. Mit Hilfe einer Regressionsanalyse wurde die Gleichung (4.6) für die Ausziehfestigkeit normal zur Plattenebene ermittelt. Der Exponent des Durchmessers für Span- und MDF-Platten beträgt 0,645. Rajak und Eckelman (1993) empfehlen einen Vorbohrdurchmesser von 80 bis 85 % des Kerndurchmessers bei Span- und MDF-Platten.

$$r_{\text{ax}} = 11,23 d^{0,645} f_{\text{glue}}^{1,025} (1 + H)^{0,3} \quad (4.6)$$

$r_{\text{ax}}$	Ausziehungskraft pro Millimeter Einschraubtlänge in N/mm
$f_{\text{glue}}$	Innenbindefestigkeit ( <i>internal bond strength</i> ) in N/mm <sup>2</sup>
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$H$	Verhältnis von Vorbohrdurchmesser zu Kerndurchmesser $0 \leq H \leq 1$

#### 4.2.10 McLain (1997)

Im Zuge der Umstellung auf ein semi-probabilistisches Sicherheitskonzept in den USA wurden die bisherigen Forschungsergebnisse zum Auszieh Widerstand von Holzbauschrauben mit quadratischem oder sechseckigem Kopf (engl. *lag screws*,  $5,08 \text{ mm} \leq d \leq 25,4 \text{ mm}$ ), d. h. mit Außenangriff und moderneren Holzbauschrauben mit Innenangriff (engl. *wood screws*,  $3,51 \text{ mm} \leq d \leq 10,16 \text{ mm}$ ) von McLain (1997) ausgewertet. Die Analyse der Ergebnisse von Cockrell (1933), Stern (1951), Cizek und Richolson (1957), Stern (1959) und Johnson (1960) führte zur Gleichung (4.7) für *wood screws* und die Auswertung der Ergebnisse von Newlin und Gahagan (1938) und McLain und Carroll (1990) zur Gleichung (4.8) für *lag screws*.

$$r_{\text{ax}} = 110 d^{0,82} \rho_{\text{dtr}}^{1,77} \quad \text{für } \textit{wood screws} \quad (4.7)$$

$$r_{\text{ax}} = 185 d^{0,61} \rho_{\text{dtr}}^{1,35} \quad \text{für } \textit{lag screws} \quad (4.8)$$

$r_{\text{ax}}$	Ausziehungskraft pro Millimeter Einschraubtlänge in pound/mm (453,6 g/mm)
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$\rho_{\text{dtr}}$	Darrohdichte in g/cm <sup>3</sup>

In ANSI/NFoPA NDS-91 (1991) wird für Holzbauschrauben nach Soltis (1996) in nassem Holz der Auszieh Widerstand von *lag screws* in Massivholz und BSH mit dem Faktor  $C_M = 0,67$  abgemindert. „No specific data were found to directly support or contradict the current NDS-91 [ANSI/NFoPA NDS-91 (1991), d. Verf.] provision for environmental changes on withdrawal strength“ (McLain, 1997, S. 81).

#### 4.2.11 Soltis (1999)

Von Soltis (1999, S. 7–10) wird angegeben, dass der Auszieh Widerstand von *tapping screws* gegenüber von *wood screws* bei Holzarten mit niedriger Rohdichte (*red wood*) um 5 % und bei höherer Rohdichte (Amerikanische Roteiche) um 16 % höher ist. Dies korrespondiert mit den Ergebnissen von Wilkinson und Laatch (1970).

Der Auszieh Widerstand von *tapping screws* lässt sich nach Gleichung (4.9) berechnen, wobei: „This equation is applicable when screw lead holes have a diameter of about 70 % of the root diameter of the threads in softwoods, and about 90 % in hardwoods“ (Soltis, 1999, S. 7–10). Für *lag screws* aus einem Grundmaterial mit einer mittleren Fließgrenze von 310,3 MPa und einer mittleren Zugfestigkeit von 530,9 MPa kann der Auszieh Widerstand nach Gleichung (4.10) berechnet werden.

$$R_{ax} = 108,25 d l_{nom} \rho^2 \quad \text{für tapping screws} \quad (4.9)$$

$$R_{ax} = 125,4 d^{0,75} l_{nom} \rho^{1,5} \quad \text{für lag screws} \quad (4.10)$$

$R_{ax}$	Auszieh Widerstand in N
$l_{nom}$	nominelle Einschraublänge in mm
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$\rho$	Rohdichte als Quotient aus Darrmasse und Volumen bei 12 % Holzfeuchte in g/cm <sup>3</sup>

Die Angaben zum Vorbohrdurchmesser von Soltis (1999) gehen auf Newlin und Gahagan (1938) zurück:

„The diameter of the lead hole for the threaded part varies with the density of the wood: For low-density softwoods, such as the cedars and white pines, 40 % to 70 % of the shank diameter; for Douglas-fir and Southern Pine, 60 % to 75 %; and for dense hardwoods, such as oaks, 65 % to 85 %. The smaller percentage in each range applies to lag screws of the smaller diameters and the larger percentage to lag screws of larger diameters“ (Soltis, 1999, S. 7–11 f.).

#### 4.2.12 Jablonkay (1999)

Jablonkay (1999) untersuchte den Einfluss der Gewindesteigung, der Holzfeuchte, der Rohdichte und des Einschraubwinkels auf den Auszieh Widerstand von Rahmenankern. Für den Großteil der Ausziehprüfungen wurden Rahmenanker RA-P 7,5 × 80 mm ( $d = 7,5$  mm,  $d_k = 5,5$  mm,  $p = 3,16$  mm) von EJOT BAUBEFESTIGUNGEN GMBH (Bad Laasphe, Deutschland) verwendet. Für die Untersuchungen zum Einfluss der Gewindesteigung auf den Auszieh Widerstand in Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.,  $\rho_{mean} = 412$  kg/m<sup>3</sup>) und Buche (*Fagus sylvatica* L.,  $\rho_{mean} = 715$  kg/m<sup>3</sup>) wurden TILCA Beton-Rahmenschrauben BRS 7,5 × 80 mm und

7,5 × 180 mm ( $d = 7,5$  mm,  $d_k = 5,2$  mm,  $p = 5,2$  mm) von EGLI, FISCHER & CO. AG (Zürich, Schweiz) eingesetzt. Die Ergebnisse zum Einfluss der Gewindesteigung werden in Abschnitt 4.4.12 näher erläutert werden.

Für die Untersuchung des Einflusses des Einschraubwinkels auf den Auszieh widerstand wurde er zwischen 0° und 90° in 15°-Schritten variiert. Insgesamt wurden 910 Ausziehprüfungen in Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco), Buche (*Fagus sylvatica* L.), Eiche (*Quercus sp.*, L.) und Edelkastanie (*Castanea sativa* Mill.) durchgeführt.

Jablonkay (1999) fasst die an der ETH Zürich bezüglich des Auszieh widerstands von Einzelschrauben und Schraubengruppen erarbeiteten Ergebnisse im dritten Teil seiner Diplomarbeit zusammen. Unter anderem wurde der Einfluss der Rohdichte auf den Eindrückwiderstand in Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), Kiefer (*Pinus sylvestris* L.), Edelkastanie (*Castanea sativa* Mill.), Buche (*Fagus sylvatica* L.), Robine (*Robinia pseudoacacia* L.) und Azobé (*Lophira alata* Banks ex C. F. Gaertn.) nach Schneider (1998) und die Ergebnisse zum Eindrücken von EJOT Rahmenankern RA-P 7,5 × 80 mm mit Einschraub längen von 75, 95, 115, 147 und 175 mm in Douglasie von Fabris (1998) abgedruckt.

#### 4.2.13 Schneider (1999)

Schneider (1999) untersuchte den Einfluss der eingeschraubten Gewindelänge, der Holzfeuchte, der Rohdichte und des Einschraubwinkels auf den Auszieh widerstand von EJOT Rahmenankern RA-P 7,5 × 80 mm. Er wertete 203 Ausziehprüfungen mit den Laubhölzern Azobé (*Lophira alata* Banks ex C. F. Gaertn.), Buche (*Fagus sylvatica* L.), Edelkastanie (*Castanea sativa* Mill.), Esche (*Fraxinus excelsior* L.) und Robinie (*Robinia pseudoacacia* L.) und 552 Ausziehprüfungen mit den Nadelhölzern Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco), Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.) und Kiefer (*Pinus sylvestris* L.) für Nadel- und Laubhölzer getrennt aus.

„Die verwendeten Rahmenschrauben weisen einen Nenndurchmesser von 7,5 mm und einen Kerndurchmesser von 5,5 mm auf. Sie bestehen aus einer hochfesten Stahllegierung mit einer Zugfestigkeit von  $f_u \geq 900$  N/mm<sup>2</sup>. Die Oberfläche ist gelb verzinkt und passiviert. Das Gewinde ist über die ganze Schraubenlänge durchgehend. Für die Montage wurde das Holz mit  $\varnothing 5,5$  mm vorgebohrt“ (Schneider, 1999, S. 2).

Das Verhältnis von Kern- zu Außendurchmesser  $d_1/d = 0,7\bar{3}$  erfüllt die Bedingung aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 83). Die mittlere Zugbruchlast der Rahmenanker  $\varnothing 7,5 \times 100$  beträgt  $R_{ax} \geq 18,4$  kN (CoV=1,5 %) laut EJOT Baubefestigungen GmbH (2009), so dass auch in Azobé mit einer Rohdichte von  $\rho_{mean} = 1\,065$  kg/m<sup>3</sup> noch Einschraub längen von 50 mm geprüft werden konnten.

Die umfangreichen Ergebnisse zum Einfluss des Einschraubwinkels, der Rohdichte, der Holzfeuchte und der Einschraublänge werden in den Abschnitten Abschnitt 4.4.6, Abschnitt 4.4.7, Abschnitt 4.4.9 und Abschnitt 4.4.10 einzeln erläutert werden.

#### 4.2.14 Kelletshofer (2000)

Am Materialprüfungsamt für das Bauwesen der Technischen Universität München führte **Kelletshofer (2000)** mit Holzbauschrauben des Typs SFS WT-T  $8,2 \times 300$  in Fichten-BSH 73 Ausziehprüfungen durch, wobei unterschieden wurde, ob in Seiten- oder Stirnholz eingeschraubt wurde. Die Anzahl der Proben pro Serie ist in Abbildung 4.2.1 ober- bzw. unterhalb des Symbols für den jeweiligen Mittelwert der Serie angegeben. Die nominelle Einschraublänge betrug  $l_{\text{nom}} = 130$  mm. Für die Berechnung der Ausziehfestigkeit wurde der Einfluss der Schraubenspitze durch Abzug von 6 mm (siehe Abbildung 4.5.1 b) berücksichtigt.

Die Nullhypothese der Gleichheit der Varianzen der Serien in Seiten- bzw. Stirnholz bei den Einschraubwinkeln  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$  kann bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von  $\alpha = 5\%$  nicht verworfen werden. Da die  $p$ -Werte der T-Tests ebenfalls über  $\alpha = 5\%$  liegen, kann auch die Nullhypothese der Gleichheit der Mittelwerte dieser Stichprobenpaare nicht verworfen werden.

Zwischen den Einschraubwinkeln  $45^\circ$  und  $90^\circ$  schwanken die Werte um  $6,9 \text{ N/mm}^2$  und fallen bei  $0^\circ$  auf etwa 52% ab. Bezogen auf den Kernquerschnitt wurde von den fünf geprüften Schrauben eine Zugfestigkeit von  $972 \dots 992 \dots 1015 \text{ N/mm}^2$  erreicht. Nach **Kelletshofer (2000)** gibt es keinen signifikanten Unterschied zwischen dem Ausziehwiderstand von SFS WT-T  $8,2 \times 300$  im Stirn- oder Seitenholz.

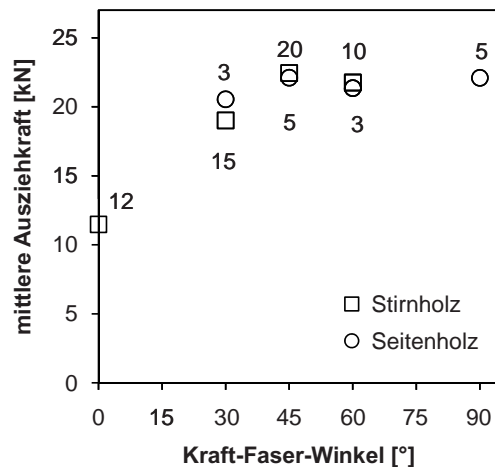


Abb. 4.2.1: Ausziehfestigkeit von SFS WT-T  $8,2 \times 300$  bei einer effektiven Einschraublänge von  $l_{\text{ef}} = 130 \text{ mm} - 6 \text{ mm}$  in Fichtenholz mit  $\rho_{12} = 455 \text{ kg/m}^3$  bei  $u = 14,4\%$

#### 4.2.15 Hansen (2002)

Nicht näher bezeichnete dänische Fichte und Kiefer mit einer Rohdichte von  $350$  bis  $550 \text{ kg/m}^3$  wurde von **Hansen (2002)** in vier gleich breite Rohdichteklassen aufgeteilt und bei  $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  relativer Luftfeuchte klimatisiert. Sechs Schraubentypen mit Schraubendurchmessern von  $4$  bis  $6 \text{ mm}$  wurden für  $48$  Ausziehprüfungen nach **ON EN 1382 (1999)** in den vier Rohdichteklassen geprüft. Der Zusammenhang zwischen Ausziehfestigkeit und Rohdichte, Schraubendurchmesser und effektiver Einschraublänge wurde linear angenommen und schlicht für die mittlere Ausziehfestigkeit  $f_{\text{ax,mean}} = 0,0164 \rho_{\text{mean}}$  und die „charakteristische“ Ausziehfestigkeit  $f_{\text{ax,k}} = 0,0117 \rho_{\text{mean}}$  angegeben (siehe Gleichung (4.22) in Abschnitt 4.2.22, S. 114).

Drei Parameter für eine Responsevariable mit 48 Ausziehprüfungen zu untersuchen und daraus ein Bemessungsmodell für die charakteristische Ausziehfestigkeit zu destillieren, lässt die statistische Sicherheit des Ergebnisses fragwürdig erscheinen.

#### 4.2.16 Bejtka (2005) und Blaß, Bejtka und Uibel (2006)

Bejtka (2005, S. 21) gibt die mit Hilfe einer Regression berechneten Gleichungen (4.11) und (4.12) für 413 „Durchdrückversuche“ mit fünf senkrecht zur Faserrichtung eingedrehten Schraubentypen (6 mm, 7,5 mm, 8 mm, 10 mm und 12 mm) von drei verschiedenen Herstellern in Fichtenholz ( $\rho_{05} = 342 \text{ kg/m}^3$ ,  $\rho_{\text{mean}} = 396 \text{ kg/m}^3$ ,  $CoV = 7,9\%$ ) an. Die Schrauben wurden so in die Probekörper eingebracht, dass sich die Spitze außerhalb befand und die Druckkraft über diese eingeleitet wurde (vgl. Blaß, Bejtka und Uibel, 2006, S. 14). In Blaß u. a. (2006, S. 18) wurden die Gleichungen zu (4.13) vereinfacht. Weitere Prüfungen wurden mit Einschraubwinkeln von  $0^\circ$  bis  $90^\circ$  in  $15^\circ$ -Schritten mit einer beanspruchten Gewindelänge von  $4d$  und Durchmessern von 5 mm, 7,5 mm, 8 mm, 10 mm und 12 mm mit Fichtenholz durchgeführt ( $\rho_{05} = 373 \text{ kg/m}^3$ ,  $\rho_{\text{mean}} = 452 \text{ kg/m}^3$ ,  $CoV = 11,1\%$ ).

$$R_{ax} = d l_{ef} f_{ax}^* \quad (4.11)$$

$$f_{ax}^* = 0,61 \frac{\rho^{0,79}}{d^{0,47} l_{ef}^{0,09}} \quad (4.12)$$

$$R_{ax} = 0,6 \sqrt{d} l_{ef}^{0,9} \rho^{0,8} \quad (4.13)$$

$$R_{ax} = \frac{0,6 \sqrt{d} l_{ef}^{0,9} \rho^{0,8}}{1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (4.14)$$

$$R_{ax,k} = \frac{0,52 \sqrt{d} l_{ef}^{0,9} \rho_k^{0,8}}{1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (4.15)$$

$R_{ax}$	Ausziehungskraft in N
$f_{ax}^*$	Ausziehparameter in $\text{N/mm}^2$
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{ef}$	effektive Einschraublänge in mm
$\rho$	Rohdichte in $\text{kg/m}^3$
$\rho_k$	charakteristische Rohdichte in $\text{kg/m}^3$
$\alpha$	Einschraubwinkel in Grad

Die Regressionsanalyse der 799 Prüfergebnisse ergab die Gleichung (4.14). Um den charakteristischen Auszieh widerstand nach Gleichung (4.15) zu erhalten, wurde die charakteristische Rohdichte eingesetzt und der Vorfaktor auf 0,52 (87 %) abgemindert.

#### 4.2.17 Pörtner (2005)

Pörtner (2005, S. 113) untersuchte faserparallel eingeklebte Stäbe  $\varnothing 10 \text{ mm}$  in Fichtenholz mit und ohne zurückgesetzten Verbund numerisch und experimentell. Die laststeigernde Wirkung der 30 mm langen verbundfreien Zone um die Stäbe an der Stirnseite wird schlüssig dargestellt. Gehri (2010a, S. 1) stellte an Hand der GSA-Anker (2011) ebenfalls eine verbundfreien Zone vor.



#### 4.2.18 Celebi und Kilic (2007)

Celebi und Kilic (2007) ermittelten mit je 20 Ausziehprüfungen nach ASTM D1761 (2006) die mittleren Ausziehfestigkeiten von 35 mm in Schwarzpappel (*Populus nigra* L.,  $\rho_{\text{dtr}} = 405 \text{ kg/m}^3$ ) bzw. Orient-Buche (*Fagus orientalis* Lipsky,  $\rho_{\text{dtr}} = 706 \text{ kg/m}^3$ ) eingebrachten Schrauben mit 2,2 mm Durchmesser. Die Vorbohrung war 13 mm tief und hatte einen Durchmesser von 70 % des Schraubendurchmessers.

Die mittleren Ausziehfestigkeiten nach ASTM D1761 (2006) betragen in Schwarz-Pappel parallel zur Faserrichtung  $9,4 \text{ N/mm}^2$ , in radialer Einschraubrichtung  $10,7 \text{ N/mm}^2$  und in tangentialer Richtung  $11,6 \text{ N/mm}^2$ . Bei gleichartigen Prüfungen mit Orient-Buche wurden parallel zur Faserrichtung  $12,8 \text{ N/mm}^2$  und in radialer bzw. tangentialer Richtung  $22,2 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $22,6 \text{ N/mm}^2$  erreicht.

#### 4.2.19 Koch und Dünisch (2008)

Die Frage, ob es technologisch relevante Unterschiede zwischen juvenilem und adultem Robinienholz gibt, verneinten Koch und Dünisch (2008, S. 60) aufgrund ihrer Untersuchungen zur Rohdichte, Druck- und Biegefestigkeit, Biege-Elastizitätsmodul, Bruchschlagarbeit und zur Brinell-Härte. Geprüft wurde auch der Auszieh widerstand von Holzschrauben mit Vollgewinde  $4,0 \times 40$  nach DIN EN 1382 (2000), die sowohl in radialer als auch in tangentialer Richtung eingeschraubt wurden. Die Ergebnisse in Tabelle 4.2.1 lassen keine signifikanten Unterschiede zwischen den Auszieh widerständen von in radialer bzw. tangentialer Richtung und juvenilem bzw. adultem Robinienholz eingebrachten Holzbauschrauben erkennen.

Tab. 4.2.1: Mittelwerte des Schraubenauszieh widerstands nach (Koch und Dünisch, 2008, S. 59)

Serie	Anzahl	Mittelwert	Standardabweichung	Variationskoeffizient
	$n$	$R_{\text{ax,mean}}$	$\sigma$	$CoV$
	[Stück]	[N]	[N]	[%]
axial, adult	125	3280	447	13,6
axial, juvenil	121	3206	353	11,0
tangential, adult	124	3190	385	12,1
tangential, juvenil	130	2929	433	14,8

#### 4.2.20 Taj, Najafi und Ebrahimi (2009)

Von Taj, Najafi und Ebrahimi (2009) wurde der Auszieh widerstand von Holzbauschrauben (25 mm Gesamtlänge, 17 mm Gewindelänge, 4,8 mm Durchmesser) in Orient-Buche (*Fagus orientalis* Lipsky,  $\rho_{\text{mean}} = 640 \text{ kg/m}^3$ ), Hainbuche (*Carpinus betulus* L.,  $\rho_{\text{mean}} = 640 \text{ kg/m}^3$ ) und Schwarzpappel (*Populus deltoides* 75/51 Lipsky,  $\rho_{\text{mean}} = 420 \text{ kg/m}^3$ ) mit einer Holzfeuchte von  $7 \pm 1 \%$  untersucht. Es wurde festgestellt, dass die Orient-Buche zwar die gleiche Rohdichte wie die Hainbuche aufweist, jedoch der Auszieh widerstand bei Hainbuche um 11 % größer ist. Die Autoren vermuteten, dass dies von den anatomischen Unterschieden verursacht worden

war. Weiterhin wurde das Bemessungsmodell nach Gleichung (4.2) aus Eckelman (1975, S. 35) bestätigt.

#### 4.2.21 Frese und Blaß (2009)

Frese und Blaß (2009) werteten 1 850 Ausziehprüfungen mit selbstbohrenden Holzbauschrauben in Nadelholz (Durchmesser 4 bis 14 mm, Schraubenspitze außerhalb der 20 bis 140 mm dicken Probekörper) statistisch aus und ermittelten für die Mittelwerte des Ausziehparameters die Gleichung (4.16) und für den charakteristischen Ausziehparameter die Gleichung (4.17), wobei beide für Einschraubwinkel zwischen 45° und 90° winkelunabhängig gelten. Die (charakteristische) Rohdichte geht linear in die Gleichungen (4.16) und (4.17) ein.

$$f_{ax}^* = 0,0857 \rho d^{-0,3423} + \epsilon \quad \text{mit } n = 1830, r^2 = 0,484, \epsilon : \mathcal{N}(0; 2,388) \quad (4.16)$$

$$f_{ax,k}^* = 0,0872 \rho_k d^{-0,4119} \quad (4.17)$$

$f_{ax}^*$	Ausziehparameter in N/mm <sup>2</sup>
$f_{ax,k}^*$	charakteristischer Ausziehparameter in N/mm <sup>2</sup>
$\rho$	Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>
$\rho_k$	charakteristische Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$\epsilon$	normalverteilter Fehler des Ausziehparameters in N/mm <sup>2</sup>

Für den Auszieh widerstand wird der Ausziehparameter u. a. mit dem Durchmesser nach Gleichung (4.38) multipliziert. Fasst man die Gleichung (4.16) und (4.38) auf S. 123 zusammen, erhält man als Exponenten für den Durchmesser 0,6577. Rajak und Eckelman (1993) ermittelten mit dem Exponenten 0,645 für den Größeneinfluss des Durchmessers bei Span- und MDF-Platten einen ähnlichen Wert.

#### 4.2.22 Pirnbacher und Schickhofer (2009, 2010, 2011 und 2012)

Pirnbacher und Schickhofer (2009) untersuchten die Einflüsse von Holzfeuchte, Temperatur, Rohdichte und Einschraubwinkel auf den Auszieh widerstand von 5 524 Holzbauschrauben mit 8, 10 und 12 mm Durchmesser in Vollholz der Festigkeitsklasse C24 und Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL28h aus Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.). Pirnbacher und Schickhofer (2009) stellten das Regressionsmodell für Mittelwerte gemäß Gleichung (4.18) vor. Sie publizierten, dass die Temperatur zwischen -20 °C und 50 °C einen vernachlässigbar kleinen Einfluss auf die Ausziehfestigkeit hat und schlagen zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte die Gleichung (4.20) vor. Dabei brachten Pirnbacher und Schickhofer die Holzbauschrauben in die Probekörper erst ein, als diese klimatisiert waren.

Ist die Spitze beim Ausziehen der Holzbauschraube im Probekörper eingebettet, kann laut Pirnbacher und Schickhofer (2009) deren mindernder Einfluss auf die Ausziehfestigkeit nach Gleichung (4.19) durch den Abzug von 1,17  $d$  beschrieben werden. Für die Schraubendurchmesser 8, 10 und 12 mm wurde eine Potenzfunktion für die Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit vom Schraubendurchmesser ermittelt und hier bereits in Gleichung (4.18) berücksichtigt. Wie im Vergleich mit Abbildung 4.8.6 auf S. 159 zu erkennen, ist die Durchmesserspanne von 8 bis 12 mm relativ klein und daher der Exponent mit Unsicherheiten behaftet.

$$R_{\text{ax},k} = \frac{2,44 f_{\text{ax},90,k} d^{-0,428} l_{\text{ef}} k_{\text{u}}}{1,35 \cos^{2,2}\alpha + \sin^{2,2}\alpha} \begin{cases} 1 & \text{für } l_{\text{emb}} < 2d \\ 1,15 & \text{für } l_{\text{emb}} \geq 2d \end{cases} \quad \text{mit} \quad (4.18)$$

$$l_{\text{ef}} = l_{\text{nom}} - 1,17d \quad \text{und} \quad (4.19)$$

$$k_{\text{u}} = \begin{cases} 1,0 & \text{für } 8\% \leq u \leq 12\% \\ 1,0 - 0,0065(u - 12\%) & \text{für } 12\% < u < 20\% \end{cases} \quad (4.20)$$

$R_{\text{ax},k}$	charakteristischer Auszieh Widerstand in N
$f_{\text{ax},90,k}$	charakteristische Ausziehfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{\text{ef}}$	effektive Einschraublänge in mm
$l_{\text{nom}}$	nominelle Einschraublänge in mm
$u$	Holzfeuchte in Prozent
$k_{\text{u}}$	Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte
$\alpha$	Einschraubwinkel in Grad

Versenkt man das 100 mm lange Teilgewinde einer Holzbauschraube mit 8 mm Durchmesser um  $l_{\text{emb}} = 2d$  unter die Oberfläche des Probekörpers, erhält man einen um 15 % höheren Auszieh Widerstand gegenüber bündig mit der Oberfläche abschließendem Schraubengewinde beim gleichen Schraubentyp. Pirnbacher und Schickhofer (2009) berücksichtigen dies durch den Faktor 1,15 für  $l_{\text{emb}} \geq 2d$  in Gleichung (4.18).

*RSS Schrauben* mit 8 mm Durchmesser der Firma GRK EUROPE GMBH nach Zulassung Z-9.1-484 (2011) weisen ab einer Gesamtlänge von 300 mm eine Teilgewindelänge von 150 mm auf, d. h. die 1,5-fache Teilgewindelänge wie die von Pirnbacher und Schickhofer (2009) hinsichtlich des Einflusses der Einbettung des Teilgewindes auf den Auszieh Widerstand geprüften Schrauben.

Es liegt nahe, dass das Versenken dieses 150 mm langen Teilgewindes um  $2d$  unter die Oberfläche des Probekörpers bei *RSS Schrauben* zu einer geringeren prozentualen Laststeigerung führt wie bei Schrauben mit 100 mm langem Teilgewinde. Bei kürzeren effektiven Gewindelängen ist eine noch deutlichere prozentuale Laststeigerung zu erwarten. Daher wäre zu untersuchen, ob ein durchmesserabhängiger Bonus  $l_{\text{emb}}$  bei der Einschraublänge  $l_{\text{ef}} = l_{\text{nom}} - 1,17d + l_{\text{emb}}$  zielführender wäre als ein globaler Faktor.

Nach Pirnbacher und Schickhofer (2009) lassen sich bei Schrauben mit eingebettetem Teilgewinde die Mittelwerte der Auszieh Widerstände gut mit der wie in ON EN 1995-1-1 (2009, S. 83) verwendeten Hankinson-Formel beschreiben. Eine Hankinson-Funktion mit dem Exponenten von 2,2 nähert sich besser den 5%-Quantilwerten an. Dabei traten zwischen den Auszieh Widerständen von vorgebohrten und nicht vorgebohrten Holzbauschrauben keine wesentlichen Unterschiede zu Tage.

Die Analysen in Pirnbacher und Schickhofer (2010) und die Gleichungen (4.21) und (4.22) für die charakteristische Ausziehfestigkeit basieren auf denselben Prüfserien wie Pirnbacher und Schickhofer (2009).

$$f_{\text{ax},90,k} = 0,0116 \rho_{12} - 0,272 (2,44 d^{0,572}) + 1,97 \quad \text{für } 8 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm} \quad (4.21)$$

$$f_{\text{ax},90,k} = 0,01 \rho_{12} \quad \text{für } 8 \text{ mm} \leq d \leq 10 \text{ mm} \quad (4.22)$$

Setzt man die Durchmesser 4, 6, 8, 10 und 12 mm in Gleichung (4.16) von Frese und Blak (2009, S.10) ein und teilt durch  $\pi$ , um die mittlere Ausziehfestigkeit quer zur Faserrichtung statt dem mittleren Ausziehparameter zu erhalten, ergibt sich Gleichung (4.23). Gleichung (4.24) folgt für die charakteristische Ausziehfestigkeit. Die mittlere Rohdichte betrug in Frese und Blak (2009, S.4)  $431 \text{ kg/m}^3$  und die Standardabweichung  $39,7 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man eine Normalverteilung der Rohdichte voraus, ergibt sich  $\rho_k = 0,848 \rho_{\text{mean}}$ . Benutzt man diese Beziehung zur Umrechnung, folgt Gleichung (4.25), welche man Gleichung (4.22) und den Angaben von Hansen (2002) auf S. 111 gegenüberstellen kann.

$$f_{\text{ax},90,\text{mean}}(4; 6; 8; 10; 12) = (0,0157; 0,0133; 0,0118; 0,0108; 0,0100) \rho_{\text{mean}} \quad (4.23)$$

$$f_{\text{ax},90,k}(4; 6; 8; 10; 12) = (0,0170; 0,0148; 0,0134; 0,0124; 0,0117) \rho_k \quad (4.24)$$

$$f_{\text{ax},90,k}(4; 6; 8; 10; 12) = (0,0144; 0,0125; 0,0114; 0,0105; 0,0099) \rho_{\text{mean}} \quad (4.25)$$

Der Vorfaktor der Gleichung (4.22) liefert gegenüber Gleichung (4.25) um 14% bzw. 5% geringere charakteristische Ausziehfestigkeiten für die Durchmesser 8 und 10 mm und für 12 mm ist der Unterschied mit 1% gering. Hansen (2002) gab für Durchmesser von 4 bis 6 mm den Vorfaktor mit 0,0117 für die charakteristische Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit von der mittleren Rohdichte an. Im Vergleich zu Gleichung (4.25) liegt er damit 18,8% (4 mm) bzw. 6,4% (6 mm) auf der konservativen Seite.

Unter Leitung von Prof. Gerhard Schickhofer und DI Gernot Pirnbacher wurde an der holz.bau forschung gmbh das Projekt *1.2.1\_screw\_long\_time (DoL) – Zeitabhängige Entwicklung der Traglast und des Kriechverhaltens von axial beanspruchten, selbstbohrenden Holzschrauben* von Jänner 2008 bis Dezember 2009 durchgeführt.

„Self-tapping screws are sensitive to high load intensities (above >75% of their strength) but when the applied load does not exceed a threshold at about 73% of the ultimate strength their behaviour is covered by the application of  $k_{\text{mod}}$  as currently present in the EC5“ (Pirnbacher und Schickhofer, 2012, S. 19).

In Pirnbacher (2011, S. 81–83) werden die Ergebnisse zur Lasteinwirkungsdauer skizziert und Pirnbacher und Schickhofer (2012, S. 10) stellen für Holzbauschrauben  $\varnothing 8 \text{ mm}$  nach Z-9.1-514 (2006, S. 12) in Konstruktionsvollholz C24 aus Fichte bei einem Lastniveau von  $0,6 R_{\text{ax},\text{mean}}$  fest: „The creep tests for the angle  $0^\circ$  to the grain (parallel to the grain or in end grain direction) suffered catastrophic pull-out failures at a load level of 60% after times between 30 minutes and 12 hours“. Die Reduzierung des Lastniveaus auf etwa 52 bis 55% des mittleren Auszieh widerstands führte zu keinen deutlich höheren Lastdauern. Erst die Versenkung des Regelgewindes um die Länge des Reibschafes von 15 mm ließ die Lastdauern auf sechs bis neun Monate wachsen und „einige der Kriechaufbauten wurden zu Durchläufern und am Ende auf Ihre Resttragfähigkeit geprüft“ (Pirnbacher, 2011, S. 81). Zusammenfassend heißt es: „Application parallel to the end grain should be avoided except for cases with embedded thread“ (Pirnbacher und Schickhofer, 2012, S. 19).

#### 4.2.23 Resümee zur Literaturrecherche

Der Auszieh widerstand von Holzschrauben in Laubhölzern wurde von US-amerikanischen Autoren bereits Anfang des 20. Jahrhunderts beschrieben. Die selbstbohrenden Schrauben mit

Längen von 300 mm und mehr revolutionierten die Schraubenverbindungen mit Nadelhölzern um die Jahrtausendwende. Erste Veröffentlichungen zur Ausziehfestigkeit von Rahmenankern mit schlankem Winkel zwischen den Gewindeflanken, aber einem relativ zum Außendurchmesser dicken Gewindegewinde, erschienen 1999 für europäische Laub- und Nadelhölzer. Zahlreichen Publikationen zum Ausziehverhalten von Holzbauschrauben in Nadelhölzern stehen wenige für Laubholz gegenüber. Untersuchungen zum Ausziehverhalten von Holzbauschrauben mit deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen unter Dauerlast in Laubholz liegen nicht vor.

## 4.3 Normen und Zulassungen

### 4.3.1 ON EN 14 592 (2009) und Europäisch Technische Zulassungen

#### Rechtlicher Status quo in Österreich

In der Liste der aktuellen harmonisierten Europäischen Normen nach der EU-Bauproduktenrichtlinie 89/106/EWG (1988) ist die ON EN 14 592 (2012), welche die Anforderungen an stiftförmige Verbindungsmittel zum Einsatz in tragenden Holzbauwerken festlegt, als aktuelle Norm mit dem Status *Aktuell* aufgeführt. Die Koexistenzperiode begann am 1. August 2009 und endete am 1. August 2010. „Mit dem Beginn der Übergangsperiode ist die CE-Kennzeichnung nach dieser europäischen Norm rechtlich möglich. Nach dem Ende der Koexistenzperiode ist die CE-Kennzeichnung verpflichtend“ (Österreichische Institut für Bautechnik, 2011a). Im Rahmen einer Arbeitssitzung des CEN/TC 124 am 6. Mai 2010 wurde beschlossen, dass der Antrag auf Verlängerung der Koexistenzperiode abgelehnt und „die noch fehlenden Werkstoffnormen in die Berichtigung der Norm aufgenommen“ (Gebert und Kargl, 2011) werden.

Im informativen Anhang ZA der ON EN 14 592 (2012) sind die *notwendigen* Voraussetzungen für eine CE-Kennzeichnung (franz. *Conformité Européenne*) aufgeführt. Wobei „weitere Anforderungen und weitere EG-Richtlinien anwendbar sein“ (ON EN 14 592, 2012, S. 35) können, welche in Summe mit den notwendigen die *hinreichenden* Voraussetzungen für eine CE-Kennzeichnung ergeben.

Die CE-Kennzeichnung von Holzbauschrauben kann auf einer Europäisch Technischen Zulassung (ETZ) oder der ON EN 14 592 (2012) basieren. Voraussetzung für eine ETZ ist die CUAP 06.03/08 (2010) (*Common Understanding of Assessment Procedure*) oder eine ETAG (*European Technical Approval Guideline*). Eine entsprechende ETAG existiert nicht (vgl. Österreichische Institut für Bautechnik, 2011b). Das CUAP-Dokument wird in der Regel von einer Firma beantragt und nicht veröffentlicht, gilt allerdings als Basis für weitere Beantragungen durch andere Firmen.

In ON B 1995-1-1 (2009, S. 23) wird die folgende nationale Erläuterung zu ON EN 1995-1-1 (2009, Abs. 8.7 und 10.4.5) gegeben:

„Die Anwendung der angegebenen Tragfähigkeitsformeln bezieht sich auf Schrauben, deren Tragfähigkeiten in Übereinstimmung mit ÖNORM EN 14592 und mit ÖNORM EN 1995-1-1 festgelegt sind, anderenfalls ist auf die Europäische Technische Zulassung zurückzugreifen.“

Die nach dem österreichischen Anwendungsdokument eingesetzten Holzbauschrauben ohne Europäische Technische Zulassung müssen demnach nicht der ON EN 14 592 (2012) in allen Punkten entsprechen. Lediglich die Tragfähigkeit muss nach ON EN 1382 (1999) versuchs-technisch ermittelt bzw. nach ON EN 1995-1-1 (2009) berechnet werden. Damit sollten auch Holzbauschrauben einsetzbar sein, die nicht den in ON EN 14 592 (2009) aufgeführten Normen für den Walzdraht entsprechen.

Ausführende Firmen und Zivilingenieure können sich auf ON B 1995-1-1 (2009, S. 23) berufen und die Tragfähigkeiten in Übereinstimmung mit ON EN 14 592 (2012) eventuell mit Hilfe der deutschen, allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen führen. Zweifelsohne ist der direkte Weg über eine CE-Kennzeichnung eleganter. Mittlerweile haben die meisten Holzbauschrauben eine ETA und ein CE-Kennzeichen.

### Geometrie der Holzbauschrauben

In ON EN 14 592 (2012, S. 15) werden Mindestanforderungen an die Geometrie von Holzbauschrauben formuliert. Der Außendurchmesser des Gewindes soll  $2,4 \text{ mm} \leq d \leq 24 \text{ mm}$ , Kerndurchmesser des Gewindes  $0,6 d \leq d_2 \leq 0,9 d$  erfüllen und Gewindelänge inklusive Spitze soll mindestens  $l_g \geq 4 d$  betragen.

Tab. 4.3.1: Verhältnisse des Kerndurchmessers und der Gewindesteigung zum Außendurchmesser für in Deutschland über eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung als Holzverbindungsmittel zugelassene Schrauben (siehe DIBt, 2012)

Durchmesser	Kern- zu Außendurchmesser [-]				Gewindesteigung zu Außendurchmesser [-]				charakteristische Zugfestigkeit $4 R_{t,u,k} / (\pi d_2^2)$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
	6	8	10	12	6	8	10	12	6	8	10	12
Anzahl	35	41	29	14	35	41	29	14	35	40	29	16
Minimum	0,60	0,63	0,60	0,57	0,37	0,42	0,39	0,36	588	554	567	623
Mittelwert	0,64	0,65	0,63	0,60	0,58	0,62	0,57	0,49	878	862	816	763
Maximum	0,72	0,68	0,69	0,71	0,82	0,81	0,75	0,55	1 110	1 477	1 027	977

Die Verhältnisse des Kerndurchmessers und der Gewindesteigung zum Außendurchmesser für in Deutschland laut DIBt (2012) als Holzverbindungsmittel zugelassene Schrauben finden sich in Tabelle 4.3.1. Für den Vergleich der verschiedenen Schraubengeometrien wurde bei Holzbauschrauben mit Doppelganggewinde die Gewindesteigung halbiert. Einige als Holzverbindungsmittel in Deutschland zugelassene Holzbauschrauben unterschreiten die 60% für den Kerndurchmesser  $d_2$ . CUAP 06.03/08 (2010) erweitert die Grenzen auf  $0,5 \leq d_2/d_1 \leq 0,9$ . Für tragende Holzverbindungen werden meist Durchmesser von 8 bis 12 mm eingesetzt. Das Verhältnis von Kern- zu Außendurchmesser sinkt mit größer werdendem Durchmesser von 8 bis 12 mm. Die Schrauben mit 6 mm Durchmesser fallen aus der Reihe. Ebenso verhält es sich beim Verhältnis zwischen Gewindesteigung zu Außendurchmesser. Die charakteristische Zugfestigkeit sinkt mit steigendem Durchmesser.



## Einschraubdrehmoment

Durch den Bohrwiderstand und die Reibung zwischen der Schraubenoberfläche und dem umgebenden Holz entsteht das Einschraubdrehmoment  $M_t$ , welches eine Einwirkung für die Holzbauschraube darstellt und abhängig von der Rohdichte des Holzes um den Schraubkanal, einer eventuellen Vorbohrung, der Oberflächenbeschichtung der Holzbauschraube, Geometrie des Gewindes und der Schraubenspitze ist.

"Das Verhältnis  $f_{\text{tor,k}}/R_{\text{tor,k}} \geq 1,5$  ist bei Schrauben für die Verwendung in tragenden Holzbauwerken beizubehalten" (ON EN 14 592, 2012, S. 16). Die charakteristische Torsionsfestigkeit  $f_{\text{tor,k}}$  ist nach ON EN ISO 10 666 (2000, S. 7 f.) zu bestimmen, wobei tatsächlich ein charakteristisches Bruchdrehmoment  $M_{\text{t,u,k}}$  in N m bestimmt wird und keine Torsionsfestigkeit.

Der charakteristische Widerstand wurde für bauaufsichtlich zugelassene Holzbauschrauben in den Zulassungen als charakteristisches Bruchdrehmoment  $M_{\text{t,u,k}}$  angegeben. Im CE-Kennzeichen nach ON EN 14 592 (2012, S. 16) ist das charakteristische Bruchdrehmoment nicht auszuweisen. In einer Anmerkung heißt es: „Für den Hersteller kann es sinnvoll sein, zusätzlich zu den vorstehend angegebenen Informationen eine Anleitung zum Drehmoment zu geben, das für das Eindrehen der Schraube erforderlich ist, z. B.  $R_{\text{tor,k}}$ “. Statt „eine Anleitung ...“ sollte es heißen: „das charakteristische Bruchdrehmoment  $M_{\text{tor,u,k}}$  anzugeben.“

Der Nachweis sollte über den Vergleich der Designwerte der Einwirkung und des korrespondierenden Materialwiderstands nach ON EN 1990 (2009, S. 33 f.) erfolgen, d. h. über die Bemessungswerte für das Einschraubdrehmoment  $M_{\text{tor,d}}$  und das Bruchdrehmoment  $M_{\text{tor,u,d}}$ , wie in Gleichung (4.26) dargestellt.

$$\frac{M_{\text{tor,d}}}{M_{\text{tor,u,d}}} \leq 1 \quad \text{mit} \quad (4.26)$$

$$M_{\text{tor,d}} = \gamma_f \psi M_{\text{tor,u,k}} \quad \text{und} \quad (4.27)$$

$$M_{\text{tor,u,d}} = \eta \frac{M_{\text{tor,u,k}}}{\gamma_m} \quad (4.28)$$

$M_{\text{tor,k}}$	charakteristisches Einschraubdrehmoment in N m
$M_{\text{tor,u,k}}$	charakteristisches Bruchdrehmoment in N m
$\gamma_f$	Teilsicherheitsbeiwert für die Einwirkung
$\psi$	Kombinationsbeiwert
$\eta$	Umrechnungsbeiwert zwischen Probeneigenschaften und maßgebenden Eigenschaften im Bauteil, der die Auswirkungen von Volumen und Maßstabeffekten, Feuchtigkeits- und Temperatureinflüssen und anderen maßgebenden Parametern im Mittel berücksichtigt [hier $\eta = 1,0$ ]
$\gamma_m$	Teilsicherheitsbeiwert für eine Baustoff- oder Produkteigenschaft unter Berücksichtigung der Möglichkeit ungünstiger Abweichungen der Baustoff- oder Produkteigenschaft vom charakteristischen Wert und der Streuung des Umrechnungsbeiwertes $\eta$ [hier $\gamma_m = 1,1$ ]

Als charakteristisches Einschraubdrehmoment sollte das 95%-Quantil des Einschraubdrehmoments mit einem nicht-parametrischen oder parametrischen Ansatz ermittelt werden. Um abzuschätzen, ob  $M_{\text{tor,mean}} = M_{\text{tor,u,k}}/1,5$  im Sinne der ON EN 1990 (2009) als Alternative für den Nachweis gemäß Gleichung (4.26) dienen kann, wurde ein Beispiel mit  $M_{\text{tor,u,k}} = 30 \text{ N m}$



und dem Variationskoeffizienten 3% des Bruchdrehmoments gewählt. Geht man von normalverteilten Größen aus, müsste der Variationskoeffizient des Einschraubdrehmoments etwa 19% betragen, damit  $M_{\text{tor,mean}} = M_{\text{tor,u,k}}/1,5$  dem Vergleich des 5%-Quantils des Bruchdrehmoments mit dem 95%-Quantil des Einschraubdrehmoments entspricht.

Der Variationskoeffizient des Auszieh Widerstands von Holzbauschrauben in astfreiem Eschenholz liegt bei einem Einschraubwinkel von  $0^\circ$  bis  $15^\circ$  bei (12,9...15,2...17,9) % und für  $30^\circ$  bis  $90^\circ$  bei (7,8...10,8...14,9) % (siehe Tabelle 4.8.5, S. 157). Nach Pirnbacher und Schickhofer (2007) lässt sich der Variationskoeffizient des Auszieh Widerstands für verschiedene Schraubentypen bei einem Einschraubwinkel von  $45^\circ$  in Fichtenholz mit der Spanne (8,6...18,6...22,9) % angeben. Das Einschraubdrehmoment bei merkmalsfreiem Holz weist einen Variationskoeffizienten von etwa der gleichen Größe wie die Rohdichte von Fichte mit einem Variationskoeffizienten von 9,7% nach DIN 68 364 (2003, S. 7) auf. Wenn der Variationskoeffizient des Einschraubdrehmoments bei Holz mit Ästen und anderen Merkmalen bei etwa 20% liegt, trifft die Annahme  $M_{\text{tor,mean}} = M_{\text{tor,u,k}}/1,5$  nur zu, wenn  $\psi = \gamma_f = \gamma_m = 1$  gesetzt wird. Dies widerspricht der üblichen Vorgehensweise. Daher sollte das 95%-Quantil des Einschraubdrehmoments und das 5%-Quantil des Bruchdrehmoments der Holzbauschraube ermittelt werden und die Gleichungen (4.26) bis (4.28) zur Anwendung kommen.

#### 4.3.2 Deutsche allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen

In Deutschland werden vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) allgemeine bauaufsichtliche Zulassungen erteilt. Bei den Zulassungsnummern Z-9.1-XXX steht 9.1 für den Zulassungsbereich *Holzbau und Holzwerkstoffe* und den Unterpunkt *Holzbau*. Derzeit sind 33 Zulassungen für Holzbauschrauben als Holzverbindungsmittel, 17 für Dämmsysteme und vier für Holz-Beton-Verbundsysteme gelistet (vgl. DIBt, 2013).

In den neueren deutschen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen für Holzbauschrauben als Holzverbindungsmittel heißt es:

„Sie dienen zum Anschluss von Holzbauteilen aus Vollholz (Nadelholz) und Brettschichtholz, Brett- oder Balkenlagenholz, aus allgemein bauaufsichtlich zugelassenem Furnierschichtholz, aus Holzwerkstoffen oder von Stahlteilen an Holzbauteile aus Vollholz (Nadelholz) und Brettschichtholz oder aus Brett- oder Balkenlagenholz sowie aus allgemein bauaufsichtlich zugelassenem Furnierschichtholz.“

In DIN 95 (2008), DIN 96 (2010), DIN 97 (2010), DIN 571 (2010), DIN 7995 (2010), DIN 7996 (2010) oder DIN 7997 (2010) genormte Schrauben, d. h. alle mit Gewinde nach DIN 7998 (1975), dürfen derzeit für Anschlüsse von Laubholz- bzw. Stahlteilen an Laubholzbauteile verwendet werden. Bis auf Z-9.1-235 (2012), Z-9.1-449 (2012) und Z-9.1-519 (2012) sehen die deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen nur das Einschrauben in Nadelholz vor (vgl. Blaß (2010) und Kübler (2013, S. 15)).

Weiterhin heißt es in modernen Zulassungen:

„In Holzbauteile aus Vollholz, Brettschichtholz und aus Furnierschichtholz, Brett- oder Balkenlagenholz dürfen Schrauben mit einem Gewindeaußendurchmesser  $d_1 \geq 8$  mm ohne Vorbohren nur bei Verwendung der Holzarten Fichte, Kiefer oder Tanne eingeschraubt werden.“

Nach diesem Zulassungstext ist das Einschrauben in Lärche oder Douglasie mit Vorbohren bei  $d_1 \geq 8$  mm erlaubt, frühere Zulassungen beschränken auf Fichte, Kiefer und Tanne.

Bemessen werden dürfen die Holzbauschrauben im Allgemeinen nach [DIN 1052 \(2008\)](#) und [DIN EN 1995-1-1 \(2010\)](#) in Verbindung mit dem deutschen nationalen Anhang [DIN EN 1995-1-1/NA \(2010\)](#). Nach [DIN 1052 \(2008, S. 124\)](#) dürfen Schrauben mit  $d \leq 8$  mm vorgebohrt werden und bei einer Rohdichte größer  $500 \text{ kg/m}^3$  und Douglasienholz müssen sie mit  $0,6 d$  bis  $0,8 d$  vorgebohrt werden.

In den deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen [Z-9.1-235 \(2011\)](#) und [Z-9.1-519 \(2011\)](#) für Holzbauschrauben in Vollholz, Brettschichtholz und Brett- oder Balkenlagenholz aus Nadelholz wurde ab März 2011 die Gleichung (4.29) für Einschraubwinkel zwischen  $15^\circ$  und  $90^\circ$  eingeführt:

$$R_{ax,k} = f_{1,k} l_{ef}^* d k_{ax} \quad (4.29)$$

$$k_{ax} = \begin{cases} 0,3 + \frac{0,7\alpha}{45^\circ} & \text{für } 15^\circ \leq \alpha < 45^\circ \\ 1,0 & \text{für } 45^\circ \leq \alpha \\ 1,25 & \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und } d_1 = 8 \text{ mm} \end{cases} \quad (4.30)$$

$$f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \rho_k^2 \quad (4.31)$$

$R_{ax,k}$	charakteristischer Auszieh Widerstand in N
$l_{ef}^*$	effektive Einschraublänge inklusive der Schraubenspitze in mm
$f_{1,k}$	charakteristischer Ausziehparameter $\text{N/mm}^2$
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$\alpha$	Einschraubwinkel in Grad

Im Jänner 2012 wurde die allgemeine bauaufsichtliche Zulassung [Z-9.1-519 \(2012\)](#) für die Verwendung von Holzbauschrauben in „Vollholz aus Buche oder Eiche“ oder „Brettschichtholz aus Buche, Eiche oder Esche nach allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung“ erweitert. Der charakteristische Ausziehparameter berechnet sich nach Gleichung (4.32), wobei  $k_{ax} = 1,25$  beim Einschraubwinkel  $\alpha = 90^\circ$  und Durchmessern  $d_1 \leq 8$  mm gilt.

$$f_{1,k} = 55 \cdot 10^{-6} \rho_k^2 \quad (4.32)$$

Die Gewindeaußen-, Kern- und Bohrlochdurchmesser für das Vorbohren in Laubholz sind in Tabelle 4.3.2 aufgeführt. Bemerkenswert ist, dass der Bohrlochdurchmesser  $d_{BL}$  bis zu einem Millimeter über dem Kerndurchmesser liegt. Dies senkt sicherlich das Eindrehmoment und die Spaltneigung. Warum bei  $d_1 = 6$  mm, der Holzbauschraube mit dem ungünstigsten Verhältnis zwischen dem Umfang und dem charakteristischen Bruchdrehmoment  $M_{t,u,k}$ , der Kern- gleich dem Vorbohrdurchmesser  $d_2 = d_{BL}$  ist, erschließt sich auf den ersten Blick nicht.

Tab. 4.3.2: Gewindeaußen-, Kern- und Bohrlochdurchmesser für das Vorbohren in Laubholz nach [Z-9.1-519 \(2012, S. 13\)](#)

		6,0	8,0	10,0	12,0
Gewindeaußendurchmesser	$d_1$ [mm]	6,0	8,0	10,0	12,0
Kerndurchmesser	$d_2$ [mm]	4,0	5,0	6,1	7,5
Bohrlochdurchmesser	$d_{BL}$ [mm]	4,0	6,0	7,0	8,0
Bohrloch- zu Kerndurchmesser	$d_{BL}/d_2$ [-]	1,00	1,20	1,15	1,07

In **Z-9.1-472 (2011)** ist der charakteristische Auszieh widerstand nach den ähnlichen Gleichungen (4.33) bis (4.36) geregelt. Erstmals in deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen ist das Einschrauben parallel zur Faserrichtung erlaubt. Die bisherige **Z-9.1-472 (2006)** erlaubte  $\alpha \geq 15^\circ$  und war komplizierter in der Handhabung.

$$R_{ax,k} = f_{1,k} l_{ef}^* d k_{ax} \quad (4.33)$$

$$k_{ax} = \begin{cases} 0,3 + \frac{0,7\alpha}{45^\circ} & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 45^\circ \\ 1,0 & \text{für } 45^\circ \leq \alpha \\ 1,25 & \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und BSH, Voll-, Brett- oder Balkenlagenholz} \end{cases} \quad (4.34)$$

$$f_{1,k} = 90 \cdot 10^{-6} \rho_k^2 \quad \text{für SFS WT-Schrauben mit } d \leq 9 \text{ mm} \quad (4.35)$$

$$f_{1,k} = 80 \cdot 10^{-6} \rho_k^2 \quad \text{für SFS WR-Schrauben mit } d = 13 \text{ mm} \quad (4.36)$$

**Jablonkay (1999, S. 8)** ermittelt für Schrauben mit einer geringen Gewindesteigung in Fichtenholz quer zur Faserrichtung den größten mittleren Auszieh widerstand (siehe Abschnitt 4.4.12). Die Schrauben WT-T-6,5, WT-T-8,2 und WR-T-8,9 weisen ein Verhältnis von Gewindesteigung  $p$  zum Durchmesser  $d$  von 0,35 bis 0,49 auf und liegen damit deutlich unter dem Durchschnitt (siehe Tabelle 4.3.1, S. 118) der Schrauben mit allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung, welche in der Regel in Tragfähigkeitsklasse 3 nach **DIN 1052 (2008)** eingestuft werden.

### 4.3.3 Europäische Technische Zulassung (ETZ)

Nach der Datenbank des Österreichischen Instituts für Bautechnik (**OIB, 2013**) sind derzeit 28 Europäische Technische Zulassungen (ETZ) für Holzbauschrauben in Holzkonstruktionen auf Basis der **CUAP 06.03/08 (2010)** aktuell, weitere drei für Holz-Beton-Verbundkonstruktionen. Keine ETZ erlaubt die Verwendung von Holzbauschrauben in Laubholz.

In **ETA-12/0114 (2012, S. 7)** wird für den charakteristischen Auszieh widerstand die Gleichung (4.37) angegeben, wobei der charakteristische Wert des Ausziehparameters für die Durchmesser 2,5...5,0, 6,0...8,0, 10, 12, und 16 mm jeweils als Konstante angegeben wird, die mit zunehmendem Durchmesser regressiv sinkt. Die Europäischen Technischen Zulassungen für Holzbauschrauben, welche durch ETA-DANMARK A/S ausgestellt wurden, verwenden im Prinzip Gleichung (4.37). Das DIBt und OIB verankern meist einen bilinearen Ansatz mit konstantem Auszieh widerstand ab  $45^\circ$  ähnlich den Gleichungen (4.33) und (4.34).

$$F_{ax,\alpha,k} = \frac{n_{ef} f_{ax,k}^* d l_{ef}^*}{1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \left( \frac{\rho_k}{350} \right)^{0,8} \quad (4.37)$$

$F_{ax,\alpha,k}$	charakteristische Auszieh widerstand in N
$n_{ef}$	wirksame Anzahl von Holzbauschrauben
$f_{ax,k}^*$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters rechtwinklig zur Faserrichtung in N/mm <sup>2</sup>
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{ef}^*$	Einschraublänge inklusive der Schraubenspitze in mm
$\alpha$	Einschraubwinkel mit $15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ für Vollholz, BSH und Brettsperrholz und $30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ für Furnierschichtholz
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>

#### 4.3.4 ON EN 1995-1-1 (2009)

ON EN 1995-1-1 (2009) ermöglicht die Berechnung des Ausziehwidestands mit charakteristischen Rohdichten größer als  $500 \text{ kg/m}^3$ , allerdings unter der Voraussetzung, dass über die ganze Länge ein Führungsloch gebohrt wird. Auch bei charakteristischen Rohdichten bis  $500 \text{ kg/m}^3$  ist bei Holzbauschrauben mit einem Durchmesser größer als 8 mm generell vorzubohren. Dabei soll der Vorbohrdurchmesser im Gewindeteil dem 0,7-fachen Schraubendurchmesser und im Schaftteil dem Schaftdurchmesser entsprechen (vgl. ON EN 1995-1-1, 2009, S. 115). Bei Rohdichten des Holzes über  $500 \text{ kg/m}^3$  sollte der erforderliche Durchmesser für das Vorbohren durch Prüfungen ermittelt werden. In ON EN 1995-1-1 (2009, S. 83) wird der Einschraubwinkel auf  $30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$  eingeschränkt.

In ON EN 1995-1-1 (2009) wird der charakteristische Ausziehwidestand für Holzbauschrauben nach ON EN 14 592 (2012) mit Durchmessern  $6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$  und  $0,6 \leq d_1/d \leq 0,75$  wie in Gleichung (4.38) und der charakteristische Wert des Ausziehparameters rechtwinklig zur Faserrichtung nach Gleichung (4.39) angegeben:

$$F_{\text{ax},\alpha,k} = \frac{n_{\text{ef}} f_{\text{ax},k}^* d l_{\text{ef}}^* k_{\text{d}}}{1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (4.38)$$

$$f_{\text{ax},k}^* = 0,52 d^{-0,5} l_{\text{ef}}^{*-0,1} \rho_k^{0,8} \quad (4.39)$$

$$k_{\text{d}} = \min \left\{ \frac{d}{8}, 1 \right\} \quad (4.40)$$

$F_{\text{ax},\alpha,k}$	charakteristische Ausziehwidestand in N
$n_{\text{ef}}$	wirksame Anzahl von Holzbauschrauben
$f_{\text{ax},k}^*$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters rechtwinklig zur Faserrichtung in $\text{N/mm}^2$
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{\text{ef}}^*$	Einschraublänge inklusive der Schraubenspitze in mm
$k_{\text{d}}$	Abminderung für Schraubendurchmesser kleiner als 8 mm
$\alpha$	Einschraubwinkel mit $30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte in $\text{kg/m}^3$

Beim charakteristischen Wert des Ausziehparameters  $f_{\text{ax},k}^*$  nach ON EN 1995-1-1 (2009) handelt es sich nicht um eine Materialfestigkeit als Quotienten aus Bruchlast und -fläche, sondern um einen Ausziehparameter, da die charakteristische Ausziehfestigkeit  $f_{\text{ax},k}$  bereits mit der Kreiszahl  $\pi$  multipliziert wurde.

Bis auf den Faktor  $n_{\text{ef}}$  für die wirksame Anzahl der Schrauben und den Faktor  $k_{\text{d}}$  zur Abminderung für Schraubendurchmesser  $d < 8 \text{ mm}$  gingen die Gleichungen (4.38) und (4.39) aus der in Blaß u. a. (2006, S. 25) veröffentlichten Gleichung (4.15) durch Umformungen hervor. Damit wurde das ursprünglich für Fichte entwickelte Bemessungsmodell auf alle anderen Holzarten übertragen, auch auf solche mit wesentlich höherer Rohdichte. EN 1995-1-1/A1 (2008, S. 17) führte den Faktor  $k_{\text{d}}$  ein. Publikationen zum Hintergrund der Erweiterung des Gültigkeitsbereiches für die Rohdichte bzw. zur Abminderung für Schraubendurchmesser  $d < 8 \text{ mm}$  liegen dem Verfasser nicht vor.

Liegt das Verhältnis von Kern- zu Außendurchmesser nach ON EN 14 592 (2012) oberhalb von  $d_2/d = 0,75$ , jedoch unter  $d_2/d = 0,9$ , darf der charakteristische Ausziehparameter  $f_{ax,k}^*$  nach ON EN 1383 (1999) bestimmt und Gleichung (4.41) angewandt werden.

$$F_{ax,\alpha,k} = \frac{n_{ef} f_{ax,k}^* d l_{ef}^*}{1,2 \cos^2\alpha + \sin^2\alpha} \left( \frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0,8} \quad (4.41)$$

Die Mindestabstände der Holzbauschrauben werden in ON EN 1995-1-1 (2009, S. 82) geregelt und gelten für eine Holzdicke  $t \geq 12 d$ , wobei die Schrauben auf der Seite der Spitze mindestens  $6 d$  eingebunden sein müssen.

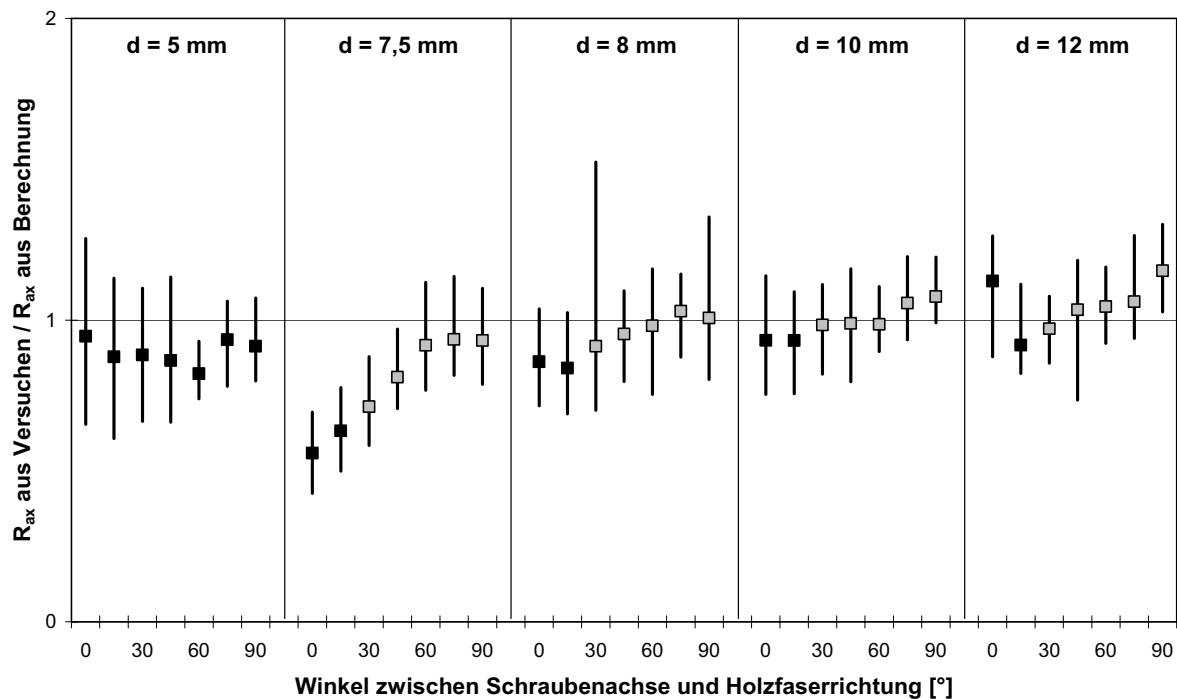


Abb. 4.3.1: Höchst-, Kleinst- und Mittelwerte des Verhältnisses zwischen Prüferten und nach Gleichung (4.13) berechneten Auszieh Widerständen nach Blaß u. a. (2006, S. 21)

Abbildung 4.3.1 stellt die Höchst-, Kleinst- und Mittelwerte des Verhältnisses zwischen den Prüferten und den nach Gleichung (4.13) berechneten Auszieh Widerständen nach Blaß u. a. (2006, S. 21) dar. Die Serien mit den schwarz dargestellten Mittelwerten entsprechen nicht den Randbedingungen bezüglich des Schraubendurchmessers oder des Einschraubwinkels in ON EN 1995-1-1 (2009, Abs. 8.7.), gingen aber in die Regressionsanalyse für das dort dargestellte Bemessungsmodell ein.

Die zu Grunde liegenden Prüferte entstanden für den Gewindeteil von Holzbauschrauben ohne deren jeweilige Spitze. Im Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 83) wird die effektive Einschraublänge als Eindringlänge des Gewindeteils inklusive der Spitze  $l_{ef}^*$  definiert. Hier liegt ein Unterschied zur vorhergehenden ON EN 1995-1-1 (2006) vor. Dort wurde noch der Schraubendurchmesser von der nominellen Einschraublänge abgezogen, d. h. die gegenüber dem Regelgewinde abweichende Form der Spitze berücksichtigt. Gründe für diese Änderung

hin zu einem weniger konservativen – oder unsicheren? – Bemessungsmodell konnten nicht ermittelt werden.

Nach **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 83)** ist der charakteristische Ausziehparameter rechtwinklig zur Faserrichtung  $f_{ax,k}^*$  nach **ON EN 14 592 (2012)** zu ermitteln. **ON EN 14 592 (2012)** verweist zum einen zurück auf die zutreffenden Gleichungen nach **ON EN 1995-1-1 (2009)** und zum anderen auf die Bestimmung „unmittelbar auf der Grundlage von Prüfungen“ nach **ON EN 1383 (1999)**.

#### 4.3.5 ON EN 1383 (1999)

Nach dem Verfahren in **ON EN 1383 (1999)** wird der Ausziehparameter  $f_{ax,k}^*$  bestimmt für die „Eindringtiefe des Verbindungsmittels einschließlich der Spitze [. . .]. Wenn das Verbindungsmittel einen profilierten Schaft besitzt, ist  $l_p$  die Eindringtiefe des profilierten Schaftteiles“ (**ON EN 1383, 1999, S. 3**). Diese Länge  $l_p$  umfasst in jedem Fall die Schraubenspitze, streng genommen jedoch auch den eventuell vorhandenen Reibenschaft. Für einen Vollgewindeschraubentyp mit bestimmtem Durchmesser sind Schraubenspitze und Reibenschaft immer gleich lang und die Länge des Regelgewindes ändert sich mit der Schraubenlänge. Bei kurzem Regelgewinde ist der Einfluss von Schraubenspitze und Reibenschaft überproportional stark gegenüber langen Regelgewinden. Diese unsystematischen Fehler bei der Ermittlung des Ausziehparameters sollten vermieden werden. Der Reibenschaft sollte generell ausgeschlossen werden. Bei Holzschrauben sollte bloß das Regelgewinde, d. h. ohne Spitze geprüft werden.

Da **ON EN 1995-1-1 (2009)** von einem nichtlinearen Einfluss der Einschraublänge inklusive der Spitze  $l_{ef}^*$  auf den Ausziehwiderstand ausgeht, sollte auch die Einschraublänge als Vielfaches des Schraubendurchmessers für die Ausziehprüfungen nach **ON EN 1383 (1999)** festgelegt werden. Diese normierte Einschraublänge sollte  $6d$  nicht überschreiten, um bei Holzarten mit hoher Rohdichte kein Stahlzugversagen der Holzbauschrauben zu provozieren.

#### 4.3.6 DIN 1052 (2008)

Die **DIN 1052 (2008)** wurde im Mai 2012 zurückgezogen. Sie unterschied bei Holzbauschrauben drei Tragfähigkeitsklassen und begrenzt zur Berechnung des Auszieh- und Kopfdurchziehparameters die charakteristische Rohdichte auf maximal  $500 \text{ kg/m}^3$ . „Holzschrauben mit einem Gewinde nach **DIN 7998** dürfen ohne Nachweis in die Tragfähigkeitsklasse 2A eingestuft werden“ (**DIN 1052, 2008, S. 130**) und ihre Zugfestigkeit ist mit  $f_{t,u,k} = 300 \text{ N/mm}^2$  anzunehmen.

Die charakteristische Rohdichte ging quadratisch nach den Gleichungen (4.43) und (4.44) ins Bemessungsmodell ein und die Einschraublänge nach Gleichung (4.42) linear. Bemerkenswert ist, dass für Verbindungen mit einer Schraubengruppe keine Abminderung mit  $n_{ef}$  wie in Gleichung (4.38) nach **ON EN 1995-1-1 (2009)** oder Gleichung (4.45) nach **SIA 265 (2003, S. 66)** vorgenommen werden musste.

$$R_{ax,k} = \min \left\{ \frac{f_{1,k} d l_{ef}^*}{\sin^2 \alpha + \frac{4}{3} \cos^2 \alpha}; f_{2,k} d_k^2 \right\} \quad (4.42)$$

$$f_{1,k} = (50 + 10 TK) 10^{-6} \rho_k^2 \quad (4.43)$$

$$f_{2,k} = (40 + 20 TK) 10^{-6} \rho_k^2 \quad (4.44)$$

$R_{ax,k}$	charakteristische Auszieh widerstand in N
$l_{ef}^*$	Gewindelänge im Holzteil mit der Schraubenspitze in mm
$d$	Schraubendurchmesser in mm, wobei $4 \text{ mm} \leq d \leq 24 \text{ mm}$
$d_k$	Außendurchmesser des Schraubenkopfes, gegebenenfalls einschließlich Unterlegscheibe in mm
$\alpha$	Einschraubwinkel mit $45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte, maximal $500 \text{ kg/m}^3$
$f_{1,k}$	charakteristischer Wert des Ausziehparameters in $\text{N/mm}^2$
$f_{2,k}$	charakteristischer Wert des Kopfdurchziehparameters in $\text{N/mm}^2$
$TK$	Tragfähigkeitsklasse, beim Kopfdurchziehparameter wird für die Tragfähigkeitsklasse $A = 1$ , $B = 2$ und $C = 3$ eingesetzt

Wie und wann vorgebohrt werden *darf* und wann man vorbohren *muss* regelte [DIN 1052 \(2008\)](#) für genormte Holzbauschrauben eindeutig:

„Für Holzschrauben mit einem Gewinde nach DIN 7998 und mit  $d > 8 \text{ mm}$  sind die zu verbindenden Teile auf die Tiefe des glatten Schaftes mit dem Schaftdurchmesser und auf die Länge des Gewindeteiles mit  $0,7 \cdot d$  vorzubohren. [...] Beträgt der Nenndurchmesser  $d \leq 8 \text{ mm}$ , dann dürfen die zu verbindenden Teile vorgebohrt werden. Bei Bauholz mit einer charakteristischen Rohdichte von über  $500 \text{ kg/m}^3$  und bei Douglasienholz sind die Schraubenlöcher über die ganze Schraubenlänge vorzubohren. Der Bohrlochdurchmesser darf dann zwischen  $0,6 \cdot d$  und  $0,8 \cdot d$  betragen. Zementgebundene Spanplatten sind stets vorzubohren“ ([DIN 1052, 2008](#), S. 124).

#### 4.3.7 SIA 265 (2003)

Die Schweizer Norm unterscheidet klar zwischen Holzbauschrauben mit einem geschnittenen Gewinde nach [DIN 7998 \(1975\)](#) und solchen mit gewalztem oder geschmiedetem Gewinde. Es wird zwar auf [SN EN 14 592+A1 \(2012\)](#) referenziert, doch gelten die Bemessungsmodelle für Durchmesser  $6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$  und den Kerndurchmesser des Gewindes  $0,6 d \leq d_2 \leq 0,75 d$ . Die Gewindelänge inklusive Spitze soll  $l_{ef} \geq 6 d$  betragen.

Das Bemessungsmodell wurde an [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) mit dem Wechsel von [SIA 265 \(2003\)](#) auf [SIA 265 \(2012\)](#) angeglichen, wobei im Gegensatz zum Eurocode für Holzbauschrauben mit gewalztem oder geschmiedetem Gewindeteil bei Holzfeuchten bis zu 20 % auch ein Auszieh widerstand zwischen  $0^\circ$  und  $30^\circ$  berechnet werden darf, wenn die Einschraubtiefe mindestens 100 mm beträgt und für die wirksamen Gewindelänge  $l_{ef} \geq 8 d$  gilt.

„Schraubenverbindungen ohne Vorbohrung sind nur bei Holz mit einem charakteristischen Wert der Rohdichte  $\leq 420 \text{ kg/m}^3$  zulässig“ (siehe [SIA 265, 2012](#), S. 68). Der Vorbohrdurchmesser soll dem Gewindekerndurchmesser entsprechen, wobei bei Holzbauschrauben mit einem ge-



schnittenen Gewinde nach **DIN 7998 (1975)** der Schaftbereich mit dem Schaftdurchmesser vorzubohren ist.

$$R_{\text{ax,d}} = n_{\text{tot}}^{0,9} \pi d l_{\text{ef}}^* f_{\text{v},\alpha,\text{d}} \quad (4.45)$$

$$f_{\text{v},\alpha,\text{d}} = \begin{cases} 20 \cdot 10^{-3} (\pi d (l_{\text{ef}}^* - d))^{-0,2} \rho_{\text{k}} & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ \frac{k_\alpha f_{\text{ax,k}}^{**}}{\pi (\sin^2 \alpha + 1,2 \cos^2 \alpha)} & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \end{cases} \quad (4.46)$$

$$f_{\text{ax,k}}^{**} = 0,52 d^{-0,5} l_{\text{ef}}^{*-0,1} \rho_{\text{k}}^{0,8} \cdot \min(1; d/8) \quad (4.47)$$

$R_{\text{ax,d}}$	Bemessungswert des Ausziehwidestands in N
$n_{\text{tot}}$	Bemessungswert des Auszieh- und des Eindrückwidestands einer Schraubengruppe
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{\text{ef}}^*$	effektive Einschraublänge inklusive der Schraubenspitze in mm
$f_{\text{v},\alpha,\text{d}}$	Bemessungswert der Scherfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$\rho_{\text{k}}$	charakteristischer Wert der Rohdichte in kg/m <sup>3</sup>
$\alpha$	Einschraubwinkel mit $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
$k_\alpha$	Faktor für das Umrechnen des charakteristischen Ausziehparameters nach <b>ON EN 1995-1-1 (2009)</b> in einen Designwert nach <b>SIA 265 (2012)</b> $k_\alpha = k_{\text{mod}}/\gamma_{\text{M}} = 0,8/1,3 \approx 0,62$
$f_{\text{ax,k}}^{**}$	Produkt des Ausziehparameters $f_{\text{ax,k}}^*$ nach Gleichung (4.39) mit $k_{\text{d}}$ nach Gleichung (4.40)

Unterhalb vom Einschraubwinkel  $30^\circ$  wird die Einschraublänge ohne Schraubenspitze  $l_{\text{ef}}$  für den Bemessungswert der Schubfestigkeit  $f_{\text{v},\alpha,\text{d}}$  nach Gleichung (4.46) berücksichtigt, oberhalb von  $30^\circ$   $l_{\text{ef}}^*$  mit Schraubenspitze. Wenn man Gleichung (4.46) für kleiner  $30^\circ$  in Gleichung (4.45) einsetzt, werden die zwei unterschiedliche Einschraublängen  $l_{\text{ef}}$  und  $l_{\text{ef}}^*$  miteinander multipliziert. Auch die Rohdichte weist unterschiedliche Exponenten unterhalb und oberhalb von  $30^\circ$  auf. Dies liegt am Vermischen der Bemessungsmodelle nach **SIA 265 (2003)** mit dem Bemessungsmodell nach **ON EN 1995-1-1 (2009)** und trägt sicher nicht zur Eleganz des Gleichungsapparats bei. Von **Bejtka (2005)** wurde das Produkt Ausziehfestigkeit  $f_{\text{ax,k}} \cdot \pi$  zum Ausziehparameter  $f_{\text{ax,k}}^*$  zusammengefasst. Diese deutsche Vereinfachung führte in **SIA 265 (2012)** zu einer schweizer Verkomplizierung, ja sogar zu einer Verwirrung, da die Schweizer Ausziehfestigkeit schreiben, aber Ausziehparameter meinen und schließlich eine Scherfestigkeit mit der Gleichung (4.46) ausrechnen.

#### 4.3.8 Resümee zu Normen und Zulassungen

Die Vielfalt der Bemessungsmodelle in Normen und Zulassungen ist groß. Bei der Abhängigkeit vom Einschraubwinkel gibt es den klassischen Hankinson-Ansatz, einen bilinearen Ansatz mit konstanter Ausziehfestigkeit ab  $45^\circ$  und einer Kombination aus konstanter Ausziehfestigkeit bis  $30^\circ$  und Sprungstelle zum Hankinson-Ansatz. Der Einfluss der Rohdichte wird durch deren Exponenten im Bemessungsmodell von 0,8 bis 2,0 ausgedrückt, welche auf Untersuchungen mit Nadelholz basieren. Die effektive Einschraublänge wird mit oder ohne Abzug für die Schraubenspitze berechnet und sie geht linear oder mit einem Exponenten von 0,9 ins Bemessungsmodell für den Ausziehwidestand ein. Bei der Berechnung der charakteristischen

Ausziehfestigkeit wird mit  $d^{-0,5}$  oder  $d^{-0,2}$  multipliziert oder der Durchmesser einfluss negiert. Somit werden selbst die fundamentalen Einflussgrößen ganz unterschiedlich in verschiedenen Bemessungsmodellen berücksichtigt.

Um den Einfluss zu untersuchen sollten die jeweiligen Parameter in einer großen Bandbreite untersucht werden, da die Bestimmung der Exponenten bei den gegebenen Streuungen sonst zu unsicher bleibt und offensichtlich zu unterschiedlichen Ergebnissen führt.

Die Europäische Technische Zulassungen für Holzbauschrauben basieren auf [CUAP 06.03/08 \(2010\)](#). [ON EN 14 592 \(2012\)](#) wurde bezüglich der Stahlsorten für den Walzdraht überarbeitet, allerdings fiel der Anhang B aus [ON EN 14 592 \(2009\)](#) versehentlich weg. Der Nachweis des Bemessungswertes des Einschraubdrehmoments mit dem Bemessungswert des Bruchdrehmoments von Holzbauschrauben wäre wünschenswert.

Bisher erlauben drei deutsche allgemeine bauaufsichtliche Zulassung eines Herstellers die Verwendung von Holzbauschrauben in Laubhölzern. Sie geben ein bilineares Bemessungsmodelle ab  $15^\circ$  vor, welche bei Einschraubwinkeln größer  $45^\circ$  einen konstanten charakteristischen Auszieh Widerstand vorgeben und unterhalb eine lineare Abminderung.

Sowohl [DIN 1052 \(2008\)](#) als auch [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) basieren auf Untersuchungen zum Auszieh Widerstand in Nadelholz. Während in der deutschen Norm die charakteristische Rohdichte auf  $500 \text{ kg/m}^3$  beschränkt ist, erlauben die schweizer und die europäische Norm auch höhere charakteristische Rohdichten. Für Laubhölzer optimierte Bemessungsmodelle des Auszieh Widerstands fanden bisher noch keinen Eingang in die Normung in Europa.

## 4.4 Einflüsse auf den Auszieh Widerstand

### 4.4.1 Allgemeines

Die Ausziehfestigkeit wird aus dem Quotienten des maximalen Auszieh Widerstands und der Scherfläche berechnet, wobei die Scherfläche der Mantelfläche des ins Holz eingebetteten Regelgewindes entspricht. Beim Regelgewinde sind Außendurchmesser, Gewindesteigung und Flanken neigung über die Einschraublänge konstant; die Bereiche Schraubenspitze und – soweit vorhanden – Reibschicht sind auszuschließen (siehe Abschnitt [1.5.9](#), S. 12).

Prinzipiell lassen sich zwei Herangehensweisen an die Untersuchung von Schraubenverbindungen unterscheiden: Bei der Abduktion (lat. *abductio* Wegführung) kann man ganze Verbindungen untersuchen, die Resultate messen und analysieren und darauf aufbauend eine Regel formulieren. Diese kann dann auf die Einzelkomponenten und Parameter angewendet werden und die Regel dann an einer anderen kompletten Verbindung veri- oder falsifiziert werden. Der Vorteil besteht darin, dass viele der möglichen Parameter in der ganzen Verbindung repräsentiert sind. Mit entsprechenden Prüfplänen lassen sich auch Wechselwirkungen von Parameterkombinationen auf die Responsevariable untersuchen. Trotzdem bleibt das Untersuchungsergebnis singular, wodurch die Abduktion die unsicherste Schlussweise ist.

Eine zweite Vorgehensweise wird Induktion (lat. *inductio* Hineinführen) genannt. Dabei kann man an Teilsystemen (z. B. axial/lateral beanspruchte Einzelschraube) zuerst die beeinflussen Parameter einzeln erforschen, die Resultate messen und analysieren, daraus Regeln für die

Teilsysteme formulieren und schließlich für die kompletten Schraubenverbindungen Schlussfolgerungen ziehen. Wird am Teilsystem nur ein Parameter variiert, können keine Wechselwirkungen untersucht werden. Dieser Schluss auf die allgemeine Regel ist umso anfälliger für Irrtümer, je weniger Teilsysteme und Parameter untersucht wurden.

Folgen Wissenschaftler eher dem Weg der Abduktion, können oftmals maßgeschneiderte, projektspezifische Lösungen in relativ kurzer Zeit gefunden werden. Es gibt Beispiele für Systeme mit Verbindungsmitteln, die für eine bestimmte Holzart, einen Durchmesser oder eine bestimmte Verbindungsgeometrie eine effektive Lösung bieten. Will man über den eng gesteckten Rahmen hinaus, reichen oftmals die Kenntnisse über die maßgebenden Einflüsse nicht für eine Extrapolation aus. Man hat beispielsweise den Einfluss des Schraubendurchmessers nur in einem schmalen Intervall im Bemessungsmodell berücksichtigt. [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) beschränkt den Schraubendurchmesser mit  $6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$  im Vergleich zu [DIN 1052 \(2008\)](#), [SIA 265 \(2003\)](#) und [CUAP 06.03/08 \(2010\)](#) am engsten. Die oftmals recht kurzatmigen Projektlaufzeiten fördern diese Vorgehensweise.

Wird der Induktion gefolgt, besteht die Gefahr in den Grundlagen stecken zu bleiben und beispielsweise nicht nach der Prüfung der Einzelschraube auf Herausziehen bis zum Prüfen von ganzen Verbindungen mit vielen Holzbauschrauben vorzudringen. Diese Grundlagenforschung bereitet zwar oftmals eine breite Basis für kommerziell verwertbare Lösungen, bringt diese aber selbst nicht hervor. Sowohl der Forschende als auch der Geldgeber brauchen einen langen Atem. Längerfristig lohnt sich die möglichst umfassende Abklärung des Einflusses der Parameter volkswirtschaftlich, da Doppel- und Parallelarbeit minimiert und ein fruchtbarer Acker für Innovationen bereitet wird. Da bei den mechanischen Eigenschaften von Buchen-, Eschen- und Robinienholz im Bauteilmaßstab relativ zum Nadelholz wenig bekannt ist, sollen in dieser Arbeit einige Grundlagen besser erforscht werden.

Aus den bisherigen Erkenntnissen lassen sich für Schraubenverbindungen die folgenden Parameter als wesentlich herausfiltern:

- Materialkombination (Holz–Holz, Stahl–Holz, Holzwerkstoffplatte–Holz, Stahl–Holzwerkstoffplatte),
- Material der zu verbindenden Holz- bzw. Holzwerkstoffteile (Rohdichte, Schub-, Auszieh- und Querzugfestigkeit, Holzfeuchte, Jahrringbreite, Festigkeit der Klebefugen),
- Verbindungsgeometrie (Holz-, Holzwerkstoff- und eventuell Stahldimensionen, Rand- und Zwischenabstände der Schrauben, Einbettung des Teilgewindes, Vorbohrung, Einschraubwinkel),
- Tragfähigkeit der Einzelschraube,
- Gruppenwirkung aller Holzbauschrauben,
- Festigkeit des Nettoquerschnitts,
- Aufspalten des Bauteils,
- Blockscheren des von der Schraubengruppe erfassten Holzes bzw. Holzwerkstoffes und
- Art der Belastung (Lastdauer, statische oder dynamische Belastung).

Dabei wird das Teilsystem Einzelschraube im Speziellen beeinflusst von:

- Kopfdurchzieh Widerstand,
- Auszieh Widerstand,
- Widerstand der Schraube gegen Zug, Biegung und Torsion
- Korrosionsbeständigkeit der Schraube und
- Steifigkeit der seitlichen Schraubenbettung

#### 4.4.2 Früh- und Spätholz

Für eine parallel zur Faserrichtung eingebrachte Holzschraube spielen die Jahrringbreite, der Anteil des Früh- und Spätholzes und deren Verhältnis zum Schraubendurchmesser eine wichtige Rolle. Die Dichteunterschiede von Früh- und Spätholz stehen nach **Kollmann (1941, S. 70)** bei Kiefer mit  $0,322 \text{ g/cm}^3$  zu  $0,818 \text{ g/cm}^3$  in einem Verhältnis von  $1 : 2,54$ . Für Eschenholz wurde von **Kollmann (1941, S. 70)** die Frühholzdichte zu  $0,372 \dots 0,569 \dots 0,680 \text{ g/cm}^3$  und die Spätholzdichte zu  $0,673 \dots 0,753 \dots 0,866 \text{ g/cm}^3$  festgestellt, also ein durchschnittliches Verhältnis von  $1 : 1,32$  ermittelt. Somit sollte die Streuung der Auszieh Widerstände bei kleinen Durchmessern parallel zur Faserrichtung oder bei Riftbrettern und tangentialer Einschraubrichtung in Eschenholz kleiner ausfallen als bei Kiefer.

Die Ausziehfestigkeit ist mit der Rohdichte positiv korreliert (siehe Abbildung 4.4.1, S. 131 und Abbildung 4.4.2 b). Falls eine Holzschraube mit kleinem Durchmesser in einem Nadelholz mit weiten Jahrringen mehrheitlich von Frühholz umgeben ist, kann nur eine wesentlich kleinere Ausziehfestigkeit aktiviert werden, als dies bei umgebendem Spätholz mit höherer Rohdichte der Fall wäre. Bei kleinen Schraubendurchmessern müssten – je nachdem, ob sich die Schraube mehr im Früh- oder mehr im Spätholz befindet – die übertragbaren Kräfte sehr unterschiedlich sein, d. h. die Streubreite müsste wesentlich größer ausfallen. Bei Brettschichtholz und einer effektiven Einschraublänge über mehrere Lamellen tritt eine Homogenisierung des Auszieh Widerstands pro Schraube ein. Dies lässt geringere Streuungen bei den Auszieh Widerständen bei großen Einschraubwinkeln erwarten.

#### 4.4.3 Schubfestigkeit

Für fehlerfreie Kleinproben aus norwegischer Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.) und Kiefer (*Larix decidua* Mill.) untersuchten **Müller, Sretenovic, Gindl, Grabner, Wimmer und Teischinger (2004)** den Einfluss der Rohdichte, der Faserneigung und des Schubmoduls auf die Schubfestigkeit. Für die Beziehung Rohdichte/Schubfestigkeit in Faserrichtung ( $G_{LR}$ ,  $G_{LT}$ ) ermitteln sie ein Bestimmtheitsmaß von 0,48 und für Schubmodul/Schubfestigkeit deutlich höhere 0,69. Unterstellt man, dass beim Ausziehen von Holzbauschrauben das Abscheren von Holzfasern wesentlichen Einfluss auf den Auszieh Widerstand hat, wären die Schubfestigkeiten  $\sigma_{LR}$ ,  $\sigma_{LT}$ ,  $\sigma_{RL}$ ,  $\sigma_{TL}$  oder die korrelierten Schubmoduln  $G_{LR}$ ,  $G_{LT}$ ,  $G_{RL}$ ,  $G_{TL}$  zur Berechnung des Auszieh Widerstands eher zu Grunde zu legen als die Rohdichte.

Somit wird **Eckelman (1975)** bestätigt, der die Schubfestigkeit als besseren Prediktor für den Auszieh Widerstand im Vergleich zur Rohdichte favorisierte (siehe Abschnitt 4.2.5, S. 106).

#### 4.4.4 Schubmodul

Divós, Tanaka, Nagao und Kato (1998) zogen 25 mm tief eingebrachte Holzschrauben mit Durchmesser 5 mm aus Fichte und ermittelten den Schubmodul an den  $5,1 \text{ cm} \times 11,2 \text{ cm} \times 210 \text{ cm}$  großen Hölzern. Das Bestimmtheitsmaß zwischen Schubmodul und Ausziehungskraft betrug 0,675. Ein Vergleich mit der Korrelation von Ausziehungskraft und Rohdichte erfolgte bei Divós u. a. (1998) nicht.

#### 4.4.5 Radiale, tangentiale oder longitudinale Einschraubrichtung

Für Abbildung 4.4.1 wurden die mittleren Auszieh widerstände der Serien von Cockrell (1933) auf die Referenzholzfeuchte von 12 % korrigiert und die Auszieh festigkeit berechnet. Um den Einfluss der Schraubenspitze zu berücksichtigen, wurde von der nominellen Einschraublänge  $l_{\text{nom}}$  der einfache Schraubendurchmesser  $d$  abgezogen, um eine effektive Einschraublänge  $l_{\text{ef}}$  zu erhalten. Da die Einschraublänge konstant war, können für den Durchmesser  $d = 4,83 \text{ mm}$  die Auszieh festigkeit für die Hauptrichtungen radial, tangential und longitudinal in Abhängigkeit der Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte in Abbildung 4.4.1 aufgetragen werden. Die beste Anpassung an die Mittelwerte der Serien ergaben Potenzfunktionen. Die Kurven für die Auszieh festigkeit der Holzschrauben in radialer und tangentialer Richtung unterscheiden sich kaum, die Exponenten der Rohdichte betragen rund 1,55. Längs zur Faserrichtung steigt die Auszieh festigkeit wesentlich weniger mit zunehmender Rohdichte an, der Exponent beträgt lediglich 1,32.

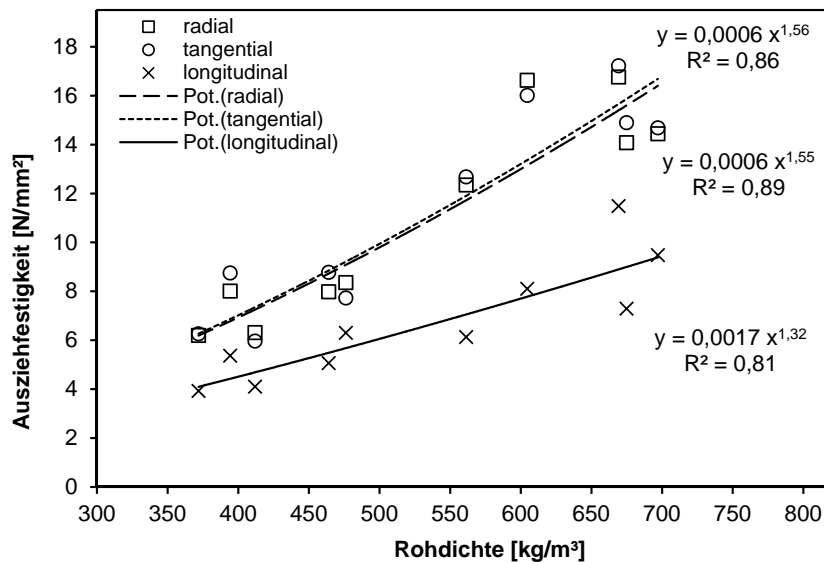


Abb. 4.4.1: Auszieh festigkeit von Schrauben mit radialer, tangentialer und longitudinaler Einschraubrichtung in Abhängigkeit von der Rohdichte nach Daten von Cockrell (1933) für Holzschrauben ( $d = 4,83 \text{ mm}$ ,  $l_{\text{ef}} = 19,04 \text{ mm} - d$ )

Nach der Auswertung der mittleren Auszieh widerstände von Cockrell (1933) kann davon ausgegangen werden, dass es keinen signifikanten Unterschied der Auszieh widerstände zwischen radialer und tangentialer Einschraubrichtung gibt. Plieschounig (2010, S. 46) bestätigt dies

für Schrauben mit 6 mm Durchmesser in Fichtenvollholz. Weder in Buchen- noch in Robinienholz gibt es wesentliche Unterschiede der mittleren Ausziehwiiderstände zwischen radialer und tangentialer Einschraubrichtung (siehe Abschnitte 4.2.18 und 4.2.19).

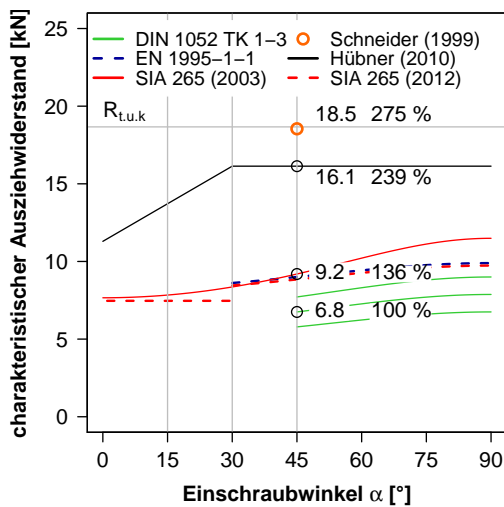
#### 4.4.6 Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung

Schneider (1999) und Jablonkay (1999) facettierten die Probekörper in der Form eines halben Zylinders mit Längsachse quer zur Faserrichtung so, dass die Einschraubwinkel  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$  möglich wurden. Pro Winkel und Probekörper konnten fünf EJOT Rahmenanker RA-P  $7,5 \times 80$  mm ausgezogen werden. Der Einfluss des Winkels zwischen Schraubenachse und Faserrichtung kann nach Schneider (1999, S. 10) für EJOT Rahmenanker RA-P  $7,5 \times 80$  mm in Laubhölzern mit den Gleichungen (4.48) und (4.49) abgebildet werden. Für  $\alpha < 15^\circ$  wurde eine konstante Ausziehfestigkeit für Azobé, Buche, Edelkastanie, Esche und Robinie definiert.

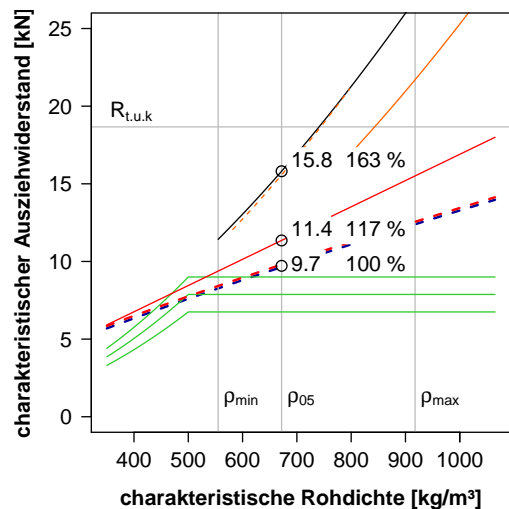
$$f_{ax}(\alpha) = 9 \text{ N/mm}^2 \quad \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 15^\circ \quad (4.48)$$

$$f_{ax}(\alpha) = 11,3 \text{ N/mm}^2 - \frac{\alpha^2}{1100} + \frac{\alpha}{12,3} \quad \text{für } 15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \quad (4.49)$$

$f_{ax}(\alpha)$  Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit des Einschraubwinkels  $\alpha$  in  $\text{N/mm}^2$   
 $\alpha$  Einschraubwinkel in Grad



(a) Ausziehwiiderstand in Abhängigkeit des Einschraubwinkels (Rohdichte  $680 \text{ kg/m}^3$ )



(b) Ausziehwiiderstand beim Einschraubwinkel  $90^\circ$  in Abhängigkeit von der Rohdichte

Abb. 4.4.2: Vergleich des Ausziehwiiderstands nach Schneider (1999) und ON EN 1995-1-1 (2009), DIN 1052 (2008) und SIA 265 (2003) für EJOT Rahmenanker RA-P  $7,5 \times 80$  mm  $l_{ef} = 60$  mm

Für die Darstellung des Ausziehwiiderstands in Abhängigkeit des Einschraubwinkels in Abbildung 4.4.2 a wurde die Referenzrohichte zu  $680 \text{ kg/m}^3$  und eine effektive Einschraublänge zu 60 mm festgelegt. Nach Schneider (1999) liegt das Maximum des charakteristischen Ausziehwiiderstands bei einem Einschraubwinkel von  $45^\circ$  und die Ausziehwiiderstände nach ON EN 1995-1-1 (2009), DIN 1052 (2008) und SIA 265 (2003) wurden deutlich übertroffen.

ON EN 1995-1-1 (2009), DIN 1052 (2008,  $\rho_{\max} \leq 500 \text{ kg/m}^3$ ) und SIA 265 (2003) berücksichtigen den Einfluss des Einschraubwinkels mit unterschiedlich formulierten Hankinson-Funktionen (siehe Gleichungen (4.38), (4.42) und (4.46)).

#### 4.4.7 Rohdichte

Abbildung 4.4.2 b zeigt den Auszieh Widerstand bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  und einer effektiven Einschraublänge von 60 mm als Funktion der Rohdichte. Mit steigender Rohdichte erhöht sich der Auszieh Widerstand nach Schneider (1999, S. 8) wesentlich stärker als nach ON EN 1995-1-1 (2009). Ab einer Rohdichte von  $800 \text{ kg/m}^3$  wurde die Funktion um 20 % auf Grund von drei Ausziehprüfungen in Azobé ( $\rho_{\text{mean}} = 1065 \text{ kg/m}^3$ ) nach unten korrigiert. Schneider (1999) untersuchte hauptsächlich Buche und Esche und referenzierte bei der Rohdichte auf  $680 \text{ kg/m}^3$ . Der Exponent der Rohdichte der Gleichung (4.50) nach Schneider (1999) ist der Mittelwert der Exponenten, die sich für die Regressionsanalysen der einzelnen Serien mit einem Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  ergaben. Anzumerken ist, dass Schneider die Rohdichte am ganzen Probekörper bestimmte und nicht direkt um den Schraubkanal. Somit konnten Rohdichteschwankungen innerhalb des Probekörpers nicht in Relation zum Auszieh Widerstand der einzelnen Rahmenanker gesetzt werden.

$$f_{\text{ax}}(\rho; \alpha) = \frac{f_{\text{ax}}(\alpha) \rho^{1,78}}{110120} \quad (4.50)$$

$f_{\text{ax}}(\rho; \alpha)$  Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit der Rohdichte  $\rho$  und des Einschraubwinkels  $\alpha$  in  $\text{N/mm}^2$   
 $\rho$  Rohdichte in  $\text{kg/m}^3$

#### 4.4.8 Wuchsmerkmale

Jablonkay (1999, S. A12) erklärt ohne eine Einschränkung auf Nadelholz:

„Es sind vor allem Dichteabweichungen, wie Äste oder Reaktionsholz, die einen Einfluss auf den Auszieh Widerstand haben und zu einer Erhöhung von bis zu 200 % führen können. Da sie jedoch immer zu einer Leistungssteigerung führen, sind sie nicht als nachteilig zu bezeichnen.“

Das beim Ausziehen von Holzbauschrauben aktivierte Holzvolumen steigt durch Äste. Risse und Markröhre im Schraubkanal mindern den Auszieh Widerstand. In Nadelholz können lokale Rohdichteabweichungen zum „Verlaufen“ der Holzbauschraube führen. Die infolgedessen gekrümmte Schraubenachse erhöht das Einschraubdrehmoment und die Torsionsbeanspruchung. Leider liegen dem Verfasser hierzu keine Veröffentlichungen vor. Mit Einschraubgeräten, die die Parameter Einschraubdrehmoment, -winkel und Drehzahl aufzeichnen, wäre es möglich, in der täglichen Praxis den Einfluss von Wuchsmerkmalen statistisch zu erfassen. Mit diesen Daten ließen sich nicht nur die Beanspruchungen der Schrauben wirklichkeitsnäher als im Labor ermitteln, sondern es könnte die Basis für eine weitere Schraubenoptimierung gelegt werden.



### 4.4.9 Holzfeuchte

Jablonkay (1999) verwendete für die Untersuchung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand Probekörper aus Buche und je zwei Probekörper aus Fichte, Douglasie und Eiche. Der Anteil des Ausziehwiiderstands bei der Holzfeuchte  $u = 20\%$  am Ausziehwiiderstand bei  $u = 10\%$  in Abhängigkeit des Einschraubwinkels ist in Abbildung 4.4.3 für Fichte, Douglasie sowie Buche und gemittelt für alle geprüften Holzarten dargestellt.

Der Anteil des gemittelten Ausziehwiiderstands für Fichte, Douglasie und Buche steigt mit zunehmendem Einschraubwinkel von  $57\%$  bei  $0^\circ$  bis  $76\%$  bei  $75^\circ$ . Quer zur Faserrichtung werden  $74\%$  erreicht. Einen ähnlichen Verlauf zeigt Buche mit  $57\%$  bei  $0^\circ$ ,  $66\%$  bei  $75^\circ$  und  $63\%$  bei  $90^\circ$ . Vereinfachend kann festgestellt werden, dass bei Buche der auf eine Holzfeuchte von  $10\%$  bezogene Ausziehwiiderstand parallel zur Faserrichtung um  $5\%$  und quer zur Faserrichtung um  $3,5\%$  sinkt, wenn die Holzfeuchte um ein Prozent steigt.

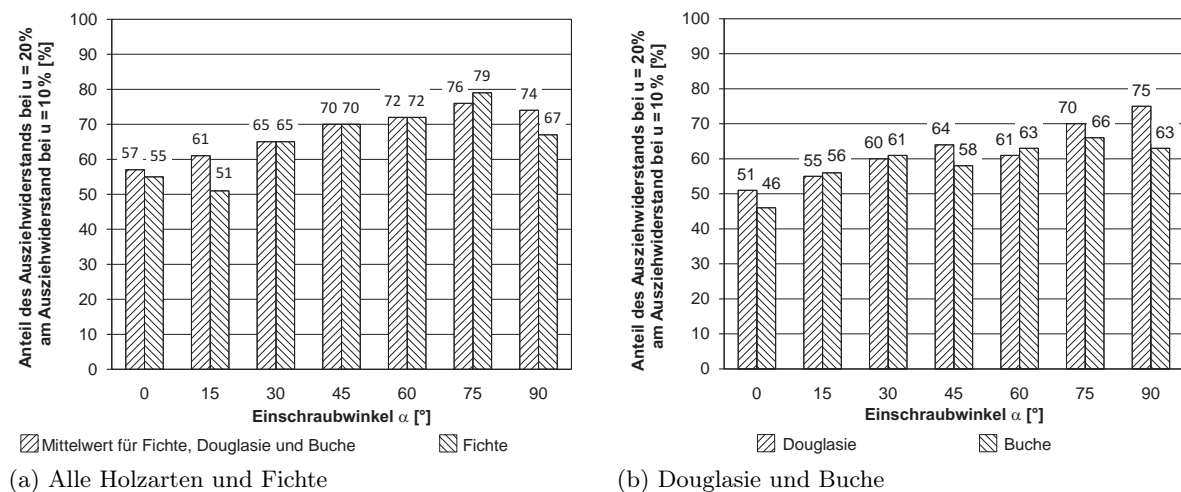


Abb. 4.4.3: Anteil des Ausziehwiiderstandes bei  $u = 20\%$  am Ausziehwiiderstand bei  $u = 10\%$  in Abhängigkeit des Einschraubwinkels nach Jablonkay (S. A21 und A51, 1999)

Schneider (1999, S. 7) wertete für die Prüfungen mit Buche den Einfluss der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand mittels Regressionsanalyse aus. Für die Bestimmung von einer Regressionsgerade je Einschraubwinkel ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $90^\circ$ ) wurde eine Gruppe gebildet. Der Faktor  $-0,524$  in Gleichung (4.51) stellt den Mittelwert der Steigungen dar:

$$f_{ax}(\rho; \alpha; u) = f_{ax}(\rho; \alpha) - 0,524(u - 12) \tag{4.51}$$

$f_{ax}(\rho; \alpha; u)$  Ausziehfestigkeit bei  $12\%$  Holzfeuchte in Abhängigkeit der Rohdichte  $\rho$ ,  
 des Einschraubwinkels  $\alpha$  und der Holzfeuchte  $u$  in  $N/mm^2$   
 $u$  Holzfeuchte in Prozent

Wird mit den Gleichungen (4.49), (4.50) und (4.51) für die Referenzbedingungen  $\alpha = 90^\circ$ ,  $680\text{ kg/m}^3$  und  $u = 12\%$  eine Ausziehfestigkeit von  $f_{ax}(\alpha; \rho; u) = 11,25\text{ N/mm}^2$  errechnet und mit dem Wert für  $u = 13\%$  verglichen, ergibt sich  $f_{ax}(\alpha; \rho; u) = 10,73\text{ N/mm}^2$ , d. h. eine um  $4,7\%$  niedrigere Ausziehfestigkeit. Der Einfluss der Holzfeuchte auf die Ausziehfestigkeit der Holzschraube ist nach Schneider (1999, S. 8) sehr groß.

Den Auszieh widerstand von Teilgewindeschrauben der Firma KNIPPING VERBINDUNGSTECHNIK GMBH (Kierspe, Deutschland) mit einem Gewindeaußendurchmesser von 6,8 mm in Fichtenholz untersuchte [Görlacher \(1990\)](#) in Abhängigkeit von der Holzfeuchte. In fünf Probekörper wurden je fünf Schrauben bei einer Holzfeuchte von 11,5, 16 und 22 % eingebracht und anschließend ausgezogen. Der Auszieh widerstand sank bezogen auf die Holzfeuchte von 12 % um 2,7 % je Prozent steigender Holzfeuchte.

[Pirnbacher und Schickhofer \(2009\)](#) ermittelten die Gleichung (4.20) auf S. 115 zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Auszieh widerstand. Die Abminderung des Auszieh widerstands bei 13 % Holzfeuchte beträgt lediglich 0,65 %, d. h. weniger als ein Viertel im Vergleich zu [Görlacher \(1990\)](#). [Pirnbacher und Schickhofer](#) klimatisierten die Probekörper bis zur Massekonstanz und brachte dann die Holzbauschrauben ein. [Görlacher \(1990\)](#) brachte die Holzbauschrauben ebenso nach Erreichen der Zielfeuchte ein (Nachfrage bei [Görlacher, 2013](#)).

[Grabner \(2012\)](#) konditionierte die Fichten-Probekörper der Festigkeitsklasse C24 auf 12 % Holzfeuchte, brachte die Teilgewindeschrauben mit  $\varnothing 6$  mm quer zur Faserrichtung ein und klimatisierte die Probekörper serienweise ( $n = 48$ ) bis zur Zielholzfeuchte von 0,4, 7,7, 10,2, 12,2, 15,5, 19,9 und 46,6 %. Er stellte einen Anstieg des Auszieh widerstands von 0 bis 8 %, Konstanz zwischen 8 und 12 % und einen Abfall mit 2,8 % je Prozent steigender Holzfeuchte bis zum Fasersättigungsbereich fest.

Im Bruchzustand versagt das Holz in der Mantelfläche der Schraube, wobei Schubfestigkeiten eine bedeutende Rolle spielen. [Horvath, Molnár und Niemz \(2008\)](#) untersuchten Würfel mit einer Kantenlänge von 50 mm aus Fichte, Eiche und Rotbuche bezüglich ihrer Schubfestigkeiten in den Ebenen longitudinal-radial (LR), longitudinal-tangential (LT), radial-longitudinal (RL) und tangential-longitudinal (TL). Bei der Bezeichnung der Ebenen nach [Horvath u. a.](#) gibt der erste Buchstabe die Beanspruchungsrichtung an und der zweite spannt die belastete Ebene auf. Andere Autoren, wie z. B. [Grekin und Surini \(2008\)](#), kennzeichnen mit dem ersten Buchstaben die Lastrichtung und mit dem zweiten den Normalenvektor auf der belasteten Ebene.

Den Abfall der Schubspannungen ist mit steigender Holzfeuchte zwischen 6 und 27 % in den unterschiedlichen Ebenen nahezu linear. Wertet man die Daten nach [Horvath u. a. \(2008, S. 14\)](#) je Holzart in diesem Bereich aus, ergibt sich für die unterschiedlichen Schubebenen bei Belastung quer oder längs zur Faser ein sehr ähnlicher prozentualer Abfall der Schubfestigkeit mit steigender Holzfeuchte. Bei Fichte sinkt die Scherfestigkeit um (2,11 ... 2,24 ... 2,37) %, bei Eiche um (1,12 ... 1,29 ... 1,41) % und bei Buche um (2,49 ... 2,67 ... 2,94) %.

Beim Ausziehen von Holzbauschrauben treten Schubspannungen in unterschiedlichen holz-anatomischen Ebenen unter verschiedenen Belastungsrichtungen auf. Auch die Größen der gescherten Flächen unterscheiden sich von den 50 mm  $\times$  50 mm aus den Prüfungen von Kleinproben. Dennoch gibt der Einfluss der Holzfeuchte auf die Schubfestigkeit nach [Horvath u. a. \(2008\)](#) eine Bandbreite für den zu erwartenden Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh widerstand von Holzbauschrauben vor und weist auf die diesbezüglichen Unterschiede zwischen den Holzarten hin.

#### 4.4.10 Einschraublänge des Gewindeteils

Schneider (1999) ermittelte mit Hilfe eines Regressionsmodells für Fichtenholz mit niedriger Rohdichte und einem Einschraubwinkel von  $0^\circ$  einen Exponenten für die Einschraublänge von 0,64 und für eine höhere Rohdichte 1,12. Im Mittel lag der Exponent bei 0,88. Für  $90^\circ$  ergab sich bei Fichte eine lineare Abhängigkeit von der Einschraublänge. „Beim Laubholz fand sich mit den vorhandenen Daten kein signifikanter Unterschied“ (Schneider, 1999, S. 6). Die Gleichung (4.52) wurde von Schneider für Laubholz angegeben.

$$f_{ax}(\rho; \alpha; u; l_{ef}) = f_{ax}(\rho; \alpha; u) \left( \frac{60}{l_{ef}} \right)^{(0,86 - 0,0096\alpha)} \quad (4.52)$$

$f_{ax}(\rho; \alpha; u; l_{ef})$  Ausziehfestigkeit in N/mm<sup>2</sup> in Abhängigkeit der Rohdichte  $\rho$ , des Einschraubwinkels  $\alpha$ , der Holzfeuchte  $u$  und der Einschraublänge  $l_{ef}$

Bejtka (2005, S. 18) publizierte als Ergebnis einer Regressionsanalyse die Gleichung (4.14) auf S. 112 mit einem Exponenten der effektiven Einschraublänge  $l_{ef}$  von 0,9 für Fichte. Fairchild (1926) ermittelte  $l_{ef}^{0,57}$  für Laubholz und  $l_{ef}^{0,799}$  für Nadelholz; Eckelman (1975)  $l_{ef}^{0,75}$  in Spanplatten. Von einem linearen Einfluss der Einschraublänge auf den Auszieh Widerstand geht Hansen (2002) bei Fichte und Kiefer, Soltis (1999) bei Laub- und Nadelholz, Kjučukov und Enčev (1977) bei Rotbuchenholz und Pirnbacher und Schickhofer (2009) bei Fichte aus.

#### 4.4.11 Spiel zwischen Kerndurchmesser des Regelgewindes und Vorbohrdurchmesser

Nakatani und Komatsu (2005) prüften den Auszieh Widerstand von Holzschrauben mit einem Außen- bzw. Kerndurchmesser von 30 mm bzw. 25 mm, sogenannten *lagscrewbolts* in Douglasien-Brettschichtholz (E105-F300,  $\rho_{mean} = 525 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{mean} = 13\%$ ). Dabei variierten sie den Vorbohrdurchmesser mit 26, 27, 28 und 29 mm. Sowohl bei parallel als auch bei quer zur Faserrichtung eingeschraubten *lagscrewbolts* war der Abfall des Auszieh Widerstands bei einem Vorbohrdurchmesser von 26 mm auf solche mit 27 mm Vorbohrdurchmesser sehr gering. Da das Einschraubdrehmoment jedoch mit sinkendem Vorbohrdurchmesser deutlich zunimmt, empfahlen Nakatani und Komatsu einen Durchmesser von 27 mm fürs Vorbohren bei 25 mm Kerndurchmesser.

Nach der deutschen allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-9.1-777 (2010) der Firma SFS INTEC GMBH für SFS WB Gewindestangen mit Gewinde nach DIN 7998 (1975) muss der Vorbohrdurchmesser dem Kerndurchmesser plus maximal einem Millimeter entsprechen. Die Zulassung SPAX International GmbH & Co. KG (2011) für Gewindestangen der Firma SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG sieht die gleiche Regelung vor.

#### 4.4.12 Gewindesteigung

Sieben verschiedene Typen von Holzbauschrauben wurden von Pirnbacher und Schickhofer (2007, S. F11–F19) aus Fichtenholz gezogen. Die Unterschiede der Auszieh Widerstände bei den Einschraubwinkeln von  $45^\circ$  und  $90^\circ$  wurden durch die Abstände von Regressionsgeraden durch die Punkte der einzelnen Schraubentypen verdeutlicht. Statistische Tests wurden nicht

publiziert. Die Ausgleichsgeraden der quer zur Faserrichtung ausgezogenen unterschiedlichen Schraubentypen sind in einem Kraft-Rohdichte-Diagramm je Typ parallel zur Ausgleichsgeraden aller Auszieh-widerstände und schwanken bei einer Darrdichte von  $410 \text{ kg/m}^3$  um den Mittelwert mit  $-4,0$  bzw.  $+4,7\%$ . Unter  $45^\circ$  sind die Ausgleichsgeraden der Gruppen nicht mehr alle parallel. Bei einer Darrdichte von  $370 \text{ kg/m}^3$  sind die Unterschiede mit  $-8,4$  bzw.  $+8,4\%$  deutlicher. Parallel zur Faserrichtung waren die Streubereiche der unterschiedlichen Schraubentypen nicht zu trennen und somit kein Einfluss des Schraubentyps auf den Auszieh-widerstand in Fichtenholz nachweisbar.

Jablonkay (1999) untersuchte den Auszieh-widerstand von Rahmenankern RA-P  $7,5 \times 80 \text{ mm}$  ( $d = 7,5 \text{ mm}$ ,  $d_k = 5,5 \text{ mm}$ ,  $p = 3,16 \text{ mm}$ ) der Firma EJOT BAUBEFESTIGUNGEN GMBH (Bad Laasphe, Deutschland), TILCA Beton-Rahmenschrauben BRS  $7,5 \times 80 \text{ mm}$  und TILCA BRS  $7,5 \times 180 \text{ mm}$  ( $d = 7,5 \text{ mm}$ ,  $d_k = 5,2 \text{ mm}$ ,  $p = 5,2 \text{ mm}$ ) der Firma EGLI, FISCHER & Co. AG (Zürich, Schweiz). Der Schraubentyp TILCA BRS weist ein Doppelgang-Gewinde auf, wobei ein Gang sich auf den ersten  $65 \text{ mm}$  kaum über den Kerndurchmesser erhebt. Abbildungen 4.5.1 e und f auf S. 142 zeigen die jeweiligen Gewindegeometrien. Die Probekörper waren  $45 \text{ mm}$  dick, der Schraubenkopf ragte etwa  $15 \text{ mm}$  über die Oberfläche. Dadurch war bei TILCA BRS  $7,5 \times 80 \text{ mm}$  der Abstand der Gewindeflanken mit  $p/d_1 = 0,69$  doppelt so groß wie bei TILCA BRS  $7,5 \times 180 \text{ mm}$  mit  $0,5 p/d_1 = 0,35$  und die Gewindesteigung von EJOT RA-P  $7,5 \times 80 \text{ mm}$  lag mit  $p/d_1 = 0,42$  dazwischen (siehe Tabelle 4.4.1, S. 137).

Tab. 4.4.1: Verhältnisse des Kerndurchmessers und der Gewindesteigung zum Außendurchmesser für die Rahmenanker EJOT RA-P und TILCA BRS und in Deutschland zugelassene Schrauben

Bezeichnung	Außen- durch- messer $d_1$ [mm]	Kern- durch- messer $d_2$ [mm]	Gewinde- steigung $p$ [mm]	Gewinde- fanken- winkel $\alpha_F$ [°]	Winkel Schrauben- spitze $\alpha_S$ [°]	Kern- zu Außendurchmesser $d_2/d_1$ [-]	Gewinde- steigung/ $p/d_1$ [-]
EJOT RA-P	7,5	5,5	3,16	40	40	0,73	0,42
TILCA BRS	7,5	5,2	5,2	30	40	0,69	0,69*
Spax-S	10	6,0	5,0	40	40	0,60	0,50
(Z-9.1-519, 2012)	12	7,5	6,0	40	40	0,63	0,50
Schmid Star Drive	4	2,5	1,8	40	30	0,63	0,45
(Z-9.1-435, 2009)	6	3,8	2,6	40	30	0,63	0,43
	8	5,3	3,6	40	30	0,66	0,45
SFS WT	6,5	5,4	3,2	40	120	0,83	0,49
(Z-9.1-472, 2011)	8,2	4,0	3,2	50	120	0,49	0,39
SFS WR	8,9	5,4	3,1	40	120	0,61	0,35
SFS WB Gew.-St.	20	15	7,0	60	–	0,75	0,35
(Z-9.1-777, 2010)							

\* Doppelganggewinde: Setzt man den Abstand zwischen zwei Gewindespitzen statt der Gewindesteigung  $p$  ein, ergibt sich ein Verhältnis von  $0,5 p/d_1 = 0,35$

Im Folgenden werden die Prüfergebnisse von Jablonkay (1999, S. A28–A31) neu ausgewertet. Für die quer zur Faserrichtung eingebrachten Schrauben wurden je Serie nur Mittelwerte für Holzfeuchtigkeit und Rohdichte angegeben. Dadurch erfolgt die Korrektur der Auszieh-widerstände auf eine mittlere Rohdichte und Holzfeuchte für diese Serien nicht für jeden einzelnen

Messwert, sondern je Serie. Es wurde angenommen, dass die Rohdichte mit einem Exponenten von 1,7 Einfluss auf den Ausziehwiiderstand nimmt und weiterhin, dass der Ausziehwiiderstand bei 12 % Holzfeuchte um 3 % fällt, wenn die Holzfeuchte um 1 % zunimmt.

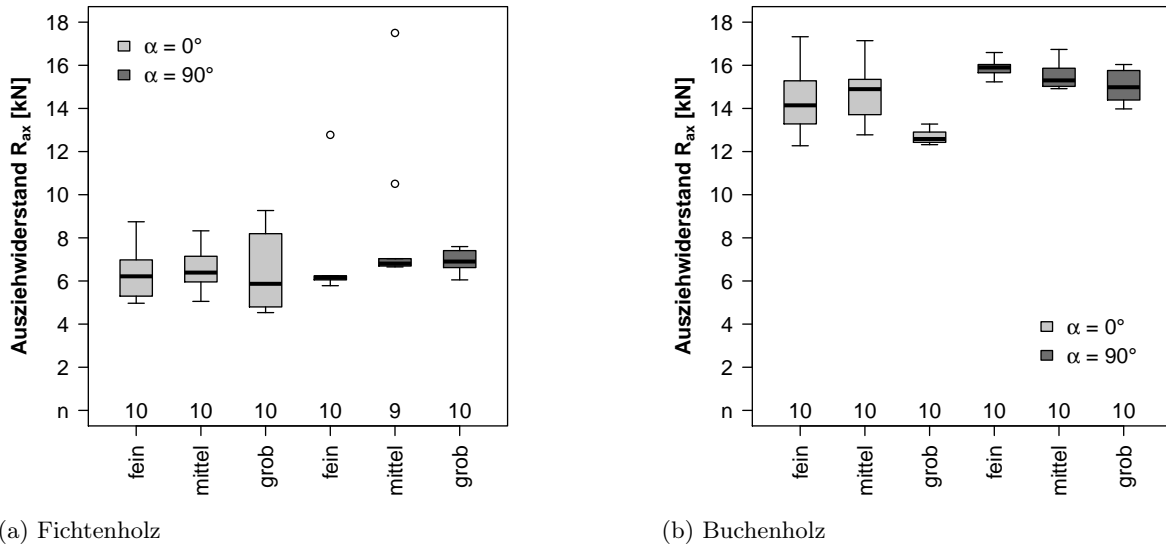


Abb. 4.4.4: Boxplots des logarithmierten Ausziehwiiderstandes von TILCA BRS 7,5 × 80 mm (fein), EJOT RA-P 7,5 × 80 mm (mittel) und TILCA BRS 7,5 × 180 mm (grob) für die Holzarten Fichte und Buche nach Jablonkay (1999)

Das feine Gewinde erzielte in Buche quer zur Faserrichtung den höchsten Median des Ausziehwiiderstandes (siehe Abbildung 4.4.4 b und Tabelle 4.4.2). Parallel zur Faserrichtung übertraf der Median des mittleren den des feinen Gewindes und noch deutlicher den Median des groben Gewindes. Auch in Fichte ergab das mittlere Gewinde parallel zur Faserrichtung den größten Median des Ausziehwiiderstands (siehe Abbildung 4.4.4 a und Tabelle 4.4.2). Quer zur Faserrichtung liegen mittleres und grobes Gewinde bei Fichte gleichauf.

Tab. 4.4.2: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Ausziehfestigkeit nach Jablonkay (1999)

Holzart	Einschraubwinkel [°]	Gewinde [-]	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Größtwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Median [N/mm <sup>2</sup> ]	Variationskoeffizient [%]
Fichte	0	fein	10	4,97	6,46	8,75	6,22	20,66
		mittel	10	5,05	6,60	8,33	6,39	16,76
		grob	10	4,53	6,34	9,27	5,87	27,30
	90	fein	10	5,78	6,76	12,78	6,16	31,36
		mittel	9	6,65	8,39	17,50	6,81	43,33
		grob	10	6,05	6,92	7,59	6,90	7,64
Buche	0	fein	10	12,27	14,35	17,32	14,14	9,97
		mittel	10	12,78	14,66	17,14	14,89	9,11
		grob	10	12,32	12,67	13,28	12,58	2,44
	90	fein	10	15,23	15,88	16,59	15,90	2,45
		mittel	10	14,92	15,46	16,74	15,30	3,75
		grob	10	13,98	15,01	16,04	14,98	4,67

Deutlich unterschiedlich fallen die Höhen der Interquartilsbereiche in den Boxplots der Abbildung 4.4.4 aus. Die unterschiedlichen Variationskoeffizienten der Serien sind in Tabelle 4.4.2 mit einer Spanne von 2,44 bis 43,3 % dargestellt. Bei einem Einschraubwinkel von  $0^\circ$  ist ein Variationskoeffizient von 13 bis 20 % und bei  $90^\circ$  10 bis 15 % zu erwarten (siehe Tabelle 4.8.5, S. 157).

Die Null-Hypothese der Gleichheit der Varianzen wurde mit F-Tests geprüft und für die Kombinationen der Gewindesteigungen *fein* – *grob* und *mittel* – *grob* beim Einschraubwinkel von  $90^\circ$  in Fichte und bei  $0^\circ$  in Buche mit einer Irrtumswahrscheinlichkeit von  $\alpha = 5\%$  verworfen (siehe Tabelle 4.4.3).

Tab. 4.4.3:  $p$ -Werte der F- und der Welch-Tests für die Null-Hypothese, dass die Mittelwerte bzw. die Varianzen der Serienpaare *fein* – *mittel*, *fein* – *grob* und *mittel* – *grob* bei einem Signifikanzniveau von  $\alpha = 0,05$  gleich sind

Test	Fichte				Buche			
	$\alpha = 0^\circ$		$\alpha = 90^\circ$		$\alpha = 0^\circ$		$\alpha = 90^\circ$	
	F	Welch	F	Welch	F	Welch	F	Welch
<i>fein</i> – <i>mittel</i>	0,58	0,81	0,13	0,26	0,84	0,62	0,25	0,08
<i>fein</i> – <i>grob</i>	0,45	0,86	$3,2 \cdot 10^{-4}$	0,82	$9,9 \cdot 10^{-4}$	$4,7 \cdot 10^{-3}$	0,09	$4,2 \cdot 10^{-3}$
<i>mittel</i> – <i>grob</i>	0,20	0,69	$3,7 \cdot 10^{-6}$	0,26	$1,7 \cdot 10^{-4}$	$9,9 \cdot 10^{-4}$	0,58	0,14

Mit dem Welch-Test wurde geprüft, ob die Nullhypothese der Gleichheit der Mittelwerte der verschiedenen Kombinationen Gewindesteigung/Einschraubwinkel/Holzart verworfen werden muss. Wie in Tabelle 4.4.3 ersichtlich, sind nur die Kombinationen *fein* – *grob* und *mittel* – *grob* bei Buche parallel und *fein* – *grob* bei quer zur Faserrichtung eingebrachten Rahmenankern signifikant ( $\alpha = 5\%$ ) unterschiedlich.

Schlussfolgerungen für den Einfluss der Gewindesteigung auf den Auszieh widerstand aus den Ergebnissen von Jablonkay (1999) zu ziehen, ist mangels statistischer Signifikanz nur begrenzt möglich.

Gaunt (1997) untersuchte den Auszieh widerstand von fünf Schraubentypen mit einem Kerndurchmesser von 16 mm mit je 20 Prüfungen, welche parallel zur Faserrichtung in fehlerfreies Brettschichtholz aus Monterey-Kiefer (*Pinus radiata* D. Don,  $\rho_{\text{mean}} = 475 \text{ kg/m}^3$ ) eingeschraubt wurden. Der Vorbohrdurchmesser entsprach dem Kerndurchmesser. Gaunt (1997) konnte keinen signifikanten Einfluss der Gewindeform auf den Auszieh widerstand feststellen.

#### 4.4.13 Resümee zu den Einflüssen auf den Auszieh widerstand

Von den zahlreichen Parametern für Schraubenverbindungen mit Laubholz wurde in der vorliegenden Untersuchung auf das Teilsystem Einzelschraube unter axialer Zuglast fokussiert. Dabei wurden die folgenden Parameter der Schrauben- bzw. Verbindungsgeometrie berücksichtigt:

- Durchmesser,
- Einschraublänge,

- Einschraubwinkel und
- Form der Spitze und

folgende Materialparameter:

- Holzart (Buche, Esche und Robinie),
- Rohdichte (550 bis 920 kg/m<sup>3</sup>) und
- Holzfeuchte (9 bis 28 %).

Die verwendeten Schrauben sind in ihrer Geometrie bezüglich des Verhältnisses zwischen Kern- und Außendurchmesser, Gewindesteigung und Gewindeflankenwinkel ähnlich. Auch die Oberflächenbeschaffenheit und -beschichtung unterscheiden sich nicht wesentlich im Hinblick auf den Auszieh Widerstand. Lediglich die Gewindestangen mit einem Gewinde nach **DIN 7998 (1975)** haben eine wesentlich abweichende Geometrie. Die Einschraublänge wurde so festgelegt, dass Schraubenbrüche weitestgehend vermieden wurden.

## 4.5 Material

Die Verwendung von *Vollholz* von Laubholzarten ist im modernen Holzbau für tragende Bauteile kaum üblich, wobei es wie beispielsweise von **Bogusch (2011b)** und **Krackler, Keunecke und Niemz (2010)** beschrieben, sehr sehenswerte Ausnahmen gibt. *Brettschichtholz* aus Laubholz oder mit Laubholz verstärktes Nadelholz-BSH findet hingegen zunehmend Anwendung bei tragenden Holzkonstruktionen (siehe **Bogusch (2011a)** und **Abplanalp (2011)**). Auf Grund der Verfügbarkeit und teilweise wegen der Dimensionen der Probekörper wurde für die Ausziehprüfungen meist Brettschichtholz verwendet.

### 4.5.1 Eschen-Brettschichtholz

Das verwendete Eschen-Brettschichtholz wurde aus mindestens 138 mm breiten Brettern mit einer Stärke von etwa 27 mm hergestellt. Als Klebstoffsystem kam Kauramin-Leim 683 flüssig und Kauramin-Härter 688 flüssig in einem Mischungsverhältnis von 100:60 (50 min Gebrauchsdauer, 90 min offene Antrockenzeit, 4,5 h Presszeit, beidseitig 200 g/m<sup>2</sup> Klebstoffauftragsmenge) zum Einsatz. Der Klebstoffauftrag erfolgte mit einem Pfohl-Leimer mit grauer Moosgummiwalze.

Die Bretter stammen aus der *Buckligen Welt* im Wuchsgebiet *Östliche Randalpen* in Österreich (siehe Abbildung **A.1.1 a**, S. 365). Die Probekörper für die Einschraubwinkel von 15° bis 75° wurden aus sechs Eschen-Brettschichtholz-Balken (siehe Tabelle **7.3.1**, S. 330) dem Winkel entsprechend schräg herausgeschnitten. Dabei wurde darauf geachtet, möglichst vielfältiges Probenmaterial pro Serie zu erhalten. Die Abstände zwischen den Schrauben und zu den Rändern betragen in der Regel 5 d.

Die Probekörper für Gewindestangen mit  $\varnothing$  20 mm waren mindestens 140 mm breit. Auf Grund der Erfahrungen aus Vorversuchen wurden die Probekörper für Ausziehprüfungen mit Gewindestangen mit vier (Einschraubwinkel der Gewindestange 90°) bzw. acht (Einschraubwinkel



der Gewindestange  $0^\circ$ ) Holzbauschrauben  $\varnothing 8/160$  gegen Querkzugversagen gesichert. Der Abstand der Verstärkungen von der Achse der Gewindestange betrug etwa 45 mm (siehe Abbildung 4.9.4, S. 190).

#### 4.5.2 Buchenvollholz und Robinien-BSH

Die Buchenkanthölzer mit einem Querschnitt von 60 mm  $\times$  120 mm stammen aus der *Buckligen Welt* im Wuchsgebiet *Östliche Randalpen* in Österreich. Es handelte sich um unversehrte Reststücke aus Vier-Punkt-Biegeprüfungen mit 2500 mm langen Kanthölzern des FFG-Projektes 806 052 *Merkmale der Festigkeitssortierung von Buche und Esche*.

Das verwendete Robinien-Brettschichtholz wurde aus Brettern mit einer Stärke von etwa 27 mm hergestellt. Die Verklebung erfolgte wie beim Eschen-BSH (siehe Abschnitt 4.5.1). Die Bretter wurden aus Blochen des Wuchsgebiets Zalaegerzeg (siehe Abbildung A.1.1 b, S. 365) geschnitten.

Alle Bretter wurden zuerst luftgetrocknet und dann künstlich in Trockenkammern. Die zweite Hobelung erfolgte immer direkt vor der Verklebung.

#### 4.5.3 Holzbauschrauben und Gewindestangen

Folgende Holzbauschrauben mit Senkkopf bzw. Gewindestangen kamen zum Einsatz:

- $\varnothing 4/70$  und  $\varnothing 6/300$  *Schmid Star Drive* Teilgewinde mit Halbspitze (Z-9.1-435, 2009)
- $\varnothing 8/300$  *Schmid Star Drive* Vollgewinde mit Halbspitze (Z-9.1-656, 2007)
- $\varnothing 10/300$  und  $\varnothing 12/300$  *Spax-S*, CUT-Spitze (Z-9.1-519, 2011)
- $\varnothing 20/600$  *SFS WB* Gewindestangen (Z-9.1-777, 2010)

In den Abbildungen 4.5.1 c und d sind die Gewinde und Spitzen der verwendeten Typen von Holzschrauben am Beispiel des Durchmessers von 8 mm dargestellt. Das Gewinde der verwendeten Gewindestange ist in Abbildung 4.5.1 h abgebildet. Die Gewindemaße finden sich in Tabelle 4.4.1 auf S. 137 ebenso wie die Verhältnisse von Kerndurchmesser und Gewindesteigung zum Außendurchmesser. *Schmid Star Drive* und *Spax-S* ähneln sich im Verhältnis von Kern- zu Außendurchmesser. Die Gewindesteigung ist bei *Spax-S* relativ zum Außendurchmesser größer. Die beiden Schraubentypen sind für eine mittlere Gewindegeometrie repräsentativ wie man am Vergleich mit den Werten aus Tabelle 4.3.1 auf S. 118 ersehen kann. Das Gewinde gemäß DIN 7998 (1975) der *SFS WB* Gewindestange weist einen relativ großen Kerndurchmesser und eine relativ geringe Gewindesteigung auf.

Um den Einfluss der Einschraublänge auf den Auszieh Widerstand zu bestimmen, sollte eine möglichst große Bandbreite von Einschraublängen geprüft werden. Dafür war ein Schraubentyp mit möglichst hoher Zugfestigkeit erforderlich. *Schmid Star Drive* weist in der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung Z-9.1-656 (2007) eine charakteristische Zugtragfähigkeit von  $R_{t,u,k} = 23$  kN für Durchmesser 8 mm aus, *Spax-S* laut Zulassung Z-9.1-519 (2012, S. 5)  $R_{t,u,k} = 17$  kN. Daher wurden für die Ausziehprüfungen zur Untersuchung des Einflusses der

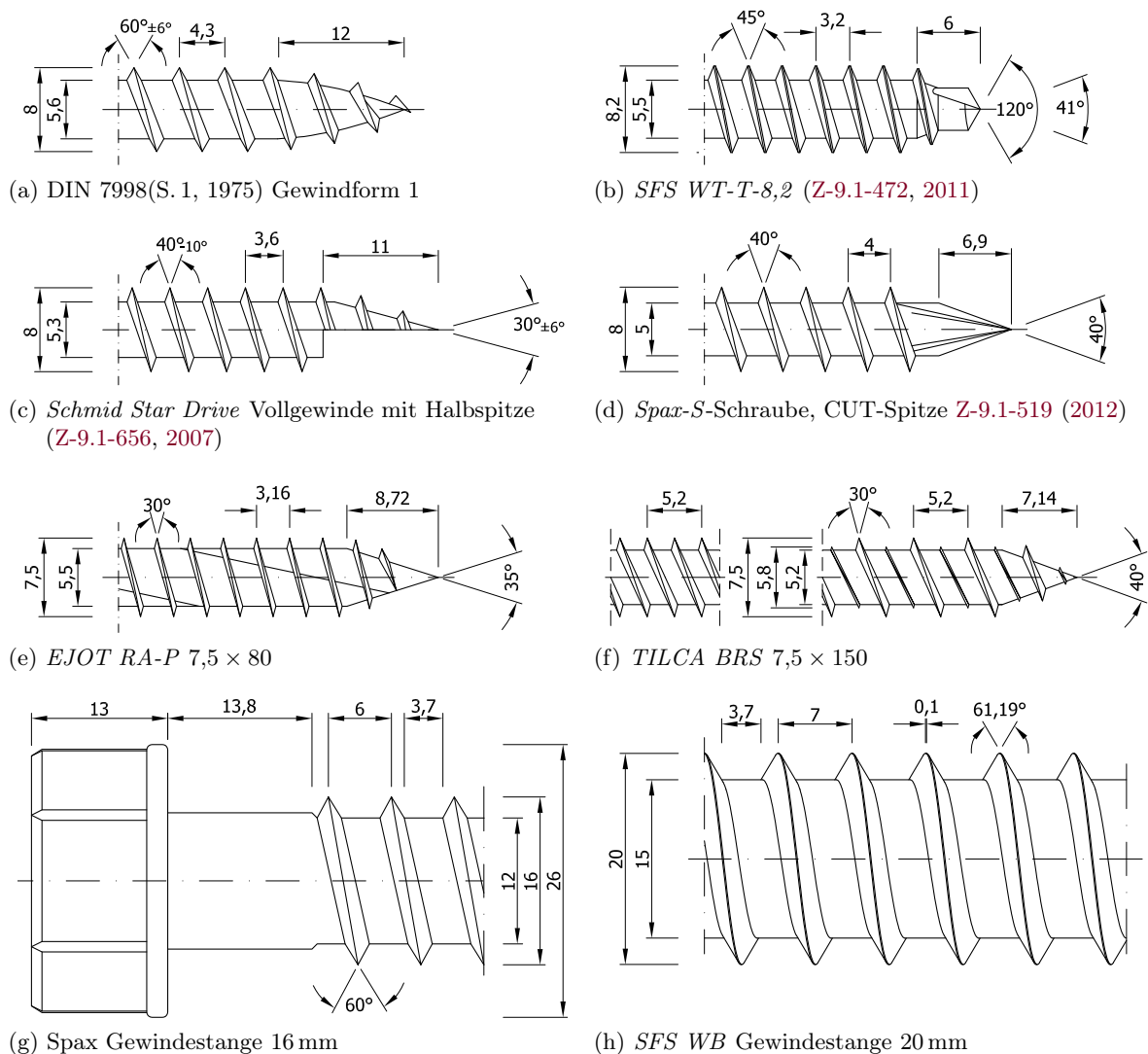


Abb. 4.5.1: Verschiedene Typen von Schraubenspitzen und Gewindeformen

Einschraublänge *Schmid Star Drive*  $\varnothing$  8 mm verwendet. In der Folge wurden alle Prüfungen mit Holzbauschrauben  $\varnothing$  8 mm dieses Typs durchgeführt.

Für die Ausziehprüfungen mit 10 und 12 mm Durchmesser wurden *Spax-S*-Schrauben verwendet. Zum einen waren keine Holzbauschrauben  $\varnothing$  12 mm von der Firma SCHMID SCHRAUBEN HAINFELD GMBH erhältlich, andererseits sollten beide Hersteller etwa gleich stark vertreten sein.

Der Einfluss der geringen Unterschiede der Gewindeformen zwischen *Schmid Star Drive* und *Spax-S* auf den Auszieh Widerstand wird als vernachlässigbar klein eingeschätzt. Ob ein Unterschied zwischen diesen modernen Schraubengewinden und dem Gewinde nach DIN 7998 (1975) bezüglich des Auszieh Widerstands besteht, konnte mangels alternativer Geometrien bei den Gewindestangen nicht untersucht werden (vgl. Abschnitt 4.4.12).

## 4.6 Methodik

### 4.6.1 Zugtragfähigkeit der Holzbauschrauben

Aus sechs verschiedenen Chargen wurden insgesamt 36 *Schmid Star Drive* (Z-9.1-656, 2007) 8/300 entnommen und auf Zug mit der Universalprüfmaschine LIGNUM\_UNI\_275 (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373) geprüft. Die Klemmeinheit *647 Hydraulic Wedge Grip* (siehe Abschnitt A.5.1, S. 372) kam auf der Seite der Spitze zum Einsatz, der Schraubenkopf wurde in einer dem Senkkopf angepassten Scheibe gelagert.

### 4.6.2 Ausgleichsfeuchte von Eschenholz bei Adsorption bzw. Desorption

Um die Ausgleichsfeuchte vom verwendeten Eschenholz bei Desorption im Normalklima zu bestimmen, wurden 43 im überdachten Außenbereich luftgetrocknete Probekörper aus der *Buckligen Welt* im Wuchsgebiet *Östliche Randalpen* in Österreich bei einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und einer Temperatur von  $(20 \pm 1) ^\circ\text{C}$  bis zur Massekonstanz gelagert. Durch das Trocknen im Normalklima, d. h. bei Desorption wurde die obere Grenze der Ausgleichsfeuchte bestimmt.

Die ansonsten verwendeten Eschenholzproben hatten vor der Lagerung bei einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und einer Temperatur von  $(20 \pm 1) ^\circ\text{C}$  eine niedrigere Holzfeuchte, sodass es in der Klimakammer zur Adsorption kam und die Holzfeuchte den unteren Wert der Ausgleichsfeuchte annahm.

### 4.6.3 Rohdichten der Probekörper

Alle Probekörper, bis auf zwei Serien zur Bestimmung des Ausziehwidestands bei etwa 28 % Holzfeuchte (siehe Abschnitt 4.6.6), wurden bis zur Massekonstanz bei einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und einer Temperatur von  $(20 \pm 1) ^\circ\text{C}$  gelagert.

Für die Bestimmung der Rohdichte wurde das Holz um den Schraubkanal quaderförmig mit  $4d \times 4d \times$  Probekörperdicke herausgeschnitten, mit einem digitalen Messschieber (siehe Abschnitt A.5.3, S. 372) vermessen und mit einer Präzisionswaage (siehe Abschnitt A.5.5, S. 373) die Masse bestimmt. Die Vorbohrung wurde vom Volumen abgezogen. Die Ausziehprüfungen wurden nach einem Abfall der Aufziehkraft um 30 % nach dem Erreichen des Maximums abgebrochen und die Holzbauschraube herausgeschraubt. Nur wenige Späne gingen verloren. Die Rohdichte wurde auf die Referenzholzfeuchte von 12 % gemäß ON EN 384 (2010) umgerechnet, indem für jedes Prozent niedrigerer Holzfeuchte die Rohdichte um 0,5 % erhöht wurde. Diese Vorgehensweise wurde mit der Berechnung der Rohdichte in Abhängigkeit der Holzfeuchte nach Kollmann (1941, S. 67) verglichen und die geringen Abweichungen als vernachlässigbar befunden (siehe Abbildung A.3.1, S. 371).

#### 4.6.4 Holzfeuchten der Serien

An den Quadern mit den Abmessungen  $4d \times 4d \times$  Probekörperdicke wurde die Holzfeuchte nach [ON EN 13183-1 \(2004\)](#) bestimmt. Für die Darrrohdichte wurden die Proben nach dem Darrtrocknen mit einem digitalen Messschieber (siehe Abschnitt [A.5.3](#), S. 372) nochmals vermessen.

#### 4.6.5 Einfluss der Schraubenspitze auf den Auszieh Widerstand

Die Eschenserien wurden mit *ESDD\_WW\_LL* bezeichnet, wobei *ES* für Esche, *DD* für den Schraubendurchmesser, *WW* für den Einschraubwinkel und *LL* für die Probekörperdicke steht. War die Schraubenspitze im Probekörper eingebettet, wurde ein *S* an die Serienbezeichnung angefügt. Bei den Serien *ES08\_90\_32*, *ES08\_90\_48* und *ES08\_90\_64* wurden die Holzbauschrauben so eingedreht, dass sich die Spitze außerhalb des Probekörpers befand. Die verwendeten Probekörper der Serien *ES08\_90\_32S*, *ES08\_90\_48S* und *ES08\_90\_64S* (siehe Tabelle [4.6.1](#)) hatten die Dicke, welche die letzten zwei Ziffern der Serienbezeichnung angibt. Jedoch wurden die Holzbauschrauben nicht durchgeschraubt, sondern schlossen mit der Oberfläche bündig ab.

#### 4.6.6 Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh Widerstand

Prinzipiell lassen sich zwei Vorgehensweisen bei der Ermittlung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Auszieh Widerstand unterscheiden: Einerseits kann man Schrauben in Holz mit einer Referenzholzfeuchte einbringen und dann vor dem Prüfen des Auszieh Widerstands die Probekörper klimatisieren. Diese Vorgehensweise entspricht der Änderung der Holzfeuchte durch Klimaschwankungen in einem bestehenden Bauwerk. Andererseits können auch erst die Probekörper klimatisiert werden und nach dem Erreichen der Massenkonstanz die Schrauben eingebracht und ausgezogen werden. Die zweite Variante setzt in der Praxis voraus, dass das Holz mit einer Holzfeuchte entsprechend der späteren Anwendung verbaut wird. Die Klimatisierung der Probekörper ohne Holzbauschrauben ist einfacher. Um diesen Vorteil zu nutzen und eine bessere Vergleichbarkeit zu [Cockrell \(1933\)](#) und [Jablonkay \(1999\)](#) zu gewährleisten, wurden die Probekörper erst klimatisiert und dann die Holzbauschrauben eingebracht und ausgezogen.

[Jablonkay \(1999\)](#) beschrieb einen vom Einschraubwinkel abhängigen Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh Widerstand (siehe Abbildung [4.4.3](#) und Abschnitt [4.4.9](#)). Die Schubfestigkeit ist nach [Horvath u. a. \(2008\)](#) im Bereich zwischen 6 und 27 % linear von der Holzfeuchte abhängig. Daher wurden bei vier Serien mit Eschenholz der Einschraubwinkel mit  $0^\circ$  und  $90^\circ$  als auch die Holzfeuchte mit rund 11 und 28 % variiert.

Aus einem Holzklötz wurden jeweils zwei Probekörper geschnitten, wobei einer bei niedriger und der andere bei hoher Holzfeuchte geprüft wurde. Wurden die Holzbauschrauben nach Zulassung [Z-9.1-656 \(2007\)](#) mit 8 mm Durchmesser parallel zur Faserrichtung eingeschraubt, lagen die Vorbohrungen in den zwei Probekörpern auf einer Achse im ursprünglichen Holzklötz. Bei quer zur Faserrichtung eingebrachten Schrauben wurden die Bohrungen in Faserrichtung versetzt. Damit entstanden gepaarte Stichproben, deren jeweilige Parameterausprägung

gen weitestgehend die gleichen Verteilungsfunktionen aufweisen sollten. Mit ES08\_00\_U11 und ES08\_90\_U11 wurden die Serien mit parallel bzw. quer zur Faserrichtung eingebrachten Schrauben mit der niedrigen Holzfeuchte von rund 11% und mit ES08\_00\_U28 und ES08\_90\_U28 die beiden Serien mit hoher Holzfeuchte von rund 28% bezeichnet. Die Probekörper waren 48 mm dick, wurden mit  $\varnothing 5$  mm nach dem Erreichen der Massekonstanz vorgebohrt und die Schraubenspitzen lagen außerhalb der Probekörper. Die Anzahl der Probekörper, die mittlere Rohdichte und Holzfeuchte der Serien wurden in Tabelle 4.6.1 zusammengestellt.

Um die hohe Holzfeuchte zu erreichen, wurde die Hälfte der Probekörper bei  $(85 \pm 5)$  % relativer Luftfeuchte und  $(20 \pm 2)$  °C sechs Wochen gelagert und eine Holzfeuchte von 13,9% erreicht. Nach weiteren zwei Monaten bei 95% relativer Luftfeuchte und 10°C war die Holzfeuchte auf 18,9% angestiegen. Um den Unterschied der Holzfeuchte zwischen den trockenen und den halbtrockenen Proben zu erhöhen, wurden die Probekörper für 26 Stunden gewässert bis im Mittel 28,9% Holzfeuchte erreicht waren und dann sechs Wochen bei 95% relativer Luftfeuchte und 10°C zum Ausgleich der Holzfeuchte innerhalb der Probekörper gelagert.

Tab. 4.6.1: Eschen-Serien zur Analyse des Einflusses der Schraubenspitze und der Holzfeuchte

Serie	$n_1$ [Stck]	$d$ [mm]	$\alpha$ [°]	$l_{\text{nom,mean}}$ [mm]	$R_{\text{ax},05}$ [kN]	$R_{\text{ax},50}$ [kN]	$R_{\text{ax},95}$ [kN]	$\rho_{\text{mean}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$u_{\text{mean}}$ [%]
ES08_90_32	66	8	90	31,5	9,0	12,8	15,1	748	11,2
ES08_90_64	66	8	90	63,5	19,2	24,6	25,8	753	11,1
ES08_00_48S	58	8	0	47,3	8,3	11,7	14,9	727	11,1
ES08_90_48S	66	8	90	47,5	6,5	9,2	11,9	750	11,1
ES08_90_64S	66	8	90	63,5	12,4	15,7	18,4	751	11,2
ES08_90_64S	66	8	90	63,7	18,1	22,0	24,8	760	11,2
ES10_00_60S	62	10	0	48,1	10,7	16,7	20,9	749	11,0
ES10_90_60S	60	10	90	49,7	15,6	21,0	24,7	739	11,0
ES12_00_60S	61	12	0	46,2	13,4	17,9	24,5	730	11,1
ES12_90_60S	58	12	90	46,7	17,9	23,5	31,6	760	11,0
ES08_00_U11	37	8	0	48,3	12,6	16,9	20,6	754	11,3
ES08_90_U11	40	8	90	48,0	15,5	18,5	21,7	758	11,2
ES08_00_U28	37	8	0	48,5	9,74	11,9	14,3	691	31,4
ES08_90_U28	40	8	90	50,6	13,6	16,5	18,4	697	27,7
Gesamtanzahl	706								

#### 4.6.7 Ausziehprüfungen mit Eschen-BSH

Für die üblichen und nach ON EN 1995-1-1 (2009) für Holzkonstruktionen erlaubten Schraubendurchmesser von 6, 8, 10 und 12 mm wurden die Einschraubwinkel  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$  mit 28 Serien untersucht (siehe Tabelle 4.8.4, S. 156). Holzbauschrauben mit 4 mm Durchmesser und die Gewindestangen mit 20 mm Durchmesser wurden längs und quer zur Faserrichtung mit insgesamt vier Serien geprüft. Die Einschraubtlängen lagen i. d. R. bei  $6d$  und es wurden die Holzbauschrauben durch den Probekörper geschraubt, sodass die Schraubenspitze und Gewindeteile mit Wellenschliff außerhalb des Probekörpers lagen. Es wurden etwa 60 Prüfungen je Serie durchgeführt. Die Anzahl der Probekörper je Serie ergibt sich aus dem Ziel, pro Serie das 5%-Quantil bei einem Variationskoeffizienten von bis zu 20% (siehe Tabelle 4.8.5, S. 157) mit ausreichender Zuverlässigkeit berechnen zu können. Mit Hilfe der Student'schen

Verteilung kann der Mittelwert einer normalverteilten Grundgesamtheit bei 60 Prüfungen und  $CoV = 20\%$  mit einer statistischen Sicherheit von 75 % auf  $\pm 3,3\%$  abgeschätzt werden.

Die Gewindestangen wurden mit ihrem Kerndurchmesser von 15 mm und alle Schrauben (4, 6, 8, 10 und 12 mm) mit etwa dem jeweiligen Kerndurchmesser vorgebohrt, wobei der Vorbohrdurchmesser auf halbe Millimeter abgerundet wurde (2,5 mm, 3,5 mm, 5,0 mm, 6,0 mm und 7,5 mm).

Bei den Gewindestangen mit 20 mm Durchmesser lag die Einschraublänge zur besseren Ausnutzung der Zugtragfähigkeit der Gewindestangen abweichend bei  $8d$ . Um den Einfluss der Einschraublänge zu untersuchen, wurden zusätzlich Serien mit  $4d$  und  $8d$  dicken Probekörpern mit Holzbauschrauben  $\varnothing 8$  mm quer und parallel zur Faserrichtung geprüft. Insgesamt wurden 2 658 Auszieh widerstände in Eschen-BSH nach **ON EN 1382 (1999)** bestimmt.

### 4.6.8 Ausziehprüfungen mit Buchenvollholz und Robinien-BSH

Die Auszieh widerstände von Holzbauschrauben mit den Durchmessern 8, 10 und 12 mm wurden quer und längs zur Faserrichtung in je etwa 60 Probekörpern aus Buchenvollholz bzw. Robinien-BSH (siehe Tabelle 4.8.4) nach **ON EN 1382 (1999)** geprüft. Die effektive Einschraublänge betrug bei Holzbauschrauben nach Zulassung **Z-9.1-656 (2007)** mit 8 mm Durchmesser 48 mm, und bei Holzbauschrauben nach Zulassung **Z-9.1-519 (2011)** mit 10 bzw. 12 mm Durchmesser  $l_{ef} = 60$  mm, um die Vergleichbarkeit mit den entsprechenden Serien mit Esche-BSH zu gewährleisten.

Die Serien wurden nach dem gleichen Schema wie die Eschen-Serien mit *BUDD\_WW\_LL* bzw. *ROBDD\_WW\_LL* bezeichnet. Insgesamt wurden 370 Ausziehprüfungen mit Buchen- und 300 mit Robinienholz durchgeführt.

## 4.7 Prüfeinrichtung

### 4.7.1 Prüfeinrichtung für Holzbauschrauben

Die Senkköpfe der Holzbauschrauben von 6 bis 12 mm Durchmesser wurden von entsprechend angesenkten dicken Unterlegscheiben erfasst, welche selbst in einer passenden Vertiefung im Ausziehkopf automatisch zentriert wurden. Die Holzbauschrauben mit 4 mm Durchmesser wurden in der passgenauen Aussparung eines u-förmigen Blechs (siehe Abbildung 4.7.1 a) gelagert. Somit war die Zentrierung jeweils sichergestellt. Bei den Durchmessern von 4 bis 12 mm wurden die Probekörper nach dem Vorlaufweg gegen eine Stahlplatte mit einer  $4d$  großen Bohrung gezogen, womit der Mindestwert nach **ON EN 1382 (1999, S. 6)** von  $6d$  nicht erfüllt wurde. Um auch hier die zentrische Lage sicherzustellen, wurden passgenaue Ringe eingelegt, die nach dem Erreichen der Vorkraft entfernt wurden. Das untere Widerlager für die Stahlplatten mit zentrischer Bohrung bestand aus zwei Stahlplatten, welche über Gewindestangen (16 mm, Festigkeitsklasse 8.8) mit dem unteren Biegebalken der Prüfmaschine kraftschlüssig verbunden wurden (siehe Abbildung 4.7.1 a).



Mit einem speziellen Klemmteil am Schraubengewinde oberhalb der Stahlplatte wurde bei acht Serien die Relativverschiebung des Gewindes gegenüber der Stahlplatte mit induktiven Wegaufnehmern (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) gemessen. Bei den Serien mit der Schraubenspitze außerhalb des Probekörpers wurde die Vertikalverschiebung der Schraubenspitzen gegenüber dem unteren Biegebalken der Prüfmaschine mit einem induktiven Wegaufnehmer (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) bei den Serien ES08\_90\_32, ES08\_90\_48 und ES08\_90\_64 aufgezeichnet.



(a) Halterung für Holzbauschraube mit  $d = 4$  mm



(b) Schraubhalterung mit Zentrier링 für Holzbauschraube mit  $d \geq 6$  mm



(c) Probekörper mit durchgeschraubter Holzbauschraube

Abb. 4.7.1: Prüfeinrichtung für Holzbauschrauben



(a) Klemmeinheit mit Wegaufnehmern bei Gewindestange und auf Haltevorrichtung



(b) Unteres Ende der Gewindestangen mit aufgeklebtem Alubarren



(c) Nach Prüfung mit Einschraubwinkel  $90^\circ$

Abb. 4.7.2: Prüfeinrichtung für Gewindestangen



### 4.7.2 Prüfeinrichtung für Gewindestangen

Die Gewindestangen mit einer Lieferlänge von 3 m wurden mit dem Trennschleifer in 60 cm lange Stücke gekappt. An einem Ende wurde auf einer Länge von 100 mm das Gewinde bis auf den Kerndurchmesser abgedreht. Die Gewindestangen wurden mit einem *Viergang-Drehbohrer DDisk 672-1* der Firma C. & E. FEIN GMBH (Schwäbisch Gmünd-Bargau, Deutschland) mit 100 U/min unter Zuhilfenahme der Eindrehhülse von der Firma SFS INTEC GMBH soweit eingeschraubt, dass die Eindrehhülse gerade nicht ins Holz eindrang. Der Probekörper mit Gewindestange konnte zwischen die Kragarme einer speziellen Haltevorrichtung seitlich eingeführt werden, deren Kanten vom Gewindestangenaußendurchmesser mindestens 30 mm Abstand hatten. Das abgedrehte Ende der Gewindestange wurde von der Klemmeinrichtung *647 Hydraulic Wedge Grip* (siehe Abschnitt A.5.1, S. 372) erfasst. Mit zwei induktiven Wegaufnehmern (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) in Magnetstativen wurde die vertikale Verformung der Kragarme der Haltevorrichtung gegenüber dem unteren Biegebalken gemessen. Oberhalb der Kragarme wurde durch eine Klemmvorrichtung an der Gewindestange die Vertikalverschiebung der Gewindestange gegenüber dem unteren Biegebalken mit zwei induktiven Wegaufnehmern (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) gemessen (Abbildung 4.7.2 a). Auf das untere Ende der Gewindestange wurde nach dem Einschrauben ein Aluminiumprofil mit Sekundenkleber geklebt und dessen Vertikalverschiebung gegenüber dem unteren Biegebalken ebenso gemessen (Abbildung 4.7.2 b). Alle Ausziehprüfungen erfolgten gemäß ON EN 1382 (1999).

Die gleichförmige Belastungsgeschwindigkeit wurde zwischen 1 mm/min bei Holzbauschrauben  $\varnothing$  6 mm und 2 mm/min bei  $\varnothing$  20 mm so aufgebracht, dass die maximale Zugkraft innerhalb von  $(90 \pm 30)$  s erreicht wurde.

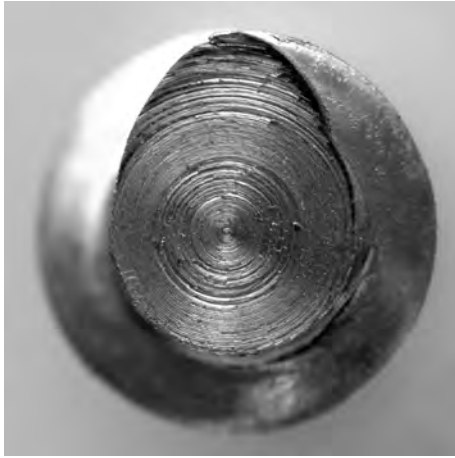
## 4.8 Auswertung

### 4.8.1 Überprüfung der Zugfestigkeit der Holzbauschrauben

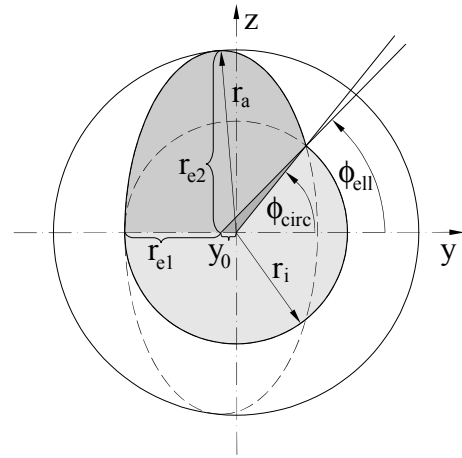
Die meisten der geprüften *Schmid Star Drive* Vollgewindeschrauben  $\varnothing$  8 mm plastizierten in Höhe der ersten vier Gewindegänge unterhalb des Kopfes. Im Mittel lag die Zugtragfähigkeit bei 25,9 kN. Der Variationskoeffizient betrug 1,27 %, das 5%-Quantil der empirischen Verteilung lag bei 25,3 kN und die Mindestzugtragfähigkeit bei 25,1 kN. Der charakteristische Wert der Zugtragfähigkeit ist mit  $R_{t,u,k} = 23,0$  kN in der Zulassung angegeben. Der Kerndurchmesser beträgt laut Zulassung  $d_2 = 5,3_{-0,4}^{+0,0}$  mm, woraus sich unter der Annahme  $f_{t,u} = 4 R_{t,u,mean} / (\pi d_2^2)$  eine mittlere Stahlzugfestigkeit von  $1174 \text{ N/mm}^2$  berechnen lässt. Dabei ist zu beachten, dass der Querschnitt wesentlich von der Zylinderform abweicht und durch den Gewindeansatz leicht gekerbt wird (siehe Abbildung 4.8.1).

Im Folgenden wird für einen geometrisch idealisierten Querschnitt die Querschnittsfläche berechnet.

Aus dem Außendurchmesser des Gewindes  $d_1$  und dem Kerndurchmesser  $d_2$  wird der Innenradius  $r_i$  und Außenradius  $r_a$  berechnet. Im Vertikalschnitt durch die Schraubenachse ( $x$ -Achse) erkennt man die „Zähne“ des Gewindes. Diese werden als dreiecksförmig angenommen. Die



(a) Foto des abgedrehten Querschnitts



(b) Querschnitt aus Kreis- und Ellipsenform

Abb. 4.8.1: Querschnitt im Gewindeteil von SPAX-S mit Teilgewinde **Z-9.1-449 (2011)** ( $d_1 = 10$  mm,  $d_2 = 6,1$  mm,  $p = 5,0$  mm, Gewindeflankenwinkel  $20^\circ$ )

Flankenneigung des Gewindes  $\alpha$  führt zum Unterschied  $\Delta z$  in den  $z$ -Koordinaten der Gewindespitze und des Gewindegrundes

$$\Delta z = (r_a - r_i) \tan \alpha . \quad (4.53)$$

Der Winkel in der  $yz$ -Ebene zwischen den Durchstoßpunkten der Spirale der Gewindespitze und der Spirale des Gewindegrundes ergibt sich bezüglich des Koordinatenursprungs zu

$$\varphi_{\text{circ}} = 2\pi \frac{\Delta z}{p} . \quad (4.54)$$

Die lokalen Koordinaten des Schnittpunkts zwischen Kreis und Ellipse vom Ellipsenmittelpunkt aus sind

$$y_S = r_i \cos \varphi_{\text{circ}} \quad (4.55)$$

$$z_S = r_i \sin \varphi_{\text{circ}} . \quad (4.56)$$

Durch das Lösen des folgenden Gleichungssystems können die Verschiebung des Ellipsenmittelpunktes auf der  $y$ -Achse  $y_0$ , der Winkel zwischen der  $y$ -Achse, Koordinatenursprung und Schnittpunkt zwischen Kreis und Ellipse  $\varphi_{\text{ell}}$ , der kleine Radius der Ellipse  $r_{e1}$  und der große Radius  $r_{e2}$  bestimmt werden.

$$y_0 + r_{e1} \cos \varphi_{\text{ell}} = r_i \cos \varphi_{\text{circ}} \quad (4.57)$$

$$r_{e2} \sin \varphi_{\text{ell}} = r_i \sin \varphi_{\text{circ}} \quad (4.58)$$

$$r_{e1} = r_i + y_0 \quad (4.59)$$

$$r_{e2} = \sqrt{r_a^2 - y_0^2} \quad (4.60)$$

Der Winkel zwischen  $y$ -Achse, Ellipsenmittelpunkt und dem Schnittpunkt zwischen Kreis und Ellipse kann mit

$$\varphi_{\text{ell}} = \arctan \left( \frac{r_i \sin \varphi_{\text{circ}}}{r_i \cos \varphi_{\text{circ}} - y_0} \right) \quad (4.61)$$

$$(4.62)$$

berechnet werden. Die Ellipsengleichung ist gegeben durch

$$f(\varphi) = \begin{pmatrix} y_0 + r_{e1} \cos \varphi \\ z_0 + r_{e2} \sin \varphi \end{pmatrix} \quad (4.63)$$

und die Kreisgleichung durch

$$k_i(\varphi) = \begin{pmatrix} r_i \cos \varphi \\ r_i \sin \varphi \end{pmatrix}. \quad (4.64)$$

Die Querschnittsfläche im Gewindeteil der Holzbauschraube ergibt sich aus den Anteilen des in Abbildung 4.8.1 b hellgrau dargestellten Kernquerschnitts, dem mittelgrauen Ellipsenanteil und dem dunkelgrauen Dreieck, das sich durch die Verschiebung des Ellipsenmittelpunkts gegenüber dem Koordinatenursprung zwischen Kreis- und Ellipsenanteilen ergibt.

$$A_q = \int_0^{\pi+\varphi_{\text{circ}}} \int_0^{r_i} r \, dr \, d\varphi + \int_{\varphi_{\text{ell}}}^{\pi} \int_0^{\sqrt{r_{e1} \cdot r_{e2}}} r \, dr \, d\varphi + \frac{1}{2} |y_0| z_0 \quad (4.65)$$

Das Flächenträgheitsmoment 2. Grades um die  $y$ - bzw.  $z$ -Achse folgt mit

$$I_z = \int_0^{\pi+\varphi_{\text{circ}}} \int_0^{r_i} (r \sin \varphi)^2 r \, dr \, d\varphi + \int_{\varphi_{\text{ell}}}^{\pi} \int_0^{\sqrt{r_{e1} \cdot r_{e2}}} (r \sin \varphi)^2 r \, dr \, d\varphi + \frac{1}{18} |y_0| z_0^3 \quad (4.66)$$

$$I_y = \int_0^{\pi+\varphi_{\text{circ}}} \int_0^{r_i} (r \cos \varphi)^2 r \, dr \, d\varphi + \int_{\varphi_{\text{ell}}}^{\pi} \int_0^{\sqrt{r_{e1} \cdot r_{e2}}} (r \cos \varphi)^2 r \, dr \, d\varphi + \frac{1}{18} |y_0|^3 z_0. \quad (4.67)$$

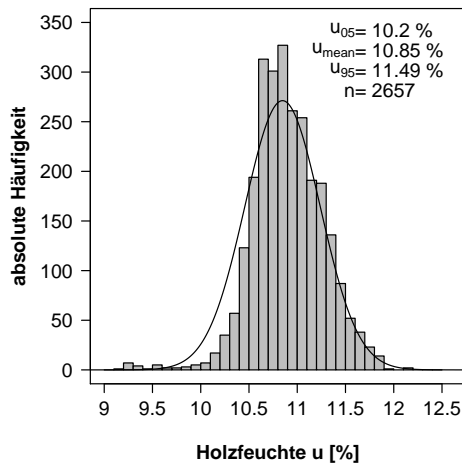
Bei den geprüften *Schmid Star Drive* Vollgewindeschrauben  $\varnothing 8$  mm ergeben sich mit  $d_1 = 8$  mm,  $d_2 = 5,3$  mm,  $p = 3,6$  mm und  $\alpha = 20^\circ$  der Winkel  $\varphi_{\text{circ}} = 49,1$  und die Querschnittsfläche  $A_q = 26,9 \text{ mm}^2$ . Bezieht man die mittlere Zugtragfähigkeit von  $R_{t,u,\text{mean}} = 25,9 \text{ kN}$  auf diese Querschnittsfläche erhält man eine mittlere Zugfestigkeit  $f_{t,u} = 964 \text{ N/mm}^2$ . Das Verhältnis der Querschnittsfläche  $A_q$  zu  $A_2 = \pi d_2^2/4$  beträgt 1,22. Das Flächenträgheitsmoment 2. Grades um die  $y$ -Achse kann zu  $I_y = 54,5 \text{ mm}^4$  und um die  $z$ -Achse zu  $I_z = 49,1 \text{ mm}^4$  berechnet werden.

#### 4.8.2 Holzfeuchte des Eschen-, Buchen- und Robinienholzes

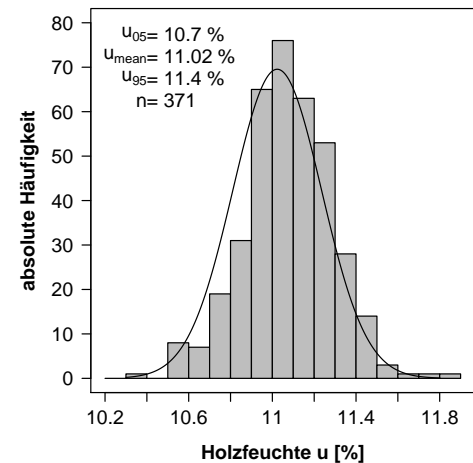
Die Holzfeuchte der bei einer relative Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und einer Temperatur von  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  gelagerten Serien ergab sich im Mittel zu 10,85 % für Eschenholz ( $CoV = 3,6 \%$ ,  $u_{05} = 10,32 \%$ ,  $u_{95} = 11,44 \%$ ). Kollmann (1941, S. 74) gibt das hygroskopische Gleichgewicht

für Adsorption und Desorption bei 20 °C an. Für 65 % relative Luftfeuchte ergibt sich eine untere Ausgleichsfeuchte von 10,7 % und eine obere von 14,1 %. Niemz und Sonderegger (2007, S. 382) ermittelten für Adsorption bzw. Desorption bei Buche (*Fagus sylvatica* L.) 11,20 bzw. 13,90 % und bei Robinie (*Robinia pseudoacacia* L.) 10,73 bzw. 13,41 %.

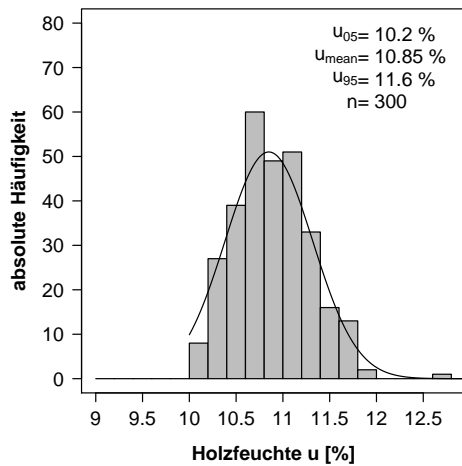
Die Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchte für die Probekörper aus Eschen-, Buchen- und Robinienholz sind in Abbildung 4.8.2 als Histogramme dargestellt und in Tabelle 4.8.1 zusammengefasst. Die Mittelwerte der Holzfeuchte für Buche und Robinie unterscheiden sich mit 11,02 % bzw. 10,85 % kaum oder gar nicht vom Mittelwert des Eschenholzes.



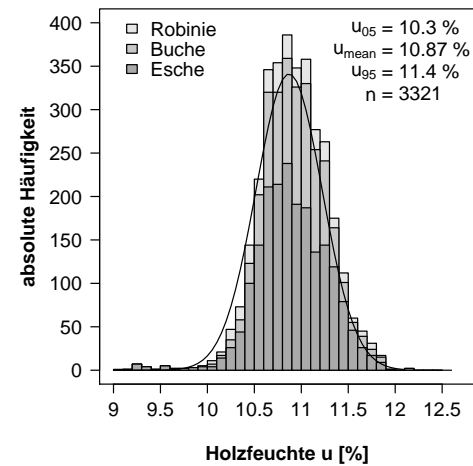
(a) Eschenholz



(b) Buchenholz



(c) Robinienholz



(d) Buchen-, Eschen- und Robinienholz

Abb. 4.8.2: Histogramme für die Holzfeuchte des Eschen-, Buchen- und Robinienholzes

Testet man die Holzfeuchte der Eschenholz-Serien mit dem Shapiro-Wilk-Test auf Normalverteilung, wird ein  $p$ -Wert nahe Null ausgegeben. Die Annahme, dass die Stichproben einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, musste daher verworfen werden. Der Kolmogorov-Smirnov-Test führte zum gleichen Resultat. Auch bei den Holzfeuchte-Verteilungen der Probekörper aus Buche bzw. Robinien musste die Nullhypothese einer normalverteilten Grundgesamtheit verworfen werden. Wie in Abbildung 4.8.2.a zu sehen, ist die Verteilung der Holz-

feuchte mit einem Schiefekoeffizient von  $-0,05$  nahezu symmetrisch und die Kurtosis von  $0,77$  weist auf eine gegenüber der Normalverteilung steilgipflige Verteilung hin. Die Parameter der Holzfeuchte der Serien mit Buchen- bzw. Robinienholz sind in Tabelle 4.8.1 angegeben.

Tab. 4.8.1: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchte

Holzart	Kleinstwert [%]	Mittelwert [%]	Größtwert [%]	CoV [%]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test p-Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test p-Wert [-]
Esche	8,20	10,75	14,80	3,33	0,21	11,89	0,0	0,0
Buche	10,30	11,02	11,80	1,93	$-0,06$	0,60	0,0	0,0007
Robinie	10,00	10,85	14,90	4,33	2,35	17,38	0,0	0,038
Alle	8,20	10,80	14,90	3,41	0,60	13,45	0,0	0,0

### 4.8.3 Ausgleichsfeuchte des Eschenholzes bei Adsorption bzw. Desorption

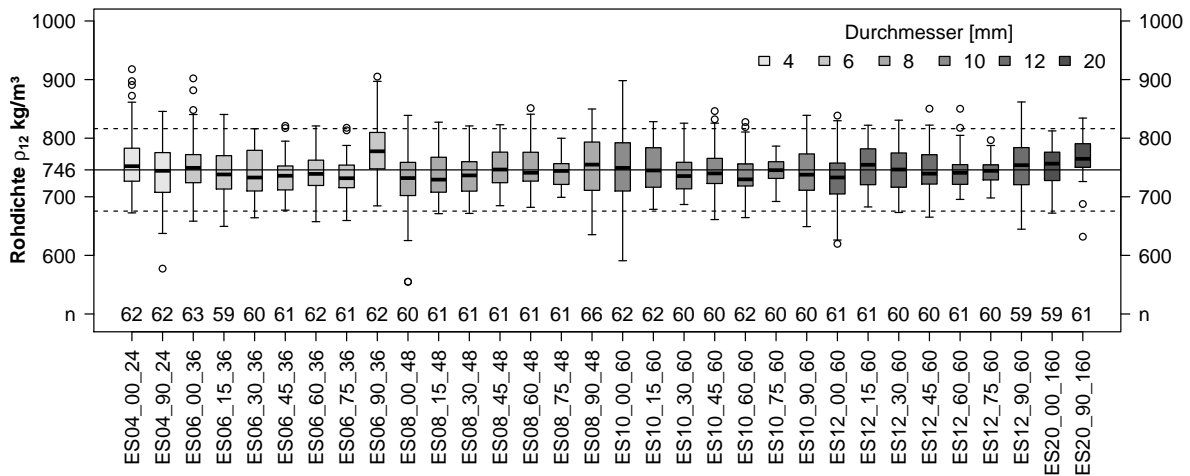
Für die bei  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  relativer Luftfeuchte getrockneten Brettabschnitte ergab sich eine mittlere obere Ausgleichsfeuchte von  $13,9\%$ . Der Mittelwert der Holzfeuchte der Probekörper für die Bestimmung der Ausziehfestigkeit lag bei  $10,85\%$  und kann als untere Ausgleichsfeuchte angenommen werden, da das Eschenholz für die Schraubenausziehprüfungen zuvor in einem trockeneren Klima gelagert worden war.

Die ermittelte Spanne zwischen der mit  $10,85\%$  unteren und der mit  $13,9\%$  oberen Ausgleichsfeuchte bei  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  relativer Luftfeuchte liegt nahezu zentrisch in der von Kollmann (1941, S. 74) mit  $10,7$  bis  $14,1\%$  dargestellten Hysterese für Adsorption und Desorption (siehe Abbildung 5.5.2, S. 242). Im Mittel ergibt sich eine Ausgleichsfeuchte von  $12,38\%$  für Eschenholz im Normalklima 20/65. Durch den erheblichen Einfluss der Holzfeuchte (siehe Abschnitte Abschnitt 4.4.9 und Abschnitt 4.8.8) auf den Auszieh widerstand ist ein Bezug auf die Referenzholzfeuchte von  $12\%$  logisch und für die Vergleichbarkeit der Ergebnisse verschiedener Autoren erforderlich. Der Aufwand für diesen deutlichen Genauigkeitserfolg ist relativ klein.

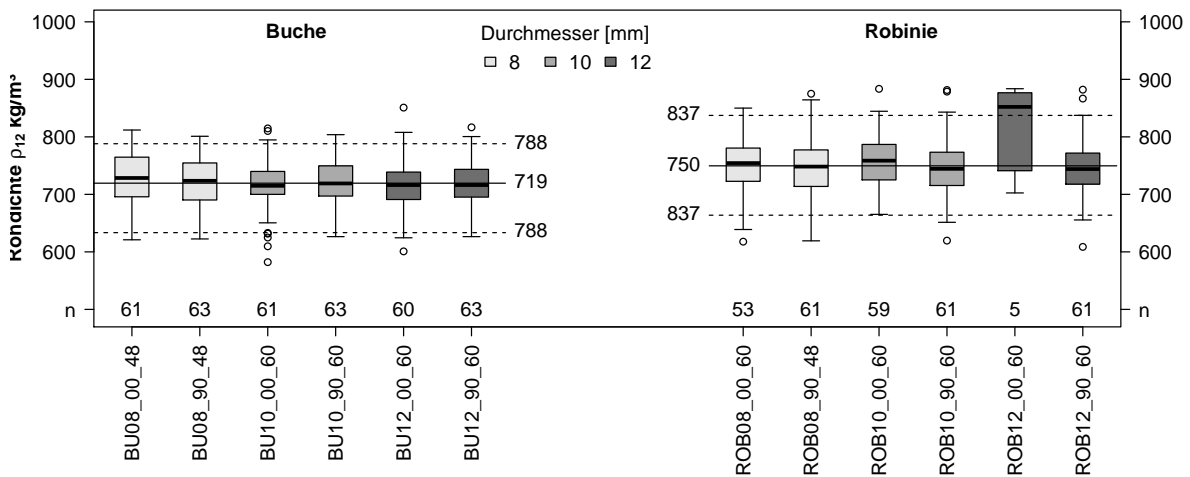
### 4.8.4 Rohdichten der Serien aus Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Der Mittelwert der Rohdichte ergab sich für die 2658 Probekörper aus Eschenholz zu  $\rho_{\text{mean}} = 746 \text{ kg/m}^3$  ( $CoV = 6,1\%$ ,  $\rho_{05} = 673 \text{ kg/m}^3$ ,  $\rho_{95} = 823 \text{ kg/m}^3$ ). Die Boxplots der Rohdichten der einzelnen Serien bei  $12\%$  Holzfeuchte sind in Abbildung 4.8.3 a dargestellt und die Mittelwerte finden sich in Tabelle 4.8.4 auf S. 156. Die durchgezogene Linie gibt den Mittelwert  $\rho_{\text{mean}}$  an; die strichlierten Linien stehen für die Quantile  $\rho_{05}$  bzw.  $\rho_{95}$ . Die Serien ES06\_90\_36 und ES20\_90\_160 weisen erhöhte Rohdichten auf. Die Mittelwerte der Rohdichten bei den anderen Serien schwanken in einer Bandbreite von  $-2,9\%$  bis  $+4,4\%$  bezogen auf den Mittelwert aller Serien.

Beim Shapiro-Wilk-Test der Rohdichten der Eschenholz-Serien auf Normalverteilung, wurde ein  $p$ -Wert von  $3,14 \cdot 10^{-10}$  ausgegeben. Die Annahme, dass die Stichproben einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, musste verworfen werden. Der Kolmogorov-Smirnov-Test



(a) Eschenholz



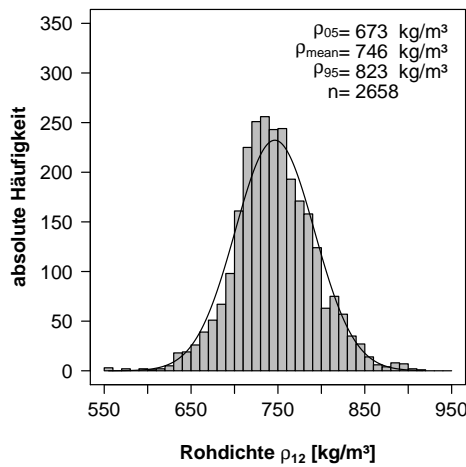
(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. 4.8.3: Boxplots der Rohdichte getrennt nach Holzart und Serie

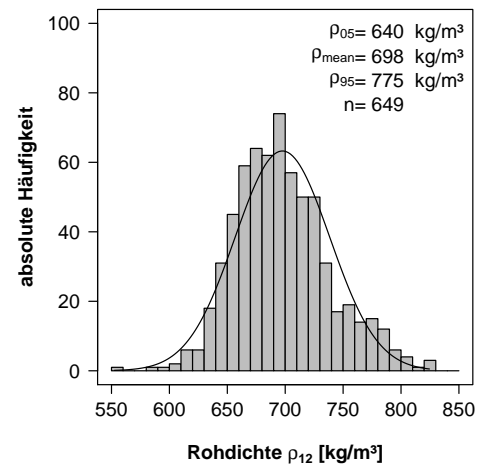
Tab. 4.8.2: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Rohdichte bei 12% Holzfeuchte

Holzart	Anzahl [Stck]	Kleinstwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Mittelwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Größtwert [kg/m <sup>3</sup> ]	CoV [%]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test p-Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test p-Wert [-]
ES	2620	555	746	918	6,11	0,12	0,69	0,000	0,0059
BU	371	582	719	851	6,09	-0,20	0,05	0,026	0,53
ROB	300	609	750	884	6,84	0,06	0,36	0,034	0,63
Alle	3291	555	744	918	6,29	0,08	0,69	0,000	0,0031

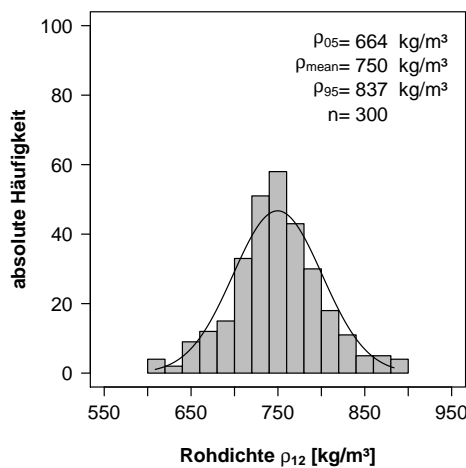
lieferte einen  $p$ -Wert von 0,0065 und die Nullhypothese der normalverteilten Grundgesamtheit musste bei diesem Test bei fünfprozentiger Irrtumswahrscheinlichkeit ebenso verworfen werden. Wie in Abbildung 4.8.4 a zu sehen, ist die Verteilung der Rohdichte mit einem Schiefeffizienten von 0,11 leicht rechtsschief und die Kurtosis von 0,77 weist auf eine gegenüber der Normalverteilung leicht steilgipflige Verteilung hin.



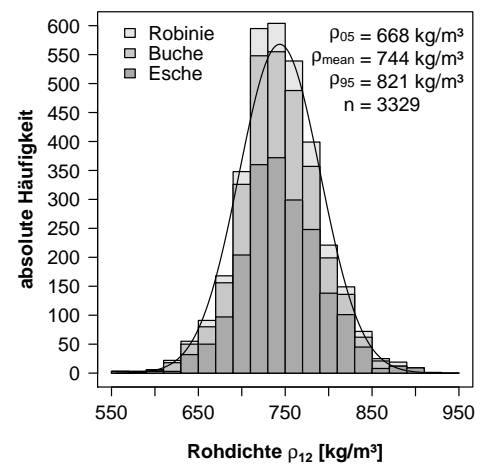
(a) Eschenholz



(b) Buchenholz



(c) Robinienholz



(d) Buchen-, Eschen- und Robinienholz

Abb. 4.8.4: Histogramme für die Rohdichte des Eschen-, Buchen- und Robinienholzes

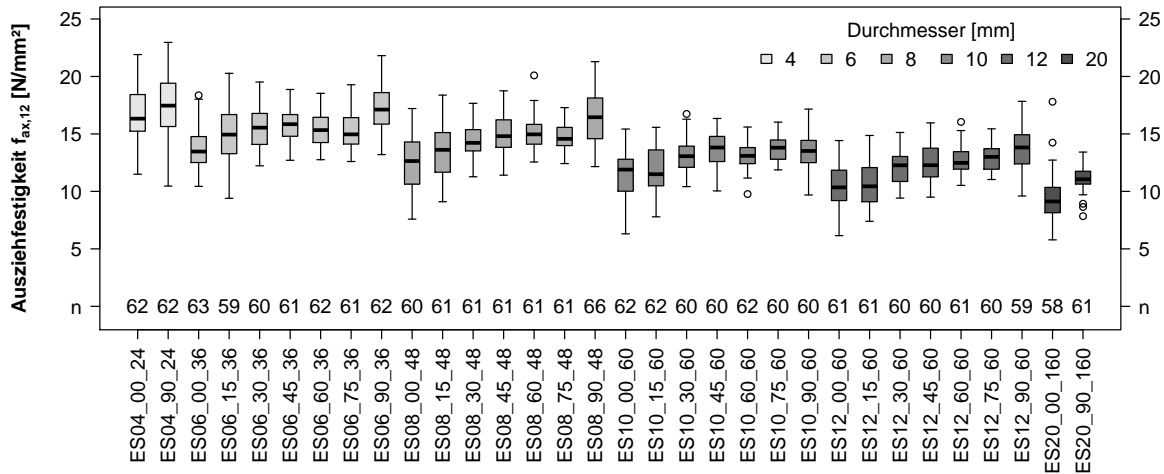
Nach den  $p$ -Werten aus den Kolmogorov-Smirnov-Tests kann die Null-Hypothese der normalverteilten Grundgesamtheit für die Rohdichten der Probekörper aus Buchen- und Robinienholz nicht verworfen werden (siehe Tabelle 4.8.2).

Die mittlere Darrrohichte des Eschen-Brettschichtholzes wurde an 398 Proben der Serien ES08\_90\_32, ES08\_90\_32S, ES08\_90\_48, ES08\_90\_48S, ES08\_90\_64 und ES08\_90\_64S zu  $\rho_{dtr} = 702 \text{ kg/m}^3$  ermittelt ( $CoV = 7,1\%$ ,  $\rho_{dtr,05} = 617 \text{ kg/m}^3$ ,  $\rho_{dtr,95} = 786 \text{ kg/m}^3$ ).

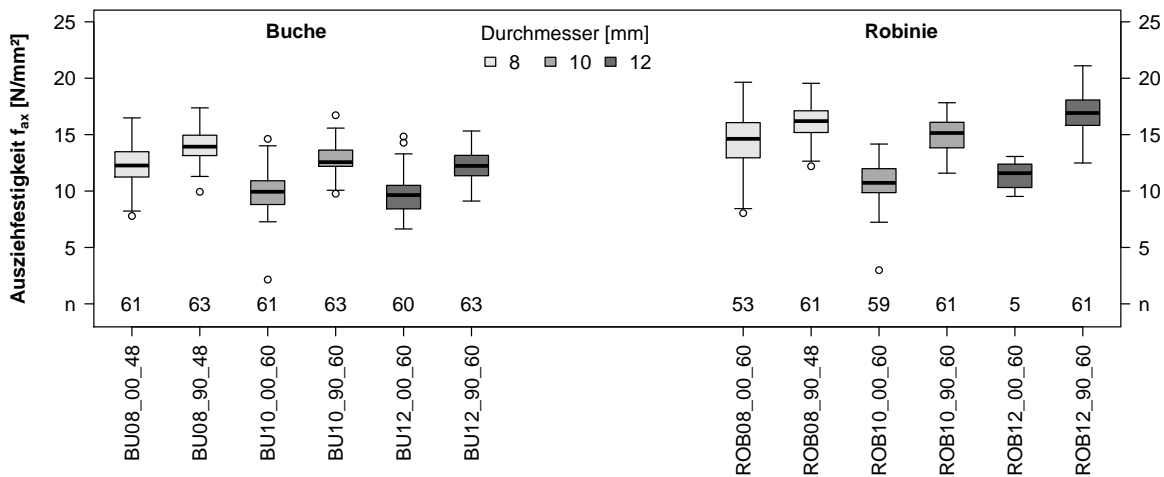
### 4.8.5 Überblick Ausziehfestigkeit

Die Boxplots der Ausziehfestigkeit von Eschenholz je Serie ist in Abbildung 4.8.5 a dargestellt. Die kleinen Schraubendurchmesser erzielen deutlich größere Ausziehfestigkeiten als die größeren Durchmesser. Auffällig sind die größeren Interquartilsbereiche bei  $0^\circ$ ,  $15^\circ$  und  $90^\circ$ . Die Medianwerte befinden sich nicht einheitlich ober- oder unterhalb der Mitte des Interquartilsbereichs, sondern alternieren um die Mitte.





(a) Eschenholz



(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. 4.8.5: Boxplots der Ausziehfestigkeit getrennt nach Holzart und Serie

In Tabelle 4.8.4 sind die Buchen-, Eschen- und Robinienreihen, die für die Regressionsanalysen für die Hankinson-Bemessungsmodelle und die bilinearen Bemessungsmodelle herangezogen wurden, aufgelistet. Die Anzahl der Probekörper je Serie ist mit  $n_1$  bezeichnet;  $n_2$  bezieht sich auf die bei der Regressionsanalyse ausgeschlossenen Ausreißer. Die in der Tabelle aufgeführten 5%- und 95%-Quantile sowie der Median  $R_{ax,50}$  der Ausziehfestigkeit wurden auf die Bezugsholzfeuchte von 12 % korrigiert.

Die Null-Hypothese, dass die Ausziehkräfte je Serie aus einer normalverteilten Grundgesamtheit stammen, wurde mit dem Shapiro-Wilk-Test geprüft und die  $p$ -Werte in Tabelle 4.8.3 aufgeführt. Nur bei der Serie ES\_20\_00\_160 muss die Nullhypothese verworfen werden.

#### 4 Ausziehstand von Holzbauschrauben

Tab. 4.8.3:  $p$ -Werte der Shapiro-Wilk-Tests auf Normalverteilung für den Ausziehfestigkeit bei Eschenholz mit Ausreißern (ohne Ausreißer)

Durchmesser	Einschraubwinkel												
	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°						
4	0,28 (0,08)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,87 (0,73)
6	0,14 (0,14)	0,71 (0,71)	0,63 (0,63)	0,83 (0,83)	0,23 (0,23)	0,08 (0,08)	0,56 (0,56)						
8	0,38 (0,49)	0,51 (0,51)	0,90 (0,90)	0,52 (0,52)	0,03 (0,03)	0,25 (0,25)	0,27 (0,27)						
10	0,36 (0,44)	0,11 (0,11)	0,25 (0,25)	0,32 (0,32)	0,24 (0,24)	0,11 (0,11)	0,47 (0,47)						
12	0,97 (0,49)	0,30 (0,33)	0,16 (0,16)	0,23 (0,23)	0,15 (0,15)	0,20 (0,20)	0,68 (0,68)						
20	0,00 (0,64)	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	0,03 (0,03)	

Tab. 4.8.4: Buchen-, Eschen- und Robinienreihen der Regressionsanalysen für die Hankinson-Bemessungsmodelle und die bilinearen Bemessungsmodelle

Serie	$n_1$	$n_2$	$d$	$\alpha$	$l_{ef,mean}$	$R_{ax,05}$	$R_{ax,50}$	$R_{ax,95}$	$\rho_{mean}$	$u_{mean}$
	[Stck]	[Stck]	[mm]	[°]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]
BU08_00_48	61	0	8	0	48,2	10,1	14,6	18,3	727	10,9
BU08_90_48	62	0	8	90	48,5	13,9	16,7	19,7	721	11,1
BU10_00_60	61	1	10	0	60,2	14,9	18,5	24,8	716	11,0
BU10_90_60	63	0	10	90	59,3	19,5	23,1	28,1	718	11,0
BU12_00_60	60	7	12	0	60,5	16,2	21,8	29,6	718	11,0
BU12_90_60	63	0	12	90	59,4	22,2	26,8	32,2	717	11,0
ES04_00_24	62	0	4	0	23,3	4,0	4,7	6,2	762	10,8
ES04_90_24	62	0	4	90	24,2	4,0	5,1	6,1	739	10,3
ES06_00_36	63	0	6	0	35,3	7,5	8,8	11,2	753	11,0
ES06_15_36	59	0	6	15	35,3	7,9	9,8	11,6	739	10,7
ES06_30_36	60	0	6	30	35,2	8,5	10,1	11,7	741	10,8
ES06_45_36	61	0	6	45	35,2	8,7	10,2	11,7	737	10,6
ES06_60_36	62	0	6	60	35,3	8,7	10,0	11,6	740	10,7
ES06_75_36	61	0	6	75	35,3	8,4	9,8	11,6	735	10,7
ES06_90_36	62	0	6	90	35,3	9,2	11,4	14,0	779	11,1
ES08_00_48	60	4	8	0	47,3	10,6	14,9	18,8	725	11,1
ES08_15_48	61	0	8	15	47,1	12,1	15,8	19,3	736	10,5
ES08_30_48	61	0	8	30	46,9	14,1	16,5	19,6	740	10,6
ES08_45_48	61	0	8	45	47,1	14,6	17,2	20,5	752	10,7
ES08_60_48	61	0	8	60	47,3	15,4	17,5	20,5	749	10,7
ES08_75_48	61	0	8	75	47,3	15,3	17,0	19,4	741	10,7
ES08_90_48	66	0	8	90	47,5	14,7	19,3	24,1	753	11,1
ES10_00_60	62	0	10	0	59,1	14,6	21,7	26,6	749	11,0
ES10_15_60	62	0	10	15	59,2	16,7	21,0	26,3	748	10,6
ES10_30_60	60	0	10	30	59,2	19,8	23,8	28,7	741	10,6
ES10_45_60	60	0	10	45	59,3	20,9	25,3	28,7	747	10,7
ES10_60_60	62	0	10	60	59,4	20,8	24,0	28,2	739	10,6
ES10_75_60	60	0	10	75	59,1	21,9	25,1	28,0	745	10,5
ES10_90_60	60	0	10	90	60,0	19,3	24,9	29,7	739	11,0
ES12_00_60	61	1	12	0	59,5	16,9	22,9	29,2	730	11,1
ES12_15_60	61	2	12	15	59,2	17,3	22,8	30,2	752	10,5
ES12_30_60	60	0	12	30	59,2	20,9	26,9	31,9	746	10,7
ES12_45_60	60	0	12	45	59,3	21,8	26,8	32,7	746	10,6
ES12_60_60	61	0	12	60	59,3	24,8	27,5	32,2	742	10,7

Tab. 4.8.4: Buchen-, Eschen- und Robinienserien der Regressionsanalysen für die Hankinson-Bemessungsmodelle und die bilinearen Bemessungsmodelle  
(Fortsetzung)

Serie	$n_1$ [Stck]	$n_2$ [Stck]	$d$ [mm]	$\alpha$ [°]	$l_{\text{ef,mean}}$ [mm]	$R_{\text{ax},05}$ [kN]	$R_{\text{ax},50}$ [kN]	$R_{\text{ax},95}$ [kN]	$\rho_{\text{mean}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$u_{\text{mean}}$ [%]
ES12_75_60	60	0	12	75	59,1	24,5	28,4	31,7	744	10,6
ES12_90_60	59	0	12	90	60,0	22,6	30,9	38,2	759	11,0
ES20_00_160	59	2	20	0	159,2	60,9	87,5	109,1	753	10,8
ES20_90_160	61	0	20	90	159,8	94,9	108,5	125,7	768	10,9
ROB08_00_60	53	3	8	0	48,8	11,7	17,7	22,5	747	10,8
ROB08_90_48	61	0	8	90	48,8	15,7	19,6	22,3	744	10,9
ROB10_00_60	59	3	10	0	60,3	15,5	20,0	24,6	756	10,7
ROB10_90_60	61	0	10	90	60,3	22,2	27,8	32,7	747	10,8
ROB12_00_60	5	1	12	0	60,4	21,6	26,1	28,7	811	10,6
ROB12_90_60	61	1	10	90	60,2	26,3	31,5	35,9	748	10,9
Gesamtanzahl	2621	25								

Die Variationskoeffizienten der Auszieh Widerstände bei Eschenholz mit und ohne Ausreißer (in Klammern) sind in Tabelle 4.8.5 aufgeführt. Die Serien mit einem Einschraubwinkel von 0° oder 15° weisen einen mittleren Variationskoeffizienten von 16,4 % mit Ausreißern und 15,2 % ohne Ausreißer auf. Bei größeren Einschraubwinkeln sinkt der mittlere Variationskoeffizient auf 11,1 % bzw. 10,8 %. Aus Tabelle 4.8.5 ist auch ersichtlich, dass bei einem Einschraubwinkel von 0° der Variationskoeffizient mit zunehmendem Durchmesser von 13,9 auf 20,0 % steigt. Obwohl die Auszieh Widerstände der mit 4 mm Durchmesser kleinsten Holzbauschrauben von den Dichteschwankungen zwischen Früh- und Spätholz viel stärker betroffen sein dürften als die Gewindestangen mit 20 mm Durchmesser, ist der Trend der Variationskoeffizienten umgekehrt.

Tab. 4.8.5: Variationskoeffizienten der Auszieh Widerstände bei Eschenholz mit Ausreißern (Die Werte in Klammern gelten nach Ausschluss der Ausreißer)

Durchmesser	Einschraubwinkel							
	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°	
4	13,9 (13,2)	—	—	—	—	—	14,6 (14,6)	
6	13,0 (13,0)	13,9	10,8 (10,8)	9,2 (9,2)	9,4 (9,4)	10,1 (10,1)	11,8 (11,8)	
8	19,5 (17,7)	16,2 (16,2)	9,9 (9,9)	10,9 (10,9)	10,0 (10,0)	8,1 (8,1)	14,4 (14,4)	
10	18,4 (17,7)	15,7 (15,7)	11,2 (11,2)	10,8 (10,8)	9,4 (10,8)	7,7 (7,7)	12,2 (12,2)	
12	17,1 (15,1)	17,2 (16,4)	12,7 (13,3)	13,3 (13,3)	8,9 (8,9)	8,4 (8,4)	14,7 (14,7)	
20	20,0 (13,1)	—	—	—	—	—	8,9 (8,9)	

#### 4.8.6 Einfluss der Schraubenspitze auf den Auszieh Widerstand

Die Mittelwerte der Ausziehfestigkeit des sich im Holz befindlichen Gewindeteils der Schrauben wurden mit der Gleichung (4.68) bestimmt. Die mittlere *effektive* Einschraublänge  $l_{\text{ef,mean}}$  wurde berechnet, indem die mittlere *nominale* Einschraublänge  $l_{\text{nom,mean}}$  der Serien mit der Schraubenspitze im Holz solange verkürzt wurde, bis die Ausziehfestigkeit der Serie mit außenliegender Spitze erreicht war. Bei Serie ES08\_90\_64 wurde die Verteilung der Ausziehfestig-

keiten auf der Seite der höheren Werte durch das Zugversagen der Holzbauschrauben gekappt. Dadurch sank der Mittelwert der maximalen Ausziehfestigkeit und infolgedessen auch der Unterschied zwischen nomineller und effektiver Einschraublänge.

Wird eine Holzbauschraube mit einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  ausgezogen, reißt die Oberfläche insbesondere in Faserrichtung auf. Die oberen Gewindegänge geben ihre Last ab und die Querkzug- und Rollschubfestigkeit reicht nicht aus, um die Rissbildung zu verhindern. Weiter im Inneren des Holzes liegende Gewindegänge können durch die Lastausbreitung ihre Last auf ein größeres Holzvolumen abgeben und die Rissbildung ist weit weniger ausgeprägt. Pirnbacher und Schickhofer (2009) untersuchten den Einfluss des Versenkens von Teilgewindeschrauben unter die Holzoberfläche auf den Auszieh Widerstand (siehe Abschnitt 4.2.22, S. 114) und stellten fest, dass dieses „Oberflächenphänomen“ beim Versenken des Teilgewindes um  $2d$  weitgehend abgeklungen ist.

$$f_{ax,mean} = \frac{R_{ax,mean}}{\pi d l_{ef,mean}} \tag{4.68}$$

$$x = \left( 1 - \frac{f_{ax}^{with\ tip}}{f_{ax}^{without\ tip}} \right) \frac{l_{nom,mean}}{d} \tag{4.69}$$

$$l_{ef,mean} = l_{nom,mean} - x d = l_{nom,mean} - 1,11 d \tag{4.70}$$

Bei den Serien ES\_08\_90\_32 und ES\_08\_90\_32S sind die Probekörper so dünn, dass das „Oberflächenphänomen“ einen relativ großen Teil der nominellen Einschraublänge betrifft. Daher ist der Wert für  $x$  nach Gleichung (4.69) für diese beiden Serien mit 2,02 sehr hoch.

Im Mittel ergab sich die effektive Einschraublänge nach Gleichung (4.70). Dies entspricht näherungsweise der Regelung in SIA 265 (2003, S. 66), die den Abzug des einfachen Schraubendurchmessers vorschreibt. Bereits Newlin und Gahagan (1938, S. 6) zogen die Länge der Schraubenspitze von der nominellen Einschraublänge ab und Eckelman (1975, S. 35) den einfachen Schraubendurchmesser.

Tab. 4.8.6: Serien ohne und mit Einbindung der Schraubenspitze

Ohne Spitze	Mit Spitze	$x_i$
ES08_00_48	ES08_00_48S	1,28
ES08_90_32	ES08_90_32S	2,02
ES08_90_48	ES08_90_48S	0,98
ES08_90_64	ES08_90_64S	0,76
ES10_00_60	ES10_00_60S	1,29
ES10_90_60	ES10_90_60S	0,98
ES12_00_60	ES12_00_60S	1,00
ES12_90_60	ES12_90_60S	1,10
Mittelwert $\bar{x}$		1,11

### 4.8.7 Einfluss des Durchmessers auf die Ausziehfestigkeit

Mit größer werdendem Durchmesser der Holzbauschrauben sinkt die Ausziehfestigkeit. In Abbildung 4.8.6 sind die bezüglich der Rohdichte und der Holzfeuchte korrigierten Mittelwerte der Ausziehfestigkeit abgebildet. Die Mittelwerte parallel zur Faserrichtung sind als Kreise, die quer zur Faserrichtung als Quadrate dargestellt. Für die schwarz dargestellten Mittelwerte für Eschenholz wurden die meisten Daten ermittelt. Die Symbole für Buchen- bzw. Robinienholz sind grau bzw. weiß gefüllt. Üblicherweise werden Größeneffekte mit Potenzfunktionen ausgedrückt. Die Kurvenanpassungen an die korrigierten Mittelwerte der Ausziehfestigkeit in Eschenholz ergaben die Gleichungen (4.71) bzw. (4.72) für parallel bzw. quer zur Faserrichtung eingebrachte Holzbauschrauben. In Abbildung 4.8.6 sind diese Kurven hellgrau dargestellt. Das Bestimmtheitsmaß betrug für die Anpassung an die mittleren Ausziehfestigkeiten parallel  $r^2 = 0,992$  und quer zur Faserrichtung  $r^2 = 0,917$ . Die Gleichungen (4.73) und (4.74) gelten für die 5%-Quantilwerte der Ausziehfestigkeit von Eschenholz parallel bzw. quer zur Faserrichtung.

$$f_{ax,0,mean} = 27,5 d^{-0,378} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.71)$$

$$f_{ax,90,mean} = 27,3 d^{-0,291} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.72)$$

$$f_{ax,0,05} = 25,9 d^{-0,466} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.73)$$

$$f_{ax,90,05} = 23,0 d^{-0,278} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.74)$$

- $d$  Schraubendurchmesser in mm  
 $f_{ax,0,mean}$  Ausziehfestigkeit parallel zur Faserrichtung in  $\text{N}/\text{mm}^2$   
 $f_{ax,90,mean}$  Ausziehfestigkeit quer zur Faserrichtung in  $\text{N}/\text{mm}^2$   
 $f_{ax,0,05}$  5%-Quantil der Ausziehfestigkeit parallel zur Faserrichtung in  $\text{N}/\text{mm}^2$   
 $f_{ax,90,05}$  5%-Quantil der Ausziehfestigkeit quer zur Faserrichtung in  $\text{N}/\text{mm}^2$

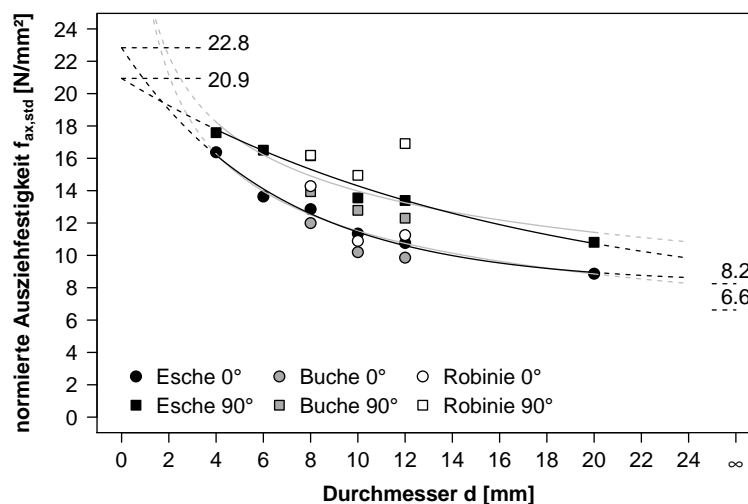


Abb. 4.8.6: Normierte Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers

Frese und Blaß (2009, S. 10) gaben für die Mittelwerte der Ausziehfestigkeiten von Holzbauschrauben in Fichtenholz als Exponent des Durchmesser  $-0,342$  an (siehe Abschnitt 4.2.21).

Rajak und Eckelman (1993, S. 29) ermitteln  $-0,355$  als Exponent beim Ausziehen von Schrauben senkrecht aus der Plattenebene von mitteldichten Faserplatten (MDF). Für alle Mittelwerte der Ausziehfestigkeiten von Eschenholz bei  $0^\circ$  und  $90^\circ$  gilt Gleichung (4.75) mit dem Exponenten von  $-0,330$ ; bezieht man Buchen- und Robinienholz mit ein, ergibt sich  $-0,326$  nach Gleichung (4.77). Für die 5%-Quantilwerte gelten die Gleichungen (4.76) und (4.78). Somit ist der Größeneffekt für die Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeit bei Laubholz, Nadelholz und MDF ganz ähnlich und ein einheitlicher Einfluss des Durchmessers auf die Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in den genannten Materialien vertretbar.

$$f_{ax,mean} = 27,3 d^{-0,330} \quad \text{für Eschenholz und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.75)$$

$$f_{ax,05} = 25,9 d^{-0,466} \quad \text{für Eschenholz und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.76)$$

$$f_{ax,mean} = 27,0 d^{-0,326} \quad \text{für Buchen-, Eschen- und Robinienholz} \quad (4.77)$$

$$f_{ax,90,05} = 23,3 d^{-0,340} \quad \text{für Buchen-, Eschen- und Robinienholz} \quad (4.78)$$

Ein Vorteil der Potenzfunktionen ist ihre einfache Darstellung und dass man  $d^x$  in der Gleichung (4.39) auf Seite 123 für den Ausziehparameter und der Gleichung (4.38) für den Auszieh Widerstand leicht zusammenfassen kann. Geht der Durchmesser gegen null Millimeter, strebt die Ausziehfestigkeit gegen unendlich, bei unendlich großem Durchmesser gegen Null. Beides widerspricht den Materialeigenschaften des Holzes und der Holzwerkstoffe. Die gestrichelten grauen Kurven in Abbildung 4.8.6 zeigen die Fortsetzung der Exponentialfunktionen nach den Gleichungen (4.71) und (4.72) über die Modellgrenzen hinaus. Die Ausziehfestigkeit wird zwischen einem Kleinst- und einem Größtwert in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers schwanken.

$$f_{ax,0,mean} = 8,25 + 14,6 e^{-0,152 d} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.79)$$

$$f_{ax,90,mean} = 6,63 + 14,3 e^{-0,0624 d} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.80)$$

$$f_{ax,0,05} = 6,58 + 16,2 e^{-0,205 d} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.81)$$

$$f_{ax,90,05} = 4,52 + 13,1 e^{-0,0506 d} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.82)$$

Daher wurden die Gleichungen (4.79) und (4.80) an die korrigierten Mittelwerte der Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben bei  $0^\circ$  und  $90^\circ$  in Eschenholz angepasst. In Abbildung 4.8.6 sind diese Kurven schwarz dargestellt. Die Gleichungen (4.81) und (4.82) gelten für die 5%-Quantilwerte. Das Bestimmtheitsmaß betrug für die Anpassung an die mittlere Ausziehfestigkeit parallel  $r^2 = 0,989$  und quer zur Faserrichtung  $r^2 = 0,959$ . Auch hier wurden die gestrichelten Kurven über die Modellgrenzen hinaus abgebildet, um die Grenzwerte darzustellen. Die Größtwerte der Ausziehfestigkeit bei  $d = 0 \text{ mm}$  ergeben sich zu  $22,8$  bzw.  $20,9 \text{ N/mm}^2$  parallel bzw. quer zur Faserrichtung, die Kleinstwerte bei  $\lim_{d \rightarrow \infty} f_{ax,nrm}$  liegen bei  $6,6 \text{ N/mm}^2$  parallel bzw.  $8,2 \text{ N/mm}^2$  quer zur Faserrichtung.

Nach Wagenführ (2007, S. 280) beträgt die Scherfestigkeit von Eschenholz bei Kleinproben mit Scherflächen von  $50 \text{ mm} \times 50 \text{ mm}$   $9,0 \dots 12,0 \dots 14,6 \text{ N/mm}^2$ . Diese Spanne wird bei der Ausziehfestigkeit parallel zur Faserrichtung von Holzbauschrauben mit Durchmessern von  $19,5 \dots 8,9 \dots 5,5 \text{ mm}$  und Umfängen von  $61,4 \dots 28,1 \dots 17,2 \text{ mm}$  erreicht. Bei der Beachtung der Abhängigkeit der Scher- bzw. Ausziehfestigkeit von der Größe der Scherfläche liegen beide Festigkeiten in der gleichen Größenordnung.

Die Gleichung (4.83) bzw. (4.84) ergibt sich aus der Regressionsanalyse aller Mittelwerte bzw. der 5%-Quantile der Ausziehfestigkeit von Eschenholz bei  $0^\circ$  und  $90^\circ$ . Bezieht man Werte für Buchen- und Robinienholz mit ein, ergeben sich die Gleichungen (4.85) bzw. (4.86) für die Mittelwerte bzw. 5%-Quantilwerte.

$$f_{ax,mean} = 8,13 + 13,3 e^{-0,103 d} \quad \text{für Eschenholz und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.83)$$

$$f_{ax,05} = 6,84 + 12,0 e^{-0,117 d} \quad \text{für Eschenholz und } 4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm} \quad (4.84)$$

$$f_{ax,mean} = 8,36 + 13,1 e^{-0,107 d} \quad \text{für Buchen-, Eschen- und Robinienholz} \quad (4.85)$$

$$f_{ax,05} = 6,37 + 11,6 e^{-0,0957 d} \quad \text{für Buchen-, Eschen- und Robinienholz} \quad (4.86)$$

#### 4.8.8 Einfluss der Holzfeuchte

Die Holzfeuchten der Serien für die Untersuchung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Auszieh widerstand sind in Tabelle 4.8.7 aufgeführt. Die letzten drei Stellen der Serienbezeichnung U11 bzw. U28 stehen für die jeweils bei der Klimatisierung der Proben angestrebte Holzfeuchte  $u$  von 11 bzw. 28 %. Die Differenz der Mittelwerte zwischen ES08\_00\_48\_U11 und ES08\_00\_48\_U28 beträgt 20,1 % und zwischen ES08\_90\_48\_U11 und ES08\_90\_48\_U28 15,9 %. Alle Proben der Serien ES08\_90\_48\_U28 und ES08\_00\_48\_U28 waren 26 Stunden gewässert worden. Die Proben für den Einschraubwinkel von  $90^\circ$  hatten weniger Stirnholzfläche für die schnelle Wasseraufnahme und erreichten so im Mittel 4,13 % weniger Holzfeuchte.

Tab. 4.8.7: Holzfeuchte der Eschenholz-Serien zur Bestimmung des Einflusses auf die Ausziehfestigkeit

Serie	Minimum	Mittelwert	Maximum	Variationskoeffizient
	[%]	[%]	[%]	[%]
ES08_00_48_U11	11,00	11,31	11,90	1,93
ES08_90_48_U11	10,90	11,15	11,80	1,78
ES08_00_48_U28	27,35	31,38	36,33	7,92
ES08_90_48_U28	24,38	27,08	33,47	7,49

Die Ausziehfestigkeiten der Serien ES08\_00\_48\_U11 und ES08\_00\_48\_U28 sind in Abbildung 4.8.7 a in Abhängigkeit der Holzfeuchte aufgetragen. Die Gleichung (4.87) stellt die Regressionsgeraden beim Einschraubwinkel von  $\alpha = 0^\circ$  dar. In Abbildung 4.8.7 b sind die Serien ES08\_90\_48\_U11 und ES08\_90\_48\_U28 mit dem Einschraubwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  dargestellt, die zugehörige Regressionsgerade entspricht der Gleichung (4.88).

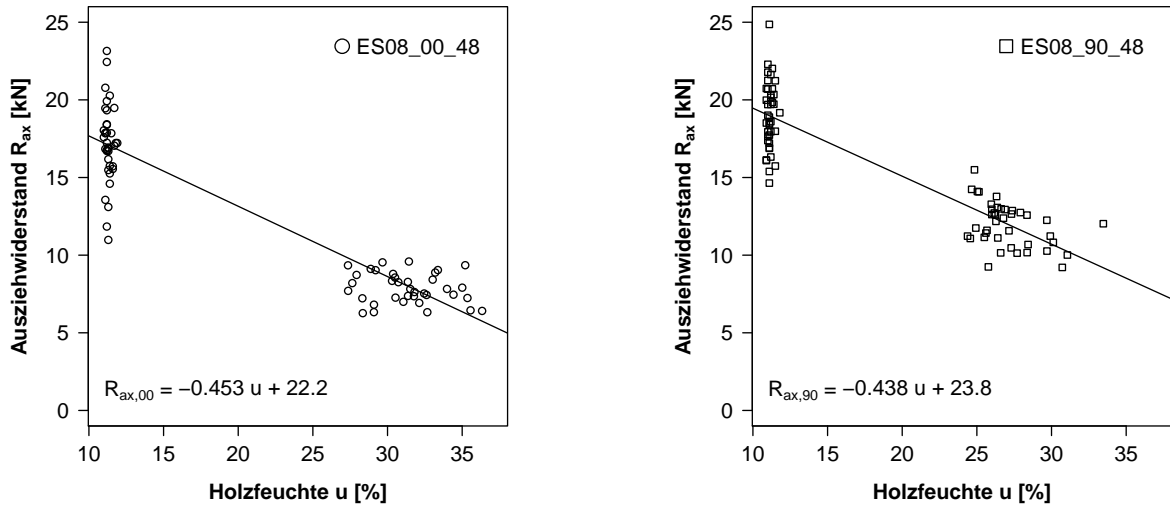
$$R_{ax,mean,0} = -0,453 u + 22,2 \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (4.87)$$

$$R_{ax,mean,90} = -0,438 u + 23,8 \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \quad (4.88)$$

Der Auszieh widerstand bei 12 % Holzfeuchte sinkt bei parallel zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben mit 8 mm Durchmesser in Eschen-Brettschichtholz um 2,70 % mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte. Bei quer zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben beträgt der Abfall 2,36 % je Prozent steigender Holzfeuchte.

Die empirischen Auszieh widerstände für Holzbauschrauben in Eschen-, Buchen- und Robinienholz wurden auf die Referenzholzfeuchte von 12 % umgerechnet. Dabei wurde für die Einschraubwinkel  $0^\circ$  bzw.  $90^\circ$  mit einem Abfall des Auszieh widerstands von 2,70 % bzw. 2,36 % pro





(a) Einschraubwinkel  $\alpha = 0^\circ$

(b) Einschraubwinkel  $\alpha = 90^\circ$

Abb. 4.8.7: Einfluss der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben mit 8 mm Durchmesser in Eschen-Brettschichtholz

Prozent Holzfeuchtesteigerung gerechnet. Für dazwischen liegende Einschraubwinkel wurden die Koeffizienten der Gleichungen (4.87) und (4.88) linear interpoliert. Jablonkay (1999) hatte einen nahezu linearen Einfluss zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  konstatiert, wobei der für Eschen-BSH festgestellte Einfluss der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand hinter dem von Jablonkay für Fichte, Douglasie und Buche publizierten zurück bleibt (siehe Abschnitt 4.4.9, S. 134).

Aus den von Cockrell (1933) ermittelten Ausziehwiiderständen ließ sich für Holzarten mit höherer Rohdichte ab  $\rho_{12} = 650 \text{ kg/m}^3$  der Einfluss der Holzfeuchte mit 1,9 % abschätzen (siehe Abschnitt 4.2.2, S. 104). Görlacher (1990) stellte 2,7 % für Fichte fest und nach Daten von Horvath u. a. (2008) ließ sich für die Schubfestigkeit von Buchenholz 2,67 % im Mittel berechnen (siehe Abschnitt 4.4.9, S. 134). Somit ist der hier festgestellte Einfluss der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben in Eschenholz plausibel.

Pirnbacher und Schickhofer (2009) schlagen zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben in Fichtenholz die Gleichung (4.20) vor (siehe Abschnitt 4.2.22, S. 114). Danach sinkt der Ausziehwiiderstand bei 12 % mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte um lediglich 0,65 %, also deutlich weniger als von Cockrell (1933), Görlacher (1990) oder Grabner (2012) ermittelt.

In Nutzungsklasse 1 liegt die Spanne der Ausgleichsfeuchte von Holzbaustoffen nach DIN 1052 (2008, S. 191) zwischen 5 und 15 %; nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 26) „übersteigt der mittlere Feuchtegehalt der meisten Nadelhölzer nicht 12 %.“ Der Ausziehwiiderstand sinkt bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  durch das Steigen der Holzfeuchte von 12 % auf 15 % auf 92,9 %; parallel zur Faserrichtung sinkt der Ausziehwiiderstand auf 91,9 %. Die Änderung der Holzfeuchte kann als mittlere Lasteinwirkungsdauer von einer Woche bis zu sechs Monaten betrachtet werden. Nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 31) ist in der Nutzungsklasse 1 für Vollholz, Brettspertholz, Furnierschichtholz und Sperrholz und mittlerer Lasteinwirkungsdauer  $k_{\text{mod}} = 0,80$  und für kurze Lasteinwirkungsdauern  $k_{\text{mod}} = 0,90$ . Der Einfluss der Holzfeuchte wurde mit Ausziehprüfungen nach ON EN 1382 (1999) ermittelt, d. h. die Lastdauer betrug

$(90 \pm 30)$  s. Die Annahme von  $k_{mc} = 0,90$  für kurze Lasteinwirkungsdauern bis  $(90 \pm 30)$  s als Abminderung des Ausziehwidestands in Nutzungsklasse 1 auf Grund des Einflusses der Holzfeuchte ist ausreichend.

In der Nutzungsklasse 2 beträgt die Ausgleichsfeuchte von Nadelhölzern nach **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 26)** bis zu 20 %. Der Ausziehwidestand sinkt bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  durch das Steigen der Holzfeuchte von 12 % auf 20 % auf 81,1 %; parallel zur Faserrichtung sinkt der Ausziehwidestand auf 78,4 %. Nach **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 31)** ist in der Nutzungsklasse 2 und kurzer Lasteinwirkungsdauer für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz  $k_{mod} = 0,90$ . Die notwendige Abminderung des Ausziehwidestandes bei 20 % Holzfeuchte und kurzer Lasteinwirkungsdauer ist demnach größer, als die aus dem genormten Modifikationsbeiwerts bei kurzer Lasteinwirkungsdauer bis zu einer Woche resultierende, obwohl die Lastdauer von mehr als  $(90 \pm 30)$  s bis zu einer Woche noch gar nicht berücksichtigt wurde.

Die Holzfeuchte in einem BSH-Querschnitt ist abhängig von der Einbauholzfeuchte, vom Umgebungsklima und dessen zeitlicher Entwicklung. Die oberflächennahen Bereiche reagieren viel schneller auf eventuelle Klimaschwankungen als die inneren (siehe **Jönsson und Thelandersson, 2003**). Diese Unterschiede bewirken Eigenspannungen im Holz. Weiterhin verursacht steigende Holzfeuchte bis zur Fasersättigung sinkende mechanische Eigenschaften.

Der Modifikationsbeiwert  $k_{mod}$  trägt sowohl der Lasteinwirkungsdauer als auch dem Einfluss der Holzfeuchte Rechnung. Hinsichtlich der resultierenden Eigenspannungen schreiben **Sjödin und Serrano (2006, S. 696)**:

„The results obtained raise the important question as to how moisture-induced stresses can be avoided by design. The alternative question is whether it is possible to effectively consider the moisture load case in design codes.“

Das Zusammentreffen von langer Lasteinwirkungsdauer mit hohen Holzfeuchten kann als bedingte Wahrscheinlichkeit  $P(A|B)$  modelliert werden und im semi-probabilistischen Sicherheitskonzept ähnlich wie das Zusammentreffen von Eigenlast und Schneelast betrachtet werden.

Eine andere Herangehensweise ist in **SIA 265 (2012, S. 23 ff.)** beschrieben, wo die Beiwerte  $\eta_w$  zur getrennten Erfassung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Tragwidestand und die Steifigkeit für drei Feuchteklassen definiert werden. Der Einfluss der Einwirkungsdauer wird nach **SIA 265 (2012, S. 19 und 23)** mit dem Beiwert  $\eta_t$  und der Kriechzahl  $\varphi$  erfasst. Für Bemessungswerte des Tragwidestands und der Festigkeit werden die charakteristischen Werte mit  $\eta_w \cdot \eta_t$  und die elastischen Verformungen in der zutreffenden Feuchteklasse mit  $(1 + \varphi)$  multipliziert. Das schweizer Modell vereinfacht die bedingte Wahrscheinlichkeit des Zusammentreffens von langer Lasteinwirkungsdauer mit hoher Holzfeuchte zu einer Multiplikation der Beiwerte ohne einen Kombinationsbeiwert. Dieser Ansatz wurde von **SIA 265 (2003)** in **SIA 265 (2012)** übernommen und dem Anschein nach liegen keine negativen Erfahrungen vor.

Wie im Abschnitt 4.6.6 ausgeführt wurde, erreichten Probekörper mit einer Ausgangsholzfeuchte von etwa 10,8 % bei  $(85 \pm 5)$  % relativer Luftfeuchte und  $20 \pm 2^\circ\text{C}$  nach sechs Wochen eine mittlere Holzfeuchte von 13,9 %. Die wesentlich gedrungeneren Bauteilquerschnitte und eventuelle Oberflächenbeschichtungen tragen zur Stabilisierung der Holzfeuchte um den Schraubkanal bei. **Gamper u. a. (2012, S. 49)** stellten die höchste mittlere Holzfeuchte für land-

wirtschaftliche Hallen und die größten Schwankungen für Lagerhallen fest, bei denen praktisch Außenklima herrscht (siehe auch Abschnitt 3.2.4, S. 70). Der größte Mittelwert in 15 mm Tiefe betrug  $(16,35 \pm 1,85)$  % und die größte Schwankung  $(10,49 \pm 4,34)$  %. In Gebrauchsklasse 2 nach DIN 68 800-1 (2011, S. 11) wurden maximal 18,2 % in 15 mm Tiefe gemessen, wobei die Oberfläche durch Kondensat durchaus *gelegentlich feucht* mit mehr als 20 % war.

Festzuhalten ist, dass im Fall von einer mittleren Holzfeuchte von 20 % für einige Wochen pro Jahr der Auszieh widerstand auf etwa 80 % bei einer Lasteinwirkungsdauer von  $(90 \pm 30)$  s absinkt und bei mittlerer Lasteinwirkungsdauer in Nutzungsklasse 2 der Modifikationsbeiwert mit  $k_{\text{mod}} = 0,90$  kleiner ist als der erforderliche  $k_{\text{mc}} = 0,80$ . Auf Basis einer ähnlichen Feststellung bei der Schubfestigkeit schlägt Gehri (2010a) eine Abminderung des Modifikationsbeiwertes  $k_{\text{mod}}$  um 20 % vor:

"The effect of moisture on the shearing strength of the timber (main characteristic property for glued-in rods) is well known. Any increase of moisture by 1 % leads to a reduction on the shearing strength of about 2.5 %. For use in service class 2, with often encountered moisture contents of 16 to 20 %, and assuming a mean value of 18 %, the decrease of strength is about 15 %. It is astonishing – and inadmissible – that such an effect is disregarded in the Eurocode.

We propose – and it had been foreseen in ENV 1995-2:1997 – that for service class 2 the values of  $k_{\text{mod}}$  according to EN 1995-1-1 should be reduced by 20 %“ (Gehri, 2010a, S. 3).

In Nutzungsklasse 3 liegt die Spanne der Ausgleichsfeuchte von Holzbaustoffen nach DIN 1052 (2008, S. 191) zwischen 12 und 24 %; ON EN 1995-1-1 (2009, S. 26) beschreibt die Holzfeuchten in Nadelhölzern lediglich als höher wie in Nutzungsklasse 2. Der Auszieh widerstand reduziert sich demnach maximal auf 67,6 % bei parallel und auf 71,7 % bei quer zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben. Nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 31) ist in der Nutzungsklasse 3 und kurzer Lasteinwirkungsdauer für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz  $k_{\text{mod}} = 0,70$ . Die erforderliche Abminderung des Auszieh widerstands sollte mit  $k_{\text{mc}} = 0,68$  berechnet werden.

#### 4.8.9 Regressionsanalyse

Das Ziel der Regressionsanalysen war, ein neues Bemessungsmodell für den Auszieh widerstand von modernen Holzbauschrauben mit üblicher Gewindegeometrie aus den Europäischen Harthölzern Buche, Esche und Robinie bei kurzer Lasteinwirkung und einer Holzfeuchte von 12 % für Schraubendurchmesser zwischen 4 und 20 mm und Einschraubwinkel zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  zu bestimmen. Da der Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh widerstand zwischen 10 und 28 % untersucht wurde (siehe Abschnitt 4.8.8), kann das Bemessungsmodell für die Nutzungsklassen 1 bis 3 nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 26) bzw. DIN 1052 (2008, S. 25), durch die Berücksichtigung des Beiwerts  $k_{\text{mc}}$  adaptiert werden.

Die Rohdichte wurde auf 12 % Holzfeuchte bezogen, um Fehler aus der Streuung der Holzfeuchte auszugleichen (siehe Abschnitt 4.4.9). Ebenso wurde die Auszieh festigkeit entsprechend Abschnitt 4.8.8 bezüglich der Holzfeuchte korrigiert.

In einer ersten Regressionsanalyse wurde der Einfluss der Einschraublänge auf den Auszieh widerstand untersucht und für die folgenden Regressionsmodelle festgehalten. Der Einfluss des Durchmessers auf die Auszieh festigkeit wurde bereits im Abschnitt 4.8.7 erläutert. Basierend

auf dem derzeitigen Bemessungsmodell für den Auszieh Widerstand in **ON EN 1995-1-1 (2009)** wurden im Folgenden die Faktoren und Exponenten an die vorliegenden logarithmierten Prüfergebnisse für Eschenholz angepasst. Mit Hilfe der Standardisierung der Ausziehfestigkeit wurde der Einfluss des Einschraubwinkels auf die Medianwerte und die 5%-Quantile der Ausziehfestigkeiten untersucht, neue Winkelabhängigkeiten definiert und ein neues Bemessungsmodell für den Auszieh Widerstand der Holzbauschrauben in Eschenholz entwickelt. Des Weiteren werden die Auszieh Widerstände in Buchen- und Robinienholz in eine weitere Regressionsanalyse einbezogen und das Bemessungsmodell auf die Holzarten Buche und Robinie erweitert.

### Allgemeines zur Regressionsanalyse

In Gleichung (4.89) ist  $\ln R_{ax,90}$  die abhängige Variable (Response) und  $\ln l_{ef}$  und  $\ln \rho_{12}$  werden als erklärende Variablen (Einflussgrößen, Prädiktoren) bezeichnet. Für eine multiple lineare Regression entspricht Gleichung (4.89)

$$\ln R_{ax,90} = \ln A + B \ln l_{ef} + C \ln \rho_{12} \quad (4.89)$$

dem Modell

$$y = \mathbf{X}\beta + \epsilon \quad (4.90)$$

mit dem Responsevektor  $y = (y_1, \dots, y_n)^T$ , Parametervektor  $\beta = (\beta_0, \dots, \beta_p)^T$  und Fehlervektor  $\epsilon = (\epsilon_1, \dots, \epsilon_n)^T$ , sowie der  $n \times (p + 1)$  Designmatrix

$$\mathbf{X} = \begin{pmatrix} 1 & x_{11} & x_{12} & \dots & x_{1,p} \\ 1 & x_{21} & x_{22} & \dots & x_{2,p} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 1 & x_{n1} & x_{n2} & \dots & x_{n,p} \end{pmatrix}. \quad (4.91)$$

Die gemessene Prädiktoren-Kombination  $i = 1, \dots, n$  von insgesamt  $n$  Kombinationen lieferte den Messwert  $y_i$ . Bei der Prädiktoren-Kombination  $x_i = (x_{i0}, \dots, x_{i,p})$  von  $p$  Prädiktoren ist  $x_{i0} = 1$ . Der Fehlervektor  $\epsilon$  wird als normalverteilt mit  $\epsilon \sim \mathcal{N}(0; \sigma^2 I_n)$  vorausgesetzt.  $I_n$  ist die  $n$ -dimensionale Einheitsmatrix. Daraus folgt, dass  $y_i$  ebenso normalverteilt ist mit  $y_i \sim \mathcal{N}(x_i^T \beta; \sigma^2)$ . Der Erwartungswert der abhängigen Variable  $y_i$  für die Parameterkombination  $x_i$  ist  $\mathbb{E}(y_i) = x_i^T \beta$ .

Das Ziel ist die Schätzung des Auszieh Widerstands  $R_{ax}$  für ein neues Parameterset aus Rohdichte  $\rho_{12}$  und Einschraublänge  $l_{ef}$ , d. h. eine Schätzung nach Gleichung

$$\hat{y} = \mathbf{X}\hat{\beta}, \quad (4.92)$$

wobei  $\hat{y}$  möglichst nahe an  $y$  liegt. Die weiteren Parameter Schraubendurchmesser  $d$  und Einschraubwinkel  $\alpha$  wurden später in eine nichtlineare Regressionsanalyse nach den Gleichungen (4.112) und (4.116) auf S. 174 einbezogen.

Die „aus der Schätzung resultierenden Abweichungen (Residuen)  $\hat{\epsilon} = y - \hat{y}$  sollen minimal sein“ (Hedderich und Sachs, 2012, S. 698). Die Realisation des Parametervektors  $\hat{\beta}$  ergibt sich zu

$$\hat{\beta} = (\mathbf{X}^T \mathbf{X})^{-1} \mathbf{X}^T y, \quad (4.93)$$

wobei die Varianz zu  $\text{var}(\hat{\beta}) = \sigma^2 (X^T X)^{-1}$  berechnet werden kann und sich die Verteilung zu

$$\hat{\beta} \sim \mathcal{N}(\beta; \sigma^2 (X^T X)^{-1}) \quad \text{ergibt.} \quad (4.94)$$

Setzt man Gleichung (4.93) in (4.92) ein, folgt für das geschätzte  $\hat{y}$

$$\hat{y} = \underbrace{\mathbf{X} (X^T X)^{-1} X^T}_{\mathbf{H}} y. \quad (4.95)$$

„ $\mathbf{H}$  bezeichnet die so genannte 'Hut'-Matrix (engl. *hat-matrix*). Sie beschreibt numerisch die Projektion von  $y$  auf die durch  $\mathbf{X}$  definierte Ebene“ (Hedderich und Sachs, 2012, S. 699, Formatierung geändert, d. Verf.) wie in Abbildung 4.8.8 ersichtlich.

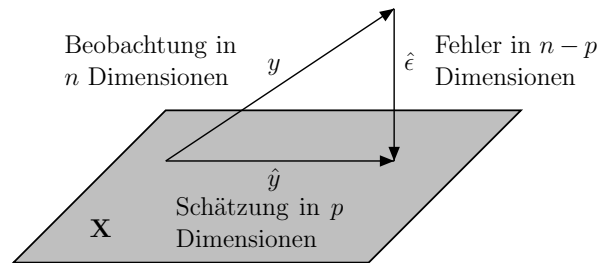


Abb. 4.8.8: Geometrische Darstellung der Schätzung von  $y$  durch  $\hat{y}$  und des damit verbundenen Fehlers  $\hat{\epsilon}$  durch eine orthogonale Projektion von  $y$  auf die Ebene  $\mathbf{X}$  nach (Hedderich und Sachs, 2012, S. 698)

Um vom Erwartungswert aus dem logarithmierten Modell  $y_0 = \ln R_{\text{ax},90}$  nach Gleichung (4.89) den Erwartungswert von  $R_{\text{ax},90}$  zu erhalten, wird Gleichung (4.96) angewandt. Die Standardabweichung  $\hat{\sigma}$  des Fehlervektor  $\hat{\epsilon}$  wird nach Gleichung (4.97) aus der Quadratsumme der Residuen (engl. *resid square sum*)  $RSS$ , der Anzahl der Datensets  $n$  und der Anzahl der Parameter  $p$  berechnet.

$$\mathbb{E}(R_0) = \exp(y_0 + \hat{\sigma}^2/2) \quad (4.96)$$

$$\hat{\sigma} = \sqrt{\frac{RSS}{n-p-1}} \quad (4.97)$$

$$RSS = \sum_{i=1}^n (y_i - \hat{y}_i)^2 \quad (4.98)$$

$$\text{Var}(R_0) = [\exp(\hat{\sigma}^2) - 1] \exp(2y_0 + \hat{\sigma}^2) \quad (4.99)$$

Beliebige Kombinationen aus den Parametern  $\ln \rho_{12}$  und  $\ln l_{\text{ef}}$  können im Vektor  $x_0$  zusammengefasst werden, wobei die Rohdichte, Einschraublänge, Durchmesser und Einschraubwinkel innerhalb der Modellgrenzen nach Tabelle 4.8.8 auf S. 167 liegen müssen. Der Erwartungswert für den logarithmierten Auszieh Widerstand ergibt sich durch Multiplikation mit dem Parametervektor  $\hat{\beta}$  nach Gleichung (4.100). Mit Gleichung (4.101) lässt sich die Varianz der Schätzung des Mittelwerts  $\hat{y}_0$  bestimmen, mit Gleichung (4.102) die Varianz der Residuen von  $\hat{\epsilon}$ .

$$\hat{\mathbb{E}}(y_0) = x_0^T \hat{\beta} = \hat{\mu}_0 \quad \hat{\mu}_0 \sim \mathcal{N}(\mu_0; \hat{\sigma}^2 h_{ii}) \quad (4.100)$$

$$\text{Var}(\hat{y}_0) = \text{Var}\left(x_0^T \hat{\beta}\right) = \hat{\sigma}^2 \underbrace{x_0^T (X^T X)^{-1} x_0}_{H_0} \quad (4.101)$$

$$\text{Var}(\hat{\epsilon}) = I \hat{\sigma}^2 \quad (4.102)$$

Das 5%-Quantil des logarithmierten Erwartungswerts  $\hat{y}_{05}$  ist definiert als untere Grenze des Prädiktionsintervalls  $1-\alpha/2$  mit  $n-p-1$  Freiheitsgraden. Es deckt den wahren logarithmierten Auszieh widerstand mit einer Wahrscheinlichkeit von 90 % ab und wird nach Gleichung (4.103) berechnet. Auf Grund des konstanten Variationskoeffizienten des Erwartungswerts für alle Parametersätze (siehe Gleichung (4.102)) ergibt sich durch Einsetzen der Gleichungen (4.96) und (4.99) in Gleichung (4.105) ein konstantes Verhältnis zwischen dem jeweiligen 5%-Quantil und dem Erwartungswert für den Auszieh widerstand nach Gleichung (4.107).

$$\hat{y}_{05} = \hat{y}_0 - t_{(n-p-1), 1-\alpha/2} \hat{\sigma} \sqrt{1 + x_0^T (X^T X)^{-1} x_0} \quad (4.103)$$

$$R_{05} = \exp(\hat{y}_{05}) \quad (4.104)$$

$$CoV = \frac{\sqrt{\text{Var}(R_0)}}{\mathbb{E}(R_0)} = \frac{\sqrt{[\exp(\hat{\sigma}^2) - 1] \exp(2y_0 + \hat{\sigma}^2)}}{\exp(y_0 + \hat{\sigma}^2/2)} \quad (4.105)$$

$$CoV = \sqrt{\frac{[\exp(\hat{\sigma}^2) - 1] \exp(2y_0 + \hat{\sigma}^2)}{\exp(2y_0 + \hat{\sigma}^2)}} = \sqrt{\exp(\hat{\sigma}^2) - 1} \quad (4.106)$$

$$\frac{R_{05}}{\mathbb{E}(R_0)} = \textit{konstant} \quad (4.107)$$

### Einfluss der Einschraublänge

Um den Exponenten der effektiven Einschraublänge zu bestimmen, wurden die 264 logarithmierten Datensätze der Serien ES08\_90\_32, ES08\_90\_48 und ES08\_90\_64 einer ersten linearen Regressionsanalyse nach Gleichung (4.89) unterzogen. Die Notwendigkeit der Transformation durch Logarithmierung wird im folgenden Abschnitt näher erläutert werden.

Nach der ersten Regressionsanalyse und der Bestimmung der Residuen konnten Ausreißer herausgefiltert werden. Zur Eliminierung von Ausreißern stehen u. a. die drei Möglichkeiten

Tab. 4.8.8: Modellgrenzen

Parameter		Minimum	Maximum
Durchmesser	$d$ [mm]	4	20
effektive Einschraublänge	$l_{ef}$ [mm]	$4d$	$7d$
Rohdichte	$\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	575	905
Einschraubwinkel	$\alpha$ [°]	0	90

nach den Gleichungen (4.108) bis (4.110) zum Ausschluss über Kriterien für Residuen  $\hat{\epsilon}_i = y_i - \hat{y}_i$  zur Verfügung.

$$\tilde{\epsilon} - 5,2 \operatorname{med}(|\hat{\epsilon}_i - \tilde{\epsilon}|) \leq \hat{\epsilon}_i \leq \tilde{\epsilon} + 5,2 \operatorname{med}(|\hat{\epsilon}_i - \tilde{\epsilon}|) \quad (4.108)$$

$$Q_1 - 3(Q_1 - Q_3) \leq \hat{\epsilon}_i \leq Q_1 - 3(Q_1 - Q_3) \quad (4.109)$$

$$\bar{\epsilon} - 3\sigma_\epsilon \leq \hat{\epsilon}_i \leq \bar{\epsilon} + 3\sigma_\epsilon \quad (4.110)$$

- $\tilde{\epsilon}$             Median des Fehlers
- $\bar{\epsilon}$             Mittelwert des Fehlers
- $\hat{\epsilon}_i$            Schätzer des Fehlers des  $i$ -ten Datensets
- $Q_1, Q_3$       25%- und 75%-Quantil

Für das Kriterium aus Residuenmedian  $\tilde{\epsilon}$  und Mediandeviation  $\tilde{D} = \operatorname{med}(|\epsilon_i - \tilde{\epsilon}|)$  spricht seine Robustheit (vgl. Hampel, 1985, S. 98) und es kam daher zur Anwendung.

Die zwei Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) anhand der Residuen der ersten Regressionsanalyse bestimmt. Der Exponent der Einschraublänge in Gleichung (4.89) auf Seite 165 wurde mit einem adjustierten Bestimmtheitsmaß von  $r_{\text{adj}}^2 = 0,938$  zu  $B = 0,990$  berechnet. Einen Überblick zu den Parameterschätzern und den Standardfehlern bietet Tabelle 4.8.9.

Tab. 4.8.9: Schätzer für die Parameter der Gleichung (4.89) für Serien ES08\_90\_32, ES08\_90\_48 und ES08\_90\_64

Parameter		Schätzer	Standardfehler
Konstante	$A$	-11,4	0,451
Faktor logarithmierte Einschraublänge	$B$	0,990	0,0176
Faktor logarithmierte Rohdichte	$C$	1,59	0,0680

Das Konfidenzintervall des Schätzers des Exponenten der effektiven Einschraublänge zwischen  $4d$  und  $8d$  deckt mit  $0,990 \pm 0,0176$  den Wert eins ab, so dass im Folgenden ein linearer Einfluss der effektiven Einschraublänge angenommen werden kann.

Die Null-Hypothese, dass die Residuen aus einer normalverteilten Grundgesamtheit stammen, wurde mit dem Shapiro-Wilk-Test geprüft und ein  $p$ -Wert von 0,51 errechnet. Auch der Kolmogorov-Smirnov-Test lieferte einen  $p$ -Wert von 0,80. Damit konnte die Null-Hypothese nicht verworfen werden und die Voraussetzung normalverteilter Residuen für die Regressionsanalyse wurde erfüllt.

### Hankinson-Modell für den Auszieh widerstand in Eschenholz

Wenn man die Gleichung (4.39) auf S. 123 für den Ausziehparameter in Gleichung (4.38) für den Auszieh widerstand nach ON EN 1995-1-1 (2009) einsetzt und die Konstanten durch die Parameter  $A$  bis  $E$  ersetzt, erhält man Gleichung (4.111). Bis auf die Abminderung  $k_d$  für Schraubendurchmesser kleiner 8 mm und die wirksame Anzahl von Holzbauschrauben  $n_{\text{ef}}$  entspricht diese Gleichung der Basis für die Regressionsanalyse in Bejtka (2005) für den Auszieh widerstand von Holzbauschrauben in Fichtenholz und soll – ohne die Faktoren  $k_d$  und  $n_{\text{ef}}$



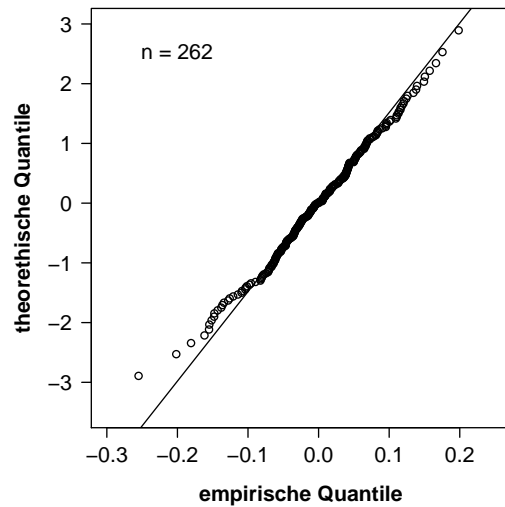
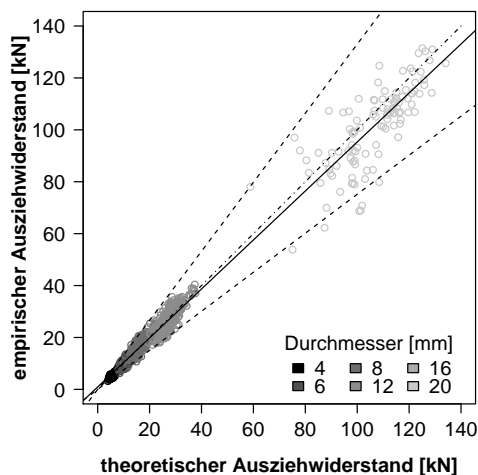


Abb. 4.8.9: QQ-Plots für die Residuen des Regressionsmodells nach Gleichung (4.89) ohne die zwei Ausreißer

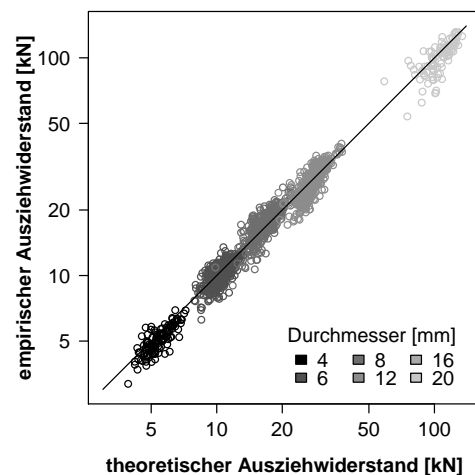
– auch für die Regressionsanalyse des Ausziehwidestands in Eschenholz die Grundlage bilden.

$$R_{ax,\alpha,k} = \frac{k_d n_{ef} A l_{ef}^B \rho_k^C d^D}{\sin^2 \alpha + E \cos^2 \alpha} \quad (4.111)$$

In Abbildung 4.8.10 ist die empirische Ausziehfestigkeit der theoretischen Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Eschenholz gegenübergestellt. Die gestrichelten Linien im linken Diagramm mit den Gradienten von  $4/3$  bzw.  $3/4$  verdeutlichen die zunehmende Streuung mit steigender Ausziehfestigkeit. Es liegt Heteroskedastizität vor, d. h. die Schätzung der Modellparameter nach der Gauß'schen Methode der Kleinstquadrate ist beeinträchtigt (Groß und Peters, 2009, S. 54). Daher wurde die Regressionsgleichung (4.111) zu Gleichung (4.112) logarithmiert. Abbildung 4.8.10 b zeigt die Vergleichmäßigung der Streuung über den gesamten Wertebereich als notwendige Voraussetzung für eine Regressionsanalyse.



(a) Ausziehfestigkeit mit wachsendem Streubereich



(b) logarithmierte Ausziehfestigkeit mit annähernd gleichem Streubereich

Abb. 4.8.10: Streudiagramme der empirischen Ausziehfestigkeit und der theoretischen Ausziehfestigkeit nach Gleichung (4.113) von Holzbauschrauben in Eschenholz

$$\ln R_{\text{ax,mean}} = \ln A + B \ln l_{\text{ef}} + C \ln \rho_{12} + D \ln d - \ln (\sin^2 \alpha + E \cos^2 \alpha) \quad (4.112)$$

Für die 1951 Datensets  $\mathbf{H}_i$  für Eschenholz würden nach den Gleichungen (4.108) bis (4.110) 26 und zweimal jeweils sechs Datensets ausgeschlossen.

Die Schätzer für die Parameter der Gleichung (4.112) sind in Tabelle 4.8.10 mit den Standardfehlern angegeben. Das adjustierte Bestimmtheitsmaß betrug  $r_{\text{adj}} = 0,977$ .

Tab. 4.8.10: Schätzer für die Parameter des Hankinson-Modells nach Gleichung (4.112) für Eschenholz und für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Parameter		Esche		Esche, Buche und Robinie	
		Schätzer	Standardfehler	Schätzer	Standardfehler
Konstante	$A$	-12,8	0,258	-12,9	0,233
Faktor logarithmierte Einschraublänge	$B$	0,924	0,021 1	0,965	0,021 4
Faktor logarithmierte Rohdichte	$C$	1,61	0,039 0	1,61	0,035 2
Faktor logarithmierter Durchmesser	$D$	0,729	0,022 2	0,675	0,022 3
Faktor Abminderung	$E$	1,16	0,006 54	1,20	0,006 01

Für das logarithmierte Regressionsmodell mit Hankinson-Term nach Gleichung (4.112) wurde die Standardabweichung des Fehlervektors  $\hat{\sigma} = 0,0979$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 9,81 % für alle prognostizierten Auszieh widerstände ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert des prognostizieren Auszieh widerstands nach Gleichung (4.107) stets 0,839 beträgt.

$$R_{\text{ax,mean}} = \frac{2,59 \cdot 10^{-3} l_{\text{ef}}^{0,924} \rho_{12}^{1,61} d^{0,729}}{\sin^2 \alpha + 1,16 \cos^2 \alpha} \quad (4.113)$$

$$R_{\text{ax},05} = \frac{2,45 \cdot 10^{-3} l_{\text{ef}}^{0,924} \rho_{\text{k}}^{1,61} d^{0,729}}{\sin^2 \alpha + 1,16 \cos^2 \alpha} \quad (4.114)$$

Das 5%-Quantil der Rohdichte des Datensets ohne Ausreißer beträgt  $680 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $746 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (4.113) die charakteristische Rohdichte aller Probekörper ein, ergibt sich eine Abminderung der Auszieh festigkeit auf 91,2 %. Um die volle Abminderung auf 83,9 % zu erhalten, muss der Parameter  $A$  mit  $1 - (0,912 - 0,839) = 0,927$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Auszieh festigkeit von modernen Holzbauschrauben in Eschenholz, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (4.114) dargestellt.

### Normierte Auszieh festigkeit für Eschenholz

Um den Einfluss der Rohdichte und der Einschraublänge zu eliminieren, wurde die Auszieh festigkeit aus den einzelnen Prüfungen der verschiedenen Eschenserien gemäß Gleichung (4.115) für einen Durchmesser von  $d = 10 \text{ mm}$ , eine effektive Einschraublänge  $l_{\text{ef}} = 60 \text{ mm}$  und die mittlere Rohdichte  $\rho_{\text{mean}} = 746 \text{ kg/m}^3$  normiert. Die Exponenten ergeben sich aus der Gleichung (4.113).

$$f_{ax,nrm} = f_{ax} \left( \frac{60 \text{ mm}}{l_{ef}} \right)^{0,924-1} \left( \frac{746 \text{ kg/m}^3}{\rho_{12}} \right)^{1,6} \left( \frac{10 \text{ mm}}{d} \right)^{0,65-1} \quad (4.115)$$

Abbildung 4.8.11 gibt einen Überblick zu den Boxplots der normierten Ausziehfestigkeit für Eschen-BSH nach Einschraubwinkel und Durchmesser. Je dunkler der Interquartilbereich, desto größer der Durchmesser der Holzbauschrauben. Die strichlierte Linie gibt die mittlere normierte Ausziehfestigkeit bei  $12,73 \text{ N/mm}^2$  an. Oberhalb der Abszisse ist die Anzahl  $n$  der im jeweiligen Boxplot berücksichtigten Werte angegeben.

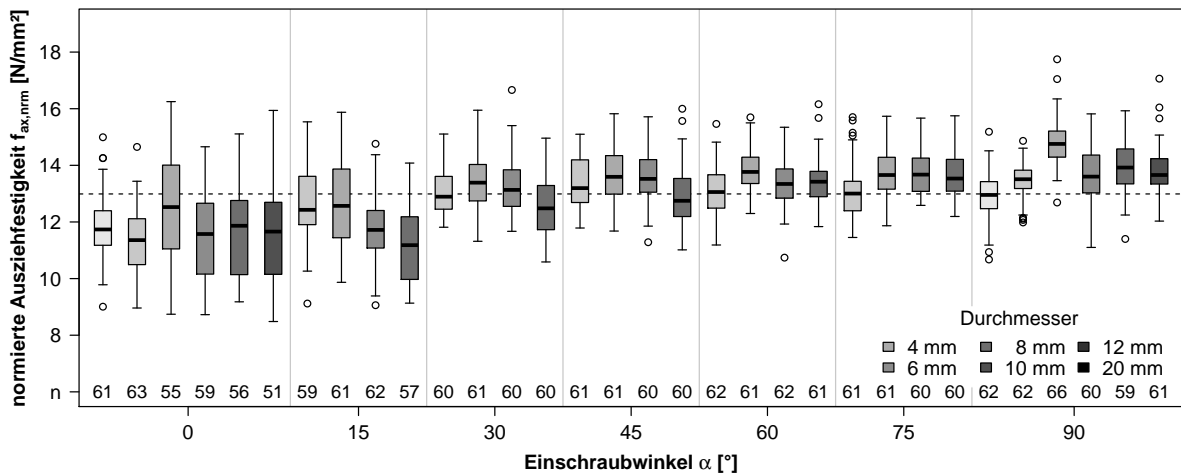
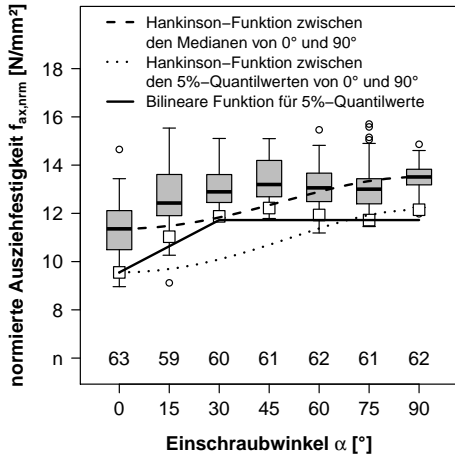


Abb. 4.8.11: Normierte Ausziehfestigkeiten für Eschenholz-Serien nach Einschraubwinkel und Durchmesser

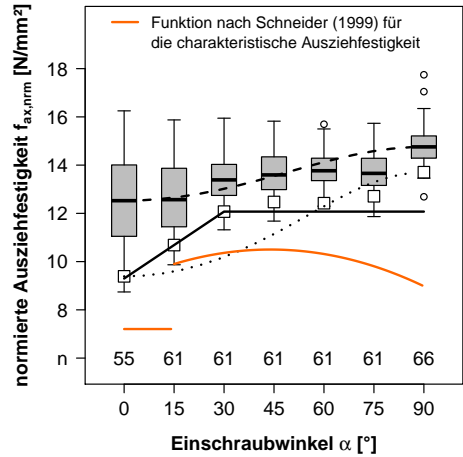
Auffallend sind die deutlich unter dem Durchschnitt liegenden Mediane der normierten Ausziehfestigkeit aller Schraubendurchmesser bei einem Einschraubwinkel zwischen  $0^\circ$  und  $15^\circ$  in Abbildung 4.8.11. Meist sind bei diesen Boxplots die Interquartilbereiche wesentlich größer als bei den größeren Einschraubwinkeln.

In Abbildung 4.8.12 sind die normierten Ausziehfestigkeiten ( $\rho_{ES,mean} = 746 \text{ kg/m}^3$ ,  $d = 10 \text{ mm}$ ,  $l_{ef} = 60 \text{ mm}$ ) in Eschenholz nach Gleichung (4.115) je Einschraubwinkel für die Durchmesser 6, 8, 10 und 12 mm dargestellt. Bei allen vier Diagrammen fällt bei  $0^\circ$  und  $15^\circ$  der gegenüber den anderen Einschraubwinkeln breitere Interquartilbereich auf. Das Verhältnis der Medianwerte von  $90^\circ$  zu  $0^\circ$  ist bei den Durchmessern 6 bis 20 mm im Mittel 1,18 und beinahe konstant (siehe Tabelle 4.8.11). Lediglich bei Durchmesser 4 mm beträgt das Verhältnis  $f_{ax,90,med}/f_{ax,0,med} = 1,10$ .

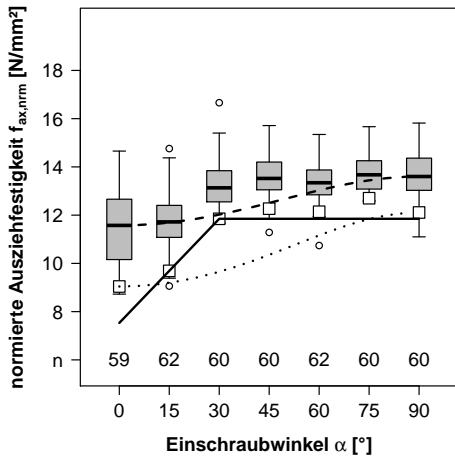
Die höheren Streuungen der Ausziehfestigkeiten bei den Einschraubwinkeln  $0^\circ$  und  $15^\circ$  bewirken ein höheres Verhältnis der 5%-Quantilwerte von  $90^\circ$  zu  $0^\circ$ , wobei das Mittel für die Durchmesser 6 bis 20 mm bei 1,35 liegt. Auch hier ist der Wert für Holzbauschrauben mit 4 mm Durchmesser mit  $f_{ax,90,05}/f_{ax,0,05} = 1,11$  niedriger. Das in DIN 1052 (2008) verankerte Verhältnis von  $4/3$  trifft demnach auch für das Verhältnis der 5%-Quantile der Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Eschenholz zu. Bei einem Durchmesser von 4 mm ist die Regelung konservativ. In ON EN 1995-1-1 (2009) wird die Ausziehfestigkeit bei  $90^\circ$  durch 1,2 geteilt, um die rechnerische, außerhalb der Modellgrenzen liegende Ausziehfestigkeit bei  $0^\circ$



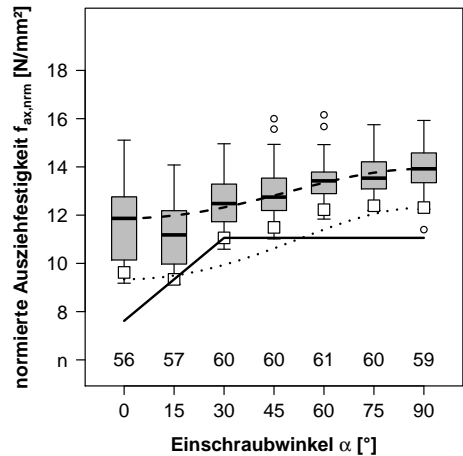
(a) Durchmesser 6 mm



(b) Durchmesser 8 mm



(c) Durchmesser 10 mm



(d) Durchmesser 12 mm

Abb. 4.8.12: Normierte Ausziehfestigkeit in Eschenholz nach Gleichung (4.115) je Einschraubwinkel für verschiedene Durchmesser ( $\rho_k = 746 \text{ kg/m}^3$ ,  $d_{\text{norm}} = 10 \text{ mm}$ ,  $l_{\text{ef}} = 60 \text{ mm}$ )

zu erhalten. Da die Einschraubwinkel unter  $30^\circ$  nicht mehr im Gültigkeitsbereich des Berechnungsmodells nach ON EN 1995-1-1 (2009) liegen und die Streuungen der Ausziehfestigkeit der Einschraubwinkel oberhalb ähnlich sind, kann die Hankinson-Kurve für die Mediane in vertikaler Richtung parallel bis zu den 5%-Quantilwerten zwischen  $30^\circ$  und  $90^\circ$  verschoben werden. DIN 1052 (2008) berücksichtigt durch das Dividieren mit  $4/3$  die größeren Streuungen unterhalb von  $30^\circ$ , obwohl Einschraubwinkel unterhalb von  $45^\circ$  im Bemessungsmodell ausgeschlossen werden. Bei einem Einschraubwinkel von  $45^\circ$  mindert DIN 1052 (2008) auf 87,5% und ON EN 1995-1-1 (2009) auf 91,7% ab.

Betrachtet man die bilinearen Kurven, befindet sich der Knickpunkt immer bei  $30^\circ$  und das Niveau der Horizontalen wird meist durch das 5%-Quantil der Ausziehfestigkeit bei  $30^\circ$  definiert. Die Steigung der Linienabschnitte von  $0^\circ$  zu  $30^\circ$  wird mit steigendem Durchmesser größer, wobei der 5%-Quantilwert bei  $15^\circ$  relativ zum 5%-Quantilwert bei  $0^\circ$  immer stärker absinkt.

Tab. 4.8.11: Verhältnis der Median- und 5%-Quantilwerte der Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Eschenholz von 90° zu 0°

Holz	Durchmesser [mm]	4	6	8	10	12	20
Esche	Mediane $f_{ax,90,med}/f_{ax,0,med}$	1,10	1,19	1,18	1,18	1,17	1,17
	5%-Quantile $f_{ax,90,05}/f_{ax,0,05}$	1,11	1,27	1,46	1,34	1,28	1,44

Die Boxplots der normierten Ausziehfestigkeiten für Eschen-Brettschichtholz je Einschraubwinkel sind in Abbildung 4.8.13 dargestellt. Der Interquartilbereich ist bei den Einschraubwinkeln 0° und 15° deutlich weiter als bei größeren Einschraubwinkeln. Die strichlierte Kurve der Hankinson-Funktion bildet die Mediane zufriedenstellend ab, nur bei den Einschraubwinkeln 30° und 45° liegt die Funktion unterhalb. Die Quadrate kennzeichnen die 5%-Quantile der jeweiligen empirischen Verteilungsfunktion je Einschraubwinkel. Die bilineare Kurve hat ihren Knickpunkt beim 5%-Quantil der normierten Ausziehfestigkeit bei 30°. Bei höheren Einschraubwinkeln liegen die 5%-Quantile nur wenig oberhalb dieses Wertes. Die lineare Abminderung unterhalb von 30° wird durch das 5%-Quantil bei 15° bestimmt und unterschreitet das 5%-Quantil bei faserparallel eingebrachten Holzbauschrauben deutlich. Das kleinste 5%-Quantile ist das für 0° und das für 15° liegt bei 80,4 % des 5%-Quantils bei 30°. Die bilineare Linie beginnt bei 0° mit 75 % des 5%-Quantilwertes der Ausziehfestigkeit bei einem Einschraubwinkel von 30°. Dies entspricht den  $\frac{4}{3}$  im Hankinson-Term der Gleichung (4.42) aus DIN 1052 (2008). Bemerkenswert ist, dass die 5%-Quantile der empirischen Verteilungsfunktionen der Ausziehfestigkeiten für Einschraubwinkel  $\alpha \geq 30^\circ$  kaum ansteigen.

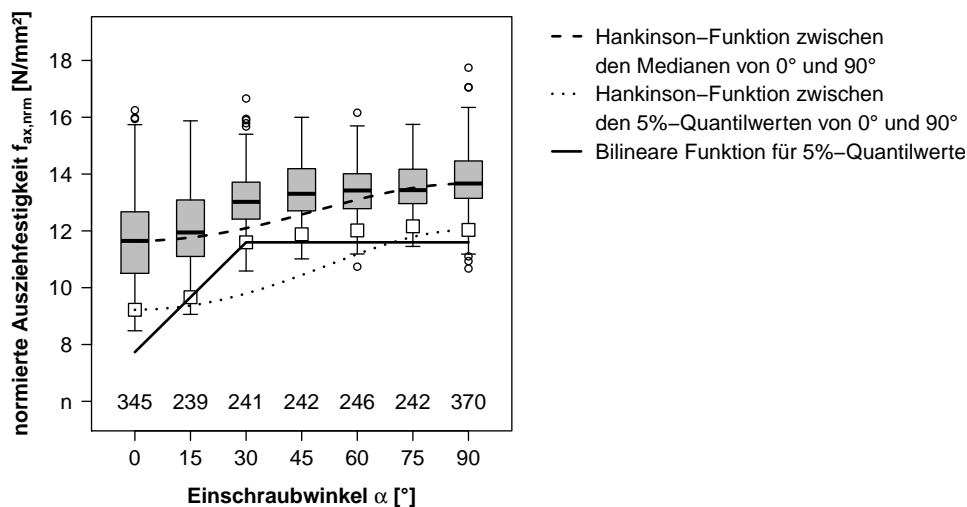


Abb. 4.8.13: Normierte Ausziehfestigkeiten für Eschenholz-Serien nach Einschraubwinkel

### Bilineares Modell für den Ausziehwiderstand in Eschenholz

Pirnbacher und Schickhofer (2007, S. F-21) stellten für die Medianwerte des Ausziehwiderstandes von Holzbauschrauben in Fichtenholz fest, „dass die Ausziehfestigkeit für den Winkelbereich von 45° bis 90° (eine weitere Versuchsserie, die an der hbf [holz.bau forschungs gmbh,

Ann. d. Verf.] durchgeführt wurde, lässt einen konstanten Wert bis hin zu rund 30° zur Faser geneigt erkennen) konstant ist und dann zum Wert von 0° hin abfällt.“ In Hübner (2009a, S. 10) wird für den charakteristischen Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben in Eschenholz ein bilineares Bemessungsmodell angegeben, welches ab 30° konstante charakteristische Ausziehwiiderstände liefert und bei kleineren Winkeln eine Abminderung von 1 % pro Winkelgrad vorsieht.

Frese und Blaß (2009) publizierten die Ergebnisse einer Regressionsanalyse zum Ausziehwiiderstand von verschiedenen Typen von Holzbauschrauben und gaben für Einschraubwinkel größer als 45° eine winkelumabhängige Funktion an.

Im vorhergehenden Abschnitt wurde gezeigt, dass die 5%-Quantile der normierten Ausziehfestigkeiten von Holzbauschrauben in Eschenholz bei Einschraubwinkeln größer 30° kaum ansteigen. Es liegt daher nahe, eine Regressionsanalyse nach Gleichung (4.116) durchzuführen, bei der eine Abminderung des logarithmierten Ausziehwiiderstands nur bei Einschraubwinkeln kleiner 30° stattfindet. Die Schätzer für die Parameter der Gleichung (4.116) sind in Tabelle 4.8.12 mit den Standardfehlern angegeben. Das adjustierte Bestimmtheitsmaß betrug  $r_{adj}^2 = 0,978$ .

Tab. 4.8.12: Schätzer für die Parameter des bilinearen Modells nach Gleichung (4.116) für Eschenholz und für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Parameter		Esche		Esche, Buche und Robinie	
		Schätzer	Standardfehler	Schätzer	Standardfehler
Konstante	<i>A</i>	-13,2	0,250	-13,0	0,232
Faktor logarith. Einschraublänge	<i>B</i>	1,01	0,021 1	1,06	0,021 3
Faktor logarith. Rohdichte	<i>C</i>	1,63	0,037 8	1,59	0,035 0
Faktor logarith. Durchmesser	<i>D</i>	0,634	0,021 6	0,585	0,022 2
Faktor Abminderung	<i>E</i>	0,00506	0,000159	0,00571	0,000 137

$$\ln R_{ax,mean} = \ln A + B \ln l_{ef} + C \ln \rho_{12} + D \ln d - \begin{cases} \ln(1 - E(30^\circ - \alpha)) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 0 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.116)$$

$$R_{ax,mean} = 1,91 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{1,01} \rho_{12}^{1,63} d^{0,634} \begin{cases} 1 - 5,06 \cdot 10^{-3}(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.117)$$

- $R_{ax,mean}$  Mittelwert des Ausziehwiiderstands in Newton
- $l_{ef}$  effektive Einschraublänge in mm
- $\rho_{12}$  Rohdichte bei 12% Holzfeuchte in kg/m<sup>3</sup>
- $d$  Schraubendurchmesser in mm
- $\alpha$  Einschraubwinkel in Grad

Testet man die Residuen des Modells nach Gleichung (4.117) mit dem Shapiro-Wilk-Test auf Normalverteilung, wird ein *p*-Wert von  $3,4 \cdot 10^{-7}$  ausgegeben. Die Annahme, dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, muss also verworfen werden. Der Kolmogorov-Smirnov-Test liefert einen *p*-Wert von 0,077 und die Nullhypothese der normalverteilten Grundgesamtheit kann bei fünfprozentiger Irrtumswahrscheinlichkeit gerade noch

angenommen werden. Wie in Abbildung 4.8.14 a zu sehen, ist die Verteilung der Residuen mit einem Schiefekoeffizient von  $-0,12$  leicht linksschief und die Kurtosis von  $0,59$  weist auf eine gegenüber der Normalverteilung steilgipflige Verteilung hin. Abbildung 4.8.14 b zeigt den QQ-Plot der Residuen mit Abweichungen von der durch das obere und das untere Quartil verlaufenden Gerade im unteren und im oberen Wertebereich. Beim Boxcox-Plot in Abbildung 4.8.14 c schließt das 95%-Konfidenzintervall des Lambda-Werts ein, d. h. die logarithmische Transformation der empirischen Daten war zielführend.

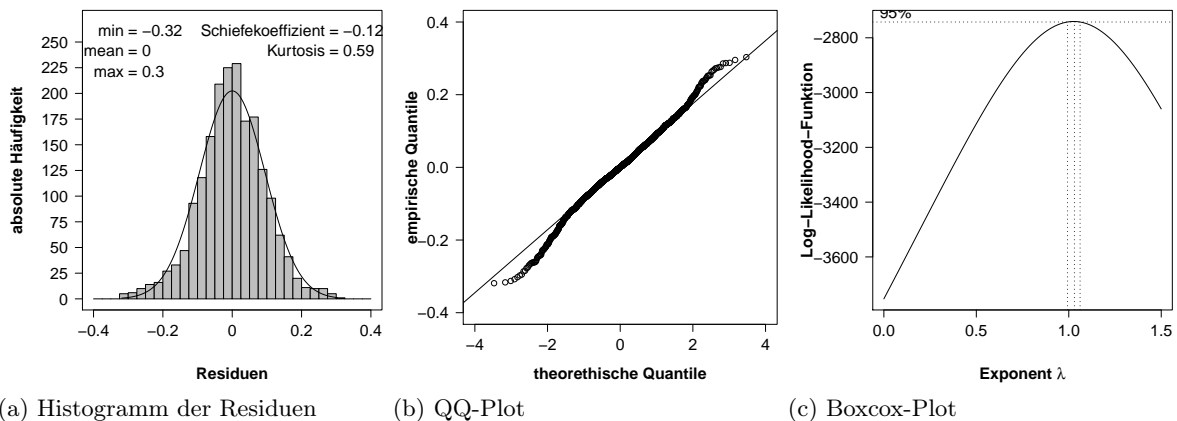


Abb. 4.8.14: Histogramm der Residuen, QQ- und Boxcox-Plot für Modell nach Gleichung (4.117)

### 5%-Quantile des Ausziehwidestands in Eschenholz

Der Erwartungswert für den Ausziehwidestand  $\mathbb{E}(R_0)$  ergibt sich aus Gleichung (4.96) auf S. 166 und die Varianz aus Gleichung (4.99). Im logarithmierten Modell wurde die Varianz als konstant angenommen, nach der Rücktransformation steigt sie mit größer werdendem Erwartungswert aus dem logarithmierten Modell  $y_0$  linear an. Anhand der Gleichungen (4.105) und (4.106) auf S. 167 ist ersichtlich, dass der Variationskoeffizient nur vom quadrierten Standardfehler der Residuen  $\hat{\sigma}^2$  des logarithmierten Modells abhängt. Für das bilineare logarithmierte Regressionsmodell nach Gleichung (4.116) wurde die Standardabweichung des Fehlervektors zu  $\hat{\sigma} = 0,0949$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von  $9,51\%$  für alle prognostizierten Ausziehwidestände  $\mathbb{E}(R_0)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert des prognostizieren Ausziehwidestands stets  $0,844$  beträgt.

Das 5%-Quantil der Rohdichte des der Regression zugrunde liegenden Datensets ohne Ausreißer beträgt  $681 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $745 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (4.117) die charakteristische Rohdichte ein, ergibt sich eine Abminderung der Ausziehfestigkeit auf  $91,2\%$ . Um die volle Abminderung auf  $84,4\%$  zu erhalten, muss der Parameter  $A$  mit  $1 - (0,912 - 0,844) = 0,932$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Ausziehfestigkeit von modernen Holzbauschrauben in Eschenholz, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (4.118) dargestellt.



Die Abminderung des charakteristischen Ausziehwiiderstands beträgt bei Einschraubwinkeln unter 30° etwa 0,5 % pro Winkelgrad.

$$R_{ax,05} = 1,78 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{1,01} \rho_k^{1,63} d^{0,633} \begin{cases} 1 - 5,06 \cdot 10^{-3}(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.118)$$

### Hankinson-Modell für den Ausziehwiiderstand in Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Nach der ersten Regressionsanalyse gemäß Gleichung (4.111) und der Bestimmung der Residuen wurden die Ausreer nach Gleichungen (4.108) auf S. 168 eliminiert. Von den 2622 Datensets  $\mathbf{H}_i$  für Eschen-, Buchen- und Robinienholz wurden 29 Datensets ausgeschlossen.

Die Schätzer für die Parameter der Gleichung (4.111) sind in Tabelle 4.8.10 auf S. 170 mit den Standardfehlern angegeben. Das adjustierte Bestimmtheitsmaß beträgt  $r_{adj} = 0,965$ .

Für das logarithmierte Regressionsmodell mit Hankinson-Term nach Gleichung (4.111) wurde die Standardabweichung des Fehlervektors  $\hat{\sigma} = 0,1080$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 10,84 % für alle prognostizierten Ausziehwiiderstände ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert des prognostizieren Ausziehwiiderstands stets 0,822 beträgt.

$$R_{ax,mean} = \frac{2,59 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{0,965} \rho_{12}^{1,61} d^{0,675}}{\sin^2 \alpha + 1,20 \cos^2 \alpha} \quad (4.119)$$

$$R_{ax,k} = \frac{2,38 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{0,965} \rho_k^{1,61} d^{0,675}}{\sin^2 \alpha + 1,20 \cos^2 \alpha} \quad (4.120)$$

Das 5%-Quantil der Rohdichte des Datensets ohne Ausreer beträgt 672 kg/m<sup>3</sup> und der Mittelwert 743 kg/m<sup>3</sup>. Setzt man in die Gleichung (4.119) die charakteristische Rohdichte aller Probekörper ein, ergibt sich eine Abminderung der Ausziehfestigkeit auf 90,4 %. Um die volle Abminderung auf 82,2 % zu erhalten, muss der Parameter  $A$  mit  $1 - (0,90 - 0,822) = 0,918$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die charakteristische Ausziehfestigkeit von modernen Holzbauschrauben in Eschen-, Buchen- und Robinienholz, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (4.120) dargestellt.

In Abbildung 4.8.15 b ist die empirische Ausziehfestigkeit der theoretischen Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Eschen-, Buchen- und Robinienholz gegenübergestellt. Die gestrichelten Linien mit den Gradienten von 4/3 bzw. 3/4 verdeutlichen die zunehmende Streuung mit steigender Ausziehfestigkeit. Daher war die Logarithmierung der Regressionsgleichung notwendig. Die durchgezogene Linie stellt die Regressionsgerade dar, die Strich-Punkt-Linie die Winkelhalbierende.

### Normierte Ausziehfestigkeit für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Um den Einfluss der Rohdichte und der Einschraublänge zu eliminieren, wurde die Ausziehfestigkeit aus den einzelnen Prüfungen der verschiedenen Serien aus Eschen-, Buchen- und

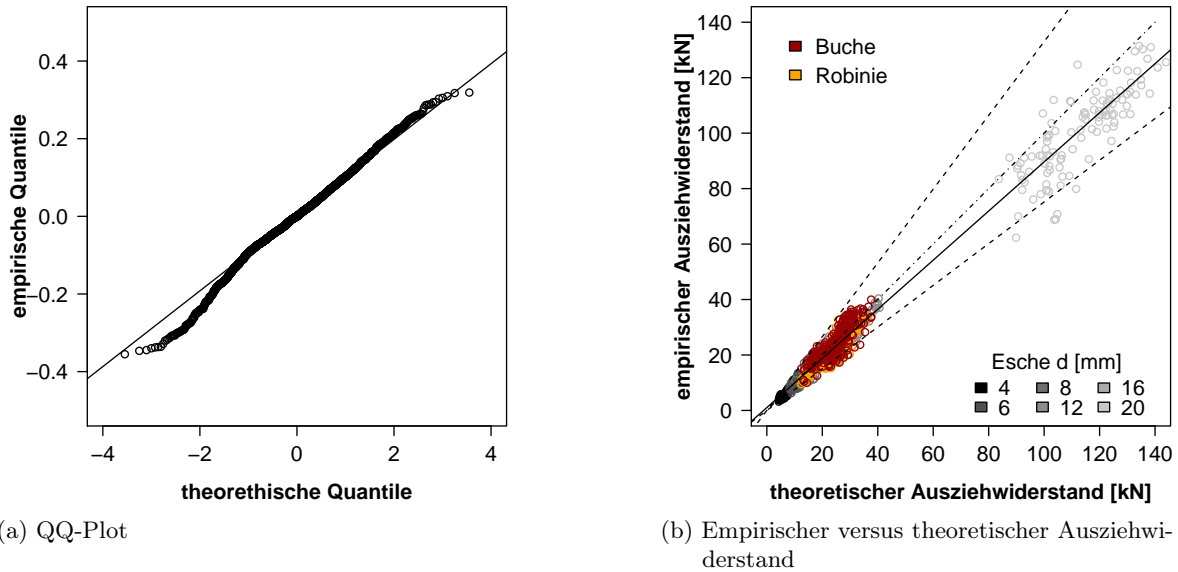


Abb. 4.8.15: QQ-Plot und Streudiagramm mit dem empirischen versus theoretischen Auszieh-widerstand

Robinienholz gemäß Gleichung (4.121) für einen Durchmesser von  $d = 10$  mm, eine effektive Einschraublänge  $l_{ef} = 60$  mm und die mittlere Rohdichte  $\rho_{\text{mean}} = 743 \text{ kg/m}^3$  normiert. Die Exponenten ergeben sich aus der Gleichung (4.119).

$$f_{\text{ax,nrm}} = f_{\text{ax}} \left( \frac{60 \text{ mm}}{l_{ef}} \right)^{0,965-1} \left( \frac{743 \text{ kg/m}^3}{\rho_{12}} \right)^{1,61} \left( \frac{10 \text{ mm}}{d} \right)^{0,675-1} \quad (4.121)$$

Abbildung 4.8.16 gibt einen Überblick zu den Boxplots der normierten Ausziehfestigkeit für Brett-schichtholz aus Eschen-, Buchen- und Robinienholz nach Einschraubwinkel und Durchmesser. Je dunkler der Interquartilbereich, desto größer der Durchmesser der Holzbauschrauben. Die strichlierte Linie gibt den Mittelwert der normierten Ausziehfestigkeit bei  $12,99 \text{ N/mm}^2$  an. Oberhalb der Abszisse ist die Anzahl  $n$  der im jeweiligen Boxplot berücksichtigten Werte angegeben.

In Abbildung 4.8.17 sind die normierten Ausziehfestigkeiten ( $\rho_{\text{LH,mean}} = 743 \text{ kg/m}^3$ ,  $d = 10$  mm,  $l_{ef} = 60$  mm) in Eschen-, Buchen- und Robinienholz nach Gleichung (4.121) je Einschraubwinkel für die Durchmesser 6, 8, 10 und 12 mm dargestellt. Bei allen vier Diagrammen fällt bei  $0^\circ$  und  $15^\circ$  der gegenüber den anderen Einschraubwinkeln breitere Interquartilbereich auf. Das Verhältnis der Medianwerte von  $90^\circ$  zu  $0^\circ$  ist bei den Durchmessern 6 bis 20 mm im Mittel 1,22 und beinahe konstant (siehe Tabelle 4.8.13). Lediglich bei Durchmesser 4 mm beträgt das Verhältnis  $f_{\text{ax},90,\text{med}}/f_{\text{ax},0,\text{med}} = 1,10$ .

Die höheren Streuungen der Ausziehfestigkeiten bei den Einschraubwinkeln  $0^\circ$  und  $15^\circ$  bewirken ein höheres Verhältnis der 5%-Quantilwerte von  $90^\circ$  zu  $0^\circ$ , wobei das Mittel für die Durchmesser 6 bis 20 mm bei 1,39 liegt. Auch hier ist der Wert für Holzbauschrauben mit 4 mm Durchmesser mit  $f_{\text{ax},90,05}/f_{\text{ax},0,05} = 1,12$  niedriger. Das in der im Mai 2012 zurückgezogenen DIN 1052 (2008) verankerte Verhältnis von  $4/3$  trifft demnach auch für das Verhältnis der 5%-Quantile der Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Buchen-, Eschen- und Robinienholz

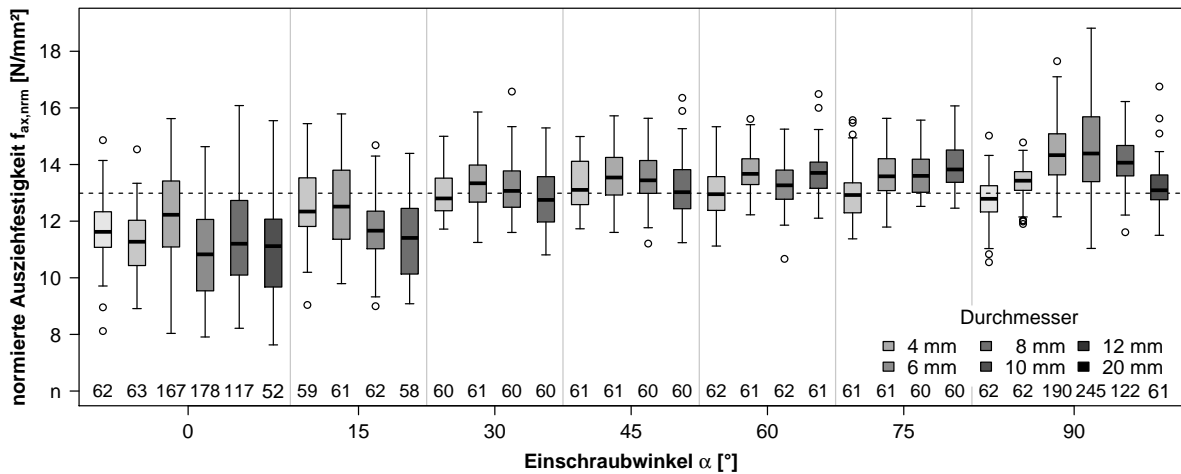


Abb. 4.8.16: Normierte Ausziehfestigkeiten für Serien mit Eschen- Buchen- und Robinienholz nach Einschraubwinkel und Durchmesser

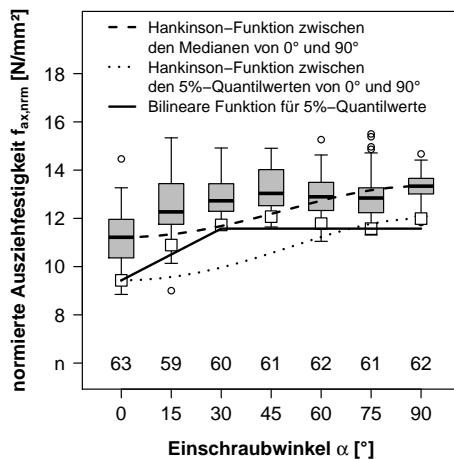
zu. Bei einem Durchmesser von 4 mm ist die Regelung konservativ. In **ON EN 1995-1-1 (2009)** wird die Ausziehfestigkeit bei 90° durch 1,2 geteilt um die rechnerische, außerhalb der Modellgrenzen liegende Ausziehfestigkeit bei 0° zu erhalten. Da die Einschraubwinkel unter 30° nicht mehr im Gültigkeitsbereich des Berechnungsmodells nach **ON EN 1995-1-1 (2009)** liegen und die Streuungen der Ausziehfestigkeit der Einschraubwinkel oberhalb ähnlich sind, kann die Hankinson-Kurve für die Mediane in vertikaler Richtung parallel bis zu den 5%-Quantilwerten zwischen 30° und 90° verschoben werden. **DIN 1052 (2008)** berücksichtigte durch das Dividieren mit 4/3 die größeren Streuungen unterhalb von 30°, obwohl Einschraubwinkel unterhalb von 45° im Bemessungsmodell ausgeschlossen werden. Bei einem Einschraubwinkel von 45° minderte **DIN 1052 (2008)** auf 87,5% und **ON EN 1995-1-1 (2009)** auf 91,7% ab.

Tab. 4.8.13: Verhältnis der Median- und 5%-Quantilwerte der Ausziehfestigkeit von Holzbauschrauben in Eschen-, Buchen- und Robinienholz von 90° zu 0°

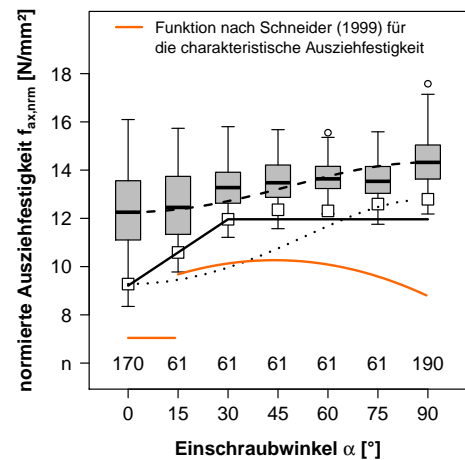
Holz	Durchmesser [mm]	4	6	8	10	12	20
Esche, Buche und Robinie	Mediane $f_{ax,90,med}/f_{ax,0,med}$	1,10	1,19	1,17	1,33	1,25	1,18
	5%-Quantile $f_{ax,90,05}/f_{ax,0,05}$	1,12	1,27	1,38	1,42	1,42	1,48

Betrachtet man die bilinearen Kurven, befindet sich der Knickpunkt immer bei 30° und das Niveau der Horizontalen wird meist durch das 5%-Quantil der Ausziehfestigkeit bei 30° definiert. Die Steigung der Linienabschnitte von 0° zu 30° wird mit steigendem Durchmesser größer, wobei der 5%-Quantilwert bei 15° relativ zum 5%-Quantilwert bei 0° immer stärker absinkt.

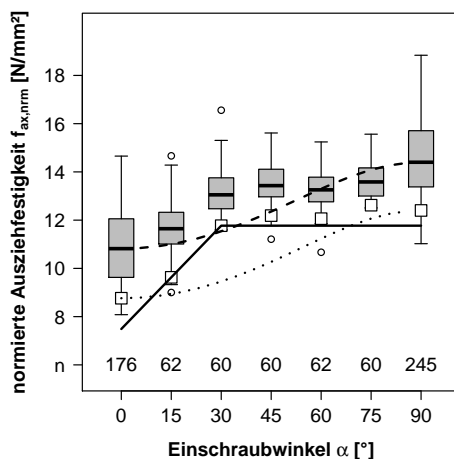
Die Boxplots der normierten Ausziehfestigkeiten für Brettschichtholz aus Eschen-, Buchen- und Robinienholz je Einschraubwinkel sind in Abbildung 4.8.18 dargestellt. Der Interquartilbereich ist bei den Einschraubwinkeln 0° und 15° deutlich weiter als bei größeren Einschraubwinkeln. Die strichlierte Kurve der Hankinson-Funktion bildet die Mediane zufriedenstellend ab, nur bei den Einschraubwinkeln 30° und 45° liegt die Funktion unterhalb. Die Quadrate kennzeichnen die 5%-Quantile der jeweiligen empirischen Verteilungsfunktion je Einschraubwinkel. Die bilineare Kurve hat ihren Knickpunkt beim 5%-Quantil der normierten Auszieh-



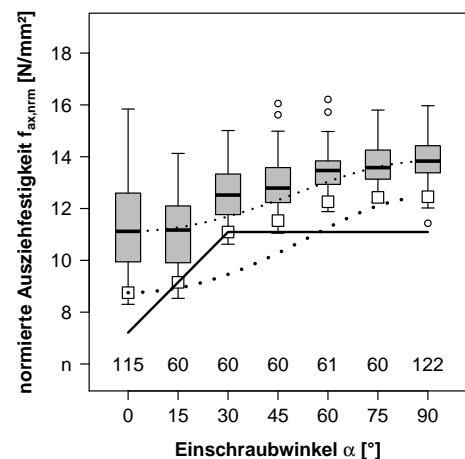
(a) Durchmesser 6 mm



(b) Durchmesser 8 mm



(c) Durchmesser 10 mm



(d) Durchmesser 12 mm

Abb. 4.8.17: Normierte Ausziehfestigkeit in Eschen-, Buchen- und Robinienholz nach Gleichung (4.121) je Einschraubwinkel für verschiedene Durchmesser ( $\rho_k = 743 \text{ kg/m}^3$ ,  $d_{nrm} = 10 \text{ mm}$ ,  $l_{ef} = 60 \text{ mm}$ )

festigkeit bei  $30^\circ$ . Bei höheren Einschraubwinkeln liegen die 5%-Quantile nur wenig oberhalb dieses Wertes. Die lineare Abminderung unterhalb von  $30^\circ$  wird durch das 5%-Quantil bei  $15^\circ$  bestimmt und unterschreitet das 5%-Quantil bei fasernparallel eingebrachten Holzbauschrauben deutlich. Das Minimum der 5%-Quantile bei  $0^\circ$  und  $15^\circ$  liegt bei  $80,4\%$  des 5%-Quantils bei  $30^\circ$ . Die bilineare Linie beginnt bei  $0^\circ$  mit  $75\%$  des 5%-Quantilwertes der Ausziehfestigkeit bei einem Einschraubwinkel von  $30^\circ$ . Dies entspricht den  $4/3$  im Hankinson-Term der Gleichung (4.42) aus DIN 1052 (2008). Wiederum steigen die 5%-Quantile der empirischen Verteilungsfunktionen der Ausziehfestigkeiten für Einschraubwinkel  $\alpha \geq 30^\circ$  kaum an.

### 5%-Quantile des Auszieh Widerstands in Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Für das bilineare logarithmierte Regressionsmodell nach Gleichung (4.116) auf S. 174 wurde die Standardabweichung des Fehlervektor  $\hat{\sigma} = 0,1073$  ermittelt, woraus sich der Variationsko-

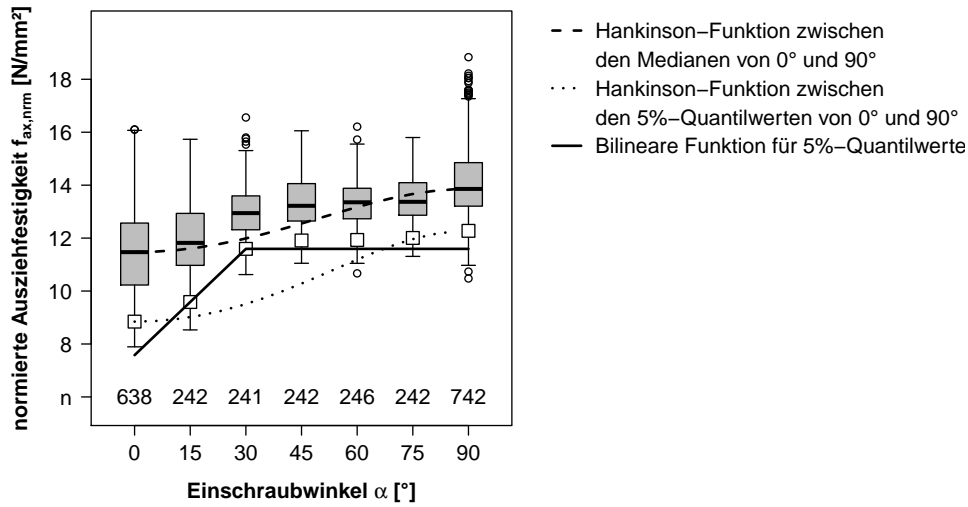


Abb. 4.8.18: Normierte Ausziehfestigkeiten für Serien mit Eschen-, Buchen- und Robinienholz nach Einschraubwinkel

effizient des Erwartungswerts von 10,77 % für alle prognostizierten Ausziehwiiderstände ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert des prognostizieren Ausziehwiiderstands stets 0,823 beträgt.

Das 5%-Quantil der Rohdichte des Datensets ohne Ausreißer beträgt  $672 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $772 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (4.122) die charakteristische Rohdichte ein, ergibt sich eine Abminderung der Ausziehfestigkeit auf 90,4 %. Um die volle Abminderung auf 82,2 % zu erhalten, muss der Parameter  $A$  mit  $1 - (0,905 - 0,822) = 0,919$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Ausziehfestigkeit von modernen Holzbauschrauben in Eschen-, Buchen- und Robinienholz, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (4.123) dargestellt.

$$R_{ax,mean} = 2,31 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{1,06} \rho_k^{1,59} d^{0,585} \begin{cases} 1 - 5,72 \cdot 10^{-3}(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.122)$$

$$R_{ax,05} = 2,12 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{1,06} \rho_k^{1,59} d^{0,585} \begin{cases} 1 - 5,72 \cdot 10^{-3}(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.123)$$

### Bemessungsmodelle für den charakteristischer Ausziehwiiderstand

Die Gleichung (4.124) wurde von Hübner, Rasser und Schickhofer (2010b) für den Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben in *Eschenholz* unter der Annahme von 1,9 % Abfall des Ausziehwiiderstands je Prozent steigender Holzfeuchte publiziert. In den Normen werden die Zahlen in Bemessungsmodellen meist auf zwei charakteristische Ziffern gerundet. Bei der Gleichung (4.125) für den charakteristischen Ausziehwiiderstand in *Eschen-, Buchen- und Robinienholz* wurde diese Rundung schrittweise vorgenommen, d. h. nach dem Festlegen eines gerun-

deten Exponenten wurden das Regressionsmodell neu berechnet, so lange bis die Gleichung (4.125) entstand. Die charakteristischen Rohdichten wurden in Gleichung (4.125) mit den 5%-Quantilen der Rohdichten (680, 633 und 664 kg/m<sup>3</sup>) des geprüften Eschen-, Buchen- und Robinienholzes gleichgesetzt. Die Unterschiede zwischen den Gleichung (4.124) und (4.125) ergeben sich daraus, dass der Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh Widerstand erst aus der Literatur abgeschätzt und dann experimentell untersucht wurde und durch die Ergänzung der Prüfdaten für Eschenholz mit den Serien ES04\_00\_24 und ES04\_90\_24 und denen für Buchen- und Robinienholz.

$$R_{ax,k} = 1,42 \cdot 10^{-3} l_{ef}^{0,94} \rho_k^{1,7} \cdot d^{0,65} \begin{cases} 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.124)$$

$$R_{ax,k} = 2 \cdot 10^{-3} l_{ef} \rho_k^{1,6} d^{0,66} \begin{cases} 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.125)$$

Im Folgenden soll das aus den Regressionsanalysen resultierende Bemessungsmodell für den Auszieh Widerstand der Gleichung (4.125) anhand der empirischen Ausziehfestigkeiten der einzelnen Prüfungen je Serie bewertet werden. Dazu wurde der charakteristische Auszieh Widerstand mit den versuchstechnisch ermittelten verglichen. In einem Quotienten wurde die Anzahl der Prüfungen mit größerer empirischer Ausziehfestigkeit durch die Anzahl der Prüfungen je Serie geteilt. Dabei wurden alle empirischen Ausziehfestigkeiten einbezogen, auch solche, die bei der Ermittlung der Bemessungsmodelle als Ausreißer ausgeschlossen wurden. Der Quotient sollte über 0,95 liegen. Zur Berechnung des charakteristischen Auszieh Widerstands wurden die 5%-Quantile der Rohdichten der einzelnen Holzarten als charakteristische Rohdichten eingesetzt.

In Tabelle 4.8.14 sind die Anteile der Ausziehprüfungen mit größerer empirischer als charakteristischer Ausziehfestigkeit pro Prüfserie für die drei Bemessungsmodelle der Gleichungen (4.124) bis (4.125) angegeben. In der drittletzten Zeile ist zusammengefasst, bei wie vielen Serien aller jeweils ausgewerteten Serien weniger als 95 % der empirischen über den charakteristischen Ausziehfestigkeiten lagen. Die vorletzte Zeile gibt auf der unsicheren Seite liegende Ergebnisse gegenüber der Gesamtanzahl der Prüfungen – einschließlich sämtlicher Ausreißer – wieder. Der Vorfaktor wurde so gewählt, dass beim Bemessungsmodell nach der Gleichung (4.125) maximal zwei Serien und weniger als 1,3 % der Einzelwerte das 95%-Kriterium nicht erfüllen. Dieses Sicherheitsniveau ist durch den Vorfaktor leicht zu beeinflussen. Betrachtet man nur die Serien mit Eschenholz, waren bei zwei Serien weniger als 95 % der empirischen über den charakteristischen Ausziehfestigkeiten. Von den 1951 empirischen Auszieh Widerständen in Eschenholz lagen 32 (1,6 %) unter der charakteristischen Ausziehfestigkeit nach Gleichung (4.125).

Nach ON EN 1912 (2012, S. 11) entspricht Eschenholz der Sortierklasse LS10 und höher der Festigkeitsklasse D40. Jeder Festigkeitsklasse wird in ON EN 338 (2009) eine charakteristische Rohdichte zugeordnet, bei D40 beträgt sie  $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$ . Diese charakteristische Rohdichte müsste man in die Gleichung (4.125) einsetzen. Da die Rohdichte von Eschenholz  $680 \text{ kg/m}^3$  für die vorliegende Auswertung und die Angaben für die Eschenserien in Tabelle 4.8.14 betrug, wäre der charakteristische Auszieh Widerstand mit  $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$  nach ON EN 338 (2009, S. 7) um 28,7 % niedriger. Die zu wählende charakteristische Rohdichte beeinflusst die charak-

teristische Ausziehfestigkeit stark und sollte bei der Diskussion um Zehntel beim Vorfaktor der Gleichung (4.125) nicht außer Acht gelassen werden.

Bei Torno (2010, S. 29) heißt es über das untersuchte Eschenholz aus dem SÄGEWERK HOFFMANN INH. WAGNER (Hausen, Unterallgäu, Deutschland): „Die durchschnittlichen Werte der Proben unterscheiden sich mit  $650 \text{ kg/m}^3 - 690 \text{ kg/m}^3$  nur wenig. Die charakteristische Rohdichte nach EN 384 beträgt  $595 \text{ kg/m}^3$ “. Diese ist um 12,5 % geringer als beim Eschenholz für die vorliegende Auswertung aus der *Buckligen Welt* (Österreich). Die Minderung der charakteristischen Ausziehfestigkeit mit charakteristischer Rohdichte nach ON EN 338 (2009) gegenüber der charakteristischen Rohdichte nach Torno (2010) beträgt 11,2 %.

Tab. 4.8.14: Anteil der Ausziehprüfungen mit größerer empirischer als charakteristischer Ausziehfestigkeit pro Prüfsérie

Serie	Hübner u. a. (2010b)	Gl. (4.118)	Gl. (4.123)	Gl. (4.125)
BU08_00_48	–	–	0,97	1
BU08_90_48	–	–	0,98	1
BU10_00_60	–	–	0,97	0,98
BU10_90_60	–	–	1	1
BU12_00_60	–	–	0,93	1
BU12_90_60	–	–	1	1
ES04_00_24	1	0,98	0,98	1
ES04_90_24	0,81	0,84	0,82	0,94
ES06_00_36	1	0,95	0,98	1
ES06_15_36	0,98	0,95	0,97	0,98
ES06_30_36	0,97	0,97	0,97	1
ES06_45_36	0,98	1	1	1
ES06_60_36	0,98	1	1	1
ES06_75_36	0,98	0,98	0,98	1
ES06_90_36	1	1	1	1
ES08_00_48	0,98	0,82	0,87	1
ES08_15_48	0,97	0,92	0,92	0,97
ES08_30_48	0,98	0,98	0,98	1
ES08_45_48	1	0,98	0,98	1
ES08_60_48	1	1	1	1
ES08_75_48	1	1	1	1
ES08_90_48	1	1	1	1
ES10_00_60	0,97	0,84	0,85	0,98
ES10_15_60	0,97	0,85	0,85	0,97
ES10_30_60	1	0,98	0,98	1
ES10_45_60	0,98	0,98	0,98	1
ES10_60_60	0,98	0,98	0,98	0,98
ES10_75_60	1	1	1	1
ES10_90_60	0,95	0,93	0,93	0,97
ES12_00_60	0,97	0,85	0,89	0,98
ES12_15_60	0,89	0,74	0,80	0,93
ES12_30_60	0,90	0,88	0,88	1
ES12_45_60	0,97	0,95	0,97	1
ES12_60_60	1	1	1	1
ES12_75_60	1	1	1	1



Tab. 4.8.14: Anteil der Ausziehprüfungen mit größerer empirischer als charakteristischer Ausziehfestigkeit pro Prüferie  
(Fortsetzung)

Serie	Hübner u. a. (2010b)	Gl. (4.118)	Gl. (4.123)	Gl. (4.125)
ES12_90_60	0,97	1	0,97	1
ES20_00_160	0,98	0,98	0,88	0,98
ES20_90_160	1	1	0,98	1
ROB08_00_48	–	–	0,94	1
ROB08_90_48	–	–	1	1
ROB10_00_60	–	–	0,92	0,98
ROB10_90_60	–	–	1	1
ROB12_00_60	–	–	1	1
ROB12_90_60	–	–	1	1
Anzahl Serien $\leq 0,95$	3/32	11/32	13/44	2/44
Anzahl insgesamt	51/1 951	110/1 951	113/2 622	20/2 622
Prozent insgesamt	2,6 %	5,6 %	4,3 %	0,8 %

Die Gleichung (4.125) sieht für die Kurzzeitbeanspruchung von etwa 300 s für den Auszieh-  
widerstand bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  eine Abminderung *um* 30 % vor. Aus dem Be-  
messungsmodell der Zulassung Z-9.1-519 (2012) resultierte eine Abminderung *auf* 30 %, wenn  
ein Einschraubwinkel von  $0^\circ$  zugelassen wäre. Der minimale Einschraubwinkel beträgt jedoch  
 $15^\circ$ . Veröffentlichungen zum Langzeitverhalten des Auszieh-  
widerstands von Holzbauschrauben in Laubholz liegen dem Verfasser nicht vor. Pirnbacher (2011, S. 81) stellte fest (siehe Ab-  
schnitt 4.2.22, S. 114), dass bei einem Einschraubwinkel von  $0^\circ$  von Holzbauschrauben  $\varnothing 8$  mm  
nach Z-9.1-514 (2006, S. 12) in Konstruktionsvollholz C24 aus Fichte bei einem Lastniveau von  
 $0,6 R_{ax,mean}$  die Brüche nach 30 Minuten bis 2 Stunden, in Ausnahmefällen nach 12 Stunden  
auftraten.

Für kurze Einwirkungen, d. h. Lastdauern unter einer Woche, ist nach ON EN 1995-1-1 (2009,  
S. 31) in den Nutzungsklassen 1 und 2 der Modifikationsbeiwert  $k_{mod} = 0,9$  anzusetzen. Die  
Ergebnisse von Pirnbacher (2011) legen nahe, dass diese Abminderung bei Holzbauschrau-  
ben parallel zur Faserrichtung ohne das Versenken des Gewindes um  $2d$  nicht ausreichend  
ist. Ein spezieller Modifikationsbeiwert  $k_{mod}$  für Holzbauschrauben parallel zur Faserrichtung  
erscheint nicht sinnvoll. Andererseits könnte man den Einschraubwinkel mit  $\alpha \geq 15^\circ$  wie in  
ETA-12/0114 (2012, S. 7) festlegen oder für  $\alpha < 15^\circ$  Teilgewindeschrauben vorschreiben, deren  
Gewinde um mindestens  $2d$  versenkt wird.

SIA 265 (2003, S. 65) erlaubte das faserparallele Einschrauben in der Feuchteklasse 1 mit  
 $u_{mean} \leq (12 \pm 3) \%$  und in Feuchteklasse 2 mit  $u_{mean} \leq (20 \pm 3) \%$ , wenn die Einschraubtiefe  
mindestens 100 mm betrug. Dieser Passus wurde in SIA 265 (2012, S. 71) auf Grund der  
guten Erfahrungen übernommen, wobei zusätzlich die wirksame Gewindelänge inklusive der  
Schraubenspitze  $l_{ef}^*$  von mindestens  $8d$  eingefordert wird.

In Anlehnung an Pirnbacher und Schickhofer (2012) wurde die Gleichung (4.125) für die Kurz-  
zeittragfähigkeit zu Gleichung (4.126) modifiziert. Sobald Ergebnisse aus Langzeitversuchen  
zum Auszieh-  
widerstand von Holzbauschrauben in Laubholz vorliegen, kann diese Formulierung  
adaptiert werden.

$$R_{\text{ax,k}} = 2 \cdot 10^{-3} l_{\text{ef}} \rho_{\text{k}}^{1,6} d^{0,66} \begin{cases} 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 15^\circ \text{ und } l_{\text{emb}} \geq 2d \\ 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 15^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad (4.126)$$

## 4.9 Vergleich mit bekannten Ausziehkenngößen

### 4.9.1 Auszieh widerstand in Abhängigkeit der Rohdichte

Die Abbildung 4.9.1 stellt die Bemessungsmodelle nach den Normen ON EN 1995-1-1 (2009), DIN 1052 (2008) und SIA 265 (2003) den Auszieh widerstand in Abhängigkeit der Rohdichte für verschiedene Durchmesser bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  dar. Ebenso wurden die Bemessungsmodelle nach Schneider (1999), Hübner u. a. (2010b) und der Gleichung (4.125) für Eschen-, Buchen- und Robinienholz eingetragen. Die horizontale graue Linie in den Abbildungen 4.9.1 a bis d gibt die mittlere charakteristische Zugtragfähigkeit  $R_{t,u,k}$  einer Holzbauschraube mit dem entsprechenden Durchmesser nach Tabelle 4.3.1 auf S. 118 an. Die vertikalen grauen Linien kennzeichnen die minimale bzw. maximale Rohdichte mit  $555 \text{ kg/m}^3$  bzw.  $918 \text{ kg/m}^3$  sowie das 5%-Quantil der dem Berechnungsmodell für Eschen-, Buchen- und Robinienholz zugrunde liegenden Rohdichte. Die äußeren vertikalen Linien stellen somit die Gültigkeitsgrenzen der eigenen Berechnungsmodelle bezüglich der Rohdichte dar.

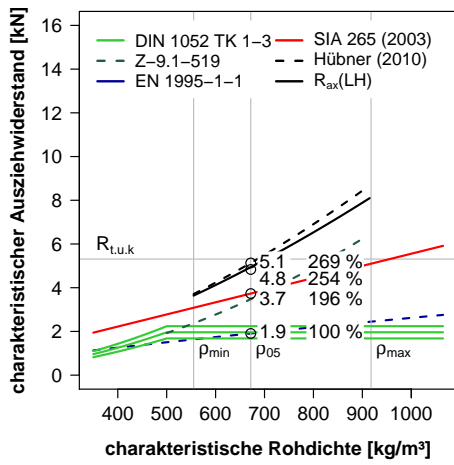
Für das 5%-Quantil der Rohdichte von  $\rho_{05} = 672 \text{ kg/m}^3$  wurden für die Bemessungsmodelle nach ON EN 1995-1-1 (2009), SIA 265 (2003), DIN 1052 (2008), Hübner u. a. (2010b) und nach Gleichung (4.125) die charakteristischen Auszieh widerstände berechnet und in den Diagrammen eingetragen. Die nachstehende Prozentzahl gibt das Verhältnis zwischen dem Ergebnis des jeweiligen Bemessungsmodells und dem Ergebnis nach ON EN 1995-1-1 (2009) an.

Wie in Abschnitt 4.3.6 näher ausgeführt wurde, wird in DIN 1052 (2008) bei der Berechnung des Ausziehparameters die charakteristische Rohdichte auf maximal  $500 \text{ kg/m}^3$  beschränkt. Daher verlaufen die drei grünen Kurven für die charakteristischen Auszieh widerstände der drei Tragfähigkeitsklassen nach DIN 1052 (2008) für größere Rohdichten horizontal. Da die charakteristische Rohdichte quadratisch ins Bemessungsmodell eingeht, ist der Anstieg bis  $500 \text{ kg/m}^3$  gegenüber den anderen Bemessungsmodellen der steilste. Die blauen Kurven in den Abbildungen 4.9.1 a bis f stellen das Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) mit dem flachsten Anstieg dar, welcher aus dem mit 0,8 niedrigsten Exponent für die Rohdichte resultiert. Frese und Blaß (2009, Gleichung 14) ermittelten für den Auszieh widerstand von Holzbauschrauben in Fichtenholz einen linearen Einfluss der Rohdichte.

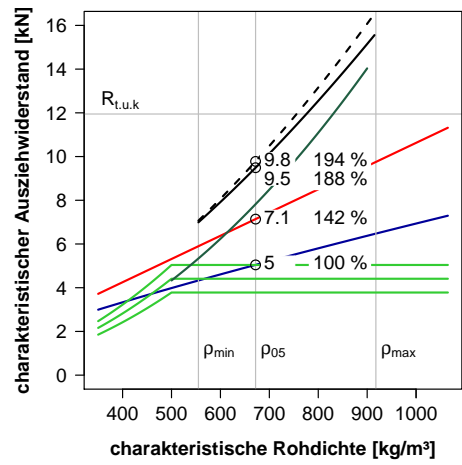
Wenn die farbigen Kurven strichliert dargestellt wurden, liegt der Schraubendurchmesser außerhalb des Anwendungsbereiches des jeweiligen Bemessungsmodells.

Die roten Geraden stellen das Bemessungsmodell nach SIA 265 (2003) mit linearem Rohdichte einfluss dar. Die Sicherheitskonzepte von SIA 265 (2003) und ON EN 1995-1-1 (2009) unterscheiden sich. Für die Gegenüberstellung wurde der Wert nach Gleichung (102) der SIA 265 (2003, S. 66) mit dem Verhältniswert  $\gamma_M/\eta_M = 1,7$  nach SIA 265 (2003, S. 17) multipli-

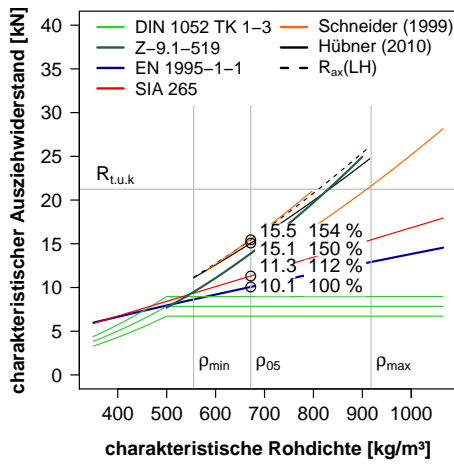
#### 4.9 Vergleich mit bekannten Ausziehkenntgrößen



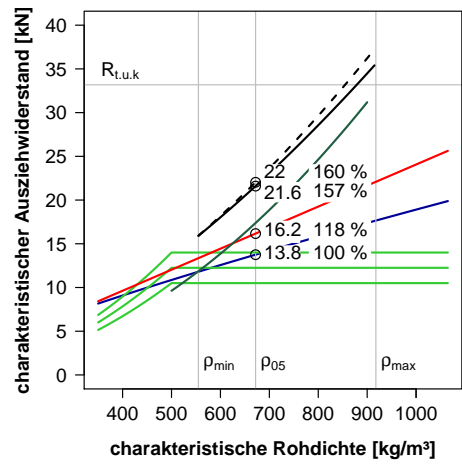
(a) Durchmesser 4 mm



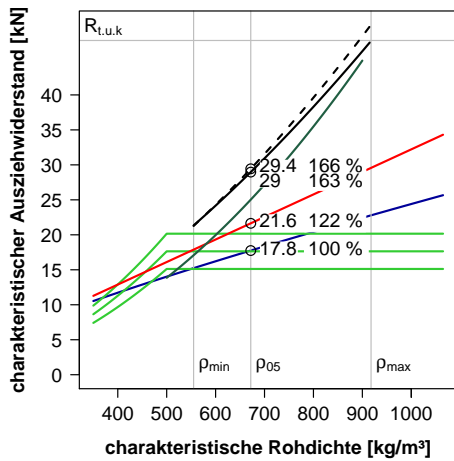
(b) Durchmesser 6 mm



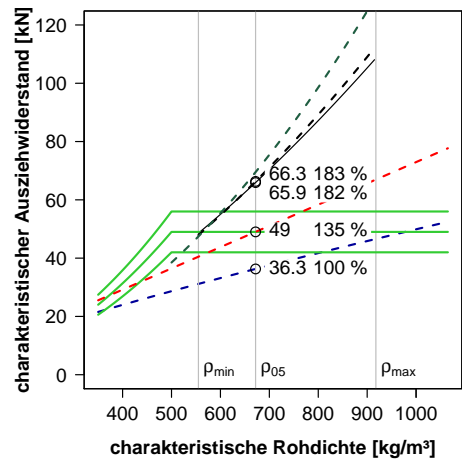
(c) Durchmesser 8 mm



(d) Durchmesser 10 mm



(e) Durchmesser 12 mm



(f) Durchmesser 20 mm

Abb. 4.9.1: Auszieh Widerstand in Abhängigkeit der Rohdichte für verschiedene Durchmesser und Bemessungsmodelle ( $\rho_{05} = 672 \text{ kg/m}^3$ ,  $l_{ef} = 7d$ ,  $\alpha = 90^\circ$ )

ziert. Die Kurven nach der Schweizer Holzbaunorm liegen bei allen Durchmessern stets über den blauen Kurven nach ON EN 1995-1-1 (2009), wobei sich der Abstand mit zunehmender Rohdichte vergrößert. Die Abminderung des Auszieh widerstands durch den Faktor  $k_d$  nach ON EN 1995-1-1 (2009) für Durchmesser  $d < 8$  mm bewirkt die großen Unterschiede in den Abbildungen 4.9.1 a und b zwischen roten und blauen Kurven.

Schneider (1999) gibt eine Bemessungsgleichung für die Auszieh festigkeit von EJOT Rahmenankern RA-P 7,5 × 80 mm in Laubholz an. In Gleichung (4.127) wurde diese um den Term  $\pi d l_{ef}$  erweitert, um den Auszieh widerstand berechnen zu können.

$$R_{ax,k} = \frac{\rho_k^{1,78}}{110\,120} \cdot \pi d l_{ef} \cdot \begin{cases} 9 - 0,524(u - 12) & \text{für } \alpha \leq 15^\circ \\ \frac{11,3 - \alpha}{1\,100} + \frac{\alpha}{12,3} - 0,524(u - 12) & \text{für } \alpha > 15^\circ \end{cases} \quad (4.127)$$

Die orange Kurve nach dem Bemessungsmodell von Schneider (1999) (siehe Abschnitt 4.2.12) wurde nur in Abbildung 4.9.1 c dargestellt, da es für einen Schraubendurchmesser von 7,5 mm entwickelt wurde. Der charakteristische Auszieh widerstand wurde nach Gleichung (4.127) berechnet und bei charakteristischen Rohdichten größer als 800 kg/m<sup>3</sup> auf 80 % abgemindert.

In Abbildung 4.9.1 c ist die sehr gute Übereinstimmung der Bemessungsmodelle nach Schneider (1999) und Hübner u. a. (2010b) bei charakteristischen Rohdichten kleiner als 800 kg/m<sup>3</sup> zu erkennen. Schneider (1999) traf keine Aussage über den Einfluss des Durchmessers auf den Auszieh widerstand.

Das Bemessungsmodell für Holzbauschrauben in Laubholz nach Zulassung Z-9.1-519 (2012) wurde in Abschnitt 4.3.2 auf Seite 121 und der Auszieh parameter mit Gleichung (4.32) auf Seite 121 beschrieben. Der Auszieh parameter wird ähnlich wie bereits im Entwurf DIN 1052 (2000, S. 106) berechnet. Die Rohdichte geht quadratisch ein, jedoch mit dem Vorfaktor 55, welcher mit 60 kleiner als der der niedrigsten Tragfähigkeitsklasse 1 von Holzbauschrauben ist. Bei großen Rohdichten würde ansonsten der Auszieh widerstand durch den größeren Exponenten gegenüber Gleichung (4.125) auf Seite 181 überschätzt.

Da die Zulassung Z-9.1-519 (2012) nur für Holzbauschrauben mit 6 bis 12 mm Durchmesser gilt, wurde in den Abbildungen 4.9.1 a und f die dunkelgrüne Kurve strichliert. Der lineare Durchmesser einfluss wird im Vergleich der Abbildungen 4.9.1 e und f deutlich indem die strichlierte dunkelgrüne Linie die schwarzen bei hohen charakteristischen Rohdichten deutlich übersteigt. Nach ON EN 1912 (2009) ist den in Z-9.1-519 (2012) zugelassenen Holzarten höchstens die Festigkeitsklasse D40 zuzuordnen, woraus sich nach ON EN 338 (2009, S. 7) die maximale charakteristische bzw. mittlere Rohdichte von 550 kg/m<sup>3</sup> bzw. 660 kg/m<sup>3</sup> ergibt. Bei einer charakteristischen Rohdichte von 816 kg/m<sup>3</sup> schneiden sich die Kurven nach Gleichung (4.125) und die Zulassung Z-9.1-519 (2012). Diese charakteristische Rohdichte wird von den zugelassenen Holzarten jedoch nicht erreicht.

In Abbildung 4.9.1 a wurde die Kurve für die Zulassung Z-9.1-519 (2012) strichliert eingezeichnet, da die Zulassung Z-9.1-519 (2012) nur Holzbauschrauben von 6 bis 12 mm Durchmesser beinhaltet.

Ein weiterer Unterschied besteht darin, dass nach Zulassung Z-9.1-519 (2012) bzw. DIN 1052 (2008) der Schraubendurchmesser linear eingeht und nach Gleichung (4.125) auf Seite 181 mit einem Exponenten von 0,66. Die Zulassung Z-9.1-519 (2012) nähert sich dem nichtlinearen

Zusammenhang zwischen Ausziehfestigkeit und Durchmesser in Abbildung 4.8.6 auf Seite 159 durch die Erhöhung des Ausziehwidestands mit dem Faktor 1,25 bei Durchmessern  $d \leq 8$  mm und einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  (siehe Gleichung (4.30), S. 181).

#### 4.9.2 Ausziehwidestand in Abhängigkeit des Einschraubwinkels

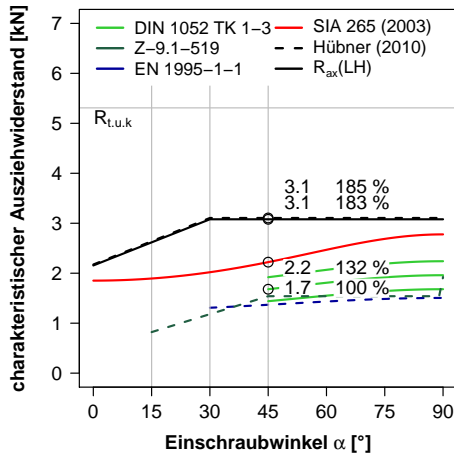
Die Abbildung 4.9.2 stellt den Ausziehwidestand der Bemessungsmodelle nach den Normen ON EN 1995-1-1 (2009), DIN 1052 (2008) und SIA 265 (2003) in Abhängigkeit des Einschraubwinkels für verschiedene Durchmesser bei einer charakteristischen Rohdichte von  $500 \text{ kg/m}^3$  dar. Ebenso wurden die Bemessungsmodelle nach Schneider (1999), Hübner u. a. (2010b) und der Gleichung (4.125) für Eschen-, Buchen- und Robinienholz eingetragen. Diese charakteristische Rohdichte wurde gewählt, um die maximal ansetzbare Rohdichte von  $500 \text{ kg/m}^3$  nach DIN 1052 (2008) einzuhalten. Die minimale Rohdichte für die Bemessungsmodelle nach Gleichung (4.125) beträgt  $555 \text{ kg/m}^3$ , liegt also etwas darüber. Die vertikale graue Linie bei  $15^\circ$  kennzeichnet den Sprung im Bemessungsmodell nach Schneider (1999). Die  $30^\circ$ -Linie gibt den kleinsten nach ON EN 1995-1-1 (2009) erlaubten Einschraubwinkel und den Knickpunkt des Bemessungsmodells für Eschenholz bzw. für Eschen-, Buchen- und Robinienholz an; DIN 1052 (2008) schrieb mindestens  $45^\circ$  vor.

Das im Allgemeinen bilineare Bemessungsmodell in Zulassung Z-9.1-519 (2012) wurde – wie in den Abbildungen 4.9.2 b und c zu erkennen – bei Durchmessern  $d \leq 8$  mm und dem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  mit einem Sprung um 25 % versehen. Das dieses sprunghafte Verhalten nicht in den Materialeigenschaften des Holzes, sondern in der Vereinfachung für das Bemessungsmodell begründet ist, liegt auf der Hand. Nach ON EN 338 (2009, S. 7) für die Festigkeitsklasse D30 beträgt die charakteristische Rohdichte  $\rho_k = 530 \text{ kg/m}^3$ . Die Abbildung 4.9.2 stellt die Kurven für  $\rho_k = 500 \text{ kg/m}^3$  dar, d. h. eine etwas kleinere, aber vergleichbare Rohdichte. Die durchgezogenen dunkelgrünen Kurven nach Z-9.1-519 (2012) liegen immer deutlich unter den schwarzen nach Gleichung (4.126) auf Seite 184.

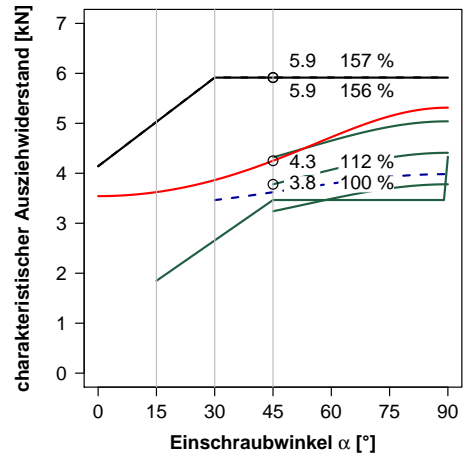
Die roten Linien für die charakteristischen Ausziehwidestände nach SIA 265 (2003) in Abbildung 4.9.2 befinden sich stets unter den schwarz dargestellten Kurven für die bilinearen Bemessungsmodelle. Dabei ist der relative Abstand in allen Diagrammen für die verschiedenen Durchmesser ähnlich. Anders verhält es sich bei den charakteristischen Ausziehwideständen nach DIN 1052 (2008) relativ zu den bilinearen Bemessungsmodellen: Hier liegen die grünen Kurven für die Tragfähigkeitsklassen 1 bis 3 bis 8 mm Durchmesser darunter und übersteigen sie dann um so deutlicher, je stärker Durchmesser, Einschraubwinkel und Tragfähigkeitsklasse steigen. Bei Laubhölzern mit niedriger Rohdichte liegt das Bemessungsmodell nach der zurückgezogenen DIN 1052 (2008) für Gewindestangen  $\varnothing 20$  mm ab Tragfähigkeitsklasse 2 deutlich auf der unsicheren Seite.

Für den Einschraubwinkel von  $45^\circ$ , die effektive Einschraublänge von  $7d$  und die charakteristische Rohdichte von  $500 \text{ kg/m}^3$  wurden die Ausziehwidestände in die Diagramme eingetragen. Rechts daneben steht die Relation zum Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) und Tragfähigkeitsklasse 2. Bei den häufig angewendeten Holzbauschrauben  $\varnothing 8$  mm liegt der Ausziehwidestand für die genannten Bedingungen bei 139 % im Vergleich zum Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) (siehe Abbildung 4.9.2 c).

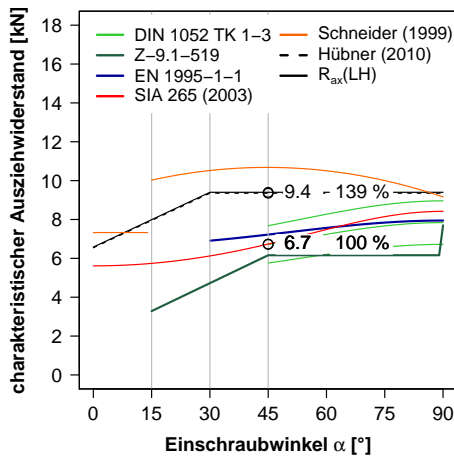
#### 4 Ausziehwiiderstand von Holzbauschrauben



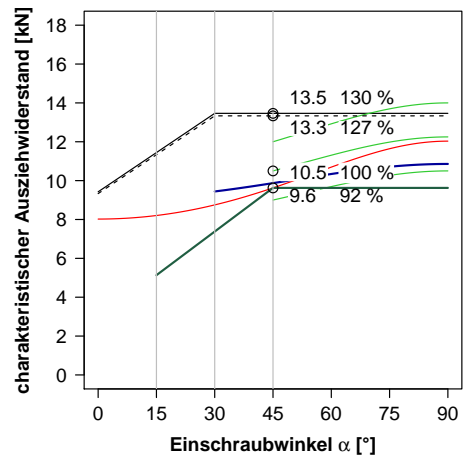
(a) Durchmesser 4 mm



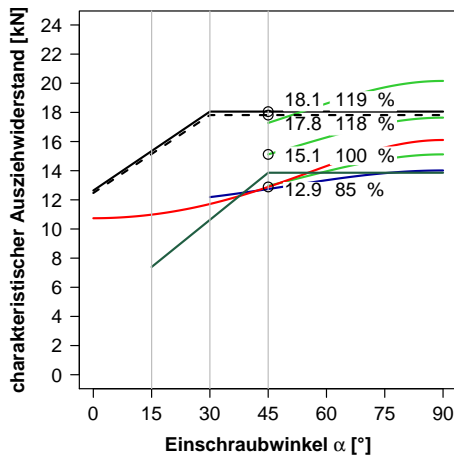
(b) Durchmesser 6 mm



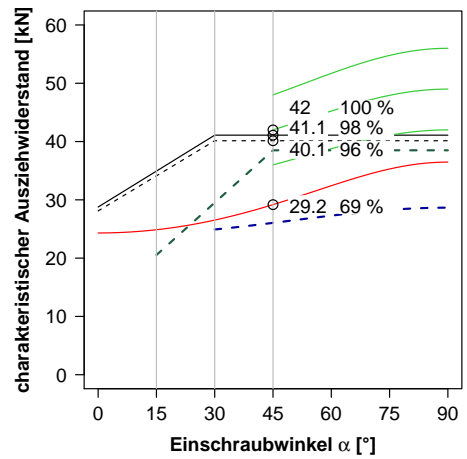
(c) Durchmesser 8 mm



(d) Durchmesser 10 mm



(e) Durchmesser 12 mm



(f) Durchmesser 20 mm

Abb. 4.9.2: Ausziehwiiderstand in Abhängigkeit des Einschraubwinkels für verschiedene Durchmesser ( $l_{ef} = 7d$ ,  $\rho_k = 500 \text{ kg/m}^3$ )



Wie bereits in Abschnitt 4.3.4 bis Abschnitt 4.3.7 erläutert, geht der Durchmesser der Holzbauschrauben mit unterschiedlichen Exponenten in die verschiedenen Bemessungsmodelle für den Auszieh widerstand ein. In ON EN 1995-1-1 (2009) ist der Exponent des Durchmessers mit 0,5 am kleinsten. Die Schweizer Norm sieht 0,8 vor und die DIN 1052 (2008) 1,0. In Abschnitt 4.8.7 wurde in der Gleichung (4.71) auf S. 159 ein Exponent von  $-0,362$  für den Einfluss des Durchmessers auf die Auszieh festigkeit von Holzbauschrauben parallel zur Faserrichtung in Eschenholz angegeben, in Gleichung (4.72) auf S. 159  $-0,334$  für quer zur Faserrichtung eingeschraubte Holzbauschrauben.

Demnach ist der Exponent für den Einfluss des Durchmessers auf den Auszieh widerstand parallel bzw. quer zur Faserrichtung  $1 - 0,334 = 0,666$  bzw.  $1 - 0,334 = 0,638$ . Diese Größenordnung deckt sich mit den Erkenntnissen von Frese und Blaß (2009, S. 10) für Holzbauschrauben in Fichtenholz ( $1 - 0,3423 = 0,656$ ) und Rajak und Eckelman (1993, S. 29) in MDF-Platten ( $1 - 0,355 = 0,645$ ) und kann daher als sehr gut abgesichert gelten. Leider weichen ON EN 1995-1-1 (2009) bzw. SIA 265 (2012) von diesem Zusammenhang mit  $d^{0,5}$  bzw.  $d^{0,8}$  ab. Die verfügbaren Schrauben- bzw. Gewindestangendurchmesser wurden mit der Zeit immer größer und die Bemessungsmodelle sollten den weiten Gültigkeitsbereich von 2,5 bis 24 mm nach ON EN 14592 (2012) abdecken. Wie die zahlreichen Veröffentlichungen von Komatsu, Hara, Nanami und Ikko (1999) bis Wakashima, Okura und Kyotani (2010) zeigen, sind Verschraubungen mit 30 mm starken *lagscrewbolts* seit mehr als einem Jahrzehnt Gegenstand der Forschung. Einen noch größeren tragenden Schraubendurchmesser weist der MGA-Stützenfuß (Z-9.1-264, 2010) der Firma METSÄ WOOD MERK GMBH/ED. ZÜBLIN AG (Aichach/Deutschland) mit einem Stahlrohr  $\varnothing 50$  mm auf, welches sowohl ein Innen- als auch ein Außengewinde mit 110 mm Länge für die stirnseitige Verbindung mit der Stütze trägt.

### 4.9.3 Auszieh widerstand in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers

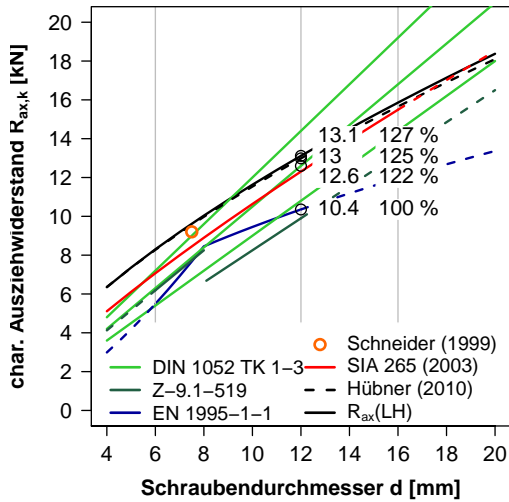
Die Auswirkungen der unterschiedlichen Berücksichtigung des Einflusses des Durchmessers auf den Auszieh widerstand sind in Abbildung 4.9.3 exemplarisch für die charakteristischen Rohdichten  $500 \text{ kg/m}^3$  und  $750 \text{ kg/m}^3$  dargestellt. In Abbildung 4.9.3 a sind die charakteristischen Auszieh widerstände für  $500 \text{ kg/m}^3$ ,  $d = 12 \text{ mm}$  und  $l_{\text{ef}} = 60 \text{ mm}$  absolut und relativ zum charakteristischen Auszieh widerstand nach ON EN 1995-1-1 (2009) eingetragen.

Bei dieser für Laubholz niedrigen charakteristischen Rohdichte sind die Unterschiede zwischen den Bemessungsmodellen mit 25 % noch relativ gering. Bei einer charakteristischen Rohdichte von  $750 \text{ kg/m}^3$  werden die unterschiedlichen Anstiege der Kurven deutlicher, und auch die relativen Unterschiede im charakteristischen Auszieh widerstand für  $d = 12 \text{ mm}$  und  $l_{\text{ef}} = 60 \text{ mm}$  wachsen auf bis zu 81 % an. Sehr eigenartig erscheint der Knick in den Kurven nach ON EN 1995-1-1 (2009) bzw. SIA 265 (2012). Hier wurde der zu flache Anstieg bei Durchmessern  $d \geq 8 \text{ mm}$  mit einer zu steilen Korrektur für  $d < 8 \text{ mm}$  versehen.

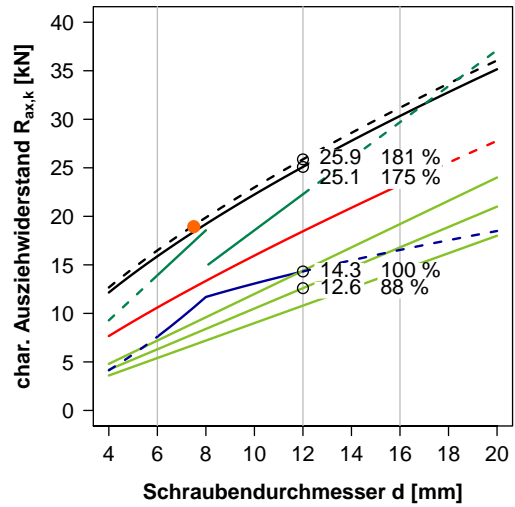
Mit steigender charakteristischer Rohdichte nimmt der Unterschied zwischen den charakteristischen Auszieh widerständen nach den für Nadelholz bzw. den für Laubholz entwickelten Bemessungsmodellen zu.

In Abbildung 4.9.3 erkennt man den Sprung in der dunkelgrünen Kurve nach Zulassung Z-9.1-519 (2012) zwischen  $d \leq 8 \text{ mm}$  und  $d > 8 \text{ mm}$ . Er ist die Folge des linearen Ansatzes für den Einfluss des Durchmessers und der gestuften Anpassung des Modells. Auch bei der





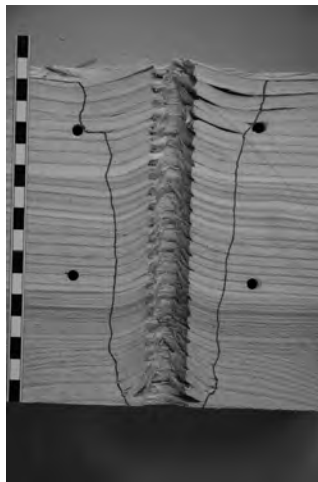
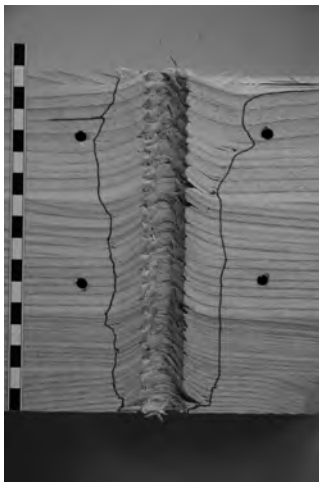
(a) charakteristische Rohdichte  $500 \text{ kg/m}^3$



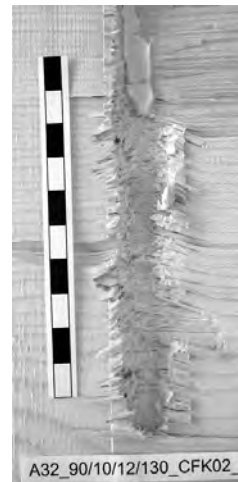
(b) charakteristische Rohdichte  $750 \text{ kg/m}^3$

Abb. 4.9.3: Auszieh Widerstand in Abhängigkeit des Durchmessers für verschiedene charakteristische Rohdichten ( $l_{ef} = 60 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 90^\circ$ )

sehr hohen charakteristischen Rohdichte von  $750 \text{ kg/m}^3$  – nach **ON EN 338 (2009, S. 7)** ist für die Festigkeitsklasse D60  $\rho_k = 700 \text{ kg/m}^3$  anzunehmen – liegt die dunkelgrüne Kurve bis zu einem Durchmesser von etwa 16 mm immer unter der durchgezogenen schwarzen Kurve für das Bemessungsmodell nach Gleichung (4.126) auf Seite 184.



(a) Eschen-Probekörper ES20\_90\_160\_33 und ES20\_90\_160\_54 nach dem Ausziehen einer Gewindestange 20 mm quer zur Faserrichtung



(b) Probekörpern der Serie „zurückgesetzter Verbund“ mit zähmodifiziertem Klebstoff nach **Pörtner und Seim (2008)**

Abb. 4.9.4: Ähnlichkeiten der Bruchbilder bei ausgezogenen Gewindestangen und eingeklebten CFK-Stangen

#### 4.9.4 Bruchbild quer zur Faserrichtung eingeschraubter Gewindestangen

Wie der Vergleich der Abbildungen 4.9.4 a und b zeigt, gibt es trotz der großen Unterschiede zwischen den Holzarten Esche und Fichte Ähnlichkeiten zwischen den Bruchbildern von quer zur Faserrichtung ausgezogenen Gewindestangen bzw. mit zähmodifiziertem Klebstoff eingeklebten Stangen aus CFK (Carbon-Faserverstärkter-Kunststoff) mit zurückgesetztem Verbund. Ist der Verbund zwischen Stange und Holz nahe der Oberfläche unterbrochen, spricht man vom zurückgesetzten Verbund. Sowohl bei in Eschen-BSH eingeschraubten Gewindestangen als auch bei eingeklebten CFK-Stangen werden die Fasern aufgebogen, es bilden sich Quersug- und Schubrisse und im Abstand vom ein- bis zweifachen Durchmesser von der Achse der Stangen reißen teilweise ganze Faserbündel durch Biegung und Zug ab.

In Abbildung 4.9.4 a verdeutlichen die schwarzen Linien neben dem Schraubkanal das Abknicken der Fasern und markieren so den makroskopisch geschädigten Bereich in longitudinaler Richtung.

#### 4.9.5 Vergleich des neuen Bemessungsmodells mit Schneider (1999)

In Abbildung 4.9.5 sind die Boxplots der Ausziehfestigkeiten der Holzbauschrauben *Schmid Star Drive* mit 6 und 8 mm Durchmesser sowie die Ausziehfestigkeiten der EJOT Rahmenanker RA-P 7,5 × 80 mm in Eschenholz bei 12 % Holzfeuchte dargestellt. Die Ausziehfestigkeiten der Rahmenanker stellte dankenswerterweise Herr Patric **Schneider** (Grasswil, Schweiz) in Absprache mit Prof. Gehri (Rüschlikon, Schweiz) zur Verfügung.

Die gefüllten grauen Quadrate markieren die Medianwerte der Ausziehfestigkeiten der Rahmenanker; Minimum und Maximum sind durch die grauen Whisker dargestellt. Die schwarzen Quadrate stellen die Ausziehfestigkeiten der Rahmenanker nach einer Rohdichtekorrektur nach Gleichung (4.128) auf die mittlere Rohdichte der Eschenholzserien von 746 kg/m<sup>3</sup> dar. Die Anzahl der Prüfergebnisse pro Serie ist in der ersten Zeile über der Abszisse aufgetragen.

$$f_{\text{ax,std}} = \left( \frac{\rho_{12,\text{mean}}^{\text{ES}}}{\rho_{12,i}} \right)^{1,60} \quad (4.128)$$

Die Mediane für die unkorrigierten Ausziehfestigkeiten für  $\varnothing 7,5$  mm liegen für  $\alpha \geq 15^\circ$  unter den Medianen der Ausziehfestigkeiten für  $\varnothing 6$  mm und  $\varnothing 8$  mm. Die nach Gleichung (4.128) korrigierten Werte ergeben deutlich höhere Mediane. **Schneider (1999)** stellte die Rohdichte für den ganzen Probekörper mit mehreren Einschraubstellen fest. Hieraus und aus der unterschiedlichen Geometrie der Rahmenanker (siehe Abbildung 4.5.1, S. 142) und der Holzbauschrauben können die Abweichungen erklärt werden.

In Abbildung 4.9.3 a auf S. 190 wurde der Ausziehwiderstand nach Gleichung (4.127) auf S. 186 für den Schraubendurchmesser  $d = 7,5$  mm, die Einschraublänge  $l_{\text{ef}} = 60$  mm und den Einschraubwinkel  $\alpha = 90^\circ$  als oranger Kreis eingetragen. Auch in Abbildung 4.9.1 c ist die sehr gute Übereinstimmung der Bemessungsmodelle nach **Schneider (1999)** und **Hübner u. a. (2010b)** bzw. Gleichung (4.125) auf S. 181 bei charakteristischen Rohdichten kleiner als 800 kg/m<sup>3</sup> zu erkennen. Die orange Kurve in Abbildung 4.9.2 c auf S. 188 hat bei  $\alpha = 90^\circ$  beinahe den gleichen Wert wie nach **Hübner u. a. (2010b)** bzw. Gleichung (4.125), erreicht allerdings für

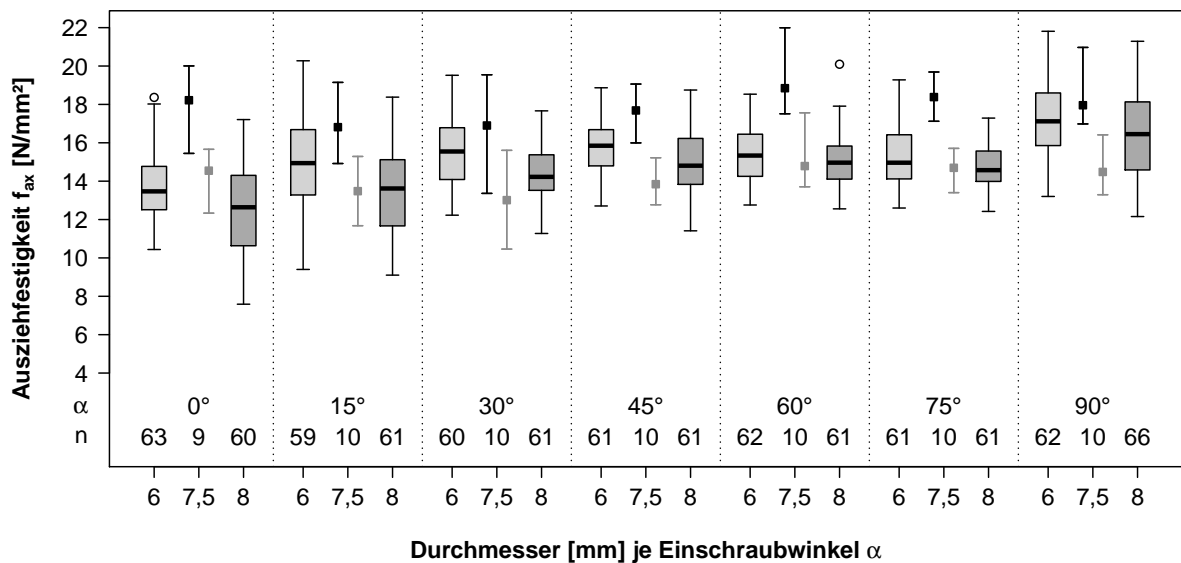


Abb. 4.9.5: Boxplots der Ausziehfestigkeiten der Holzbauschrauben *Schmid Star Drive* mit 6 und 8 mm Durchmesser sowie der EJOT Rahmenanker RA-P 7,5 × 80 mm nach [Schneider \(1999\)](#) in Eschenholz bei 12 % Holzfeuchte

Einschraubwinkel zwischen  $15^\circ < \alpha < 90^\circ$  etwas höhere Auszieh Widerstände. Der Mittelwert des charakteristischen Auszieh Widerstands zwischen  $0^\circ \leq \alpha < 15^\circ$  nach [Hübner u. a. \(2010b\)](#) liegt auf demselben Niveau wie der konstante Verlauf des Auszieh Widerstands nach [Schneider \(1999\)](#).

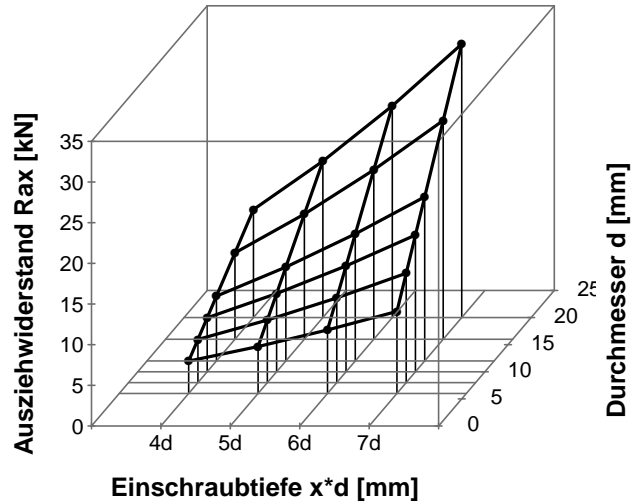
Zusammenfassend kann man sagen, dass die Messwerte von EJOT Rahmenanker RA-P 7,5 × 80 mm nach [Schneider \(1999\)](#) in Eschenholz höhere Auszieh Widerstände liefern, wenn der Auszieh Widerstand bezüglich der Rohdichte normiert wird. Das Bemessungsmodell nach Gleichung (4.127) stimmt unter Berücksichtigung seiner Gültigkeitsgrenzen allerdings gut mit dem Bemessungsmodell nach [Hübner u. a. \(2010b\)](#) bzw. Gleichung (4.125) überein.

#### 4.9.6 Vergleich der genormten mit dem neuen Bemessungsmodell

Mit einem Bemessungsmodell soll die real auftretende charakteristische Kenngröße sicher berechnet werden. Zu konservative theoretische charakteristische Kenngrößen führen meist zu unwirtschaftlichen Konstruktionen. Um verschiedene Bemessungsmodelle für eine charakteristische Kenngröße zu vergleichen, könnte das Integral über den Gültigkeitsbereich als Vergleichszahl herangezogen werden. Bei der Integration würde man von kontinuierlichen Eingangsgrößen ausgehen. Der Durchmesser von Schrauben ist allerdings keine kontinuierliche, sondern eine diskrete Größe. Daher wurde für den Vergleich der Bemessungsmodelle nicht integriert, sondern die Summe der Auszieh Widerstände für verschiedene Parametersets aus effektiver Einschraublänge, charakteristischer Rohdichte, Durchmesser und Einschraubwinkel als Vergleichsgröße herangezogen.

Die Einschraubwinkel  $0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$  wurden mit den Durchmessern 6, 8, 10, 12, 16 und 20 mm, den effektiven Einschraublängen von  $4d, 5d, 6d$  und  $7d$  und der charakteristischen Rohdichte von  $670 \text{ kg/m}^3$  kombiniert. Für Abbildung 4.9.6 wurde der Einschraubwinkel zu  $90^\circ$  und die

Abb. 4.9.6: Charakteristischer Auszieh-  
widerstand nach Gleichung  
(4.125) für Holzbauschrauben  
mit 6, 8, 10, 12, 16 und  
20 mm Durchmesser und  
effektiven Einschraubtlängen  
von  $4d$ ,  $5d$ ,  $6d$  und  $7d$   
( $\alpha = 90^\circ$ ,  $\rho_k = 670 \text{ kg/m}^3$ )



charakteristische Rohdichte zu  $670 \text{ kg/m}^3$  festgelegt. Die Länge der vertikalen schwarzen Linie zum jeweiligen schwarzen Punkt gibt den charakteristischen Auszieh-  
widerstand des jeweiligen Datensets an. Diese Linienlängen wurden summiert und mit den Summen für die weiteren Einschraubwinkel addiert, um eine Vergleichszahl für das Bemessungsmodell nach Gleichung (4.125) zu erhalten.

Setzt man die Summe der charakteristischen Auszieh-  
widerstände von Holzbauschrauben mit Tragfähigkeitsklasse 3 nach DIN 1052 (2008) gleich eins, ergeben sich für das Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) die 0,99- und nach Hübner u. a. (2010b) die 1,79- und nach Gleichung (4.125) die 1,72-fache Summe. Die charakteristischen Auszieh-  
widerstände steigen in Eschen-, Buchen- und Robinienholz im Mittel nach dem neuen Bemessungsmodell um das 1,74-fache gegenüber dem auf Nadelholz beruhendem Bemessungsmodell der ON EN 1995-1-1 (2009).

Wird die charakteristische Rohdichte in Schritten zu  $50 \text{ kg/m}^3$  zwischen  $550$  und  $900 \text{ kg/m}^3$  variiert und dann die Summe der charakteristischen Auszieh-  
widerstände berechnet, ergibt sich für das Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) die 1,05- und nach Hübner u. a. (2010b) 2,07- und nach Gleichung (4.125) die 1,98-fache Summe. Das Verhältnis der Summen der charakteristischen Auszieh-  
widerstände von ON EN 1995-1-1 (2009) zu Gleichung (4.125) beträgt 1:1,88.

Die Steigerung beim charakteristischen Auszieh-  
widerstand ist sehr groß, die effektive Einschraubtlänge kann drastisch reduziert werden. In Verbindungen ist es zur Vermeidung von Querspannung günstig, die Kraft tief in den Querschnitt einzuleiten. Die Schraubenlänge und damit die Montagezeit wird also oftmals nicht reduziert werden können. Vollgewindeschrauben könnten teilweise durch den hohen Auszieh-  
widerstand der Teilgewindeschrauben mit  $l_{ef} = 8d$  ersetzt werden.

### 4.9.7 Modell für die Berechnung des Auszieh Widerstands aus Scherfestigkeiten

#### Gedankenmodell für Holzbauschrauben mit einem Einschraubwinkel von $0^\circ$

Werden Holzbauschrauben *parallel* zur Faserrichtung eingebracht und dann ausgezogen, sind die Schubfestigkeiten in longitudinal-radialer ( $f_{v,LR}$ ) und in longitudinal-tangentialer ( $f_{v,LT}$ ) Richtung die Materialkenngrößen mit dem direktesten Einfluss. Der Lastausbreitungswinkel beträgt bei eingeklebten Gewindestangen nach [Bernasconi \(1996, S. 32\)](#)  $15^\circ$  und nach [Fabris \(2001, S. 598 f.\)](#) zwischen  $10^\circ$  und  $15^\circ$ , je nachdem ob das Holzvolumen mit unendlicher oder beschränkter Breite angenommen wird.

In den folgenden Gedankenmodellen zum Auszieh Widerstand spielt deshalb die Rohdichte keine unmittelbare Rolle, vielmehr die Schubfestigkeit in verschiedenen Ebenen und die zugehörigen Schubmoduln. Wie bereits in Abschnitt [4.2.5](#) aufgezeigt, korreliert nach [Eckelman \(1975, S. 35\)](#) der Auszieh Widerstand besser mit der Schubfestigkeit als mit der Rohdichte.

#### Gedankenmodell für Holzbauschrauben mit einem Einschraubwinkel von $90^\circ$

Eine eingeschraubte und auf Zug beanspruchte Holzbauschraube dehnt sich. Bei in *radialer* Richtung eingebrachten Holzbauschrauben werden an den Spitzen der oberen Gewindgänge im Holz die ersten Risse in der LT-Ebene durch Querszugversagen auftreten (siehe Abbildung [4.9.4 a](#)). Die Lastausbreitung quer zur Faser erhöht die Querszugspannung in der LR-Ebene und Risse werden in Faserrichtung auf der Holzoberfläche sichtbar. Je näher die Zugkraft der Bruchlast kommt, desto stärker dehnt sich die Schraube, die Risse im oberen Bereich der Einschraublänge werden größer, während sich in tieferen Bereichen weitere Risse in der LT-Ebene bilden. Da das Verhältnis der Elastizitätsmoduln für Stahl und Eschenholz quer zur Faserrichtung  $210 \text{ kN/mm}^2 : 1,18 \text{ kN/mm}^2$  beträgt und kein starrer Verbund wie bei eingeklebten Stangen besteht, kann sich die Zugkraft der eingeschraubten Verbindungsmittel über die Einschraublänge gleichmäßiger verteilen. Spannungsspitzen werden durch Schub- oder Querszugrisse abgebaut.

Wo die Fasern in longitudinaler Richtung durch den Schraubenkern unterbrochen sind, bildet das Holz zwischen den von den Gewindespitzen ausgehenden Rissen „Kragsscheiben“. Die Fasern, die in longitudinaler Richtung neben dem Schraubenkern durchlaufen, werden in Krafrichtung aufgebogen. In den „Kragsscheiben“ und den durchlaufenden Faserbündeln werden durch die Gewindeflanken Quersdruckspannung  $\sigma_{c,90}$  und Schubspannungen  $\sigma_{v,RT}$  induziert, die die Fasern lokal verdichten.

Quer zur Faserrichtung entstehen durch die Gewindespitzen Quersdruckspannung  $\sigma_{c,90}$  und Rollschubspannung  $\sigma_{v,LR}$ . Die Quersdruckspannung verdichtet lokal das Holzgewebe zu einer Art Pressholz (vgl. [Horvath u. a., 2008, S. 10](#)), welches im Bruchzustand absichert. Da die Rollschubfestigkeit  $f_{RL}$  und der Schubmodul  $G_{v,RL}$  gegenüber der Schubfestigkeit  $f_{RT}$  und dem Schubmodul  $G_{RT}$  von Pressholz gering sind, wird der größte Kraftanteil über die Gewindespitzen in longitudinaler Richtung übertragen.

Stellt man sich eine unendlich feste und lange Holzbauschraube vor, klingt die Zugspannung in der Schraube nach und nach durch die Kraftübertragung ins Holz ab. Versagt das beanspruchte Holz am Beginn der Lasteinleitung, kann die Zugspannung im Stahl nicht mehr abgegeben

werden und die Abklingfunktion verschiebt sich tiefer ins Holz. Dann wiederholt sich der Vorgang und es kommt zu einer Art Reißverschlusseffekt. Der Auszieh Widerstand kann nicht linear mit der Einschraublänge steigen, sondern muss bei sehr großen Einschraubängen auf einen Grenzwert zulaufen. Bei realen Holzbauschrauben bricht die Schraube bevor die Beziehung zwischen Zugkraft und Einschraublänge deutlich nichtlinear wird.

### Modell für die Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit des Rotationswinkels um die Schraubenachse

Bei der Ermittlung der Schubfestigkeit in den verschiedenen Ebenen bei unterschiedlichen Belastungsrichtungen tritt nicht nur das Problem auf, dass die Schubfestigkeit einem Größeneinfluss unterliegt, d. h. bei kleineren Scherflächen werden größere Schubfestigkeiten ermittelt. Sondern es ist versuchstechnisch auch schon bei Kleinproben praktisch unmöglich reinen Schub zu erzeugen. Die vielfältigen Prüfkonfigurationen für Kleinproben (Petermann (1941), Bröker und Schwab (1988), Müller u. a. (2004), Grekin und Surini (2008) und Hassel, Berard, Modén und Berglund (2009)) und Probekörper im Bauteilmaßstab (Divós u. a. (1998), Schickhofer und Obermayr (1998), Gehri (2005), van der Put (2006) und Aicher und Stapf (2010)) und nach ON EN 408 (2010) wie bei Denzler und Glos (2007) zeigen die verschiedenen Annäherungen an die versuchstechnisch schwierige Ermittlung der Schubfestigkeit.

Tab. 4.9.1: Gemittelte „Schubfestigkeiten“ für Esche nach Keylwerth (1944) in Kollmann (1951, S. 906 f.)

Last/ Ebene	1	2	3	4	5
[N/mm <sup>2</sup> ]	$16,8 C_{90} \cdot d^{-0,362}$	6,38	$17,8 C_{90} \cdot d^{-0,362}$	$8,24 C_0 \cdot d^{-0,334}$	48,5
Last/ Ebene	6	7	10	11	15
[N/mm <sup>2</sup> ]	$41,4 C_0 \cdot d^{-0,334}$	$32,7 C_0 \cdot d^{-0,348}$	$25,1 C_0 \cdot d^{-0,334}$	$19,0 C_{90} \cdot d^{-0,362}$	$11,1 C_0 \cdot d^{-0,348}$

Kollmann (1951, S. 906 f.) zitiert aus Keylwerth und Kollmann (1944) Grenzwerte der mit dem Schubeisen ermittelten Quetschgrenze (siehe Abbildung 2.3.1, S. 30) von Eschenholz ( $\rho = 630 \text{ kg/m}^3 \dots 750 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 9,0\% \dots 14,8\%$ ). Bei diesen „Schubfestigkeiten“ handelt es sich nicht immer um Festigkeiten im strengen Sinne, sondern um maximale Spannungen, die beim Abscheren an einem zuvor zum Pressholz komprimierten Probekörper auftreten. Wird beispielsweise die RT-Ebene in radialer Richtung belastet, treten in longitudinaler Ebene auf



Grund der Dualität Schubspannungen  $\sigma_{v,LT}$  der gleichen Größe auf. Die Schubfestigkeit  $\sigma_{v,LT}$  wird zuerst erreicht, das Holz reißt lokal längs der Faserrichtung und wird bei weiterer Verformung quer zur Faserrichtung verdichtet bis es letztendlich in radialer Richtung abgequetscht wird.

Die Mittelwerte der „Schubfestigkeiten“ von Eschenholz verhalten sich nach **Keylwerth und Kollmann (1944)** für die Ebenen LT : TL bzw. LR : RL wie 2,6 : 1,0 bzw. 2,8 : 1,3. Beim Schub in Querschnittsebene unterschieden **Keylwerth und Kollmann (1944)** die Ebenen TR und RT, wobei sich diese wie 7,6 und 6,5 zu der Schubfestigkeit  $f_{v,TL}$  verhalten. Danach würde im Gedankenmodell mit einer in radialer Richtung eingebrachten Schraube etwa die siebenfach größere Schubkraft in longitudinaler Richtung als in Querrichtung übertragen werden. In Tabelle 4.9.1 wurden die aus den Grenzwerten gemittelten relevanten „Schubfestigkeiten“ für Esche nach **Keylwerth und Kollmann (1944)** in **Kollmann (1951, S. 906 f.)** wiedergegeben und mit Konstanten  $C_0$  und  $C_{90}$  zur Kalibrierung multipliziert. Die Werte für die „Schubfestigkeiten“ in der Ebene TL mit  $\sigma_2$  und TR mit  $\sigma_5$  wurden nur der Vollständigkeit halber wiedergegeben. Die Exponenten des Schraubendurchmessers berücksichtigen den Größeneffekt nach den Gleichungen (4.71) und (4.72) auf S. 159. Die Konstanten wurden anhand der Mittelwerte der Ausziehkraft für Schrauben in Eschen-BSH kalibriert und zu  $C_0 = 1,15$  und  $C_{90} = 1,47$  festgelegt.

Zur Beschreibung der Winkelabhängigkeit der „Schubfestigkeit“ gibt **Kollmann (1951, S. 906 f.)** die Gleichung (4.129) für ideal elastische, anisotrope Körper an:

$$\sigma_{v,\alpha} = \frac{1}{\left(\frac{\cos^2 \alpha}{\sigma_{v,0}} - \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_{v,90}}\right) \cos 2\alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_{v,45}}} \quad (4.129)$$

Die sich periodisch in radialer Richtung aufgrund von Früh- und Spätholz ändernden Eigenschaften (siehe Abschnitt 4.4.2) wurden für das Gedankenmodell und die Abbildungen 4.9.9 a und d außer Acht gelassen, d. h. es wurde in radialer Richtung homogenisiert. Diese Annahme ist für kleine Schraubendurchmesser in longitudinaler oder tangentialer Richtung insbesondere in Nadelholz mit großen Jahrringen und deutlichen Dichteschwankungen zwischen Früh- und Spätholz sicher kritisch zu hinterfragen.

Für die Einschraubwinkel von  $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$  wurden die Übergangsfunktionen (4.130) bis (4.132) für Rotationswinkel  $\varphi = 0^\circ$ ,  $\varphi = 45^\circ$  und  $\varphi = 90^\circ$  formuliert und in den Abbildungen 4.9.8 a bis c dargestellt.

Bei der Gleichung nach **Hankinson (1921)** müsste nach **Kollmann (1951, S. 907)** der Exponent zwischen 2,0 und 3,5 angepasst werden. Für den Vergleich der Übergangsfunktionen nach den Gleichungen (4.130) bis (4.132) mit den Gleichungen (4.133) bis (4.135) wurde der Exponent der Hankinson-Funktion zu  $p = 2,5$  angenommen.



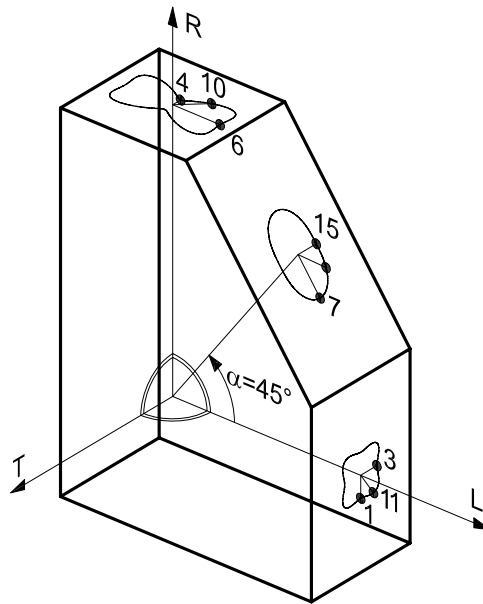


Abb. 4.9.7: Schubfestigkeiten um Holzbauschrauben mit Einschraubwinkeln von  $\alpha = 0^\circ$  (longitudinale Achse L),  $\alpha = 45^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$  (radiale Achse R). Die Nummern in den Punkten auf den Spannungslinien korrespondieren mit den Indizes der Schubspannungen in den Gleichungen (4.130) bis (4.135) und in Tabelle 4.9.1

$$f_{v,\varphi=0^\circ}(\alpha, d) = \frac{1}{\left[ \frac{\cos^2 \alpha}{\sigma_1(d)} - \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_6(d)} \right] \cos 2\alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_7(d)}} \quad \text{für } \varphi = 0^\circ \quad (4.130)$$

$$f_{v,\varphi=45^\circ}(\alpha, d) = \frac{1}{\left[ \frac{\cos^2 \alpha}{\sigma_{11}(d)} - \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_{10}(d)} \right] \cos 2\alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{C_{45} [\sigma_{10}(d) + \sigma_{11}(d)]}} \quad \text{für } \varphi = 45^\circ \quad (4.131)$$

$$f_{v,\varphi=90^\circ}(\alpha, d) = \frac{1}{\left[ \frac{\cos^2 \alpha}{\sigma_3(d)} - \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_4(d)} \right] \cos 2\alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{\sigma_{15}(d)}} \quad \text{für } \varphi = 90^\circ \quad (4.132)$$

Die Gleichungen (4.133) bis (4.135) ergeben sich nach dem Modell von Hankinson (1921) und wurden in den Abbildungen 4.9.8 a bis c als dünne Kurven eingetragen.

$$f_{v,\varphi=0^\circ}(\alpha, d) = \frac{\tau_1(d) \cdot \tau_6(d)}{\tau_6(d) \cos^p \alpha + \tau_1(d) \sin^p \alpha} \quad \text{für } \varphi = 0^\circ \quad (4.133)$$

$$f_{v,\varphi=45^\circ}(\alpha, d) = \frac{\tau_{10}(d) \cdot \tau_{11}(d)}{\tau_{11}(d) \cos^p \alpha + \tau_{10}(d) \sin^p \alpha} \quad \text{für } \varphi = 45^\circ \quad (4.134)$$

$$f_{v,\varphi=90^\circ}(\alpha, d) = \frac{\tau_3(d) \cdot \tau_4(d)}{\tau_3(d) \cos^p \alpha + \tau_4(d) \sin^p \alpha} \quad \text{für } \varphi = 90^\circ \quad (4.135)$$

Da Keylwerth und Kollmann (1944) für  $\alpha = \varphi = 45^\circ$  keine „Schubfestigkeit“ angaben, wurde unter Zuhilfenahme der Konstanten  $C_{45} = 0,65$ , wie in Gleichung (4.131) beschrieben,

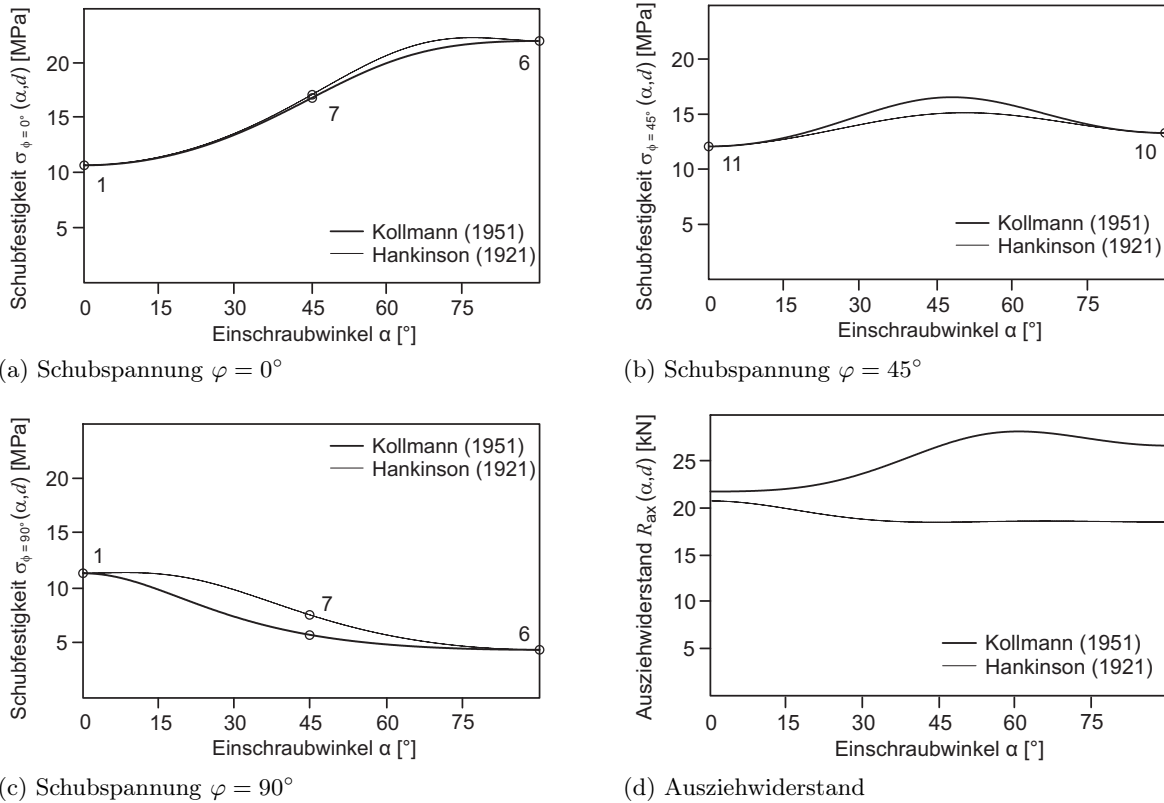


Abb. 4.9.8: Die Diagramme (a) bis (c) geben die Übergangsfunktionen für verschiedene polaren Winkel um die Schraubenachse ( $d = 10 \text{ mm}$ ) wieder. Diagramm (d) stellt den Ausziehwiderstand für  $d = 10 \text{ mm}$  und  $l_{ef} = 6 d$  dar

zwischen  $\sigma_{10}$  und  $\sigma_{11}$  aus Tabelle 4.9.1 gemittelt. Dieser Term hat großen Einfluss auf das Maximum der in Abbildung 4.9.8 b dargestellten Übergangsfunktion und den Verlauf der Kurve des Ausziehwiderstands bei  $\alpha = 45^\circ$  (siehe Abbildung 4.9.8 d).

Setzt man die vom Einschraubwinkel  $\alpha$  abhängigen Übergangsfunktionen der Gleichungen (4.130) bis (4.132) nach Keylwerth und Kollmann (1944) in die Gleichung (4.129) ein, entsteht die Gleichung (4.136). Mit ihrer Hilfe kann man die übertragbare „Schubspannung“ abhängig vom Einschraubwinkel  $\alpha$  und dem polaren Winkel um die Schraubenachse  $\varphi$  berechnen.

Die Gleichung (4.137) entsteht durch das Einsetzen der Übergangsfunktionen (4.133) bis (4.135) in die Hankinson-Funktion mit dem Exponenten  $p$ .

$$f_{ax}(\alpha, \varphi, d) = \frac{1}{\left[ \frac{\cos^2 \alpha}{f_{v, \varphi=0^\circ}(\alpha, d)} - \frac{\sin^2 \alpha}{f_{v, \varphi=90^\circ}(\alpha, d)} \right] \cos 2\alpha + \frac{\sin^2 \alpha}{f_{v, \varphi=45^\circ}(\alpha, d)}} \quad (4.136)$$

$$f_{ax}(\alpha, d) = \frac{f_{v, \varphi=0^\circ}(\alpha, d) \cdot f_{v, \varphi=90^\circ}(\alpha, d)}{f_{\varphi=0^\circ}(\alpha, d) \sin^p \alpha + f_{v, \varphi=90^\circ}(\alpha, d) \cos^p \alpha} \quad (4.137)$$

Die über die Einschraublänge gemittelte Schubkraft  $T(\alpha)$  für den Schraubendurchmesser  $d$  pro Millimeter Einschraublänge ergibt sich nach Gleichung (4.138) durch die Integration über

den polaren Winkel  $\varphi$  in Abhängigkeit von  $\alpha$ . Der Auszieh Widerstand  $R_{ax}$  lässt sich durch die Multiplikation der wirksamen Anzahl von Schrauben  $n_{ef}$  mit der effektiven Einschraublänge  $l_{ef} = l_{nom} - 1,11 d$  und der Schubkraft  $T(\alpha)$  berechnen.

$$T(\alpha, d) = \frac{d}{2} \int_0^{2\pi} f_v(\alpha; \varphi) d\varphi \quad (4.138)$$

$$R_{ax} = n_{ef} (l_{nom} - 1,11 d) T(\alpha, d) \quad (4.139)$$

Die Spannungszustände in der Scherfläche um die Schraube sind in Abbildung 4.9.9 abgebildet. In Abbildung 4.9.9 a erkennt man, dass die Ausziehfestigkeit bei  $\alpha = 0^\circ$  und  $\varphi = 45^\circ$  größer ist, als sich aus dem arithmetischen Mittel aus  $f_{v,LT}$  und  $f_{v,LR}$  ergeben würde, da der Festigkeitsverlauf ein stark gerundetes Rechteck darstellt.

Die bei den Ausziehprüfungen mit quer zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben beobachteten Verformungen der Holzoberfläche stimmen mit dem Festigkeitsverlauf Abbildung 4.9.9 c insofern überein, als dass sie sich in longitudinaler Richtung weiter erstrecken als in Querrichtung. Das Verhältnis der „Schubfestigkeit“  $f_{v,RT}$  und  $f_{v,RL}$  bildet sich etwa mit 6 : 1 ab. Auch hier sind die Ausbuchtungen bei  $\varphi \approx 20^\circ$  gut zu erkennen.

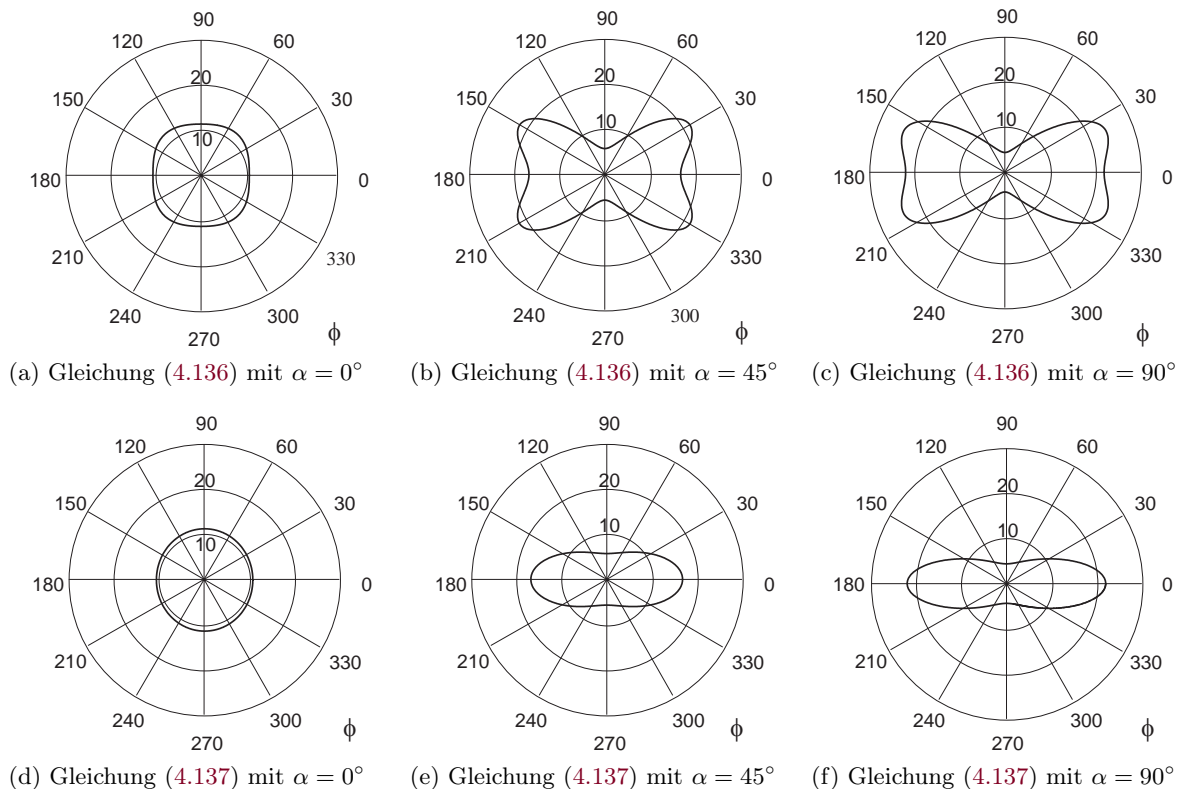


Abb. 4.9.9: Schubfestigkeitsverteilung nach Gleichung (4.136) und (4.137) für parallel zur Faserrichtung  $\alpha = 0^\circ$ , unter  $\alpha = 45^\circ$  und quer zur Faserrichtung  $\alpha = 90^\circ$  eingeschraubte Holzbauschrauben mit  $d = 10$  mm, wobei die Fasern zu  $\varphi = 0^\circ$  parallel verlaufen

In Abbildung 4.9.9 b ist die Abnahme der Ausziehfestigkeit bei  $\varphi = 0^\circ$  gegenüber Abbildung 4.9.9 c zu erkennen. Die Rollschubfestigkeit bei  $\alpha = \varphi = 90^\circ$  geht in die Schubfestigkeit  $f_{v,LR}$ , wie in Abbildung 4.9.8 c dargestellt, über.

Die von den Kurven eingeschlossene Fläche muss nach den Ergebnissen von Frese und Blaf (2009) und Hübner (2009a) bei den Einschraubwinkeln von  $45^\circ$  und  $90^\circ$  ähnlich sein, da jeweils ein konstanter Verlauf des Auszieh Widerstand zwischen  $45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$  angegeben wurde.

Aus dem Verhältnis der „Schubfestigkeiten“  $f_{v,RT}$  zu  $f_{v,RL}$  resultiert die schmetterlingsartige Form der Schubfestigkeitsverteilung bei  $\alpha = 90^\circ$  (siehe Abbildung 4.9.9 c), die längs der Faserrichtung deutlich höhere Werte aufweist als quer zur Faserrichtung. Somit erscheint es nicht logisch, quer und längs der Faserrichtung die gleichen Randabstände einhalten zu müssen, zumal die Risse durch Aufspalten nur in Faserrichtung möglich sind. Die Reduzierung der Rand- und Mindestabstände in Querrichtung würde kompaktere Schraubenverbindungen ermöglichen und großen Einfluss auf die Wirtschaftlichkeit von Holzverbindungen und damit von Holzkonstruktionen haben.

#### Vergleich mit Versuchsergebnissen zum Mindestabstand durch Plieschounig (2010)

Plieschounig (2010) untersuchte die gegenseitige Beeinflussung von Holzbauschrauben  $\varnothing 6$  mm in Fichtenholz mit einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$ .

„Erst bei einem faserparallelen Schraubenabstand  $a_1$  größer oder gleich  $7d$  ist keine gegenseitige Beeinflussung festzustellen. Werden die Schrauben hingegen normal zur Faserrichtung nebeneinander angeordnet, so ist bis zu einem Abstand  $a_2$  größer oder gleich  $3d$  kein Einfluss auf die Ausziehfestigkeit feststellbar“ (Plieschounig, 2010, S. 81 f., Formatierung vom Verf. geänd.).

In Abbildung 4.9.9 c tritt bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  das Verhältnis von maximaler Festigkeitskomponente in Faserrichtung mit  $f_{ax}(\varphi = 17,45^\circ) = 23,0 \text{ N/mm}^2$  und quer zur Faserrichtung mit  $f_{ax}(\varphi = 33^\circ) = 11,4 \text{ N/mm}^2$  auf. Das Verhältnis beträgt 2,02 und entspricht somit dem von Plieschounig (2010, S. 83) empfohlenen Verhältnis von  $a_1 \geq 7d$  zu  $a_2 \geq 3,5d$ .

In Abbildung 4.9.9 b tritt bei einem Einschraubwinkel von  $45^\circ$  das Verhältnis von maximaler Festigkeitskomponente in Faserrichtung mit  $f_{ax}(\varphi = 25,2^\circ) = 19,4 \text{ N/mm}^2$  zu  $f_{ax}(\varphi = 39,5^\circ) = 12,4 \text{ N/mm}^2$  quer zur Faserrichtung auf. Der Quotient beträgt 1,56 und liegt somit unter dem von Plieschounig (2010, S. 83) empfohlenen Verhältnis von  $a_1 \geq 7d$  zu  $a_2 \geq 3,5d$ . Die geringere maximale Festigkeitskomponente parallel zur Faserrichtung könnte für eine Abminderung des Abstandes auf  $a_1 = 7d \cdot 19,4 \text{ N/mm}^2 / 23,0 \text{ N/mm}^2 = 5,9d \approx 6d$  herangezogen werden. Quer zur Faserrichtung würde sich der Abstand auf  $a_2 = 3,5d \cdot 12,4 \text{ N/mm}^2 / (11,4 \text{ N/mm}^2) = 3,8d \approx 4d$  leicht erhöhen. Bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  beträgt das Produkt  $a_1 \cdot a_2 d^2 = 7,5 \cdot 3,5 d^2 = 24,5 d^2$ , unter  $45^\circ$  nur unwesentlich weniger mit  $a_1 a_2 d^2 = 6,0 \cdot 4,0 d^2 = 24,0 d^2$ .

Diese theoretischen Überlegungen sollten durch versuchstechnische Untersuchungen mit Holzbauschrauben unter einem Einschraubwinkel von  $45^\circ$  überprüft werden.

Bei Holzbauschrauben parallel zur Faser ist das Verhältnis von  $f_{ax}(\varphi = 90^\circ) = 11,4 \text{ N/mm}^2$  zu  $f_{ax}(\varphi = 0^\circ) = 10,7 \text{ N/mm}^2$  mit 1,06 nahe eins und die Holzbauschrauben sollten in einem quadratischem Raster eingebracht werden. Geht man von einem Lastausbreitungswinkel von  $15^\circ$  und der maximal wirksamen effektiven Einschraublänge von  $10d$  quer zur Fa-

serrichtung aus, ergibt sich überschlägig für den Durchmesser 8 mm  $a \geq \tan 15^\circ \cdot 10 d \cdot f_{ax,mean,90^\circ} / f_{ax,mean,0^\circ} = 3,51$  mit den mittleren Ausziehfestigkeiten von Holzbauschrauben für Eschenholz von  $f_{ax,mean,90^\circ}$  quer und  $f_{ax,mean,0^\circ}$  parallel zur Faserrichtung. Für die Durchmesser 4 bis 20 mm schwankt der so abgeschätzte Mindestabstand zwischen  $2,76 d$  und  $3,51 d$ , wobei das Maximum maßgebend ist.

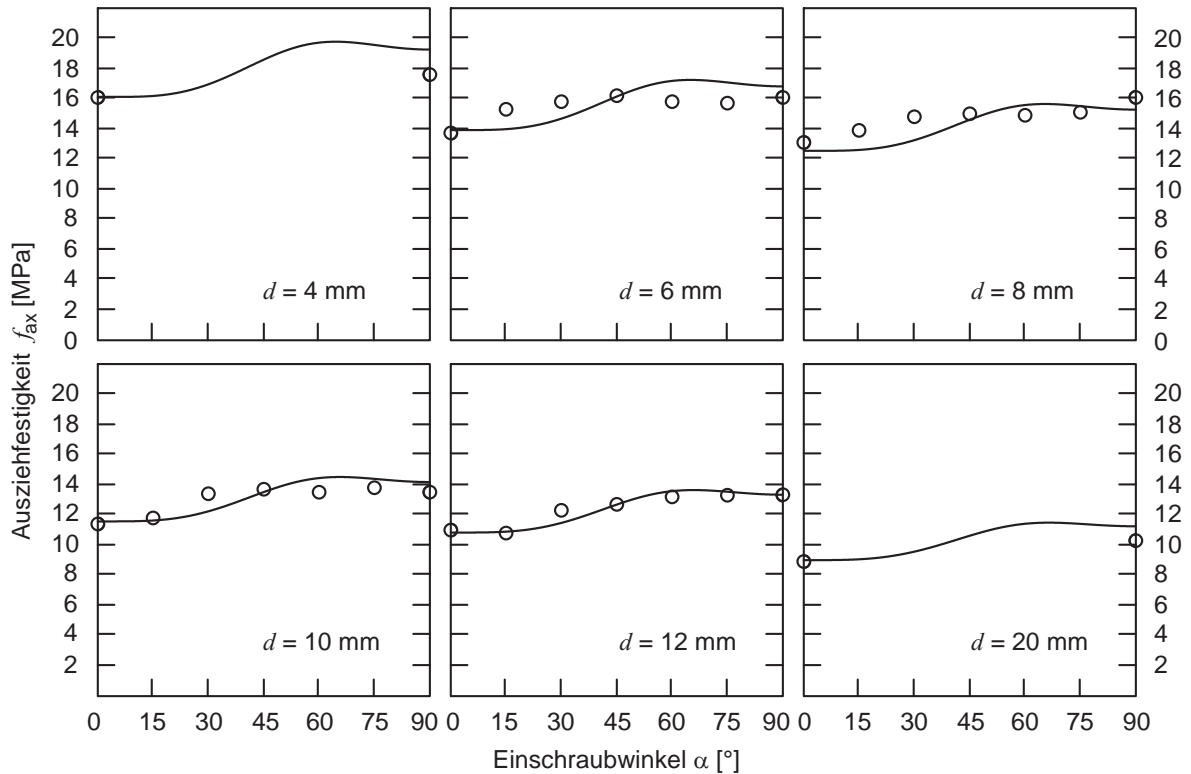


Abb. 4.9.10: Vergleich des Modells für die axiale Ausziehfestigkeit mit den Mittelwerten aus den Ausziehprüfungen

Der Vergleich der Ausziehfestigkeit aus dem Gedankenmodell nach Gleichung (4.136) mit den Mittelwerten der empirischen Ausziehfestigkeit für die Durchmesser von 4 bis 20 mm wurde in Abbildung 4.9.10 dargestellt. Die empirischen Ausziehfestigkeiten für  $30^\circ$  liegen allesamt über den Kurven nach Gleichung (4.136). Der Anstieg der Kurven ist erst ab  $30^\circ$  deutlich und kann damit die realen Werte bei den Durchmessern 6 und 8 mm nicht gut repräsentieren. Das die Messwerte bei  $0^\circ$  und  $90^\circ$  gut mit den Kurven übereinstimmen, liegt an der Kalibrierung mit  $C_0$  und  $C_{90}$ . Der Einfluss des Durchmessers auf die Ausziehfestigkeit floss ebenfalls direkt in die „Schubfestigkeiten“ ein.

Zusammenfassend kann man feststellen, dass die dem Modell zugrunde liegenden „Schubfestigkeiten“ mit  $C_0$  und  $C_{90}$  angepasst werden mussten, nur teilweise messtechnisch erfassbar sind und daher als Ausgangsbasis für ein Bemessungsmodell für den Auszieh Widerstand von Holzbauschrauben nicht geeignet sind. Somit sind die besseren Korrelationen zwischen Schubfestigkeit und Auszieh Widerstand zwar vorhanden, können jedoch nicht für ein Bemessungsmodell genutzt werden.

Die Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit vom Einschraubwinkel  $\alpha$  und dem polaren Winkel um die Schraubenachse  $\varphi$  kann mit der Gleichung (4.136) gut erklärt werden. Die daraus folgenden Mindestabstände stimmen mit den Erkenntnissen zum Ausziehverhalten von Holzbauschrauben mit einem Einschraubwinkel von  $\alpha = 90^\circ$  in Fichtenholz sehr gut überein. Für Laubholz kann nun sehr gezielt ein Prüfplan aufgestellt werden, um die theoretischen Erkenntnisse zu verifizieren.

In einem weiteren Schritt müsste die Gruppenwirkung von im Raster angeordneten Holzbauschrauben geprüft werden, wie dies [Mahlknecht \(2011\)](#) für Nadelholz und  $\varnothing 6$  mm bereits getan hat.

## 4.10 Zusammenfassung zum Auszieh-widerstand von Holzbauschrauben

### Modellgrenzen

Durchmesser der Holzbauschrauben:	$4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$
Einschraubwinkel:	$0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
effektive Einschraublänge:	$4 d \leq l_{\text{ef}} \leq 7 d$
Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte:	$575 \text{ kg/m}^3 \leq \rho_{12} \leq 915 \text{ kg/m}^3$
Holzfeuchte:	$5 \% \leq u \leq 24 \%$

Alle Verschraubungen wurden über die gesamte Einschraublänge mit dem auf halbe Millimeter abgerundeten Kerndurchmesser der Holzbauschraube bzw. der Gewindestange vorgebohrt.

### Bemessungsmodell

$$R_{\text{ax,d}} = k_{\text{mod}} \frac{R_{\text{ax,k}}}{\gamma_M}$$

$$R_{\text{ax,k}} = 2 \cdot 10^{-3} l_{\text{ef}} \rho_k^{1,6} d^{0,66} \begin{cases} 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha < 15^\circ \text{ und } l_{\text{emb}} \geq 2 d \\ 1 - 0,01(30^\circ - \alpha) & \text{für } 15^\circ \leq \alpha < 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases}$$

$$l_{\text{ef}} = l_{\text{nom}} - 1,1 d$$

Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte auf den Auszieh-widerstand (Last-dauer  $(90 \pm 30) \text{ s}$ ):

$$k_{\text{mc}} = \begin{cases} 0,90 & \text{in Nutzungsklasse 1 mit } 5 \% \leq u \leq 15 \% \\ 0,80 & \text{in Nutzungsklasse 2 mit } 10 \% \leq u \leq 20 \% \\ 0,65 & \text{in Nutzungsklasse 3 mit } 12 \% \leq u \leq 24 \% \end{cases}$$

$R_{\text{ax,d}}$	Bemessungswert des Auszieh-widerstands in N
$k_{\text{mod}}$	Beiwert zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungs-dauer und der Holzfeuchte
$R_{\text{ax,k}}$	charakteristischer Auszieh-widerstand in N
$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert
$l_{\text{ef}}$	effektive Einschraublänge ohne Schraubenspitze in mm
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte in $\text{kg/m}^3$
$d$	Schraubendurchmesser in mm
$l_{\text{emb}}$	Versenkungslänge eines Teilgewindes unter die Holzoberfläche in mm
$\alpha$	Einschraubwinkel mit $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
$l_{\text{nom}}$	nominelle Einschraublänge inklusive der Schraubenspitze in mm
$k_{\text{mc}}$	Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte



## 4.11 Forschungsbedarf bei Holzbauschrauben für Laubholz

Generell lässt sich der Forschungsbedarf für Einzelschrauben und Schraubengruppen feststellen. Die Ermittlung von Eindrehwiderstand, Auszieh- und Kopfdurchziehwiderstand ist für Zulassungen von Holzbauschrauben in Laubhölzern unabdingbar. Die Analyse der Einflüsse der Rand- und Mindestabständen, des Verhältnisses von Kern- zu Außendurchmesser, der Gewindesteigung und der seitlichen Bettung auf die Tragfähigkeit von Verbindungen Grundlagenforschung dient der Optimierung.

### 4.11.1 Optimierung der Rand- und Mindestabstände

Die Optimierung von Rand- und Mindestabständen birgt das größte Potential für leistungsfähigere Schraubverbindungen mit Laubholz. Gelänge es, den Abstand der Schrauben untereinander quer zur Faserrichtung  $a_2$  auf  $3d$  zu reduzieren, ließen sich deutlich mehr Holzbauschrauben bei vorgegebener Bauteilbreite einschrauben. Somit wären bis zu  $5d/3d = 66\%$  höhere Anschlusskräfte bei gleicher Bauteilbreite übertragbar.

Plieschounig (2010) untersuchte das Ausziehverhalten von axial beanspruchten Schraubenpaaren mit einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  in Abhängigkeit vom Abstand der Schrauben zueinander. Ähnliche Prüfungen sollten auch mit Buchen- oder Eschenholz durchgeführt und auf die Einschraubwinkel  $0^\circ$  und  $45^\circ$  erweitert werden. Gruppen von 16 bis 25 Holzbauschrauben wurden von Mahlknecht (2011) quer zur Faserrichtung aus Vollholz und Brettschichtholz bei verschiedenen Abständen quer und längs zur Faserrichtung gezogen. Auch die Einbindetiefe der Teilgewindeschrauben  $\varnothing 6$  mm wurde ebenso untersucht. Die Anteile der Kraftübertragung in Faserrichtung, quer dazu durch Rollschub und durch Querkraft in der Ebene der Schraubenspitzen wurde ermittelt. Diese grundlegenden Einsichten zu den Versagensmechanismen sollten auch mit Laubholz geprüft werden, um optimale Zwischenabstände definieren zu können.

Die Überlegungen bezüglich der Randabstände aus dem Abschnitt 4.9.7 auf S. 194 könnten so verifiziert werden. Durch das Ausziehen von Gruppen mit gleichen bzw. unterschiedlichen Abständen in Längs- und Querrichtung ließe sich feststellen, ob die neuen gegenüber den derzeit genormten Abständen effizientere Verbindungen ermöglichen.

Bei Beanspruchung in Richtung der Schraubenachse gilt in modernen Zulassungen für Holzbauschrauben: „Der Achsabstand  $a_2$  darf bis auf  $2,5 \cdot d$ , verringert werden, wenn für jede Schraube eine Anschlussfläche  $a_1 \cdot a_2 = 25 \cdot d^2$  eingehalten ist“ (Z-9.1-519, 2012, S. 15). Die Verankerung dieser Flexibilisierung wäre auch für die Bemessung der Holzbauschrauben nach ON EN 1995-1-1 (2009) in Nadel- und Laubholz anstrebenswert damit vorhandene Querschnittsbreiten flexibler ausgenutzt werden können.

### 4.11.2 Optimales Verhältnis zwischen Kern- und Außendurchmesser für Eschenholz

Um die hohe Ausziehfestigkeit in Harthölzern nutzen zu können, ist eine hohe Beanspruchbarkeit der Holzbauschrauben auf Zug erforderlich. Da der Zugfestigkeit durch die notwendige Duktilität der Schrauben Grenzen gesetzt sind und diese bereits von einigen Herstellern

ausgereizt werden, wäre ein großer Kerndurchmesser relativ zum Gewindeaußendurchmesser wünschenswert.

Erst durch die Erhöhung der Zugtragfähigkeit der Holzbauschrauben können die herausragenden Ausziehfestigkeiten von Harthölzern auch in weniger schlanken Bauteilen nutzbar gemacht werden. Nur in schlanken Bauteilen wie Pfosten-Riegel-Konstruktionen von Holz-Glas-Fassaden könnte es sein, dass nicht genug Einschraublänge zur Verfügung steht, um die Zugtragfähigkeit der Holzbauschrauben auszunutzen.

Wie in Tabelle 4.3.1 auf S. 118 dargestellt wurde, liegt das Verhältnis von Kern- zu Außendurchmesser bei Schrauben mit allgemeiner bauaufsichtlicher Zulassung derzeit bei 0,57 bis 0,72. Die Herstellung von Schrauben mit unterschiedlichen Verhältnissen zwischen Kern- und Außendurchmesser bei ansonsten gleicher Geometrie wäre sehr aufwendig. Die Herstellungskosten der Rollbacken eines Schraubentyps belaufen sich auf etwa 15 000 €. In erster Näherung könnte man einen Schraubentyp in unterschiedlich groß vorgebohrte Löcher einschrauben oder Rahmenanker ausziehen.

#### 4.11.3 Seitliche Bettung selbstbohrender Holzbauschrauben in Eschenholz

Ein möglicher Einsatz von Holzbauschrauben stellt die Querdruckverstärkung von Auflagern dar. Durch rasterförmig senkrecht zur Auflagerfläche eingeschraubte Vollgewindeschrauben besteht die Möglichkeit, die Auflagerkraft über den Widerstand der Schrauben gegen Hineindrücken zu übertragen (vgl. Bejtka, 2005). Einer der möglichen Versagensmechanismen besteht im Ausknicken der Schrauben quer zur Faserrichtung. Nach Bejtka (2005) wird die Grenztragfähigkeit durch die Verzweigungslast bestimmt, welche u. a. von der seitlichen Bettung und der Bettung in Längsrichtung der Schrauben abhängt. Die erstere sollte über Lochleibungsprüfungen nach ON EN 383 (2007) bestimmt werden, die zweite ist aus den bisher durchgeführten Ausziehprüfungen ableitbar. Da bereits umfangreiche Untersuchungen zur Lochleibungsfestigkeit von Stabdübeln in Laubhölzern durchgeführt wurden, können vergleichende Betrachtungen den Umfang der Prüfungen reduzieren helfen. Mit der zu ermittelnden seitlichen Bettung kann das bereits für Nadelholz bekannte Bemessungsverfahren für Laubholz adaptiert werden und somit wären auch Auflagerverstärkungen von Bauteilen aus Laubholz mit Holzbauschrauben in der Praxis anwendbar.

#### 4.11.4 Einfluss der Gewindesteigung auf den Auszieh Widerstand

Eine Untersuchung des Einflusses der Gewindesteigung sollte möglichst mit gepaarten Stichproben durchgeführt werden. Die verschiedenen Gewindetypen sollten bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  in Faserrichtung mit einem Mindestabstand von  $7d$  hintereinander liegen. Parallel zur Faserrichtung sollten die verschiedenen Gewindetypen in einer Achse in benachbarte Probekörper aus einem Block geschraubt werden. Die Rohdichte sollte je Ausziehprüfung getrennt an Proben mit  $4d \times 4d$  um den Schraubkanal bestimmt werden.

Bei der Serie ES08\_90\_48 betrug der korrigierte Auszieh Widerstand im Mittel 19,3 kN ( $CoV = 14,6\%$ ,  $n = 54$ ) und bei Serie ES08\_90\_48 17,9 kN ( $CoV = 17,9\%$ ,  $n = 66$ ). Das mit der Student'schen Verteilung berechnete 75%-Konfidenzintervall des Mittelwertes weicht bei  $90^\circ \pm 2,09\%$  und bei  $0^\circ$  durch den höheren Variationskoeffizienten um  $\pm 2,83\%$  vom Erwartungs-

wert des Mittelwertes der Grundgesamtheit ab. Möchte man bei den gegebenen Variationskoeffizienten den Mittelwert der Grundgesamtheit etwa gleich genau bestimmen, sollte das Verhältnis der Probekörperanzahlen sich wie 1:0,66 für die Ausziehprüfungen mit einem Einschraubwinkel von  $0^\circ$  bzw.  $90^\circ$  verhalten. Je Serie sollten demnach 40 Prüfungen bei einem Einschraubwinkel von  $90^\circ$  und bei  $0^\circ$  – wegen der höheren Streuung – 60 Prüfungen durchgeführt werden.

Die Holzfeuchtevariationen sollten eng begrenzt und die Rohdichteprofile der einzelnen Serien pro Einschraubwinkel und Holzart möglichst gleich sein. Nur so ließen sich die erwartbaren geringen Unterschiede der Ausziehfestigkeit von etwa  $\pm 8\%$  (siehe Pirnbacher und Schickhofer, 2007, S. F11–F19) statistisch nachweisen. In DIN 1052 (2008) wurden drei Tragfähigkeitsklassen für die Ausziehfestigkeit angegeben. Bezogen auf die mittlere Tragfähigkeitsklasse weichen die obere und untere um etwa  $15\%$  ab, d. h. die Abweichungen waren beachtlich.

#### 4.11.5 Ermittlung des Einschraubdrehmoments in Buchen-, Eichen- und Eschenholz

Für die Torsionsbeanspruchung der Schrauben während des Einschraubens spielt der Eindrehwiderstand eine entscheidende Rolle. Durch das Vorbohren mit  $0,7d$  wird dieser im Laubholz zwar reduziert, jedoch treten bei großen Durchmessern erhebliche Widerstände auf. Die Herstellung der 160 mm starken Eschenprobekörper mit Gewindestangen  $\varnothing 20$  mm im Rahmen des COMET-Projektes *P 1.2.3 hardwood connections* erforderte einen Drehbohrer, der mit 100 U/min und 33,6 N m laut Hersteller schraubte. Das Messen des Einschraubdrehmoments ist eine wichtige Grundlage für Schraubenzulassungen. Gemäß CUAP 06.03/08 (2010, S. 11) müssen mindestens 20 Prüfungen für jeden Durchmesser und jeweils das längste (Teil-) Gewinde nach ON EN 15 737 (2009) durchgeführt werden, also 3 Holzarten  $\times$  4 Durchmesser  $\times$  20 Prüfungen = 240 Prüfungen. Die Kenntnis der Streubreite des Einschraubdrehmoments  $M_{\text{tor}}$  in Abhängigkeit von der Rohdichte und Holzmerkmalen wie Ästen ist Voraussetzung, um die Anforderungen an Schrauben bezüglich des Bruchdrehmoments  $M_{\text{tor,u}}$  für Laubholz zu definieren und deren Optimierung voranzutreiben.

Für den Nachweis des Bemessungswertes des Einschraubdrehmoments  $M_{\text{tor,d}}$  gegenüber dem Bruchdrehmoment  $M_{\text{tor,u,d}}$  gemäß Gleichung (4.26) sollte angestrebt werden, das 95%-Quantil des Einschraubdrehmoments zu bestimmen. Anstrebenswert wären ergänzende Werte aus der Praxis beim Eindrehen von Holzbauschrauben oder Gewindestangen mit Drehmomentenaufzeichnung.

#### 4.11.6 Ausziehkenngößen in Eiche und Edelkastanie

Bei der Instandsetzung von historischen Dachtragwerken tritt Eiche auf, im modernen Ingenieurholzbau Buche, Edelkastanie und Esche. Daher sollte der diesbezügliche Auszieh widerstand nach ON EN 1382 (1999) für übliche Schrauben mit 6, 8, 10 und 12 mm Durchmesser für die Einschraubwinkel  $0^\circ$  und  $90^\circ$  bestimmt werden. Das Bemessungsmodell nach Gleichung (4.126) auf Seite 184 sollte so für diese Holzarten verifiziert werden.

#### 4.11.7 Kopfdurchziehparameter von Schrauben in Buchen-, Edelkastanien-, Eichen- und Eschenholz

Eine notwendige Kenngröße für Europäisch Technische Zulassungen ist der Widerstand gegen Kopfdurchziehen nach [ON EN 1383 \(1999\)](#). Daher soll er für verschiedene Kopfformen von Holzbauschrauben mit Teilgewinde und 6, 8, 10 und 12 mm Durchmesser in Buchen-, Edelkastanien-, Eichen- und Eschenholz ermittelt werden. Die Mindestdicke der Probekörper ist in [ON EN 1383 \(1999, S. 5\)](#) mit  $t \leq 7d$  angegeben. Der zu erwartende Widerstand gegen Kopfdurchziehen überschreitet schätzungsweise den in Nadelholz für Holzbauschrauben um 60%. Daher wird eine Dicke der Probekörper von  $4d$  bis  $6d$  als notwendig erachtet.

#### 4.11.8 Auszieh Widerstand bei Dauerbelastung

Die Auswertungen von [Pirnbacher \(2011, S. 81–83\)](#) und [Pirnbacher und Schickhofer \(2012, S. 10\)](#) lässt keine Schlussfolgerungen auf den Auszieh Widerstand von parallel zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben bei Dauerbelastung in Nadelholz zu.

Gäbe es klare Aussagen, wäre dennoch fraglich, ob sie sich auf die Laubhölzer Buche, Eiche, Esche und Robinie übertragen ließen. Es erscheint daher sinnvoll, Dauerstandsversuche durchzuführen. Das Lastniveau sollte bei 30% des mittleren Auszieh Widerstands liegen, um im ersten Schritt die Modellannahmen nach der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung [Z-9.1-519 \(2012\)](#) zu bestätigen. Weiters sollte überprüft werden, ob das Versenken des Teilgewindes um  $2d$  unter die Oberfläche, wie bei Nadelholz nach [Pirnbacher \(2011, S. 81\)](#), deutliche Steigerungen bei der Lasteinwirkungsdauer bis zum Bruch zur Folge hat.



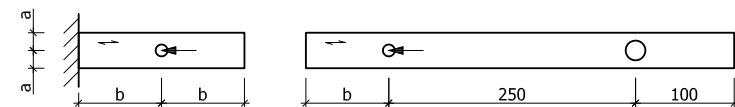
# 5 Lochleibungsfestigkeit europäischer Laubhölzer

## 5.1 Literaturrecherche

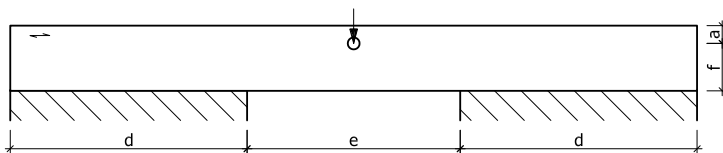
### 5.1.1 Whale, Smith und Hilson (1986 und 1987)

Whale, Smith und Hilson (1986) führten an *European redwood*, *European whitewood*, *Canadian spruce-pine-fire*, Sitka-Fichte (*Picea sitchensis* (Bong.) Carrière) und Gemeiner Kiefer (*Pinus sylvestris* L.) sowie zwei tropischen Laubholzarten, Keruing (*Dipterocarpus* spp. C. F. Gaertn.) und Greenhart (*Chlorocardium rodiei* (M. R. Schomb.) Rohwer et al.), 760 Lochleibungsprüfungen durch. Die schwarzen Bolzen hatten Durchmesser von 8, 12, 16 und 20 mm. Bei den Prüfungen wurde die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung mit Zug- bzw. Druckkraft und quer zur Faserrichtung mit Druckkraft geprüft. Jede Serie umfasste 20 Prüfungen.

Bei Whale und Smith (1986b) hatten die Lochleibungsprobekörper stets eine Dicke vom doppelten Durchmesser des Verbindungsmittels und wurden im Normalklima bei  $(20 \pm 3)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  konditioniert. Dies entspricht den Bedingungen von Ehlbeck und Werner (1992a) und fast den in ON EN 383 (2007) mit  $(20 \pm 2)^\circ\text{C}$  und  $(65 \pm 5)\%$  definierten. Der Lochdurchmesser lag um 1,5 mm über dem nominalen Bolzendurchmesser. Die Probekörper sind in Abbildung 5.1.1 dargestellt, wobei die Maße aus der nebenstehenden Tabelle resultieren. Sie unterscheiden sich deutlich von den Vorgaben der später verfassten EN 1995-1-1 (1993). Einen Überblick zum Prüfprogramm mit Keruing und Greenhart ist in Tabelle D.2.3 auf S. 391 gegeben.



(a) Druck und Zug parallel zur Faser



(b) Druck senkrecht zur Faser

Maß	Nägel	Bolzen
a	$5d$	$1,5d$
b	$20d$	$7d$
c	200 mm	250 mm
d	$20d$	$20d$
e	$30d$	$18d$
f	$5d$	$4d$
Dicke	$2d$	$2d$

Abb. 5.1.1: Probekörpermaße bei Whale und Smith (1986b)

Tab. 5.1.1: Maße

Bei den Lochleibungsprüfungen wurden die neun Vorlastzyklen (siehe Abbildung 5.1.2, S. 210) in jeweils einer Minute zwischen 5 und 40 % der geschätzten Maximallast absolviert. Die Last-

fahrt bis zum Aufspalten bzw. einer absoluten Verformung von 2,1 mm erfolgte verformungs- gesteuert mit einer Geschwindigkeit von 1,25 mm/min.

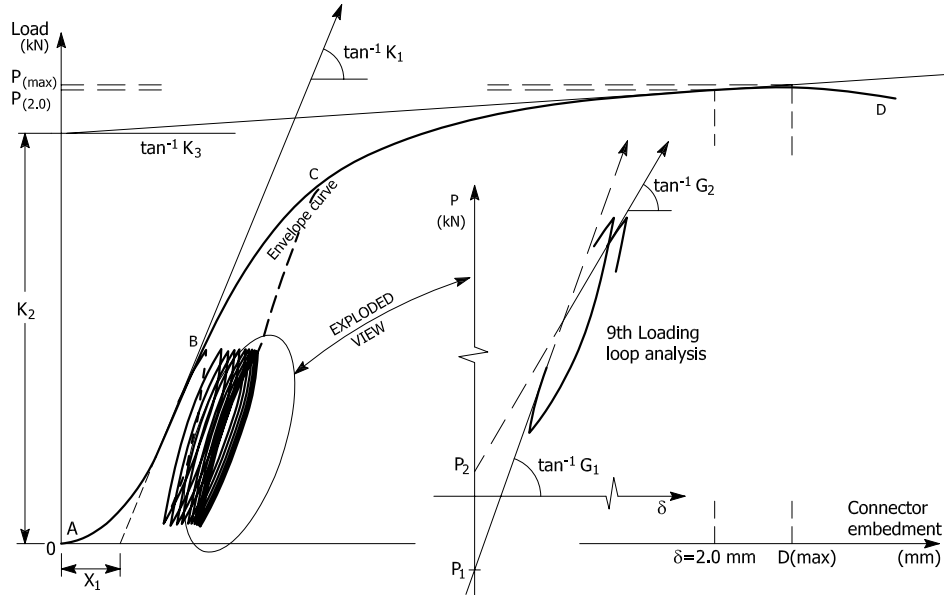


Abb. 5.1.2: Grafische Darstellung der tabellierten Parameter für das Lochleibungsverhalten nach **Whale und Smith (1986b)**

(**Whale und Smith, 1986b**, S. 45 ff.) geben die Dichte der Probekörper als Quotient aus Masse im darrtrockenen Zustand und Volumen zum Zeitpunkt der Prüfung entsprechend der Gleichung (5.1) an.

$$\rho_{\text{Whale}} = \frac{m_{\text{dtr}}}{V_{\text{test}}} \quad (5.1)$$

- $\rho_{\text{Whale}}$  Dichte nach **Whale und Smith (1986b)** in  $\text{kg}/\text{m}^3$
- $m_{\text{dtr}}$  Masse im darrtrockenen Zustand in kg
- $V_{\text{test}}$  Volumen zum Zeitpunkt der Prüfung in  $\text{m}^3$

Weiterhin heißt es bei **Whale, Smith und Hilson (1987a, S. 160)**:

„By ignoring the slight differences observed perpendicular to grain between hardwoods and softwoods, these equations can be generalised in the following manner:

Bolts loaded parallel to grain:

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,082 (1 - 0,01 d) \rho_{\text{mean}} \quad \text{N}/\text{mm}^2 \quad (5.2)$$

Bolts loaded at arbitrary angles to grain:

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{f_{h,0,\text{mean}}}{2,3 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{N}/\text{mm}^2 \quad (5.3)$$

[...] As can be seen from Fig 4 [hier Abbildung 5.1.3], this is an approximation for  $\alpha = 90^\circ$ , by disregarding the slight diameter influence on  $f_{h,\alpha,\text{mean}}/f_{h,0,\text{mean}}$  for the purpose



of simplification. This leads to the following expression for perpendicular to grain bolt embedment strength:

Bolts loaded perpendicular to grain:

$$f_{h,90,\text{mean}} = 0,036 (1 - 0,01 \cdot d) \rho_{\text{mean}} \quad \text{N/mm}^2 \quad (5.4)$$

Die heute noch gültige Struktur der Gleichungen (5.2) und (5.3) wurde also bereits 1987 entwickelt. Beachtenswert erscheint, dass die Lochleibungsfestigkeiten mit einem Verformungslimit von 2,1 mm ermittelt wurden und in Gleichung (5.2) nicht die mittlere Rohdichte  $\rho_{\text{Whale}}$  nach Gleichung (5.1) eingeht, sondern die aus Masse und Volumen bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte. Der von [Whale u. a. \(1987a, S. 160\)](#) festgestellte „slight diameter influence“ wurde später zur Gleichung (5.23) in [DIN 1052 \(2008\)](#) auf S. 219 ausformuliert. Ebenso wurden die damals schon festgestellten Unterschiede zwischen Laub- und Nadelhölzern mit unterschiedlichen Gleichungen für  $k_{90}$  präzisiert.

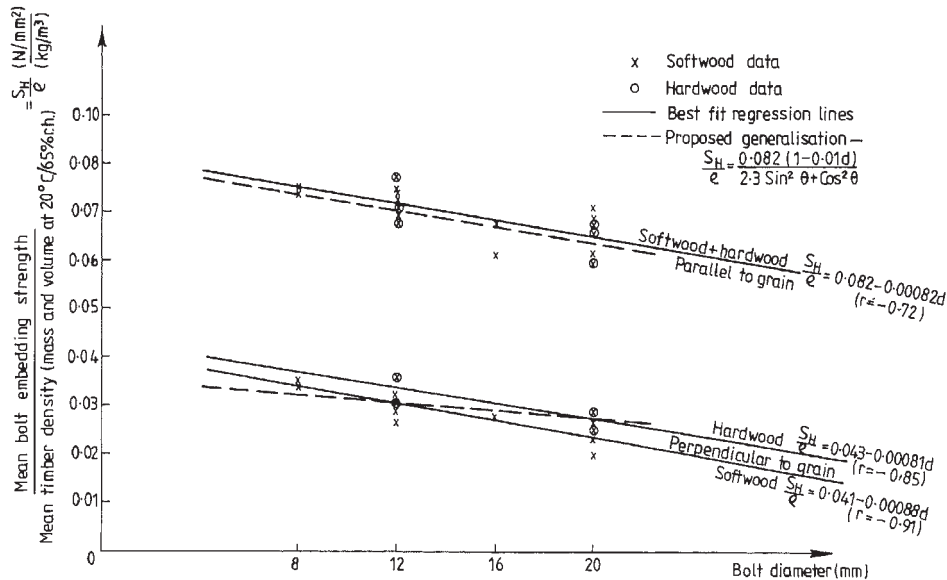


Abb. 5.1.3: Auf die Normalrohichte bezogene Lochleibungsfestigkeit versus Durchmesser aus [Whale und Smith \(1986b\)](#)

[Whale und Smith \(1986b\)](#) gaben für jede Prüfung 15 Parameter zur Beschreibung der Prüfergebnisse inklusive der Kraft-Verformungs-Kurven an. Um das Kraft-Verformungs-Verhalten zu beschreiben (siehe Abbildung 5.1.2) nutzten [Whale und Smith \(1986b\)](#) die Gleichung (5.5), wie sie bereits [Foschi \(1974\)](#) bei einschnittigen Nagelverbindungen angab und wie sie später auch von [Werner \(1993\)](#) verwendet wurde.

$$P = (K_2 + K_3 \delta) \left[ 1 - \exp \left( -\frac{K_1}{K_2} \delta \right) \right] \quad \text{nach Whale und Smith (1986b)} \quad (5.5)$$

$P$	Last in N
$\delta$	Verformung in mm
$K_1$	Steigung der Tangente für die Anfangssteifigkeit in kN/mm
$K_2$	Schnittpunkt der Tangente der Anfangssteifigkeit mit Last-Achse in kN
$K_3$	Steigung der Tangente für die Endsteifigkeit in kN/mm

### 5.1.2 Whale, Smith und Larsen (1987)

Die Gleichung (5.6) für die Berechnung der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung ( $\alpha = 0^\circ$ ) von Nadelholz und aus den Tropen stammenden Harthölzern wurde bereits in **Whale und Smith (1986a, S. 4)** ohne den ausgeklammerten Vorfaktor veröffentlicht. Durch das Verformungslimit von 2,1 mm muss die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung stark abgemindert werden, um die Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung ( $\alpha = \theta = 90^\circ$ ) zu erhalten. In Gleichung (5.7) tritt der Faktor 2,3 im Nenner auf, wobei der festgestellte „slight diameter influence on  $f_{h,0}/f_{h,\theta}$  for the purposes of code presentation“ (**Whale, Smith und Larsen, 1987b, S. 4**) vernachlässigt wurde.

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,082 (1 - 0,01 d) \rho_{\text{mean}} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (5.6)$$

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{f_{h,0,\text{mean}}}{2,3 \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.7)$$

„The values given above are valid for the mean values. In the following it will be assumed that the same relationship can be used between the characteristic values  $f_{h,k}$  and  $\rho_k$ “ (**Whale u. a., 1987b, S. 4**). Dies setzt allerdings voraus, dass die Lochleibungsfestigkeit die gleiche Streuung wie die kumulierte Streuung aller Einflussparameter aufweist und diese gleich der Streuung der Rohdichte ist.

### 5.1.3 Ehlbeck und Werner (1992)

**Ehlbeck und Werner (1992a)** untersuchten die Lochleibungsfestigkeit nach dem Entwurf für EN 383 (1990) der Holzarten Buche (*Fagus sylvatica*, L.), Eiche (*Quercus robur* L. und *Quercus petraea* (Mattuschka) Liebl.), Teak (*Tectona grandis* L. f.) (Laubhölzer der Gruppe A nach **DIN 1052 Teil 1, 1988, S. 17**), Merbau (*Intsia spp.* Thouars) und Afzelia (*Afzelia spp.* Smith) der Gruppe B und Azobé (*Lophira alata* Banks ex C. F. Gaertn.) der Gruppe C mit 125 Zug- oder Druckprüfungen parallel zur Faserrichtung. Weitere 90 Prüfungen wurden mit Probekörpern aus Buche und Azobé und Kraft-Faser-Winkeln von  $30^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  durchgeführt.

Jede Serie umfasste fünf Lochleibungsprüfungen. „Als Verbindungsmittel wurden blanke, kaltgeformte Stabdübel aus St 37 K verwendet“ (**Ehlbeck und Werner, 1992a, S. 9**), wobei der Durchmesser des Stabdübels dem des Bohrlochs mit 8 bis 30 mm entsprach. „Die Lagerung aller Hölzer zur Klimatisierung und die Durchführung der Prüfungen erfolgte im Prüflabor bei Normalklima **DIN 50014 (1985) – 20/65-2**“ (**Ehlbeck und Werner, 1992a, S. 16**). Die Last wurde mit einer Hystereseschleife weggesteuert und mit konstanter Geschwindigkeit so aufgebracht, dass die Maximallast innerhalb von  $(300 \pm 120)$  s erreicht wurde. Die Dicke der

Probekörper betrug  $2d$ , und sie wurden gemäß dem Verfahren 2 der **DIN EN 28 970 (1991)** nach ihrer Rohdichte ausgesucht.

**Ehlbeck und Werner (1992a)** ermittelten mit Hilfe einer linearen Regression die Gleichungen (5.8) und (5.9):

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,102 (1 - 0,01 d) \rho_{\text{mean}} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und} \quad (5.8)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 0,102 (1 - 0,016 d) \rho_{\text{mean}} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ. \quad (5.9)$$

Für die Bestimmung der Gleichungen (5.11) und (5.12) für die charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten wurde von **Ehlbeck und Werner** angenommen, dass sowohl die Rohdichte als auch die Lochleibungsfestigkeit normalverteilten Grundgesamtheiten entstammen. Als Variationskoeffizienten wurden für die Rohdichte 8% und für die Lochleibungsfestigkeit 15% angenommen. Da die Streuung der Rohdichte geringer als die der Lochleibungsfestigkeit ist, reichte das Einsetzen der charakteristischen Rohdichte nicht aus, um eine charakteristische Lochleibungsfestigkeit zu erhalten, und die Vorfaktoren der Gleichungen (5.8) und (5.9) mussten abgemindert werden. Wie dies genau erfolgte, wurde in **Ehlbeck und Werner (1992a)** nicht dokumentiert.

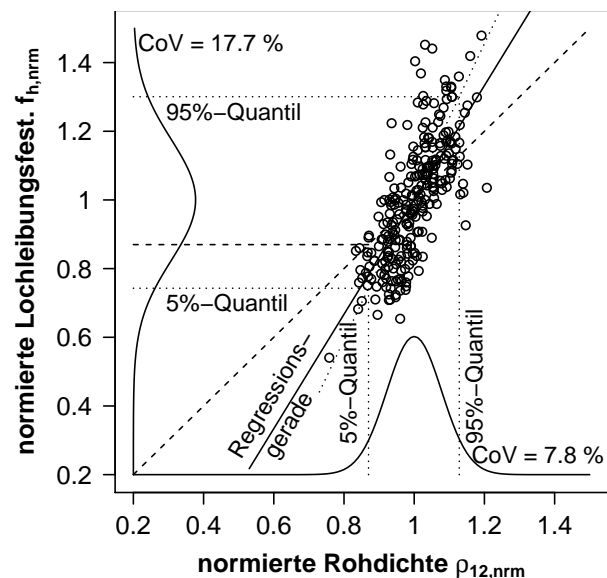


Abb. 5.1.4: Streudiagramm der normierten Rohdichte versus die normierte Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz ( $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$ .)

Möglicherweise wurden die Gleichungen für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit wie folgt hergeleitet. Um die Vorgehensweise bei der Ermittlung eines Bemessungsmodells für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit aus den Regressionsmodellen der Gleichungen (5.8) und (5.9) darzustellen, wurden in Abbildung 5.1.4 beispielhaft die normierte Rohdichte  $\rho_{\text{norm}}$  gegen die normierte Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz aufgetragen ( $d = 12 \text{ mm}$ ,  $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, \dots, 90^\circ$ ). Die Normierung erfolgte für eine bessere Darstellung und wurde durch die Division der Mittelwerte und Standardabweichungen durch den jeweiligen Mittelwert erreicht. Wie noch in Abschnitt 5.5.7 auf S. 251 erläutert werden wird, ist der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels bei der Lochleibungsfestigkeit für 12 mm Durchmesser vernachlässigbar klein und

die verschiedenen Serien können gemeinsam dargestellt werden (siehe auch Abbildung 5.5.9 a, S. 252).

Die Regressionsgerade ist in Abbildung 5.1.4 als durchgezogene schwarze Linie eingetragen. Die Abweichung der Steigung gegenüber der strichlierten Linie der Winkelhalbierenden ist auf die unterschiedlichen Streuungen der Rohdichte und der Lochleibungsfestigkeit sowie den statistischen Fehlern durch die Abweichung der jeweiligen empirischen Verteilung von der jeweiligen Normalverteilung zurückzuführen. Die Dichtefunktionen für die normierte Rohdichte bzw. die normierte Lochleibungsfestigkeit sind der übersichtlichen Darstellung wegen entlang der Abszisse bzw. der Ordinate von 0 nach 0,2 verschoben. Als gepunktete Vertikalen und Horizontalen sind die 5%- und 95%-Quantile eingezeichnet, durch deren Schnittpunkte eine gepunktete Gerade gelegt wurde.

Die Abweichung der Lage der gepunkteten Gerade gegenüber der durchgezogenen Regressionsgerade ist auf die Idealisierung der Verteilungsfunktionen von normierter Rohdichte bzw. normierter Lochleibungsfestigkeit zu Normalverteilungen bedingt. Die horizontale gestrichelte Linie befindet sich auf der Höhe des Schnittpunktes der Linie des 5%-Quantils der Rohdichte mit der Winkelhalbierenden. Würde man die unterschiedliche Streuung von Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit nicht durch die Abminderung des Vorfaktors berücksichtigen, erhielte man eine deutlich über dem 5%-Quantil liegende Lochleibungsfestigkeit, wie der Abstand zwischen der gepunkteten horizontalen Linie für das 5%-Quantil und der gestrichelten schwarzen Horizontalen verdeutlicht.

Der aus den unterschiedlichen Variationskoeffizienten resultierende Faktor kann unter Annahme der Variationskoeffizienten der Rohdichte zu 8% und der Lochleibungsfestigkeit zu 15% nach Gleichung (5.10) berechnet werden.

$$\frac{X(P = 0,05 | \mathcal{N}(1; 0,15^2))}{X(P = 0,05 | \mathcal{N}(1; 0,08^2))} = 0,8674 \quad (5.10)$$

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit wurde wahrscheinlich bei Ehlbeck und Werner (1992a) durch Einsetzen der charakteristischen Rohdichte und die Multiplikation mit dem Faktor nach Gleichung (5.10), wie in den Gleichungen (5.8) und (5.9) errechnet.

$$f_{h,0,k} = 0,8674 \cdot 0,102 (1 - 0,01 d) \rho_{\text{mean}} \approx 0,09 (1 - 0,01 d) \rho_k \quad (5.11)$$

$$f_{h,90,k} = 0,8674 \cdot 0,102 (1 - 0,016 d) \rho_{\text{mean}} \approx 0,09 (1 - 0,016 d) \rho_k \quad (5.12)$$

Während die Pioniere Whale u. a. (1987a) noch auf die Berücksichtigung der unterschiedlichen Streuung von Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit verzichteten, inkludierten Ehlbeck und Werner (1992a) diese mit einem einfachen Ansatz, der normalverteilte Größen und konstante Standardabweichungen über den gesamten Wertebereich der Residuen der Regressionsmodelle (5.8) und (5.9) voraussetzt. Eine Überprüfung des Bemessungsmodells anhand der empirischen Daten wurde in Ehlbeck und Werner (1992a) nicht dokumentiert.

### 5.1.4 Rammer (1999)

Die Lochleibungsfestigkeit längs zur Faserrichtung nach ASTM D5764 (2007) bestimmte Rammer (1999) von Brotnussbaum (*Brosimum alicastrum* Sw.,  $\rho_{12} \approx 850 \text{ kg/m}^3$ ) und Danto (*Vatairea lundellii*,  $\rho_{12} \approx 785 \text{ kg/m}^3$ ) aus Guatemala für die Durchmesser 6,4 mm, 12,7 mm und

19,1 mm. Jede Serie umfasste mindestens 45 Probekörper. Der Anfangsbettungsmodul  $K_i$  wurde aus den Prüfergebnissen zwischen 20 und 40 % der Maximallast  $F_{\max}$  bestimmt. Die Mittelwerte für die Holzfeuchten, die Anfangsverschiebungsmoduln und Lochleibungsfestigkeiten nach ASTM D5764 (2007) sind in Tabelle 5.1.2 aufgeführt.

Tab. 5.1.2: Mittelwerte für Holzfeuchte, Anfangsverschiebungsmodul und Lochleibungsfestigkeit nach ASTM D5764 (2007) aus Rammer (1999, S. 80)

Holzart	Durchmesser $d$ [mm]	Anzahl $n$ [Stck]	Holzfeuchte $u$ [%]	mittlere Rohdichte		Anfangsbettungsmodul		Lochleibungsfestigkeit		Maximallast zu 5%-offset load $F_{\max}/F_{5\%-\text{offset}}$ [-]
				$\rho_{\text{mean}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$CoV$ [%]	$K_i$ [kPa/mm]	$CoV$ [%]	$f_{h,5\%}$ [MPa]	$CoV$ [%]	
Brot-nussbaum	6,4	46	11,0	850	6,8	118,2	24,3	71,6	13,2	1,20
	12,7	45	11,5	850	6,8	102,2	14,1	70,2	9,8	1,06
	19,1	48	11,7	840	7,1	72,0	17,4	67,2	10,8	1,05
Danto	6,4	46	9,8	785	5,9	130,2	22,3	61,8	11,2	1,18
	12,7	46	10,4	785	7,0	93,0	16,8	60,1	11,3	1,04
	19,1	47	10,2	785	5,7	82,4	15,9	59,4	11,4	1,02

### 5.1.5 Vreeswijk (2003)

Vreeswijk (2003) untersuchte die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung nach EN 383 (1993) von Fichte (*Picea abies* L.,  $\rho_{\text{mean}} = 495 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 12,0 \%$ ), Rot-Eiche (*Quercus rubra* L.,  $\rho_{\text{mean}} = 716 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 11,4 \%$ ), Massaranduba (*Manilkara bidentata* (A. DC.) A. Chev.,  $\rho_{\text{mean}} = 972 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 13,6 \%$ ), Angelim Vermelho (*Dinizia excelsa* Ducke,  $\rho_{\text{mean}} = 1106 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 17,4 \%$ ), Azobé (*Lophira alata* Banks ex C. F. Gaertn.,  $\rho_{\text{mean}} = 1072 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 20,6 \%$ ) und des Tonkabaumes (*Dipteryx odorata* (Aubl.) Willd.,  $\rho_{\text{mean}} = 1142 \text{ kg/m}^3$ ,  $u_{\text{mean}} = 14,2 \%$ ). Die Probekörper waren etwa 25 mm dick. Als Verbindungsmittel kam eine blanke Schraube (Festigkeitsklasse 12.9) mit einem Gewinde M24 nahe dem Kopf und einem Gewinde M14 an der Spitze zum Einsatz, welche einen Schaft im Probekörper mit 16 mm Durchmesser (Passung H7) zwischen den Gewinden aufwies. Die Gewinde wurden in seitliche Halterungen eingeschraubt.

Vreeswijk (2003, S. 71) setzte die je Serie gemittelten Lochleibungsfestigkeiten aus den Lochleibungsprüfungen ins Verhältnis zu denen nach EN 1995-1-1 (2002, S. 77) berechneten. Über alle Serien gemittelt betrug das Verhältnis 1,22. Die Holzfeuchten der Serien variierten zwischen 11,4 und 20,6 %; allerdings erfolgte weder bei der Rohdichte noch bei der Lochleibungsfestigkeit eine Anpassung auf die Ausgleichsfeuchte bei  $(65 \pm 5) \%$  relativer Luftfeuchte und  $(20 \pm 1) \text{ }^\circ\text{C}$ .

Die Daten von Vreeswijk (2003, S. 114 ff.) wurden erneut ausgewertet und dabei sowohl die Rohdichte als auch die Lochleibungsfestigkeit auf die Referenzholzfeuchte von 12 % bezogen.

Die Variationskoeffizienten der auf 12 % Holzfeuchte bezogenen Rohdichten lagen für die fünf Holzarten zwischen 0,87 und 2,9 %; allein Angelim Vermelho weist einen Variationskoeffizienten von 7,63 % auf. Dies spiegelt sich wieder in den geringen Variationskoeffizienten für die auf 12 % Holzfeuchte bezogene Lochleibungsfestigkeiten von 4,38 bis 8,24 % und 10,93 % für Angelim Vermelho. Der mittlere Variationskoeffizient für die Rohdichte beträgt 9 % nach DIN

68 364 (2003, S. 7) und etwa 18 % für die Lochleibungsfestigkeit (siehe Tabelle 5.5.6, S. 253). Die Serien umfassten in der Regel zehn Probekörper, welche die zu erwartende Streuung der Rohdichte und der Lochleibungsfestigkeit der jeweiligen Holzart nur unzureichend wiedergaben.

Von Vreeswijk wurde die Gleichung (5.13) nach Ehlbeck und Werner (1992a) für die Bestimmung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers  $d$  und der mittleren Rohdichte bei der Prüfung  $\rho_u$  bestätigt:

$$f_{h,0,k} = 0,09 (1 - 0,01 d) \rho_u \quad (5.13)$$

### 5.1.6 Leijten und Köhler (2004)

Ziel der *short scientific mission* im Rahmen der *Cost Action E24* war es, auf Basis der Daten von Ehlbeck und Werner (1992a), Whale und Smith (1986c,b), Sawata und Yasumura (2002) und Vreeswijk (2003) sowie unveröffentlichten Daten von Adrian Mischler eine neue Regressionsanalyse durchzuführen, wobei die Streuungen der einzelnen Summanden der Gleichung (5.14) und die daraus folgende Streuung des Erwartungswerts der logarithmierten Lochleibungsfestigkeit quantifiziert werden sollten. Aus der Analyse sollte eine neue Bemessungsgleichung für die *charakteristische* Lochleibungsfestigkeit angegeben werden.

$$\ln f_h = A + B \ln \rho + C \ln d + \epsilon \quad (5.14)$$

Leijten und Köhler (2004, S. 2) stellten fest: „The embedment strength expressions in Eurocode 5 are based on a comprehensive study by Whale and Smith (1986b) and Ehlbeck and Werner (1992)“. Nach dieser Aussage basieren die Bemessungsgrundlagen in ON EN 1995-1-1 (2009) und die gleich lautenden in der zurückgezogenen DIN 1052 (2008) auf den umfangreichen und grundlegenden Erfahrungen mit Lochleibungsprüfungen an Nadelholz, Tropenholz und lediglich 75 Prüfungen mit zwei europäischen Laubholzarten.

Im persönlichen Gespräch am 13. April 2011 erklärte Dr. Köhler, dass der in Leijten und Köhler (2004) aufgewiesene Weg zu charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten mathematisch nicht korrekt ist und zu niedrige charakteristische Lochleibungsfestigkeiten berechnet werden würden. Daher wurde für die Bestimmung der Bemessungsmodelle für die Lochleibungsfestigkeit eine andere, in Abschnitt 4.8.9 auf S. 164 ff. beschriebene, Vorgehensweise gewählt.

### 5.1.7 Sandhaas, van de Kuilen, Blass und Ravenshorst (2010)

Sandhaas, van de Kuilen, Blass und Ravenshorst (2010) führten 139 Prüfungen nach ON EN 383 (2007) mit Fichte (*Picea abies* (L.) H. Karst.), Buche (*Fagus sylvatica* L.), Purpleheart (*Peltogyne* spp. Vogel), Tonkabaum (*Dipteryx odorata* (Aubl.) Willd.) aus Peru bzw. Brasilien und Azobé (*Lophira alata* Banks ex Gaertn.) durch. Die Mittelwerte der Holzfeuchten von sechs Serien schwankten zwischen 11,9 und 20,5 %, wobei der obere Wert bei Azobé auftrat. Um den Einfluss der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit abzuschätzen, wurden zwei Serien aus Azobé bei einer mittleren Holzfeuchte von 43,3 % geprüft. Nach Niemz und Sonderegger (2007, S. 382) beträgt die Ausgleichsfeuchte Azobés bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte bei Adsorption 11,53 % und bei Desorption 14,81 %. Nach Popper und Croptier (2009, S. 47) ist



die Fasersättigung bei 26,84 % (Adsorption) bzw. 28,80 % (Desorption) erreicht. Von Sandhaas u. a. wurde Azobé demnach deutlich unterhalb und oberhalb der Fasersättigung geprüft.

Die Stabdübel hatten Durchmesser von 12 und 24 mm und waren aus verzinktem Stahl bzw. schwarzem Schnellarbeitsstahl (HSS). Die mittleren Rauheiten der Oberflächen waren bei beiden Stabdübelarten mit  $R_a = 0,88 \mu\text{m}$  bzw.  $R_a = 0,80 \mu\text{m}$  ähnlich. Dennoch fallen die Lochleibungsfestigkeiten mit Stabdübeln aus Schnellarbeitsstahl um 11...20...35 Prozent höher aus als die für verzinkten Stahl.

Sandhaas u. a. (2010) stellten die Gleichung (5.15) als Ergebnis einer linearen Regressionsanalyse für alle Prüfergebnisse inklusive der mit nassem Azobé auf. Das Einbeziehen von Azobé mit 43,3 % Holzfeuchte, d. h. deutlich oberhalb der Fasersättigung im Bereich um rund 30 %, verfälscht das lineare Regressionsmodell, da die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte oberhalb und unterhalb des Fasersättigungsbereiches stark unterschiedlich ist. Allerdings stehen den elf Datensets für nasses Azobé 128 mit Holzfeuchten unterhalb der Fasersättigung gegenüber.

$$f_{h,0,\text{mean}} = 5,781 + 0,098 \rho - 1,362 u - 0,219 d \quad \text{mit } r^2 = 0,878 \quad (5.15)$$

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,095 (1 - 0,0089 d) \rho_{12} \quad (5.16)$$

Die Daten von Whale und Smith (1986b,c), Ehlbeck und Werner (1992a,b) und Vreeswijk (2003) für einen Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$  wurden zusammen mit den Ergebnissen von Sandhaas u. a. ausgewertet. In Anlehnung an die Angaben zur Normierung der Druckfestigkeit auf die Referenzholzfeuchte in ON EN 384 (2004, S. 8) wurde die Lochleibungsfestigkeit pro Prozent Holzfeuchte über 12 % um 3 % abgemindert. Die Rohdichten wurden ebenfalls, soweit Angaben zur Holzfeuchte zum Prüfzeitpunkt veröffentlicht wurden, auf 12 % Holzfeuchte normiert. Die Gleichung (5.16) ist das Ergebnis der Regressionsanalyse von Sandhaas u. a. für die mittlere Lochleibungsfestigkeit der 804 Prüfergebnisse parallel zur Faserrichtung aller genannten Autoren.

### 5.1.8 Spörk (2007)

In seiner Diplomarbeit untersuchte Spörk (2007b) die Lochleibungsfestigkeit nach ON EN 383 (2007) von Kiefern- und Fichtenholz. Bei den 140 Probekörpern aus Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.,  $\rho_{\text{mean}} = 400 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 10,0\%$ ) wurde der Kraft-Faser-Winkel zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  in  $10^\circ$ -Schritten variiert. Bei den 271 Probekörpern aus Kiefer (*Pinus sylvestris* L.,  $\rho_{\text{mean}} = 535 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 11,8\%$ ) wurde die Druckkraft parallel und senkrecht zur Faserrichtung eingeleitet. Alle Prüfungen wurden mit handelsüblichen galvanisch verzinkten Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser durchgeführt.

In einem internen Bericht fasste Spörk (2007a) die Ergebnisse von 528 Lochleibungsprüfungen nach ON EN 383 (2007) mit Fichte und galvanisch verzinkten Stabdübeln mit den Durchmessern 8, 12 und 20 mm zusammen und gab die Gleichungen (5.17) und (5.18) für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit parallel und senkrecht zur Faserrichtung an.

$$f_{h,0,k} = 0,1 d^{-0,15} \rho_k \quad (5.17)$$

$$f_{h,90,k} = 0,1 d^{-0,32} \rho_k \quad (5.18)$$



Den Beiwert  $k_{90}$  für das Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  zu  $90^\circ$  bestimmte Spörk mit Gleichung (5.19). Statt der üblichen Hankinson-Funktion wurde zur Beschreibung des Winkleinflusses der Nenner der Gleichung (5.20) angegeben. Der wichtigste Unterschied zum Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) besteht in der konsequenten Umsetzung des unterschiedlichen nichtlinearen Einflusses des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  und  $90^\circ$ .

$$k_{90} = \frac{f_{h,0,k}}{f_{h,90,k}} = \frac{0,1 d^{-0,15} \rho_k}{0,1 d^{-0,32} \rho_k} = d^{0,17} \quad (5.19)$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{(1 - k_{90}) \cos^4 \alpha + k_{90}} \quad (5.20)$$

- $\rho_k$  charakteristische Rohdichte in  $\text{kg/m}^3$
- $d$  Durchmesser des Stabdübels in mm
- $f_{h,0,k}$  Lochleibungsfestigkeit in  $\text{N/mm}^2$  bei Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$
- $f_{h,90,k}$  Lochleibungsfestigkeit in  $\text{N/mm}^2$  bei Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 90^\circ$
- $\alpha$  Kraft-Faser-Winkel in Grad
- $k_{90}$  Beiwert gleich dem Verhältnis von  $f_{h,0}$  zu  $f_{h,90}$

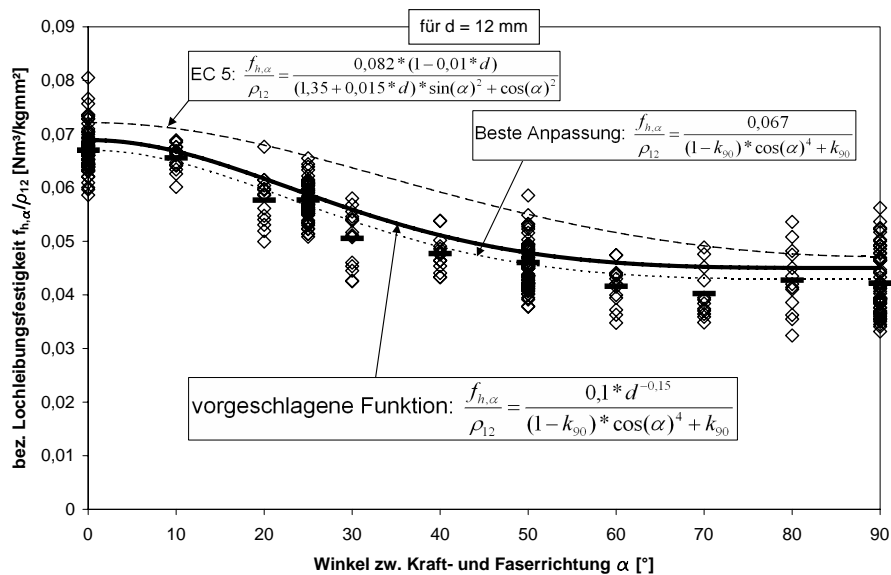


Abb. 5.1.5: Bezogene Lochleibungsfestigkeiten für Fichte und 12 mm Durchmesser und verschiedene Bemessungsmodelle nach Spörk (2007a, S. 9)

Die Abbildung 5.1.5 illustriert die Anpassung verschiedener Bemessungsmodelle an die auf die Rohdichte bezogene Lochleibungsfestigkeit des Fichtenholzes bei einem Durchmesser des Verbindungsmittels von 12 mm.

### 5.1.9 Resümee der Literaturrecherche

Die Bemessungsmodelle in **ON EN 1995-1-1 (2009)** und die gleich lautenden in der zurückgezogenen **DIN 1052 (2008)** basieren auf den umfangreichen und grundlegenden Erfahrungen mit Lochleibungsprüfungen an Nadelholz, Tropenholz und lediglich 75 Prüfungen mit zwei europäischen Laubholzarten. **Whale und Smith (1986b)** gaben Gleichungen für die Kraft-Verformungs-Kurven ihrer Lochleibungsprüfungen bis zum Verformungslimit von 2,1 mm an. Für den Eurocode 5 mussten die Werte demnach bis 5 mm extrapoliert werden. **DIN 1052 Teil 2 (1988, Abs. 8.4)** definierte Stabdübel erst ab 8 mm Durchmesser, erst **DIN 1052 (2000)** erweiterte auf Durchmesser von 6 mm. Somit hatten **Ehlbeck und Werner (1992a)** keine Prüfungen unter 8 mm vorgesehen. Daraus ergibt sich für die Lochleibungsfestigkeit von europäischen Laubholzarten bei einem Verformungslimit von 5 mm Forschungsbedarf und insbesondere bei einem Stabdübeldurchmesser von 6 mm.

## 5.2 Normen

### 5.2.1 ON EN 1995-1-1 (2009)

Nach **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 78)** gelten die Gleichungen (5.21) bis (5.23) zur Bestimmung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit von Stabdübeln und Passbolzen. Auf Seite 80 der Norm wird der Stabdübeldurchmesser zu  $6 \text{ mm} < d < 30 \text{ mm}$  festgelegt. Auf Seite 115 wird der kleinste Durchmesser 6 mm angegeben, und wie auf Seite 78 ersichtlich, waren Bolzen „bis zu einem Durchmesser von 30 mm“ erlaubt. Daher sollte auf Seite 80  $6 \text{ mm} \leq d \leq 30 \text{ mm}$  formuliert werden.

$$f_{h,0} = 0,082 (1 - 0,01 d) \rho_k \quad (5.21)$$

$$f_{h,\alpha} = \frac{f_{h,0}}{k_{90} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{mit} \quad (5.22)$$

$$k_{90} = \begin{cases} 1,35 + 0,015 d & \text{für Nadelhölzer} \\ 1,30 + 0,015 d & \text{für Furnierschichtholz LVL} \\ 0,90 + 0,015 d & \text{für Laubhölzer} \end{cases} \quad (5.23)$$

$\rho_k$	charakteristische Rohdichte in $\text{kg}/\text{m}^3$
$d$	Durchmesser des Verbindungsmittels in mm
$\alpha$	Kraft-Faser-Winkel in Grad
$f_{h,0}$	Lochleibungsfestigkeit in $\text{N}/\text{mm}^2$ bei Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$
$f_{h,\alpha}$	Lochleibungsfestigkeit bei Kraft-Faser-Winkel $\alpha$
$k_{90}$	Beiwert für das Verhältnis von $f_{h,0}$ zu $f_{h,90}$

„Die Toleranzen für den Durchmesser von Stabdübeln betragen  $-0/+0,1$  mm. Vorgebohrte Löcher in den Holzbauteilen sollten keinen größeren Durchmesser haben als den des Stabdübels“ **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 115)**. Die Mindestanforderungen an den Korrosionsschutz sind in Tabelle 4.1 der **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 35)** angegeben.

### 5.2.2 DIN 1052 (12/2008 – 5/2012)

Für die Lochleibungsfestigkeit von Stabdübeln und Passbolzen galten im Allgemeinen die gleichen Regeln wie nach **ON EN 1995-1-1 (2009)**, allerdings waren die Durchmesser mit  $6 \text{ mm} \leq d \leq 30 \text{ mm}$  klarer geregelt (vgl. **DIN 1052, 2008**, S. 112). Die Löcher im Holz waren bei Stabdübeln mit dem Nenndurchmesser zu bohren und in Stahlteilen durften sie einen Millimeter größer sein. Stabdübel sollten aus den Stahlsorten S 235, S 275 oder S 355 nach **DIN EN 10 025-2 (2005)** gefertigt sein (vgl. **DIN 1052, 2008**, S. 216). Aussagen über die Oberflächenrauigkeit werden nicht getroffen; die Mindestanforderungen an den die Oberflächenrauigkeit beeinflussenden Korrosionsschutz waren in Tabelle 2 der **DIN 1052 (2008, S. 24)** angegeben.

### 5.2.3 SIA 265 (2012)

In der Schweiz wird die Lochleibungsfestigkeit nach SIA 164.066 (2007) geprüft, welche der **SN EN 383 (2007)** entspricht. Die Prüfergebnisse sind also direkt vergleichbar und das Bemessungsmodell für Stabdübelverbindungen nach Gleichung (5.24) basiert auf der gleichen Definition der Lochleibungsfestigkeit.

$$R_{d,\text{Verb}} = k_{\alpha} k_{\text{red}} n_{\text{tot}} p k_{\beta} \sqrt{M_{u,k} f_{h,k} d} = k_{\alpha} k_{\text{red}} n_{\text{tot}} p k_{\beta} \sqrt{0,3 f_{u,k} f_{h,k} d}^{1,8} \quad \text{mit} \quad (5.24)$$

$$k_{\alpha} = 0,73, \quad (5.25)$$

$$k_{\text{red}} = \min \left\{ 1; n^{-0,1} \sqrt[4]{\frac{a_1}{10 d} \frac{90^{\circ} - \alpha}{90^{\circ}}} + n \frac{\alpha}{90^{\circ}} \right\} \quad \text{und} \quad (5.26)$$

$$M_{u,k} = 0,3 f_{u,k} d^{2,6}. \quad (5.27)$$

$R_{d,\text{Verb}}$	Bemessungswert des Tragwiderstands in N
$k_{\alpha}$	$k_{\alpha} = 0,73$
$k_{\text{red}}$	Reduktionsfaktor für mehrere in Krafrichtung hintereinander angeordnete Verbindungsmittel
$n_{\text{tot}}$	Gesamtanzahl Stabdübel der Stabdübelverbindung
$p$	Anzahl Scherfugen
$k_{\beta}$	Hilfswert, abhängig von der Ausbildungsform und dem Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten der zu verbindenden Füge-teile
$M_{u,k}$	charakteristischer Wert des Fließmoments des Stabdübels in N mm
$f_{h,k}$	Lochleibungsfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$d$	Durchmesser des Stabdübels in mm
$f_{u,k}$	charakteristischer Wert der Zugfestigkeit des Stabdübels in N/mm <sup>2</sup>

Nach Tabelle 18 in **SIA 265 (2012)** werden die Gleichungen (5.28) und (5.29) für die Berechnung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz aus Laubholz für „zylindrische, stiftförmige Verbindungsmittel mit Nenndurchmesser  $d$  von 4 mm bis 30 mm“ (**SIA 265, 2012**, S. 60) verwendet. „Bei einem Kraftangriff schräg zur Faserrichtung dürfen die Werte linear interpoliert werden“ (**SIA 265, 2012**, S. 60). Gegenüber (**SIA 265, 2003**, S. 56) enthalten nur noch die Gleichungen der Lochleibungsfestigkeit für nicht vorgebohrte stiftförmige Verbindungsmittel in Nadelholz den Term  $d^{-0,3} \rho_k$ .

$$f_{h,0,k} = 0,082 (1 - 0,01 d) \rho_k \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (5.28)$$

$$f_{h,90,k} = \frac{f_{h,0,k}}{0,90 + 0,15 d} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \quad (5.29)$$

In den Stahlteilen darf der Lochdurchmesser den Nenndurchmesser der Stabdübel oder Passbolzen wie in der zurückgezogenen [DIN 1052 \(2008\)](#) um maximal einen Millimeter überschreiten. „Metallische Verbindungen und Komponenten sollen mindestens eine gleich lange Lebensdauer wie die Holzkonstruktion aufweisen. Andernfalls sind Austauschmöglichkeiten vorzusehen“ ([SIA 265, 2012](#), S. 83). Genauere Angaben zum Korrosionsschutz und den Oberflächen der Verbindungsmittel werden in der Schweizer Holzbaunorm nicht gegeben.

Die Schweizer Norm legt Gleichungen hinsichtlich der Mindestholzdicken für die verschiedenen Ausprägungsformen von Stabdübelverbindungen in Tabelle 19 fest. Diese Mindestholzdicken führen rechnerisch immer zu einem duktilen Versagen durch die Ausbildung von Fließgelenken in den Stabdübeln und stellen einen konzeptuellen Unterschied zur [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) dar, welche auch spröde Versagensmechanismen (siehe Abbildung [6.3.3 a](#) und [6.3.4 a](#), S. 300) erlaubt.

#### 5.2.4 ON EN 14 592 (2009)

[ON EN 14 592 \(2012, S. 17\)](#) regelt u. a. die Anforderungen an Stabdübel und Bolzen mit kreisförmigem, deformiert kreisförmigem oder rechteckigem Querschnitt. Geriffelte Oberflächen von Stabdübeln sind zugelassen, wenn der Innendurchmesser  $d_i$  mindestens 95 % des Außendurchmessers beträgt. Der eventuell vorhandene Korrosionsschutz muss nach Anhang A der [ON EN 14 592 \(2012, S. 33\)](#) spezifiziert werden.

#### 5.2.5 Vergleich der Europäischen mit der US-amerikanischen Normung bezüglich der Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit

[Pope und Hilson \(1995\)](#) stellen [EN 383 \(1993\)](#) und die Testmethode nach [Wilkinson \(1991\)](#), welche später in [ASTM D5764 \(2007\)](#) einging, gegenüber. Die Ermittlung der *5%-offset load* geht auf [Harding und Fowkes \(1984\)](#) sowie [Patton-Mallory \(1989\)](#) zurück. Die Probekörper von [Pope und Hilson \(1995\)](#) für die Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  und  $90^\circ$  bestanden aus *european whitewood* (Weiß-Tanne *Abies alba* Mill. und Gemeine Fichte *Picea abies* (L.) H. Karst.), Kiefer (*Pinus sylvestris* L.) und Iroko (*Milicia spp.* Sim), die Stabdübel mit 12 und 20 mm Durchmesser aus schwarzem Baustahl, der nicht näher spezifiziert wurde. Für die parallel zur Faserrichtung getesteten Probekörper entsprachen die Maße der europäischen Norm [EN 383 \(1993\)](#) bis auf die Dicke, welche gleich dem sechsfachen Bolzendurchmesser war.

Aus der weniger beanspruchten Hälfte des Probekörpers wurden dann die Probekörper für die Prüfungen nach [ASTM D5764 \(2007\)](#) gefertigt. Die Last wurde verformungsgesteuert mit 1 mm/min ohne Hysterese aufgebracht.

„In the European procedure it is possible that the full plastic capacity of the timber is not developed before failure occurs“ (Pope und Hilson, 1995, S. 570). In der Zusammenfassung heißt es:

„The European approach allows a much more accurate measurement of the stiffness of the characteristic for both directions of loading. The continuity of the timber around the bolt hole in the European test specimen more accurately presents the conditions around the bolt in a real joint. In general the European approach is preferred although the deflection limit of 5 mm proposed in EN383, which was only reached in the perpendicular to the grain tests, does seem excessive. A limit of 2 mm might be more appropriate“ (Pope und Hilson, 1995, S. 571).

Am Beispiel der gemittelten Last-Verformungs-Kurven für die Fichtenholzserien FI\_C12\_00 und FI\_C12\_90 von Spörk (2007b) mit parallel bzw. quer zur Faserrichtung belasteten Stabdübeln  $\varnothing$  12 mm in Abbildung 5.2.1 wurden die jeweils in die Auswertung nach amerikanischer und europäischer Norm eingehenden Kräfte eingetragen. Die 5%-offset load wird als Schnittpunkt zwischen der Last-Verschiebungs-Kurve und der durch die Parallelverschiebung einer in den linear-elastischen Teil der Last-Verschiebungs-Kurve gelegten Gerade um 5 % des Verbindungsmitteldurchmessers in Richtung der positiven Verschiebungsachse ermittelt. Wird die Maximalkraft vor der 5%-offset load erreicht, geht diese in die Auswertung ein. Somit ähnelt das Verfahren der Ermittlung der Druckkraft zur Bestimmung der Querdruckfestigkeit nach ON EN 408 (2010) (siehe Abbildung 2.5.4, S. 44).

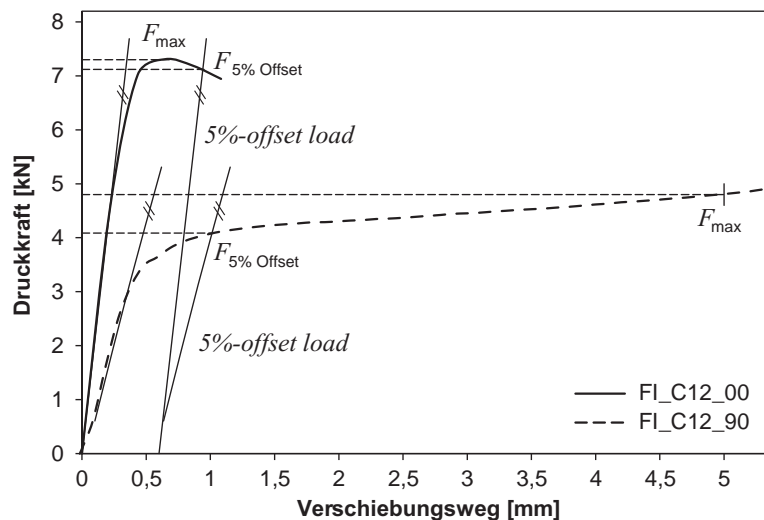


Abb. 5.2.1: Gemittelte Last-Verformungs-Kurven nach Werten von Spörk (2007b) (Fichte, Drucklast, Durchmesser 12 mm, parallel und senkrecht zur Faser) mit den für die Lochleibungsfestigkeit relevanten Kräften nach ASTM D5764 (2007) und ON EN 383 (2007)

Bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$  wäre bei der Serie FI\_C12\_00 die maximale Druckkraft mit der 5%-offset load beinahe gleich. Andererseits beträgt der Unterschied der nach ON EN 383 (2007) bzw. ASTM D5764 (2007) maßgebenden Kräfte bei der Serie FI\_C12\_90 quer zur Faserrichtung etwa 11 %. Bei den Laubhölzern ist der Anstieg im plastischen Bereich deutlich größer und die Unterschiede sind umso deutlicher (siehe Abbildung D.4.2 und D.4.3, S. 402 f.). Das von Pope und Hilson (1995, S. 571) vorgeschlagene Verformungslimit von 2 mm

bzw. das von **Whale u. a. (1986)** praktizierte von 2,1 mm reduziert die Differenzen zwischen der europäischen Auswertung der Prüfungen nach **ON EN 383 (2007)** und der US-amerikanischen Auswertung nach **ASTM D5764 (2007)** deutlich.

**Werner (2008)** glaubt, dass das Verformungslimit zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit nach **ON EN 383 (2007)** aus der Überlegung resultiert, dass sich bei einer zweischnittigen Holz-Holz-Verbindung bei der Prüfung nach **ON EN 26 891 (1991)** mit einem Verformungslimit von 15 mm in den Seitenhölzern und dem Mittelholz etwa 5 mm Verformung einstellt und die restlichen 5 mm aus Schlupf und weiteren Verformungen resultieren.

In **Abbildung 5.2.2** erkennt man, was es bedeutet, den absoluten Verformungsweg von 5 mm nach **ON EN 383 (2007)** vorzugeben. Mit gelben Kreisen bzw. Ovalen wurden die unverformten Bohrlöcher gekennzeichnet. Die roten Linien geben die Grenzen der plastischen Verformung an. Bei Verbindungen mit kleinen Stabdübeln, d. h. nach **ON EN 1995-1-1 (2009, S. 80)** mit einem Durchmesser von 6 mm, erscheinen die Verformungen überproportional. Stellt man sich solche Verformungen in einer Stabdübelverbindung mit mehreren hintereinander liegenden Stabdübeln vor, scheint ein Aufspalten des Holzes zwischen den Verbindungsmitteln trotz der Einhaltung der Mindestabstände wahrscheinlich.

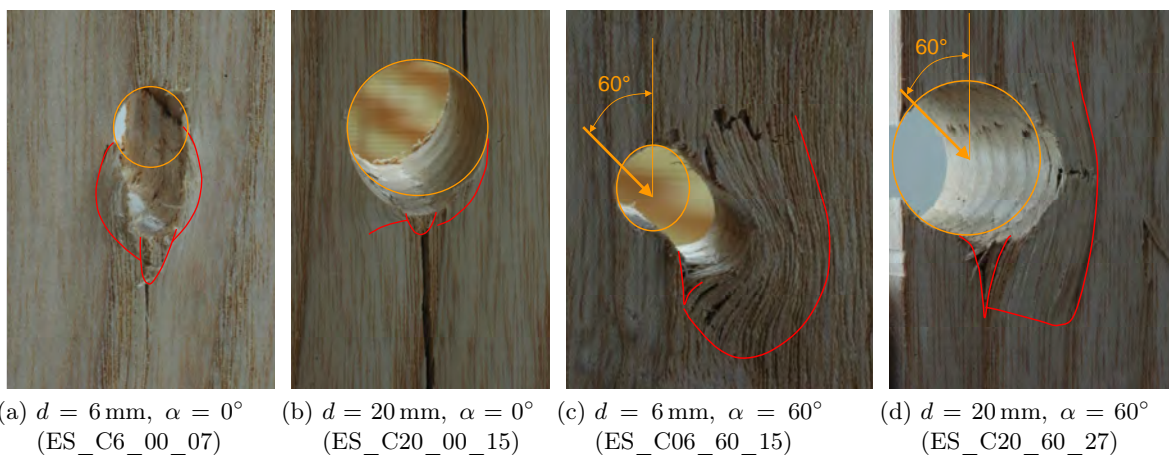


Abb. 5.2.2: Gegenüberstellung von geprüften Lochleibungsproben aus Esche

Werden dann noch die der Traglastberechnung zu Grunde liegenden Lochleibungsfestigkeiten erreicht werden? Würden tatsächlich 5 mm Verformung eintreten: Käme es in einem statisch unbestimmten System zu ungünstigen Lastumlagerungen, die zur Überbeanspruchung an anderer Stelle führten? Die vorliegende Untersuchung kann keine Antworten auf diese Fragen geben, da nur drei Serien à fünf Prüfungen mit parallel zur Faserrichtung beanspruchten Stabdübeln  $\varnothing 8 \text{ mm}$  geprüft wurden (siehe Abschnitt 6.4, S. 304), die Lochleibungsfestigkeit eines Stabdübeln und nicht eine ganze Verbindung untersucht wurde. Ob das durchmesserunabhängige Verformungslimit von 5 mm auch bei kleinen Stabdübelndurchmessern sinnvoll ist oder ob stattdessen eine zum Durchmesser relative Verformungsangabe sinnvoller für die Prüfung nach **ON EN 383 (2007)** erscheint, muss ebenso offen gelassen werden. Die Kritik von **Pope und Hilson (1995, S. 570)** am „exzessiven“ Verformungslimit bleibt bestehen.



## 5.3 Einflüsse auf die Lochleibungsfestigkeit

### 5.3.1 Prüfung mit Zug- oder Druckkraft

Ehlbeck und Werner (1992a) führten Lochleibungsprüfungen u. a. mit sieben Paar Serien aus Buche (*Fagus sylvatica* L.), Eiche (*Quercus robur* L. und *Quercus petraea* (Mattuschka) Liebl.), Merbau (*Intsia* Thouars), Afzelia (*Afzelia* Smith) und Azobé (*Lophira alata* Banks ex C. F. Gaertn.) jeweils zur Hälfte unter Druck- bzw. unter Zuglast mit Stabdübeln der Durchmesser 8, 16 und 30 mm durch (siehe Tabelle D.2.2, S. 390). Sie stellten fest, dass sich die Mittelwerte aus drei bis fünf Lochleibungsfestigkeitsproben pro Serie um 4 % bis 25 % unterscheiden, wobei nur bei Eiche die Lochleibungsfestigkeit unter Drucklast höher war. „In most cases an early splitting of the test specimens occurred under compression loading. This might be explained by the small end distance of  $l_1 = 3d$  [...] instead of  $7d$ , as proposed in prEN 383“ (Ehlbeck und Werner, 1992a, S. 7). Die Erkenntnis, dass der Abstand vom Hirnholzende bei den Probekörpern für Zug- und Druckbeanspruchung gleich groß sein soll, wurde bei der weiteren Bearbeitung des europäischen Normenentwurfs eingebracht und ist in ON EN 383 (2007, S. 6) verankert.

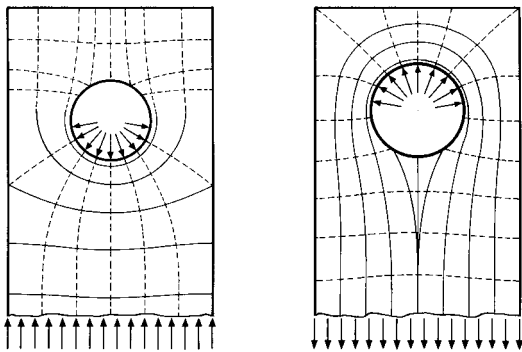


Abb. 5.3.1: Spannungszustand im Prüfkörper bei Druck- bzw. bei Zugbeanspruchung nach Gehri (1980, S. 1336)

Gehri und Fontana (1983, S. 9) wiesen auf die ungünstigere Beanspruchung des Prüfkörpers bei Zugkrafteinleitung hin (siehe Abbildung 5.3.1) und führten ihre höheren Tragfähigkeiten bei Prüfungen mit Druckkraft darauf zurück. Die Prüfergebnisse nach ON EN 383 (2007) von Zitto, Köhler und Piter (2012, S. 35) mit Bolzen und Stabdübeln  $\varnothing 12,7$  mm und *Eucalyptus grandis* zeigten jeweils kleinere Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeit bei Druckkraft. Für Bolzen wurde die Signifikanz des Unterschieds mit einem  $t$ -Test nachgewiesen, jedoch bestand auch ein signifikanter Unterschied in den mittleren Rohdichten der beiden Serien, der eventuell die Differenz erklärt.

### 5.3.2 Schlankheit und Lagerungsart der Stabdübel

Bei der Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit aus der maximalen Druckkraft bei einer Verformung bis 5 mm, dem Durchmesser des Verbindungsmittels und der Dicke des Holzes bzw. des Holzwerkstoffes wird von einer gleichmäßigen Lastverteilung ausgegangen. Biegt sich jedoch das Verbindungsmittel unter Last und beansprucht das Holz ungleichmäßig, sinkt die gemittelte Lochleibungsfestigkeit im Bruchzustand bzw. beim Erreichen des Verformungslimits. Mit steigender Schlankheit des Verbindungsmittels, d. h. dem Verhältnis zwischen Dicke des Holzes



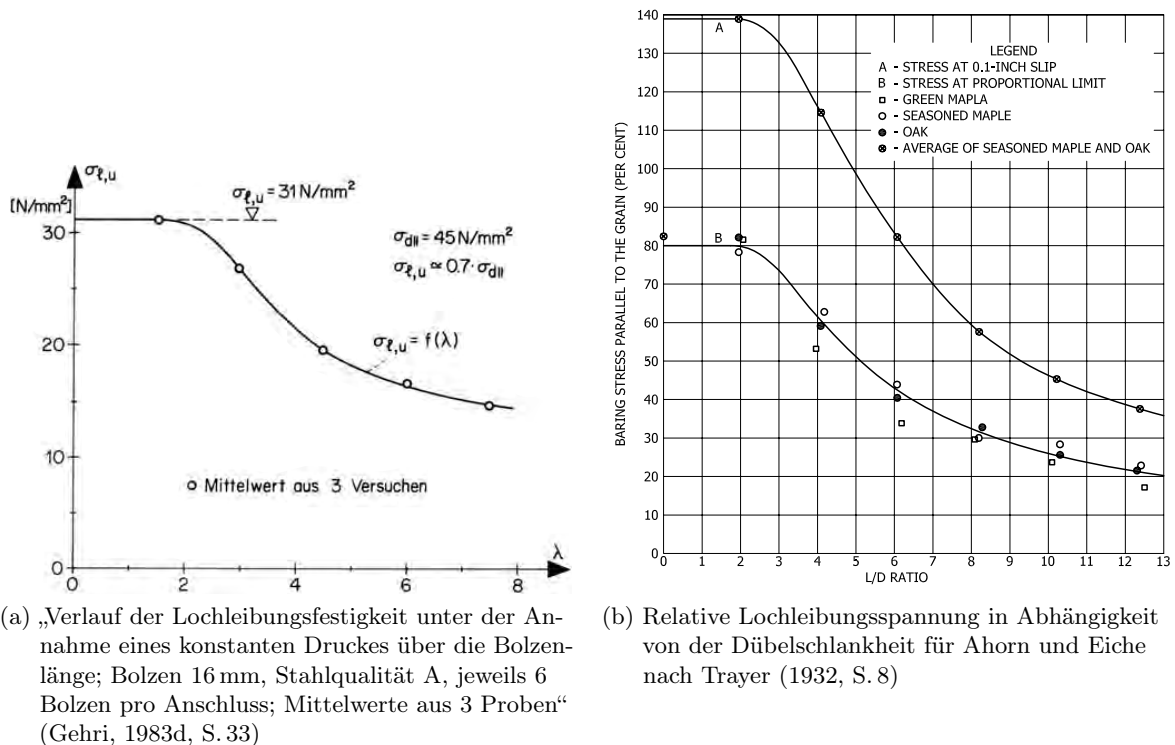


Abb. 5.3.2: Über die Bolzenlänge gemittelte Lochleibungsfestigkeit versus Bolzenschlankheit

bzw. des Holzwerkstoffes und Durchmesser des Verbindungsmittels, kommt es bei konstanter Fließgrenze des Stahls zum Absinken der Lochleibungsfestigkeit (siehe Abbildung 5.3.2).

Trayer (1932) untersuchte Bolzenverbindungen (Bolzen-Durchmesser 6,35 bis 25,4 mm) mit außen liegenden Blechen ( $t = 6,35$  mm) bzw. Seitenhölzern halber Dicke aus Sitka-Fichte (*Picea sitchensis* (Bong.) Carr.), *Southern Yellow Pine*, Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco) und den Laubhölzern Eiche (*Quercus spp.* L.) und Ahorn (*Acer spp.* L.). Für Schlankheiten  $\lambda \geq 2$  wurden an die Probekörper die Seitenteile mit einem Bolzen angeschlossen (Streckgrenze  $f_y = 310$  N/mm<sup>2</sup>) und parallel bzw. senkrecht zur Faserrichtung getestet. Für  $\lambda > 0$  wurden mehr als 50 Prüfungen mit halbierten Probekörpern, ähnlich dem in ASTM D5764 (2007) beschriebenen Verfahren, durchgeführt.

Die Prüfergebnisse von Trayer (1932, S. 8) sowie Gehri und Fontana (1983, S. 33) legen, wie Abbildung 5.3.2 a und Abbildung 5.3.2 b zeigen, eine Schlankheit der Stabdübel von höchstens  $\lambda = 2$  für Belastungen parallel zur Faserrichtung nahe. Die Stahlqualität A aus dem Prüfprogramm von Gehri (1993) entsprach Fe 360 mit  $\sigma_f = 262$  N/mm<sup>2</sup>,  $\sigma_u = 404$  N/mm<sup>2</sup> und  $\epsilon_{br} = 25\%$ , also in etwa einem S 235 JR mit einer Streckgrenze  $f_y = 235$  N/mm<sup>2</sup> und einer Zugfestigkeit  $f_u = 360 \dots 510$  N/mm<sup>2</sup>. Gehri und Fontana (1983, S. 32) analysierten den Einfluss der Lagerungsart der Stabdübel auf die Lochleibungsfestigkeit. Bei einer Schlankheit von  $\lambda = 6$  ergaben sich für zweiseitige Verbindungen mit eingespannter Lagerung der Stabdübel in Stahllaschen 33% höhere Tragwiderstände gegenüber beidseitigen Holzlaschen.

Trayer (1932) konstatiert für Hölzer mit niedriger und hoher Querdruckfestigkeit bei Belastung quer zur Faserrichtung ab einer Schlankheit von  $\lambda = 4$  einen Abfall der mittleren Lochleibungs-

festigkeit. Auch [Whale u. a. \(1986\)](#), [Ehlbeck und Werner \(1992a\)](#), [Spörk \(2007b\)](#) und [Hübner \(2007\)](#) hielten eine Schlankheit von  $\lambda = 2$  bei Vollholz ein.

### 5.3.3 Spiel zwischen Verbindungsmittel und Bohrloch

[Wilkinson \(1993\)](#) untersuchte an je 20 Verbindungen pro Serie aus Douglasien-Brettschichtholz (12 % Holzfeuchte) mit außen liegenden Blechen verschieden großen Bohrlöchern und Bolzen mit verschiedenen Schlankheiten (Durchmesser 19,1 mm, Schlankheiten  $\lambda$  von 3,0, 6,75, und 10,25). Die Mindestabstände entsprachen der National Design Specification [NFPA \(1991\)](#) und die Prüfungen folgten im Allgemeinen der [ASTM D1761 \(2006\)](#). Bei der gleichen Verformung wie bei passgenauen Stabdübeln mit einer Bolzenschlankheit  $\lambda = 3$  in Bohrlöcher mit 20,6 mm Durchmesser erreichen Verbindungen ebensolcher Stabdübel mit einem Lochdurchmesser von 25,4 mm noch 96 % der Lochleibungsfestigkeit. Bei großem Lochspiel muss sich die Lochleibung erst erheblich deformieren bevor der Bolzen über die halbe Fläche übertragen kann. Lokale Spannungskonzentrationen fördern das Aufspalten des Holzes.

### 5.3.4 Reibung zwischen Holz und Stift

[Schmid \(2002, S. 22\)](#) untersuchte u. a. den Einfluss der Reibung zwischen der Bohrlochwandung des Probekörpers und dem stiftförmigen Verbindungsmittel auf die Spannungsverteilung.

„Die Bilder 2.3.7 bis 2.3.9 [hier Abbildung 5.3.3 a und b] zeigen die Spannungsverteilungen nach einer Modellierung und Berechnung mit einem Finite Elemente Programm [sic]. Dabei wurde der Reibungsbeiwert  $\mu$  zwischen Stabdübel und Holz variiert“ ([Schmid, 2002, S. 22](#)).

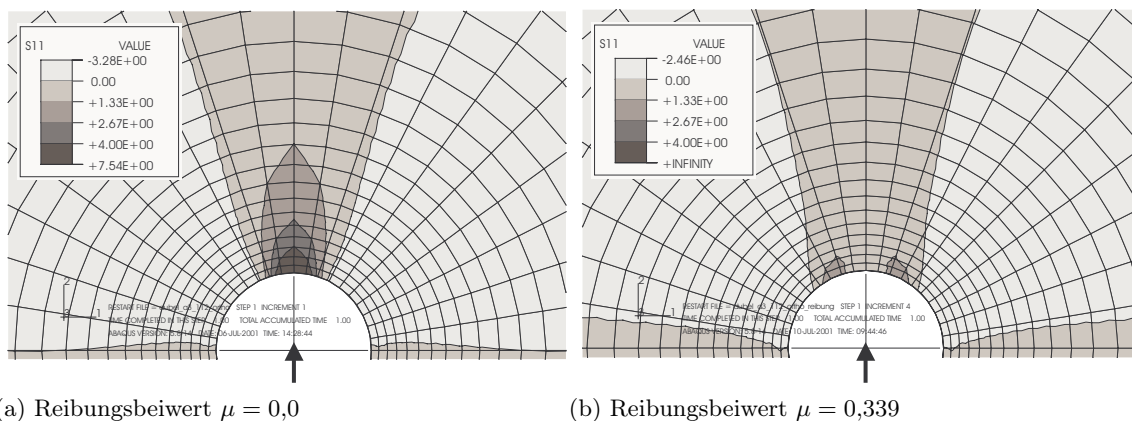


Abb. 5.3.3: Querzugspannungen im Nahbereich eines Stabdübels nach [Schmid \(2002, S. 23\)](#)

Für den Reibungskoeffizient  $\mu$  zwischen Stabdübel und Holz in einer Stabdübelverbindung kann nur ein Wertebereich angegeben werden, da er von den Werkstoffpaarungen, der Passung, der Oberflächengüte (Rauhtiefen) und der Oberflächenbehandlung des Verbindungsmittels (blank, geschwärzt, galvanisch verzinkt, feuerverzinkt) abhängig ist. Der Reibungskoeffizient hat erheblichen Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit (siehe [Rodd, 1973](#) und [Schmid, 2002](#)).

Serrano und Sjödin (2007) untersuchten den Einfluss der Rauigkeit der Stabdübeloberfläche auf die Spannungsverteilung experimentell und rechnerisch mit Hilfe eines Finite-Elemente-Modells, das sie mit Hilfe des Messsystems ARAMIS der GESELLSCHAFT FÜR OPTISCHE MESSTECHNIK MBH (Braunschweig, Deutschland) kalibrierten.

„The system is based on evaluating a random or regular pattern, which is applied to the surface and deforms along with the material. The placing of two CCD cameras (1280 by 1024 resolution) in front of the specimen at different angles enables stereoscopic pictures of the patterned surface, to be taken at different occasions during loading ...“ (Serrano und Sjödin, 2007, S. 5).

Es wurden vier Probekörper (Maße siehe Abbildung 5.3.4 a) mit einem glatten und vier mit einem rauen Stabdübel mit Zugprüfungen getestet. Es kam zu unterschiedlichen Bruchmechanismen (Spalten bzw. Blockscheren) und unterschiedlichem Kraft-Verformungs-Verhalten (siehe Abbildung 5.3.4 b). Durch die ARAMIS-Messung konnte das linear-elastische FEM-Modell sehr gut mit den Reibbeiwerten  $\mu = 0,1$  für glatte Stabdübel und  $\mu = 0,4$  für raue angepasst werden. Schätzt man die mittleren Traglasten bei 5 mm Verformung aus den Diagrammen der Abbildung 5.3.4 b zu  $F_{\text{smooth}} = 12,8 \text{ kN}$  für glatte und  $F_{\text{rough}} = 18,0 \text{ kN}$  für raue Stabdübel, ergibt sich eine Traglaststeigerung von glattem zu rauem Dübel von 41 %. Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Lochleibungsfestigkeit ist also ganz erheblich und sollte daher bei den Prüfungen konstant auf handelsüblichem Niveau für Stabdübel gehalten werden.

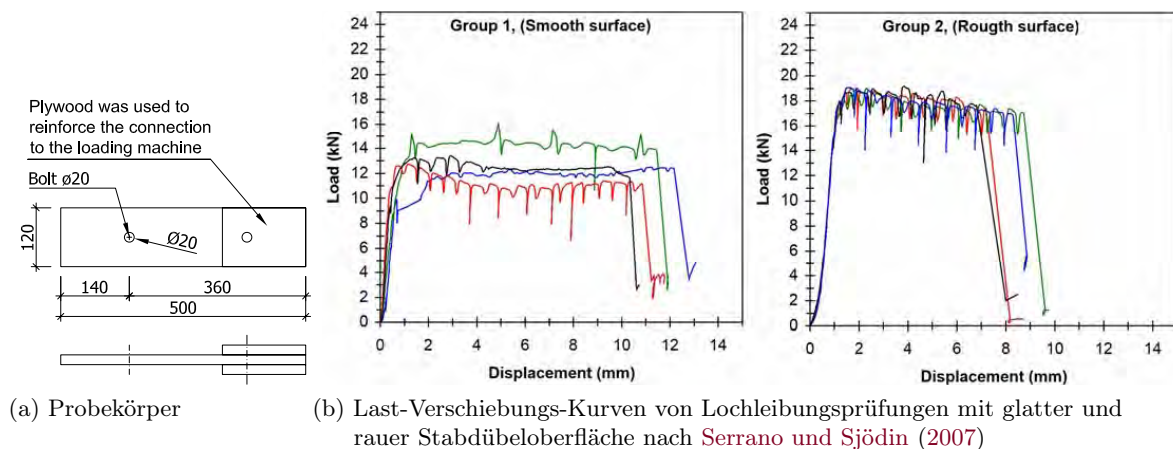


Abb. 5.3.4: Einfluss der Stabdübeloberfläche nach Serrano und Sjödin (2007)

Die am INSTITUTE FÜR HOLZBAU UND HOLZTECHNOLOGIE von Spörk (2007b) durchgeführten Lochleibungsprüfungen mit Fichte, einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$  und 20 mm Durchmesser zeigten ebenfalls deutliche Unterschiede der Lochleibungsfestigkeit bei verschiedenen Rauigkeiten der Oberflächen der Verbindungsmittel. Die Serie FI\_C20\_00\_100 wurde mit einem Stahlbolzen mit abgedrehter Oberfläche getestet; bei Serie FI\_C20\_00\_200 war die Oberfläche besonders glatt. In Abbildung 5.3.5 sind normierte Lochleibungsfestigkeiten dieser beiden Serien der Referenzserie FI\_C20\_00 mit galvanisch verzinktem Stabdübel gegenübergestellt. Für die Normierung wurde die Lochleibungsfestigkeit auf 12 % Holzfeuchte und die mittlere Rohdichte dieser Serien  $\rho_{12, \text{mean}} = 395 \text{ kg/m}^3$  bezogen. Der Median der normierten Lochleibungsfestigkeit liegt bei der rauerer Oberfläche um 13,8 % über dem der Referenzse-

rie mit  $f_{h,0,med} = 25,2 \text{ N/mm}^2$ . Die besonders glatte Oberfläche verursachte einen Abfall der Lochleibungsfestigkeit um 8,2%.

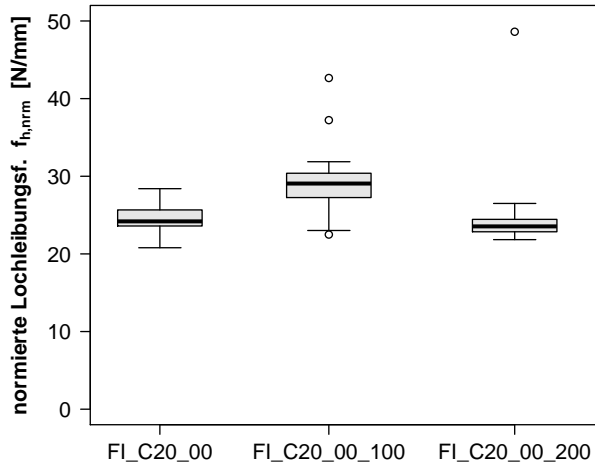


Abb. 5.3.5: Boxplots der Lochleibungsfestigkeit bei Bolzen mit verschiedenen rauen Oberflächen (Fichte, Durchmesser 20 mm) nach Spörk (2007b)

### 5.3.5 Neigung der Jahrringtangente

Sandhaas u. a. (2010) stellten bei Lochleibungsprüfungen von Buchenholz mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$  Verformungswege fest, die von etwa 6 mm bis zum Aufspalten bis hin zu 15 mm ohne Aufspalten reichten. Bei einem Probekörper mit schräg zur Stabdübelachse verlaufenden Jahrringen wurde eine hohe Duktilität festgestellt, während ein Probekörper mit quer verlaufenden Jahrringen bei wesentlich geringerem Verformungsweg spaltete.

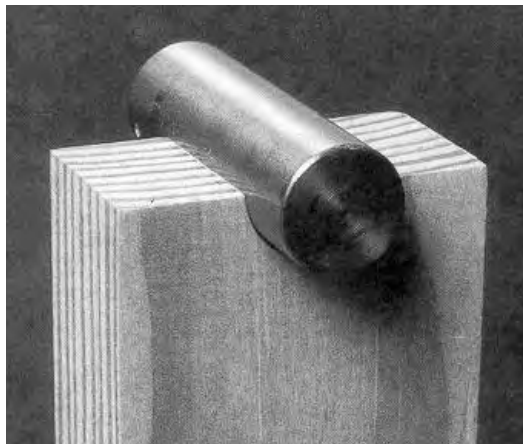
„Beech has many rays which reinforce the wood in radial direction ( $MOE_{radial}$  significantly bigger than  $MOE_{tangential}$ ). As a direct result, splitting of beech in radial direction within the many rays may be easier than splitting in tangential direction“ (Sandhaas u. a., 2010, S. 7).

In Abbildung 3.4.9 auf S. 89 wurden die Unterscheide in der transversalen und der radialen Zugfestigkeit von Buche bei Kleinproben in Abhängigkeit von der Beanspruchungsrichtung quer zur Faserrichtung und dem Anteil der Holzstrahlen nach Burgert u. a. (1999, S. 399) dargestellt. Die Spaltneigung von Buchenholz ist von der Zugfestigkeit quer zur Faserrichtung abhängig und diese wiederum von der radialen bis tangentialen Belastungsrichtung. Da bei Prüfungen zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung bei niedrigen Holzfeuchten Probekörper durch Aufspalten versagen (siehe Abschnitt 5.5.9), ist bei diesen Probekörpern eine Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Jahrringneigung bei Buchenholz zu erwarten. Weitere Ausführungen zu den holzanatomisch bedingten Unterschieden in der Spaltneigung bzw. Querkzugfestigkeit finden sich in Abschnitt 3.4.4 auf S. 89

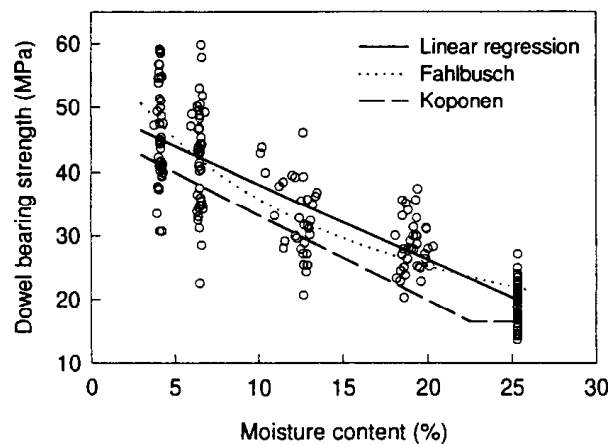
### 5.3.6 Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte bei Nadelhölzern

Rammer und Winistorfer (2001) konditionierten vier Gruppen von Probekörpern aus *Southern Pine* (Dicke 20,3 mm, Breite 38,1 mm und Länge 88,9 mm) in unterschiedlichen Klimata (32 °C/

20 % relative Luftfeuchte, 27 °C/30 %, 23 °C/65 %, 27 °C/90 %) auf 4,1 %, 6,5 %, 12,2 % und 19,1 % mittlere Holzfeuchte. Dann untersuchten sie die 159 Probekörper nach **ASTM D5764 (2007)** mit einem Stabdübeldurchmesser von 12,7 mm. Die Löcher für die Stabdübel wurden quer zur Breitseite eingebracht und der Probekörper quer zur Längsachse bzw. Faserrichtung so abgeschnitten, dass die Hälfte des Bohrlochs erhalten blieb (siehe Abbildung 5.3.6 a). Es wurde die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte in Faserrichtung ermittelt. In Abbildung 5.3.6 b sind die Lochleibungsfestigkeiten unterhalb des Fasersättigungspunktes aufgetragen.



(a) „Dowel-bearing specimen with 12.7-mm (0.5-in.) diameter rod from Group 1 tests“ (Rammer und Winistorfer, S. 130, 2001)



(b) Lochleibungsfestigkeit versus Holzfeuchte mit Modellen der Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.30) verglichen mit Gleichung (5.32) nach **Fahlbusch (1949)** und Gleichung (5.31) nach **Koponen (1991)**

Abb. 5.3.6: Untersuchung zur Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte nach **Rammer und Winistorfer (2001)**

**Koponen (1991)** untersuchte an 51 Probekörpern aus finnischer Fichte (*Picea abies* (L.) Karst.) mit einer Breite zwischen 16 und 17 mm die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung für Stabdübel mit 8, 12, 16 und 20 mm Durchmesser. Das Lochspiel variierte er mit 0 mm, 0,5 mm, 1 mm und 2 mm. In der Zugprüfung war der belastete Rand  $7d$  von der Stabdübelachse entfernt. In der Klimakammer herrschte eine relative Luftfeuchte zwischen 95 und 100 %, sodass die Holzfeuchte zwischen 8,7 und 23,5 % nur durch die Verweildauer geregelt werden konnte. Die höheren Holzfeuchten von 38,9 bis 65,8 % wurden durch Wassertränkung erreicht. Jede Serie umfasste drei Probekörper mit teils deutlich unterschiedlichen Rohdichten. Ohne Vorbelastung wurde die Last mit einer Geschwindigkeit von 2 mm/min bis zum Bruch aufgebracht. Aus den 51 Prüfergebnissen ermittelte er die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von Rohdichte, Durchmesser, Holzfeuchte und dem Lochspiel. Eine Gleichung für die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Durchmesser wird nicht angegeben, allerdings konstatiert, dass die Lochleibungsfestigkeit von Bolzen mit 8 mm Durchmesser 27 % größer ist als die Lochleibungsfestigkeit für die anderen Durchmesser.

$$f_h = 49,95 - 1,186 u \quad \text{nach Rammer und Winistorfer (2001)} \quad (5.30)$$

$$f_h = \begin{cases} 46,7 - 1,35 u & \text{für } u < 22,5 \% \text{ nach Koponen (1991)} \\ 16,5 & \text{für } u > 22,5 \% \text{ nach Koponen (1991)} \end{cases} \quad (5.31)$$

$$f_h = \frac{26 f_{h,12}}{u + 14} \quad \text{nach Fahlbusch (1949)} \quad (5.32)$$

$f_h$	Lochleibungsfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$f_{h,12}$	Lochleibungsfestigkeit in N/mm <sup>2</sup> bei 12 % Holzfeuchte
$u$	Holzfeuchte in Prozent

Die in Abbildung 5.3.6 b eingetragenen Kurven können mit den Gleichungen (5.30) bis (5.32) beschrieben werden. Ermittelt man den Abfall der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung, wenn die Holzfeuchte von 12 auf 13 % steigt, ergibt sich nach Gleichung (5.30) ein Abfall von 3,32 % und nach Gleichung (5.31) 4,43 % bezogen auf die Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte. Bei Nadelholz sinkt die Druckfestigkeit in Faserrichtung bei 12 % Holzfeuchte nach ON EN 384 (2010, S. 10) mit 3 % zwischen 10 und 18 % Holzfeuchte ähnlich stark.

Gehri (1982, S. 28) prüfte mit Fichtenholz

„die Tragfähigkeit von Anschlüssen mittels Passbolzen und Blechen in geschlitzten Hölzern [...] an Hand einiger Versuche [...] Es wurden Zugprobekörper unterschiedlicher Holzfeuchte im Bereich von 12 % bis 25 % geprüft. Der festgestellte Festigkeitsabfall entsprach den üblichen Werten von ca. 3 % pro 1 % Holzfeuchteänderung und zeigte somit keine aussergewöhnlichen [sic] Besonderheiten.“

### 5.3.7 Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Temperatur

Lochleibungsprüfungen nach ON EN 383 (2007) führten de Moraes, Rogaume, Bocquet und Triboulot (2005) an Kiefernprobekörpern mit einem Durchmesser des Verbindungsmittels von 8 mm durch. Der Temperatureinfluss ließ sich von dem der Holzfeuchte nicht trennen, da mit steigender Temperatur in der Prüfkammer mit erzwungener Konvektion die Holzfeuchte während der zweistündigen Aufwärmphase und den 15 Minuten der Prüfung sank (siehe Abbildung 5.3.7 a).

Die Probekörper der Serien 8L-3 und 8L-4 wurden längs der Faserrichtung und die der Serien 8T-3 und 8T-4 quer dazu belastet. Für eine Kombination aus Temperatur und Kraft-Faser-Winkel wurden fünf bis sechs Probekörper untersucht. Die Streubreiten bei den quer zur Faserrichtung beanspruchten waren deutlich größer, die Mittelwerte folgten jedoch dem gleichen Kurvenverlauf wie die mit einem Kraft-Faser-Winkel von 0° (siehe Abbildung 5.3.7 b). Bemerkenswert ist die gute Übereinstimmung der normalisierten Lochleibungsfestigkeit mit der Druckfestigkeit parallel zur Faserrichtung von Douglasie (*Pseudotsuga menziesii* (Mirbel) Franco) nach Knudson und Schniewind (1975).

Ein lokales Minimum wird bei 80 °C mit einem Abfall der Lochleibungsfestigkeit um 30 % bei einer Holzfeuchte von etwa 5 % erreicht. Die Gleichung (5.30) nach Rammer und Winistorfer



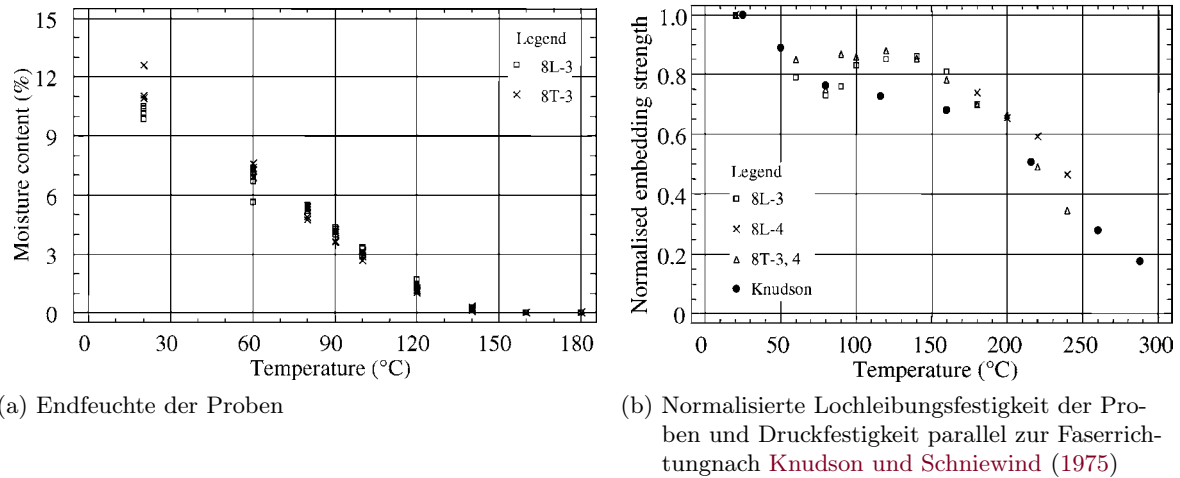


Abb. 5.3.7: Einfluss der Temperatur während der Lochleibungsprüfungen auf die Holzfeuchte und die Lochleibungsfestigkeit nach de Moraes u. a. (2005, S. 299 ff.)

(2001) ergibt eine um 7,3 % und Gleichung (5.31) nach Koponen (1991) eine um 8,6 % höhere Lochleibungsfestigkeit infolge der sinkenden Holzfeuchte. Addiert man diese – für eine Abschätzung der Größenordnung des Temperatureinflusses – rund 8 % zum Abfall der Lochleibungsfestigkeit zwischen 20°C und 80°C um auf den reinen Temperatureinfluss zu schließen, errechnet man einen Gradienten von  $-0,63\%$  je Kelvin Temperaturanstieg. Der Einfluss der Holzfeuchte ist demnach um das Fünf- bis Siebenfache größer als der Temperatureinfluss.

## 5.4 Methodik für die Lochleibungsprüfungen

### 5.4.1 Anzahl der Probekörper je Serie

Unter der Annahme eines Variationskoeffizienten von 20 % (siehe Tabelle 5.5.6, S. 253) für eine mittlere Lochleibungsfestigkeit von  $f_{h,\alpha} = 60 \text{ N/mm}^2$  (siehe Abbildung 5.5.9, S. 252) und einem Prüfumfang von 30 Probekörpern kann mit Hilfe der Student'schen Verteilung der Mittelwert der Grundgesamtheit bei einer statistischen Sicherheit von 75 % auf  $f_{h,\alpha} = 60 \pm 2,6 \text{ N/mm}^2$  angegeben werden, wenn die Lochleibungsfestigkeit normalverteilt ist. Das heißt, aus rein statistischen Gründen beträgt der Fehler bei der Angabe des Mittelwerts der Lochleibungsfestigkeit ohne die Berücksichtigung von Messfehlern etwa  $\pm 4,3\%$ . Mit erhöhter Anzahl der Probekörper sinkt diese Unsicherheit, beispielsweise bei 50 Probekörpern auf  $\pm 3,3\%$ . Es wird deutlich, dass für statistisch gesicherte Werte ein Probenumfang von mindestens 30 Stück pro Serie angestrebt werden sollte, woraus für die verschiedenen Durchmesser, Kraft-Faser-Winkel und Holzarten ein umfangreiches Prüfprogramm resultiert. Der Serienumfang wurde gegenüber Whale und Smith (1986b), Ehlbeck und Werner (1992a) und Vreeswijk (2003) deutlich erhöht.

Die Laubholzart geht nur über die charakteristische Rohdichte ins Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit nach ON EN 1995-1-1 (2009) ein. Daher sollte die Probe mit ihrer



Bandbreite der holzanatomischen Merkmale und Rohdichteverteilung die Grundgesamtheit repräsentieren, wie es [Leijten, Köhler und Jorissen \(2006, S.9\)](#) vorschlugen.

#### 5.4.2 Fehlerabschätzung bei der Ermittlung der Holzfeuchte und der Lochleibungsfestigkeit

Um die auftretenden Abweichungen bei den Messwerten und die resultierenden Fehler in den Berechnungen der Lochleibungsfestigkeit und der Rohdichte abzuschätzen, wurden die Herstellerangaben zur Präzisionswaage GP3202-0CE (siehe Abschnitt [A.5.5, S. 373](#)), Kraftmessdose (siehe Abschnitt [A.5.9, S. 373](#)) und die Erfahrungen mit dem digitalen Messschieber (siehe Abschnitt [A.5.3, S. 372](#)) bei der Vermessung von Darrproben und Stabdübeln zu Grunde gelegt und in Tabelle [5.4.1](#) zusammengetragen.

In Abschnitt [5.5.5](#) auf [S. 242](#) wird der Einfluss der Holzfeuchte ausgewertet und die Gleichung [\(5.38\)](#) für die Regressionsgerade des Abfalls der Lochleibungsfestigkeit mit steigender Holzfeuchte angegeben. Die Koeffizienten und ihre Standardfehler sind ebenfalls in Tabelle [5.4.1](#) einbezogen worden. Die Messunsicherheit wurde überschlägig für eine statistische Sicherheit von 80 % berechnet und am Beispiel des Probekörpers ES12\_90\_004 in Tabelle [5.4.2](#) dokumentiert.

Tab. 5.4.1: Erfasste Fehlerquellen bei der Berechnung der Lochleibungsfestigkeit und der Rohdichte

Messgerät	Fehler	Verteilung	Standardabweichung
Messschieber	Quaderform, Anzeigegenauigkeit	Rechteck	$0,04 \text{ mm}/\sqrt{3}$
Präzisionswaage	Reproduzierbarkeit	Normal	$\pm 0,01 \text{ g}$
	Linearitätsabweichung	Rechteck	$\pm 0,02 \text{ g}/\sqrt{3}$
Kraftmessdose	Genauigkeitsklasse	Rechteck	$0,5 \%/\sqrt{3}$
Holzfeuchteeinfluss	Absolutglied 82,46	Normal	2,0288
	Steigung -1,802	Normal	0,1505
Stabdübel	Durchmesser	Rechteck	$0,02 \text{ mm}/\sqrt{3}$

[ON EN 383 \(2007, S. 6–8\)](#) fordert eine Fehlergrenze von  $\pm 1 \%$  für die Messung der aufgebrachten Höchstlast, der Verschiebungen, des Durchmessers des Verbindungsmittels, der Dicke des Probekörpers und die Berechnung der Lochleibungsfestigkeit ohne eine Angabe zur statistischen Sicherheit zu geben. Für das Beispiel in Tabelle [5.4.2](#) wurde daher die statistische Sicherheit bei der vorgegebenen Fehlergrenze zu 80 % bestimmt.

Aus den letzten beiden Zeilen der Tabelle [5.4.2](#) kann abgelesen werden, dass die Unsicherheiten aus dem Einfluss der Holzfeuchte zu drei Vierteln den Gesamtfehler dominieren. Dies liegt an den Standardfehlern der Koeffizienten von Gleichung [\(5.38\)](#). Daher ist eine sorgfältige Klimatisierung der Probekörper wünschenswert, sodass die Holzfeuchten nahe der Referenzholzfeuchte von 12 % liegen. Die Normierung der Lochleibungsfestigkeit auf die Referenzholzfeuchte birgt dann nur noch ein kleines Fehlerrisiko. „Der charakteristische Wert eines Materialparameters bzw. eines Materialwiderstandes ist mit einem Vertrauensniveau von  $\alpha = 75 \%$  zu bestimmen“ ([ON EN 14358, 2007, S. 4](#)). Daher kann die statistische Sicherheit von  $\alpha = 80 \%$ , mit der die nach [ON EN 383 \(2007, S. 6–8\)](#) vorgegebenen Fehlergrenze von 1 % eingehalten wird, als ausreichend angesehen werden.

Tab. 5.4.2: Abschätzung der Fehler bei den Messwerten und den resultierenden Rechenwerten

Probekörper ES12_90_004		Messwert	absoluter Fehler	Limit	absolutes $\Delta_{\max}$	relatives $\Delta_{\max}$
Dicke	$t_u$ [mm]	24,19	0,023	24,21	0,02	0,08
Breite	$b_u$ [mm]	45,19	0,023	45,15	0,02	0,04
Länge	$l_u$ [mm]	67,95	0,023	67,91	0,02	0,03
Masse nach Prüfung	$m_u$ [g]	54,86	0,016	54,87	0,730	0,02
Rohdichte nach Prüfung	$\rho_u$ [kg/m <sup>3</sup> ]	738,6	0,864	739,3	0,730	0,10
Dicke	$t_{dtr}$ [mm]	23,73	0,023	23,75	0,02	0,08
Breite	$b_{dtr}$ [mm]	43,91	0,023	43,95	0,02	0,04
Länge	$l_{dtr}$ [mm]	67,87	0,023	67,91	0,02	0,03
Masse nach Trocknung	$m_{dtr}$ [g]	49,88	0,016	49,89	0,013	0,03
Rohdichte nach Trocknung	$\rho_{dtr}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	705,3	0,845	706,0	0,72	0,10
Holzfeuchte	$u$ [%]	9,98	0,017	10,0	0,014	0,14
Rohdichte nach ON EN 384 (2004)	$\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	746	1,25	747,1	1,06	0,14
Maximalkraft	$F_{\max}$ [N]	18 410	53,14	18 455	44,9	0,24
Stabdübeldurchmesser	$d$ [mm]	12	0,012	12,01	0,01	0,08
Lochleibungsfestigkeit	$f_{h,a}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	63,4	0,202	63,59	0,171	0,27
Lochleibungsfestigkeit bei 12 %	$f_{h,a}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	59,63	0,707	60,23	0,597	1,00

### 5.4.3 Rohdichte der Probekörper

Als die Lochleibungsprüfungen durchgeführt wurden, war [ON EN 28970 \(1991\)](#) noch gültig. Die Argumente von [Leijten u. a. \(2006, S. 9\)](#) bezüglich der Rohdichteselektion nach [ON EN 28970 \(1991\)](#) waren allerdings schon bekannt:

- „the prescribed range of the density is not practical; it is too small and hard to satisfy in most cases.
- the difference in 5 % fractile values applying Method 1 or 2 can be considerable.
- if timber failure does not govern the connection strength the standard is not relevant.
- the derivation of the  $c$ -factor in (5) [hier Gleichung (5.33)] is open for free interpretation“.

$$F_{\text{corr}} = F_0 \left( \frac{\rho_k}{\rho} \right)^c \quad (5.33)$$

$\rho$	Rohdichte des Holzes in dem der Bruch auftrat in kg/m <sup>3</sup>
$\rho_k$	geforderte charakteristische Rohdichte der Hölzer, auf die die Prüfergebnisse bezogen werden sollen in kg/m <sup>3</sup>
$c$	Exponent, abhängig vom Einfluss der Holzeigenschaften auf die Eigenschaften der Verbindung. Er soll durch Prüfungen oder auf Grund von theoretischen Überlegungen ermittelt werden
$F_0$	beobachteter Prüfwert in N
$F_{\text{corr}}$	korrigierter Prüfwert in N

Bei den Prüfungen zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit handelt es sich im engeren Sinne nicht um die *Prüfung von Verbindungen* gemäß [ON EN 28970 \(1991\)](#), da eine Materi-

alfestigkeit ermittelt wird. Außerdem korreliert die Rohdichte mit der Lochleibungsfestigkeit bei größeren Durchmessern nur mäßig (siehe Tabelle 5.5.4, S. 251).

Aus diesen Gründen wurde auf eine Auswahl der Probekörper mittels des zweiten Verfahrens nach ON EN 28 970 (1991), wie dies Ehlbeck und Werner (1992a) vorgenommen hatten, verzichtet und stattdessen dem Vorschlag von Leijten u. a. (2006) für ein drittes Verfahren gefolgt, in dem die Rohdichteverteilung der Proben der Grundgesamtheit entsprechen soll. Die nun gültige ON EN ISO 8970 (2010) erweitert den Rohdichtebereich nach dem zweiten Verfahren der ON EN 28 970 (1991), lässt aber nicht den durch die Probe repräsentierten Rohdichtebereich der Grundgesamtheit zu (siehe Abbildung 5.5.8, S. 250).

### 5.4.4 Probekörper

Die Probekörper wurden aus den unversehrten Teilen der im Rahmen des Forschungsprojekts *Merkmale der Festigkeitssortierung für Buche und Esche* auf Zug geprüften Bretter der Serien 3 und 13 sowie weiteren Eschenbrettern aus dem gleichen Wuchsgebiet *Bucklige Welt* (Österreich) entnommen. Auch das Buchen- und das Robinienholz stammen aus dem genannten Forschungsprojekt. Es wurde angenommen, dass Äste die Lastverteilung unter dem Verbindungsmittel positiv beeinflussen und die Spaltneigung vermindern würden. Beim Zuschnitt der Probekörper wurde darauf geachtet, dass keine Holzfehler das Verformungs- und Bruchverhalten beeinträchtigen könnten. Daher liegen die Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeiten auf der konservativen Seite. Die Varianz wurde durch die Holzauswahl gesenkt.

Ein Teil der Probekörper wurde bis zur Massekonstanz in einer Klimakammer bei 20 °C und 55 % relativer Luftfeuchte klimatisiert. Leider war eine Lagerung bei Normalklima 65/20 nicht möglich, da in beiden damals vorhandenen Klimakammern Langzeitversuche stattfanden. Der Großteil der Probekörper wurde bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte bis zur Massekonstanz gelagert. Die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte bei Eschenholz wurde mit weiteren Prüfserien untersucht und das Vorgehen wird in Abschnitt 5.4.9 erläutert werden.

Die ON EN 383 (2007) legt die Mindeststrandabstände für die Probekörper je für einen Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$  fest. Für die dazwischen liegenden Kraft-Faser-Winkel wurde linear interpoliert. Die Bohrung für die Stabdübel wurde nach der Klimatisierung mit einer Ständerbohrmaschine und Holz- bzw. Forstnerbohrern entsprechend dem Nenndurchmesser des Verbindungsmittels eingebracht. Dabei war darauf geachtet worden, dass eine möglichst glatte Bohrlochwandung erreicht und ein Ausreißen von Holzfasern vermieden wurde.

### 5.4.5 Neigung der Jahrringtangente und Jahrringbreite

An 194 Darrproben aus den Eschenholzprobekörpern für Durchmesser 12 mm wurde die Neigung der Jahrringtangente und die Jahrringbreite bestimmt. Es sollte untersucht werden, ob sie einen signifikanten Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit haben.

### 5.4.6 Stabdübel

Im Abschnitt 5.3.4 wurde erläutert, welchen gravierenden Einfluss die Reibung zwischen Stabdübel und Holz auf die Lochleibungsfestigkeit hat. Um möglichst praxisnahe Ergebnisse zu erzielen, wurden hier handelsübliche, galvanisch verzinkte Stabdübel mit den Durchmessern 8, 12, 16 und 20 mm in der Stahlgüte S235 JR verwendet. Auf Grund von Lieferschwierigkeiten für den Durchmesser 6 mm wurde auf Edelstahl (Werkstoff-Nr. 1.4301) zurückgegriffen. Die relativ glatte Oberfläche des Edelstahldrahtes gegenüber den galvanisch verzinkten Stabdübeln lässt eher konservative Lochleibungsfestigkeitswerte erwarten (siehe Abschnitt 5.3.4, S. 226).

### 5.4.7 Schlankheit der Stabdübel

Der Kritik von Pope und Hilson (1995, S. 570) bezüglich der möglicherweise ungleichmäßigen Lochleibungsspannung in Längsrichtung des Verbindungsmittels durch eine Schlankheit bis  $\lambda = 4$  nach ON EN 383 (2007) wurde mit einer geringen Schlankheit von  $\lambda = 2$  begegnet. Die Durchbiegung der Stabdübel wurde durch eine kurze freie Spannweite und eine Einspannung in 50 mm langen, passgenauen Lagerschalen (siehe Abbildung 5.4.2) minimiert.

### 5.4.8 Probekörper für die Holzfeuchte- und Rohdichtebestimmung

Wie die Fehlerabschätzung in Abschnitt 5.4.2 auf S. 232 gezeigt hat, behalten einige Fehler die gleiche Größe über den Messbereich. Bei kleiner Messgröße führt dies zu relativ großen Abweichungen. Daher sollten die Probekörper zur Bestimmung der Holzfeuchte  $u$  nach ON EN 13 183-1 (2004) und der Rohdichte  $\rho_u$  möglichst groß sein. Andererseits sollte die Rohdichte möglichst lokal neben dem deformierten Bereich festgestellt werden.

Die Schwankung der Rohdichte innerhalb eines Probekörpers wird durch Merkmale wie Äste, aber auch durch die Lage im Stamm, stark beeinflusst. Nach Kollmann (1941, S. 73) kann die Rohdichte innerhalb weniger Zentimeter von  $0,75 \dots 0,80 \text{ g/cm}^3$  auf  $0,55 \dots 0,60 \text{ g/cm}^3$  abfallen (siehe Abbildung 5.4.1). Um diese lokalen Inhomogenitäten bei der Ermittlung der Rohdichte so gut wie möglich zu berücksichtigen, andererseits aber keine zu großen Messfehler zu begehen, wurde die Größe der Darrproben daher so gewählt, dass im Durchschnitt eine Masse von etwa 55 g erreicht wurde.

### 5.4.9 Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte bei Eschenholz

In Abschnitt 5.3.6 wurde die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte für Nadelholz bereits erörtert. Um diese für Eschenholz näher zu untersuchen, wurden jeweils 40 Eschenprobekörper für die Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ$  und  $90^\circ$  in drei unterschiedlichen Klimata konditioniert. In der Klimakammer des INSTITUTES FÜR HOLZBAU UND HOLZTECHNOLOGIE wurden zwei Serien bei  $20^\circ\text{C}$  und 95 % relativer Luftfeuchte mindestens zehn Tage bis zum Erreichen der Massekonstanz gelagert. Es stellte sich eine mittlere Holzfeuchte von 18,8 % mit einem Variationskoeffizienten von 5,3 % ein. Auf der Oberfläche einiger Probekörper bildete sich ein Schimmelpilzrasen mit rostroter, gelber bzw. grauer Farbe. Der Klimaschrank *KBF*

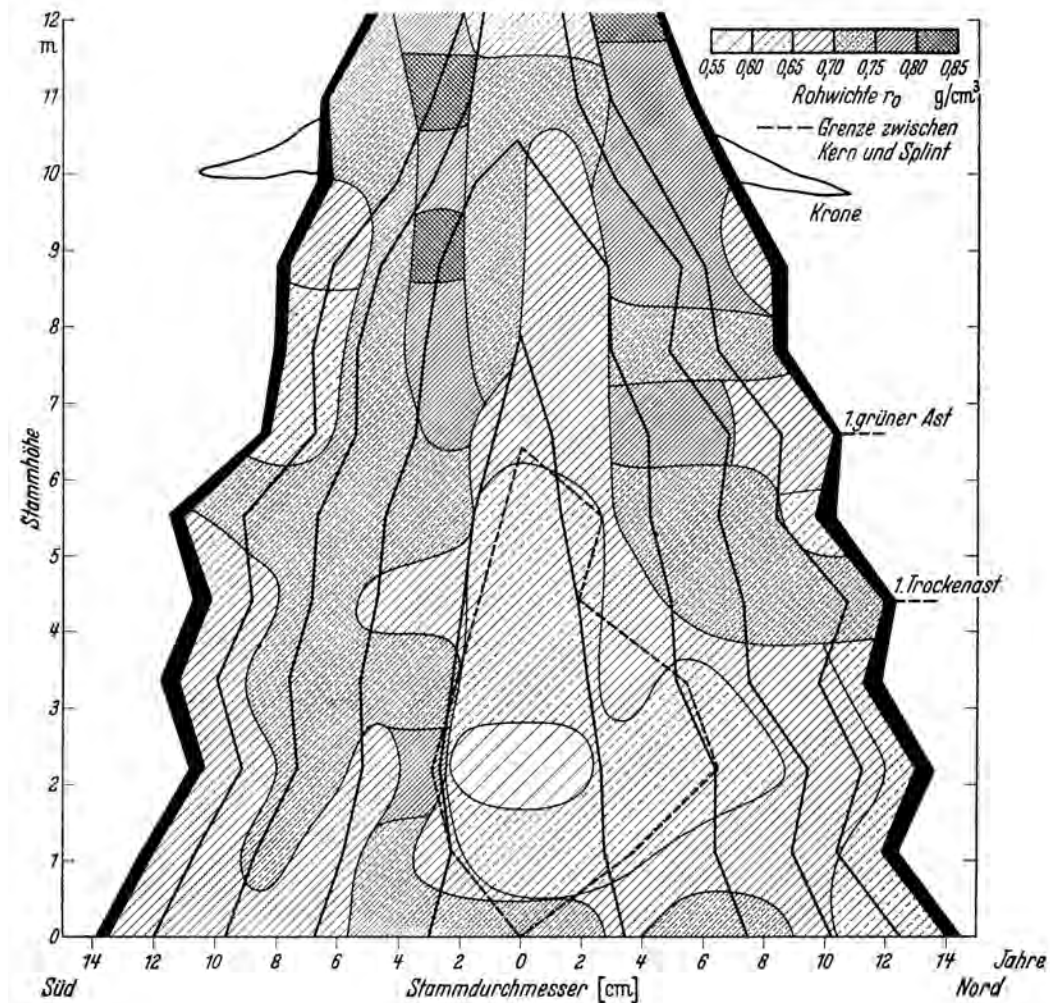


Abb. 5.4.1: Stammwuchsbild einer Esche aus einem Auwald nach Kollmann (1941, S. 73)

240 (siehe Abschnitt A.5.2, S. 372) konnte für vier weitere Serien und die Klimata zwei und vier (siehe Tabelle 5.5.2, S. 243) genutzt werden. Die Trocknung auf 5 % Holzfeuchte erfolgte schrittweise.

### 5.4.10 Prüfkonfiguration

Die Lochleibungsprüfungen wurden gemäß ON EN 383 (2007) auf der Universalprüfmaschine LIGNUM\_UNI\_275 (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373) durchgeführt. Für die Stabdübeldurchmesser größer 6 mm wurde die eingebaute Kraftmessdose mit einem Messbereich bis 250 kN verwendet. Für die Lochleibungsprüfungen mit Durchmesser 6 mm kam ebenfalls eine Kraftmessdose der Firma GTM, allerdings mit einem Messbereich von 20 N bis 10 kN, zum Einsatz (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373). Weiterhin wurden zwei induktive Wegaufnehmer (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) eingesetzt. Die induktiven Wegaufnehmer wurden im Messbereich mit Hilfe der LIGNUM\_UNI\_275 auf ihre Funktionsfähigkeit und Kennwerttoleranz erfolgreich geprüft.



Die Prüfkongfiguration ist in Abbildung 5.4.2 dargestellt. Zwischen die Druckplatte der während der Prüfung fixierten Kugelkalotte und dem Probekörper wurden in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels  $\alpha$  verschiedene Passstücke eingelegt, welche aus fünfplagigem Robinien-Furniersperrholz mit 25 mm Dicke hergestellt wurden und eine Stirn- und eine Seitenfläche des Probekörpers umfassten. Um die Behinderung der Querdehnung und des Aufspaltens der Probe, insbesondere an der Stirnseite bei kleinem Kraft-Faser-Winkel, zu minimieren, wurden zwischen dem Probekörper und dem Passstück Teflonstreifen eingelegt.

Die Verdrehung der Stabdübelenden wurde durch die Verwendung von 50 mm langen Lager-schalen minimiert und somit durch den Einspanneffekt eine noch geringere Verformung als bei [Trayer \(1932\)](#) und [Gehri \(1993\)](#) sichergestellt (siehe Abschnitt 5.3.2, S. 224).

### 5.4.11 Durchführung der Prüfungen

Die geschätzte Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,\alpha,est}$  wurde nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) mit den Gleichungen (5.21) bis (5.23) auf S. 219 durch Einsetzen der mittleren Rohdichte der jeweiligen Holzart ermittelt, welche aus dem Projekt *Merkmale der Festigkeitssortierung für Buche und Esche* bekannt war.

$$F_{max,est} = \frac{f_{h,\alpha,est}}{d \cdot t} \quad (5.34)$$

- $d$  Durchmesser des Stabdübels in mm  
 $t$  Dicke des Probekörpers in mm

Durch Einsetzen in Gleichung (5.34) ergab sich die geschätzte Maximallast  $F_{max,est}$  und im Weiteren die Wendepunkte der Hysterese zwischen  $0,1 F_{max,est}$  und  $0,4 F_{max,est}$ . Die Maschi-

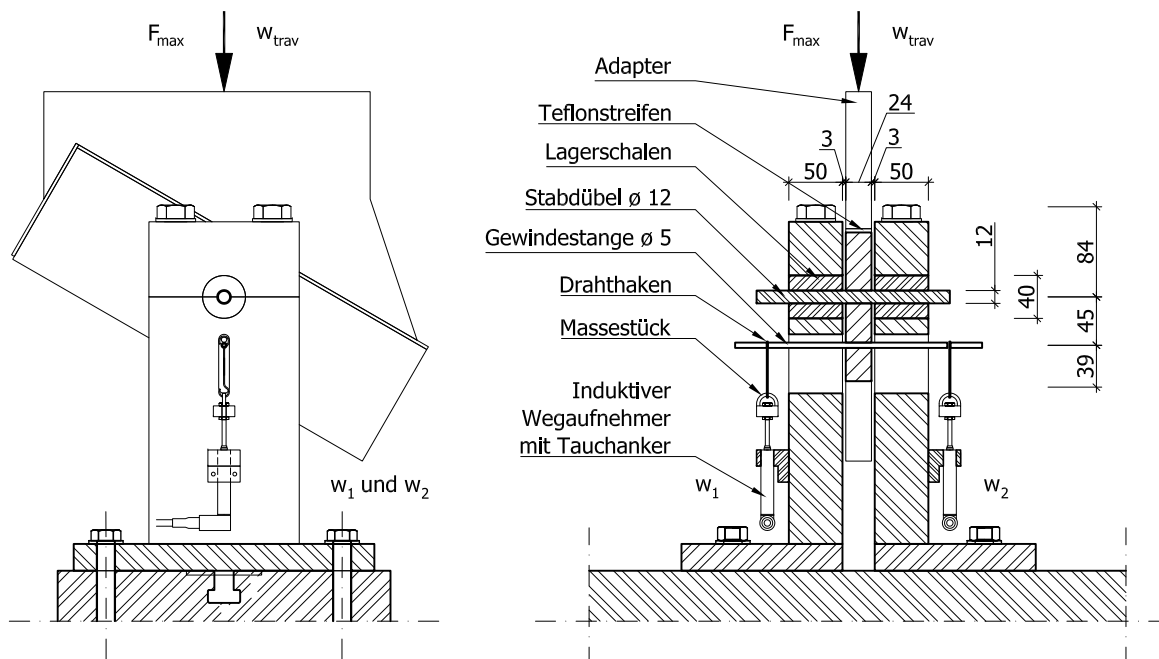


Abb. 5.4.2: Prüfkongfiguration (hier Stabdübel  $\varnothing$  12 mm und Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 60^\circ$ )

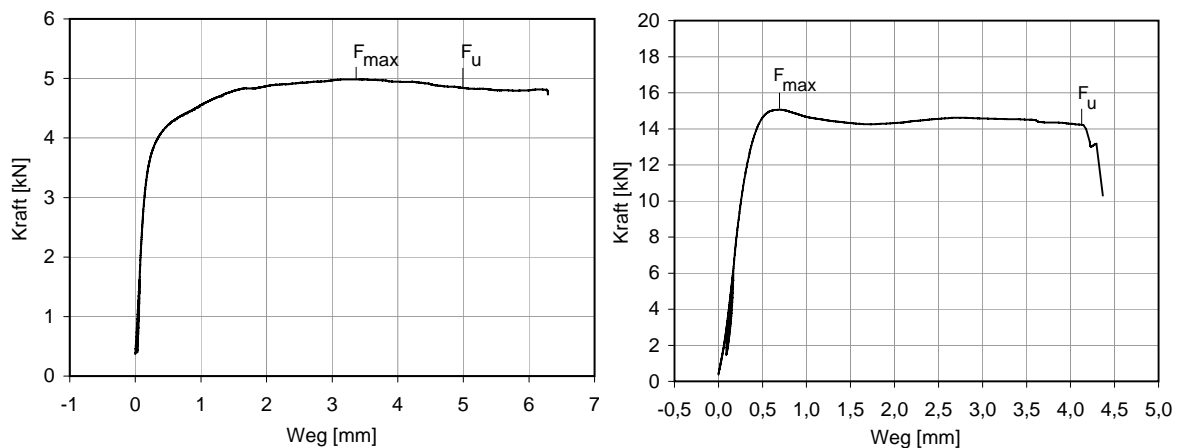
nengeschwindigkeit wurde nach ON EN 383 (2007, S. 8) festgelegt und nach Last bis zum Punkt 21 in Abbildung 5.4.4 gesteuert. Danach wurde weggesteuert bis zu einem Lastabfall von 25 % bzw. 6 mm Maschinenweg gefahren.

Mit einer Geschwindigkeit von 50 N/s wurden die Probekörper bis zu einer Last von 200 N vorbelastet. Somit war der Schlupf mit dem Beginn der Messwertaufzeichnung bereits überwunden.

Bei den Lochleibungsprüfungen mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  bis  $30^\circ$  ist meist ein annähernd horizontales plastisches Plateau (siehe Abbildung 5.4.3) in der Kraft-Weg-Kurve ausgebildet. Die Maximalkraft  $F_{\max}$  wird dabei oftmals schon kurz nach dem Übergang vom linear-elastischen in den plastischen Bereich erreicht, oder es kommt zu einem leichten Absinken vor dem Bruch bzw. dem angestrebten Verformungsweg von 5 mm. Wertet man den zu  $F_{\max}$  zugehörigen Verformungsweg  $w_{\max}$  aus, resultieren oftmals sehr kleine Verformungen. Anhand von  $w_{\max}$  kann nicht entschieden werden, ob der Probekörper ein sprödes oder eher duktiles Verformungsverhalten gezeigt hat. Daher wurde der zur Kraft  $F_u$  gehörende Verformungsweg  $w_u$  ermittelt, wenn die Bedingungen der Gleichungen (5.35) und (5.36) erfüllt waren.

$$w_u \geq 1,3 w_{\max} \quad (5.35)$$

$$F_u \geq 0,95 F_{\max} \quad (5.36)$$



(a) Probekörper ES06\_00\_25

(b) Probekörper ES12\_00\_39

Abb. 5.4.3: Kraft-Weg-Diagramme mit  $F_{\max}$  nach ON EN 383 (2007) und  $F_u$



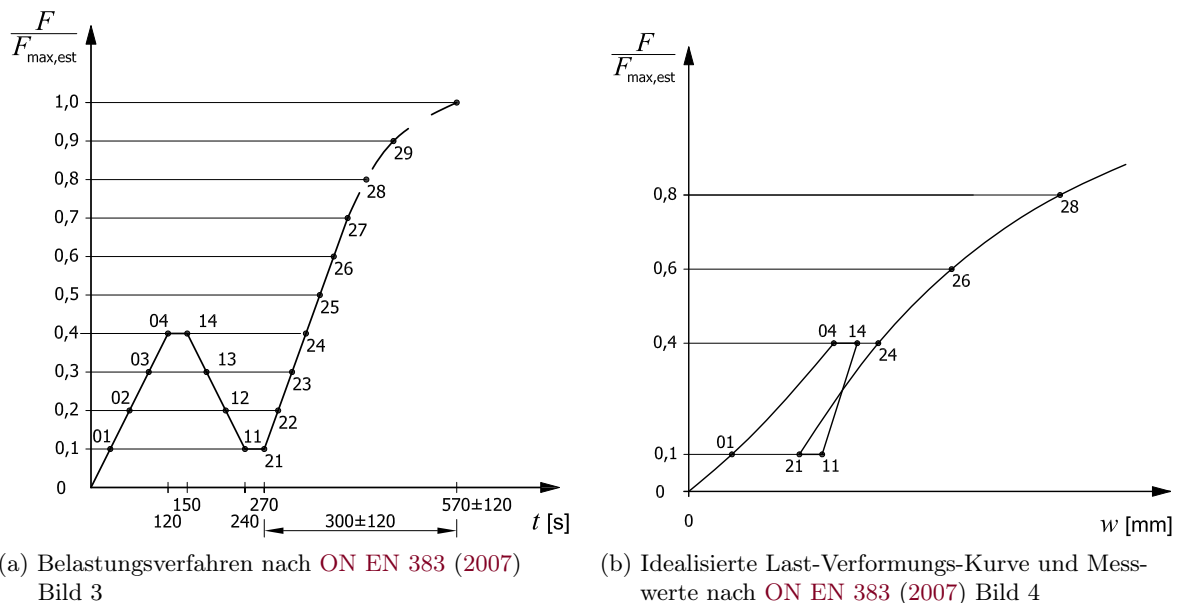


Abb. 5.4.4: Bilder nach ON EN 383 (2007)

## 5.5 Auswertung

### 5.5.1 Zugprüfungen der Stabdübel

Vom LABOR FÜR KONSTRUKTIVEN INGENIEURBAU der TU Graz wurden die verwendeten Stabdübel auf Zug geprüft. Dabei stellte sich heraus, dass die Streckgrenze  $f_{y,\text{mean}} = 553 \text{ N/mm}^2$  und die Zugfestigkeit  $f_{u,\text{mean}} = 612 \text{ N/mm}^2$  wesentlich höher lagen als für S235 JR notwendig (siehe Abbildung D.1.1 a, S. 387). Dies spielt für die Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit allerdings keine wesentliche Rolle, da die Stabdübel nur im elastischen Bereich belastet wurden. Die Berechnung der Tragfähigkeit ganzer Stabdübelverbindungen und deren Versagensmechanismus basiert allerdings auch auf der charakteristischen Fließgrenze  $f_{y,k}$  bzw. der charakteristischen Zugfestigkeit  $f_{u,k}$  der Stabdübel, da sie für die Bestimmung des charakteristischen Fließmoments nach den Gleichungen (6.2) bis (6.3) auf Seite 297 benötigt wird.

Fünf Probekörper mit Durchmesser 6 mm aus Edelstahl (Werkstoff-Nr. 1.4301) mit 250 mm Länge wurden mit einer in die Prüfmaschine LIGNUM\_UNI\_275 (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373) montierten Klemmeinheit (siehe Abschnitt A.5.1, S. 372) geprüft. Die Streckgrenze betrug im Mittel  $f_{y,\text{mean}} = 585 \text{ N/mm}^2$  und die Zugfestigkeit  $f_{u,\text{mean}} = 910 \text{ N/mm}^2$ . Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm für die Stabdübel bei den Zugprüfungen ist in Abbildung D.1.1 b auf S. 387 dargestellt.

### 5.5.2 Semi-manuelle und automatische Auswertung

Während der Durchführung der Lochleibungsprüfungen wurde die jeweils vorangegangene Lochleibungsprüfung mit Hilfe eines Excel-Formulares semi-manuell ausgewertet, d. h. die für die Auswertung relevante Kraft  $F_{\text{max}}$  und die Verformungswege  $w_{04}$ ,  $w_{14}$ ,  $w_{11}$  und  $w_{21}$  wurden

händisch ermittelt und  $w_{01}$ ,  $w_{24}$ ,  $w_{26}$  und  $w_{28}$  automatisch (siehe Abbildung 5.4.4). In einer Excel-Datei wurden sämtliche Lochleibungsprüfungen einer Serie und die Ergebnisse im ersten Tabellenblatt zusammengefasst. Dadurch und mit Hilfe entsprechender Diagramme konnten die Prüfungen beinahe parallel zur Durchführung ausgewertet werden. Nach der Bestimmung der Holzfeuchte und der genauen Probekörperdicke  $t_u$  wurde die Auswertung entsprechend präzisiert.

Herr DI Dr. techn. Thomas Bogensberger vom INSTITUT FÜR HOLZBAU UND HOLZTECHNOLOGIE der TU Graz entwickelte 2007 ein Auswerteprogramm, welches die automatische Auswertung nach **ON EN 383 (2007)** ermöglicht. Es konnten zusätzlich die Wertepaare ( $F_u$ ;  $w_u$ ) sowie ( $F_{21}$ ;  $w_{21}$ ) bei 2,1 mm Verformung ermittelt werden. Die Auswertung nach **ASTM D5764 (2007)**, die Ausgabe von Kraft-Zeit- bzw. Kraft-Verformungs-Diagrammen sowie deren Mittelung ist ebenfalls implementiert. Die semi-manuell erstellten Daten dienten auch zur Verifizierung des Programms, umgekehrt konnten diese auch kontrolliert werden.

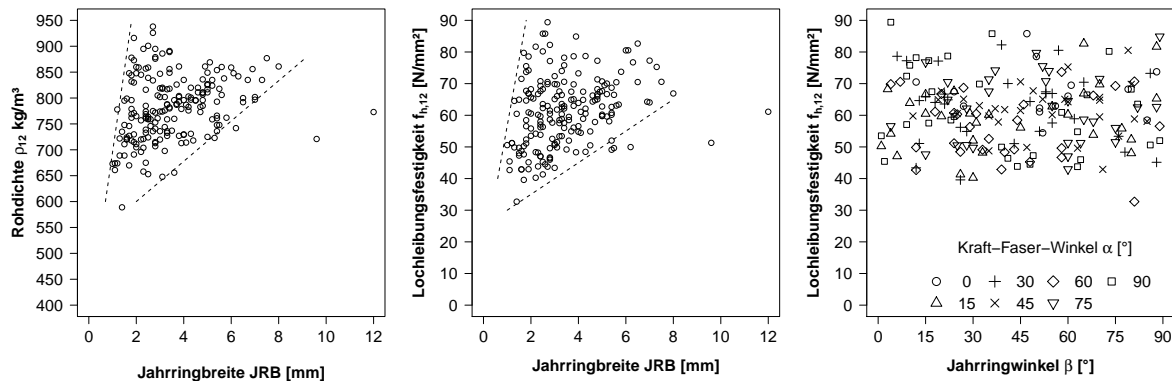
Sämtliche Daten zu allen Laubholz-Serien wurden in einer Excel-Tabelle mit etwa 100 Spalten zusammengefasst. In der gleichen Datei referenzierten spezielle Tabellenblätter auf Auszüge aus der Haupttabelle, die entweder als Parameterdatei für die automatische Auswertung oder als Zusammenfassung für die statistische Auswertung mit Hilfe von R Version 2.12.1 (The R Foundation for Statistical Computing) dienten. Dies vermied Versionsprobleme, da es stets nur ein Original gab. Mit den Daten zu den Lochleibungsprüfungen mit Fichte und Kiefer von **Spörk (2007a)** wurde ebenso verfahren.

### 5.5.3 Neigung der Jahrringtangente und Jahrringbreite bei Eschenholz

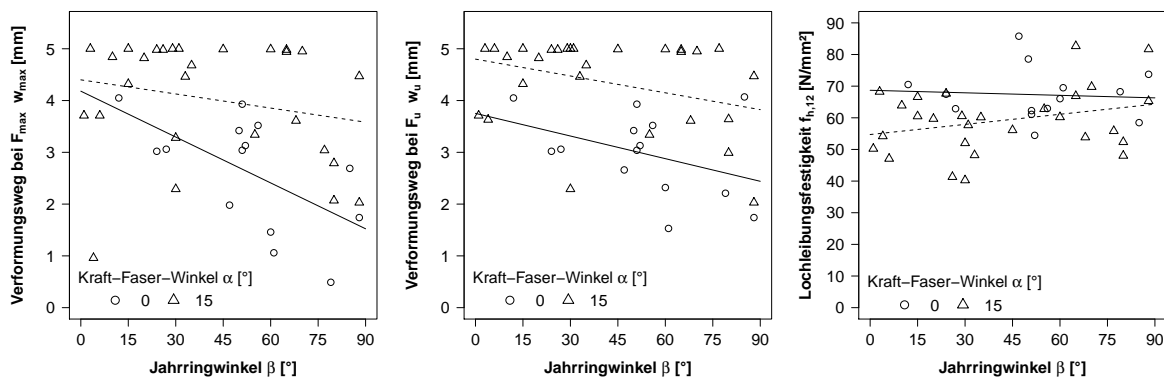
In Abbildung 5.5.1 a ist zu erkennen, dass mit zunehmender Rohdichte des Eschenholzes die Jahrringbreite steigt, aber auch die Streubreite beträchtlich zunimmt. Ein ähnliches Bild ergibt sich in Abbildung 5.5.1 b zwischen Lochleibungsfestigkeit und Jahrringbreite.

Einen recht gleichmäßigen Teppich von Wertepaaren erhält man in Abbildung 5.5.1 c, wenn man die Neigung der Jahrringtangente gegen die Lochleibungsfestigkeit aufträgt. Die unterschiedlichen Symbole stehen für verschiedene Kraft-Faser-Winkel. Bei einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm hat der Kraft-Faser-Winkel kaum Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit, wie in Abbildung 5.5.9 a auf S. 252 zu sehen ist. Die Bestimmtheitsmaße für die Regressionsmodelle von Lochleibungsfestigkeit versus Jahrringwinkel je Kraft-Faser-Winkel schwanken zwischen 0,017 ( $\alpha = 90^\circ$ ) und 0,18 ( $\alpha = 30^\circ$ ).

Der Verformungsweg bei  $F_{\max}$  sinkt bei parallel zur Faserrichtung beanspruchtem Eschenholz mit zunehmendem Jahrringwinkel wie Abbildung 5.5.1 d mit der durchgezogenen Geraden verdeutlicht. Bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $15^\circ$  schwächt sich dieser Trend schon deutlich ab, wie an der strichlierten Linie zu ersehen ist. In Abbildung 5.5.1 e ist der Verformungsweg bei  $F_u$  über dem Jahrringwinkel aufgetragen und auch hier ist ein Abfall mit steigendem Jahrringwinkel erkennbar. Allerdings ist bei im Normalklima 20/65 klimatisiertem Eschenholz nicht davon auszugehen, dass die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung signifikant sinkt, wenn der Jahrringwinkel steigt (siehe Abbildung 5.5.1 f). Der Einfluss des Jahrringwinkels auf die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz ist demnach vernachlässigbar gering.



(a) Rohdichte versus Jahrringbreite (b) Lochleibungsfestigkeit versus Jahrringbreite (c) Lochleibungsfestigkeit versus Jahrringwinkel für  $0^\circ$  bis  $90^\circ$



(d) Verformungsweg bei  $F_{max}$  versus Jahrringbreite (e) Verformungsweg bei  $F_u$  versus Jahrringbreite (f) Lochleibungsfestigkeit versus Jahrringwinkel für  $0^\circ$  und  $15^\circ$

Abb. 5.5.1: Streudiagramme zum Einfluss der Jahrringe auf die Lochleibungsfestigkeit und die Verformungswege des Eschenholzes bei Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser

Nach diesen ersten Ergebnissen wurde die weitere Aufnahme der Jahrringneigung und -breite eingestellt, da keine eindeutigen Zusammenhänge mit der Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz feststellbar waren. In der Praxis können derzeit diese beiden Parameter bei Laubhölzern mit vertretbarem Aufwand nicht festgestellt werden und können daher auch keine Eingangsgrößen für eine Festigkeitssortierung oder gar die Berechnung der Lochleibungsfestigkeit sein.

### 5.5.4 Holzfeuchte der Probekörper

Die Holzfeuchte der bei einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5) \%$  und einer Temperatur von  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  gelagerten Serien ergab sich im Mittel zu 10,72% für Buchenholz, 10,50% für Eschenholz und 10,12% für Robinienholz (siehe Tabelle 5.5.1). Kollmann (1941, S. 74) gibt das hygroskopische Gleichgewicht für Adsorption und Desorption bei  $20^\circ\text{C}$  für Eschenholz wie in Abbildung 5.5.2 an. Für 65% relative Luftfeuchte ergibt sich eine untere Ausgleichsfeuchte von 10,7% und eine obere von 14,1%. Die Histogramme der Holzfeuchten der Darrproben aus den Probekörpern aus Buchen-, Eschen- und Robinienholz sind in Abbildung D.4.1 auf S. 401 dargestellt.

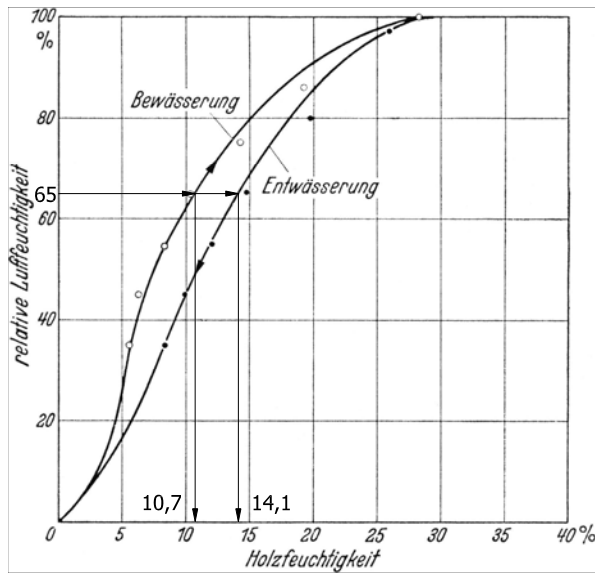


Abb. 5.5.2: Hygroskopisches Gleichgewicht von Eschenholz (20°C) nach Kollmann (1941, S. 74)

Die Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchte für die Probekörper aus Eschen-, Buchen- und Robinienholz sind in Tabelle 5.5.1 zusammengefasst. Für die empirischen Verteilungen der Rohdichten sind weiterhin die Schiefe, die Kurtosis und die  $p$ -Werte des Shapiro-Wilk-Tests und des Kolmogorov-Smirnov-Tests aufgeführt. Die Nullhypothese, dass die Probe einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammt, musste bei Eschen- und Robinienholz verworfen werden. Lediglich die Holzfeuchten der Probekörper aus Buchenholz entstammen bei einer fünfprozentigen Irrtumswahrscheinlichkeit einer Normalverteilung. Sowohl Schiefe als auch Kurtosis sind bei Buche nahe Null und bestätigen somit die Nullhypothese.

Tab. 5.5.1: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Holzfeuchte der Darrproben aus den Probekörpern aus Buchen-, Eschen- und Robinienholz, welche bis zur Massekonstanz bei  $(65 \pm 5)$  % relativer Luftfeuchte und  $(20 \pm 1)$  °C gelagert wurden

Holzart	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [%]	Mittelwert [%]	Größtwert [%]	CoV [-]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test $p$ -Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test $p$ -Wert [-]
Esche	525	6,73	10,50	19,21	8,03	4,12	38,52	0,0	0,00
Buche	275	9,35	10,72	12,10	4,53	-0,01	-0,22	0,36	0,71
Robinie	243	6,66	10,12	14,18	7,18	0,80	10,10	0,0	0,008
Alle	1 359	6,66	10,46	19,21	7,19	2,78	31,12	0,0	0,00

Die im positiven Kurtosiswerte für Esche und Robinie weisen auf eine gegenüber der Normalverteilung steilgipflige Verteilung hin. Die Schiefe ist jeweils positiv, somit liegen rechtsschiefe Verteilungen vor.

### 5.5.5 Einfluss der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit

Aus dem in Abbildung 5.5.3 dargestellten hygroskopisches Gleichgewicht in Abhängigkeit von der Temperatur nach Keylwerth (1949) in Niemz (1993, S. 49) kann man bei 20°C und den

in Tabelle 5.5.2 aufgeführten relativen Luftfeuchten die Ausgleichsholzfeuchte von Sika-Fichte für die Klimata 1 bis 4 in Tabelle 5.5.2 ablesen.

Tab. 5.5.2: Klimata und Ausgleichsfeuchten für Sitka-Fichte und Esche

Klima	Temperatur [°C]	relative Luftfeuchte [%]	Ausgleichsfeuchte	
			Sitka-Fichte [%]	Esche [%]
1	20	89	20	18,9
2	20	77	15	16,3
3	20	66	12	10,5
4	20	23	5	4,4

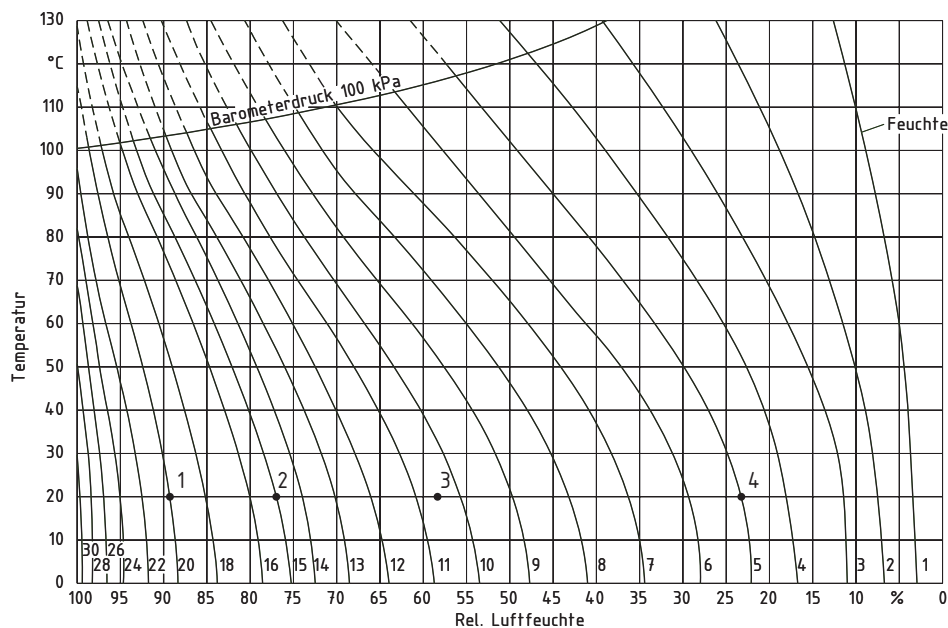


Abb. 5.5.3: Hygroskopisches Gleichgewicht von Sika-Fichte in Abhängigkeit von der Temperatur nach Keylwerth (1949) in Niemz (1993, S. 49)

Bei Esche stellten sich im Mittel die in Tabelle 5.5.2 gelisteten Werte ein. Bei  $(65 \pm 3) \%$  relativer Luftfeuchte und  $(20 \pm 1) ^\circ\text{C}$  erreichen laut DIN 68 364 (2003, S. 2) die meisten Holzarten eine Holzfeuchte von  $(12 \pm 1,5) \%$ . Die Abweichung zwischen den Werten für die Holzfeuchte von Sitka-Fichte und Esche lassen sich mit der Hysterese für Adsorption und Desorption erklären (siehe Abbildung 5.5.2). In Abschnitt 4.8.3 auf S. 152 wird die obere und untere Ausgleichsfeuchte von Eschenholz beispielhaft für  $20^\circ\text{C}$  und  $65 \%$  relative Luftfeuchte angegeben.

In Abbildung 5.5.4 a sind die Lochleibungsfestigkeiten parallel zur Faserrichtung der Eschenholzserien ES\_C12\_00, ES\_C12\_00\_100, ES\_C12\_00\_200 und ES\_C12\_00\_300 in Abhängigkeit der Holzfeuchte angegeben. Nebenstehend in Abbildung 5.5.4 b sind die Werte für die Serien ES\_C12\_90, ES\_C12\_90\_100, ES\_C12\_90\_200 und ES\_C12\_90\_300 mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$  dargestellt. Die Regressionsgeraden nach den Gleichungen (5.37) bis (5.39) sind für  $0^\circ$  bzw.  $90^\circ$  leicht unterschiedlich geneigt. Die Lochleibungsfestigkeit

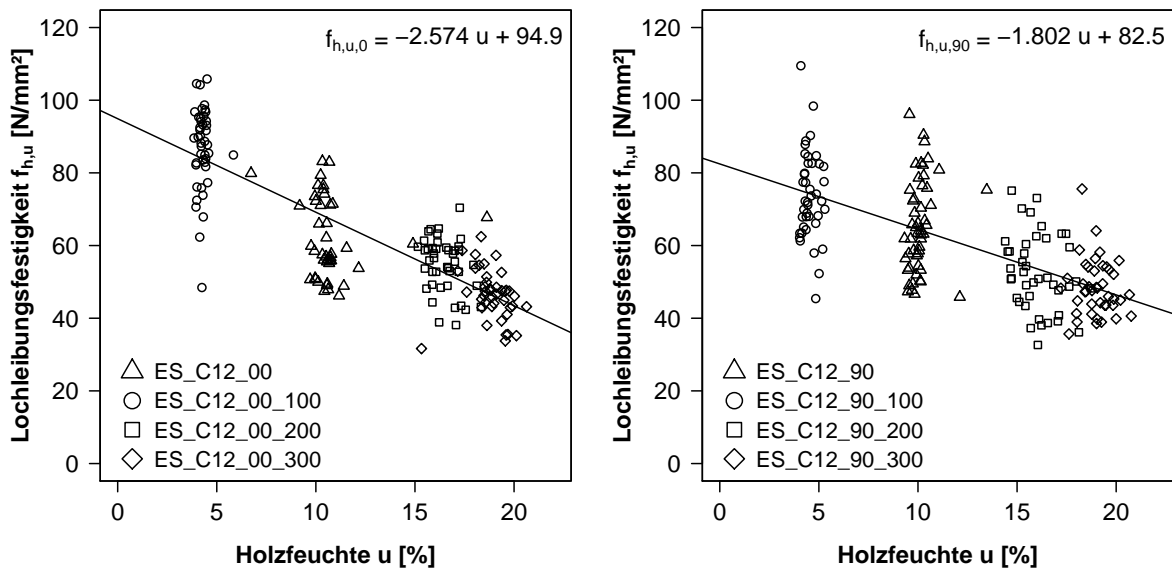
bei 12% Holzfeuchte fällt mit jedem Prozent Holzfeuchtezunahme um 4,02% parallel bzw. 2,98% quer zur Faserrichtung.

$$f_{h,0} = 94,9 - 2,57 u \quad \text{mit} \quad r_{\text{adj}}^2 = 0,69 \quad (5.37)$$

$$f_{h,90} = 82,5 - 1,80 u \quad \text{mit} \quad r_{\text{adj}}^2 = 0,45 \quad (5.38)$$

$$f_{h,090} = 88,7 - 2,19 u \quad \text{mit} \quad r_{\text{adj}}^2 = 0,57 \quad (5.39)$$

- $u$  Holzfeuchte in %
- $f_{h,0}$  Lochleibungsfestigkeit bei Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$  in  $\text{N}/\text{mm}^2$
- $f_{h,90}$  Lochleibungsfestigkeit bei Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 90^\circ$  in  $\text{N}/\text{mm}^2$
- $f_{h,090}$  zwischen  $\alpha = 0^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$  gemittelte Lochleibungsfestigkeit in  $\text{N}/\text{mm}^2$



(a) Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$

(b) Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 90^\circ$

Abb. 5.5.4: Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte bei Eschenholz (Stabdübel-durchmesser 12 mm)

Die Werte liegen in der üblichen Spanne (siehe Tabelle 2.3.1, S. 33), die für die Änderung der Querdruckfestigkeit von Laubhölzern in Abhängigkeit von der Holzfeuchte bekannt ist. Die Änderungen nach den Gleichungen (5.30) bis (5.32) auf S. 230 geben für Nadelhölzer geringere Werte an. Da die mittlere Holzfeuchte aller Darrproben aus Buchen-, Eschen- und Robinienholz mit 10,8% von der Ausgleichsfeuchte im Mittel mit 1,2% nicht allzu sehr abweicht, wird die für die Esche ermittelte Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit von der Holzfeuchte auch für alle anderen Laubhölzer angewendet und als ausreichend genau angesehen.

Die Eschenprobekörper zur Bestimmung des Einflusses der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit wurden jeweils zu zehn Stück der Klimakammer bzw. dem -schrank entnommen und in dicht schließenden Plastikeimern während der Dauer der Prüfungen von etwa zwei-einhalb Stunden für alle Probekörper einer Serie aufbewahrt. Dadurch sollte die stark von der Ausgleichsfeuchte in der Prüfhalle abweichende Holzfeuchte der Probekörper während der

Lochleibungsprüfungen bewahrt werden. Vor dem Schneiden der Darrproben wurden die geprüften Probekörper nochmals einen Tag im jeweiligen Klima konditioniert, um eventuelle Verfälschungen der Holzfeuchte zu vermeiden und die Darrproben hintereinanderweg schneiden und vermessen zu können.

Zur Normierung der Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,\alpha,\text{test}}$  auf die Referenzholzfeuchte von 12 % wurden die Gleichungen (5.40) und (5.41) verwendet.

$$f_{h,\alpha} = \frac{F_{\max}}{d \cdot t_{\text{test}}} (1 - (12\% - u) \Delta_u) \quad \text{mit} \quad (5.40)$$

$$\Delta_{u,\alpha} = \Delta_{u,0} + \frac{\Delta_{u,90} - \Delta_{u,0}}{90^\circ} \cdot \alpha \quad (5.41)$$

$F_{\max}$	Maximalkraft bzw. Kraft bei einem Verformungsweg von 5 mm nach <b>ON EN 384 (2004)</b> in N
$t_{\text{test}}$	Dicke der Probe bei der Prüfung in mm
$d$	Durchmesser des Verbindungsmittels in mm
$f_{h,\alpha}$	Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte in N/mm <sup>2</sup>
$u$	Holzfeuchte in Prozent
$\alpha$	Kraft-Faser-Winkel in Grad
$\Delta_{u,0}$	prozentuale Abnahme der Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte bei Eschenholz und einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 0^\circ$
$\Delta_{u,90}$	prozentuale Abnahme der Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte bei Eschenholz und einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$

Die gemittelten Kraft-Verformungs-Kurven für Eschen-Serien unterschiedlicher Holzfeuchte (Stabdübeldurchmesser 12 mm, Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$ ) sind in Abbildung 5.5.5 dargestellt. Die durchgezogenen Kurven gelten für die vier mittleren Holzfeuchten von 4,3 %, 10,7 %, 16,5 % und 18,9 % und einen Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$ . Eine niedrige Holzfeuchte begünstigt das Aufspalten der Probekörper. Daher wird bei 10,7 % Holzfeuchte im Mittel der Verformungsweg von 5 mm nicht mehr erreicht und die gemittelte Kraft-Verformungs-Kurve im plastischen Bereich durch das Aufspalten einzelner Probekörper welliger. Doch deutlicher wird dies bei der Kurve für 4,3 % Holzfeuchte. Ein ausgesprochen duktileres Verhalten – auch bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$ ! – ist bei Stabdübeln im Eschenholz bei einer Holzfeuchte von 16,5 % oder darüber festzustellen.

**Sauvat, Pop, Merakeb und Dubois (2008, S. 5)** prüften die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung von Douglasie mit Stabdübeln  $\varnothing 8$  mm nach **CAN/CSA-O86-01 (2005)**. Unter 14 % Holzfeuchte trat nur Aufspalten, oberhalb von 19 % nur lokales Druckversagen und dazwischen beide Versagensarten auf. Das Eschenholz versagt erst bei niedrigeren Holzfeuchten spröde.

Die strichlierten Kurven geben die gemittelten Kraft-Verformungs-Kurven für einen Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 90^\circ$  an. Auch hier treten deutliche Unterschiede bei der Druckkraft in Abhängigkeit der Holzfeuchte auf. Die Kurvenäste im plastischen Bereich sind nahezu parallel; die Druckkraft steigt unabhängig von der Holzfeuchte stetig mit nahezu konstantem Anstieg.



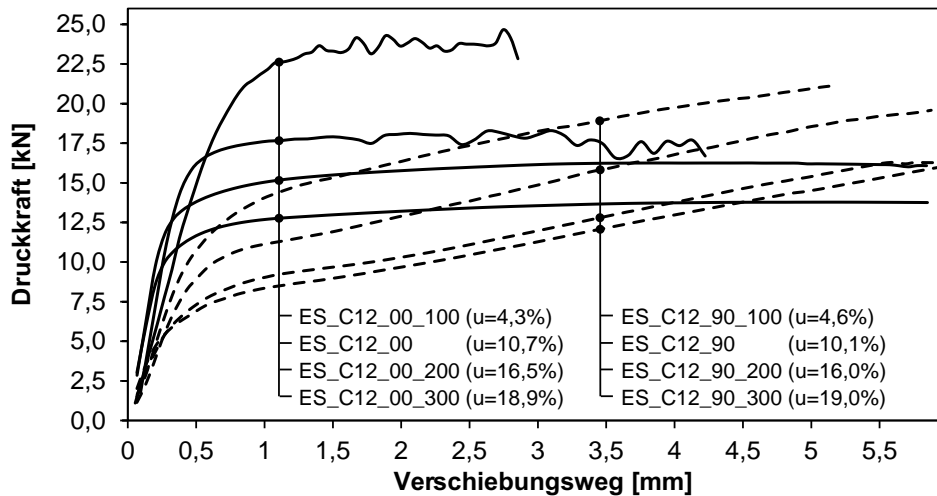


Abb. 5.5.5: Gemittelte Kraft-Verformungs-Kurven für Eschen-Serien unterschiedlicher Holzfeuchte (Stabdübeldurchmesser 12 mm, Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$  und  $\alpha = 90^\circ$ )

In Nutzungsklasse 1 liegt die Spanne der Ausgleichsfeuchte von Holzbaustoffen nach [DIN 1052 \(2008, S. 191\)](#) zwischen 5 % und 15 %; nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 26\)](#) „übersteigt der mittlere Feuchtegehalt der meisten Nadelhölzer nicht 12 %.“ Die Lochleibungsfestigkeit sinkt bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  durch die von 12 auf 15 % steigende Holzfeuchte auf 87,9 %; quer zur Faserrichtung sinkt der Auszieh Widerstand auf 91,1 %. Die Änderung der Holzfeuchte kann als mittlere Lasteinwirkungsdauer von einer Woche bis zu sechs Monaten betrachtet werden. Nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 31\)](#) ist in der Nutzungsklasse 1 für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz und mittlerer Lasteinwirkungsdauer  $k_{\text{mod}} = 0,80$  und für kurze Lasteinwirkungsdauern  $k_{\text{mod}} = 0,90$ . Die Annahme von  $k_{\text{mod}} = 0,90$  für die Abminderung der Lochleibungsfestigkeit in Nutzungsklasse 1 ist auf Grund von Holzfeuchteänderungen ausreichend.

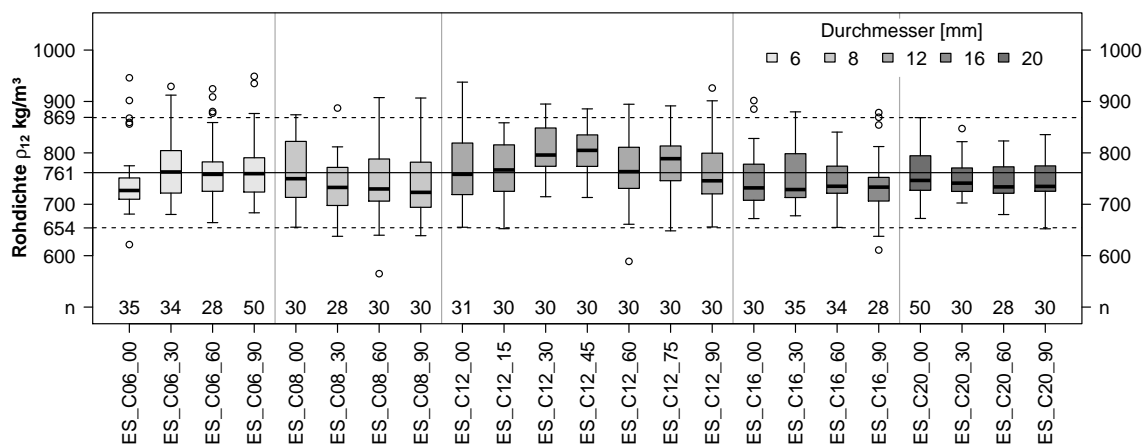
In der Nutzungsklasse 2 beträgt die Ausgleichsfeuchte von Nadelhölzern nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 26\)](#) bis zu 20 %. Die Lochleibungsfestigkeit sinkt bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  durch die von 12 auf 20 % steigende Holzfeuchte auf 67,8 %; quer zur Faserrichtung sinkt die Lochleibungsfestigkeit auf 76,1 %. Nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 31\)](#) ist in der Nutzungsklasse 2 und kurzer Lasteinwirkungsdauer für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz  $k_{\text{mod}} = 0,90$ , d. h. der genormte Modifikationsbeiwert liegt über dem Beiwert für den Holzfeuchteeffluss. Vorgeschlagen wird der Beiwert  $k_{\text{mc}} = 0,70$  zur Erfassung des Holzfeuchteefflusses auf die Lochleibungsfestigkeit in der Nutzungsklasse 2 bei kurzer Lasteinwirkungsdauer.

In Nutzungsklasse 3 liegt die Spanne der Ausgleichsfeuchte von Holzbaustoffen nach [DIN 1052 \(2008, S. 191\)](#) zwischen 12 % und 24 %; [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 26\)](#) beschreibt die Holzfeuchten in Nadelhölzern lediglich als höher als in Nutzungsklasse 2. Die Lochleibungsfestigkeit reduziert sich demnach maximal auf 51,8 % bei parallel und auf 64,2 % bei quer zur Faserrichtung belasteten stabförmigen Verbindungsmitteln. Nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 31\)](#) ist in der Nutzungsklasse 3 und kurzer Lasteinwirkungsdauer für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz  $k_{\text{mod}} = 0,70$ , d. h. der genormte Modifikationsbeiwert liegt über

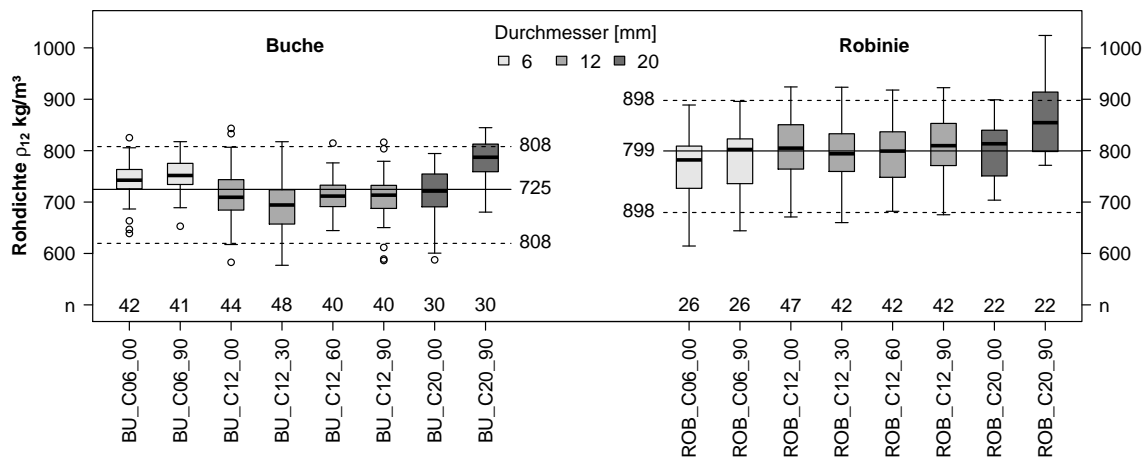
dem Beiwert für den Holzfeuchteeffluss. Die Lochleibungsfestigkeit in Nutzungsklasse 3 bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  sollte auf die Hälfte mit  $k_{mc} = 0,50$  abgemindert werden. Überlegungen zum Zusammenwirken von Holzfeuchte und Lasteinwirkungsdauer finden sich im sechsten Absatz des Abschnitts 4.8.8 auf S. 161

### 5.5.6 Rohdichte der Probekörper

Der Mittelwert der Rohdichte ergab sich für die 773 Probekörper aus Eschenholz zu  $\rho_{\text{mean}} = 761 \text{ kg/m}^3$  ( $CoV = 7,84\%$ ,  $\rho_{05} = 654 \text{ kg/m}^3$ ,  $\rho_{95} = 869 \text{ kg/m}^3$ ). Die Boxplots der auf 12% Holzfeuchte normierten Rohdichten der einzelnen Serien sind in Abbildung 5.5.6 a dargestellt. Die durchgezogene Linie gibt den Mittelwert  $\rho_{\text{mean}}$  an; die strichlierten Linien stehen für die Quantile  $\rho_{05}$  und  $\rho_{95}$ . Die Serien ES\_C12\_30 und ES\_C12\_45 weisen erhöhte Rohdichten auf. Die Mittelwerte der Rohdichten bei den anderen Eschenserien schwanken in einer Bandbreite von  $-3,1\%$  bis  $+5,7\%$  bezogen auf den Mittelwert aller Eschenserien.



(a) Eschenholz



(b) Buchen- bzw. Robinienholz

Abb. 5.5.6: Boxplots der Rohdichten der Serien für die Lochleibungsprüfungen bei 12% Holzfeuchte

Für die Serien mit Buchen- bzw. Robinienholz wurden die Boxplots in Abbildung 5.5.6 b in entsprechender Weise angegeben. Die zusammenfassenden statistischen Kennwerte für die 773 Eschen-, 317 Buchen- und 269 Robinenprobekörper sind in Tabelle 5.5.3 angegeben.

Tab. 5.5.3: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte

Holzart	Anzahl [Stück]	Kleinstwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Mittelwert [kg/m <sup>3</sup> ]	Größtwert [kg/m <sup>3</sup> ]	CoV [%]	Schiefe [-]	Kurtosis [-]	Shapiro-Wilk-Test <i>p</i> -Wert [-]	Kolmogorov-Smirnov-Test <i>p</i> -Wert [-]
ES	773	565	761	949	7,84	0,50	0,11	0,000	0,00
BU	317	577	724	845	7,25	-0,32	0,06	0,008	0,41
ROB	269	615	799	1024	8,47	-0,08	0,25	0,200	0,77
Alle	1359	565	760	1024	8,50	0,33	0,24	0,000	0,00

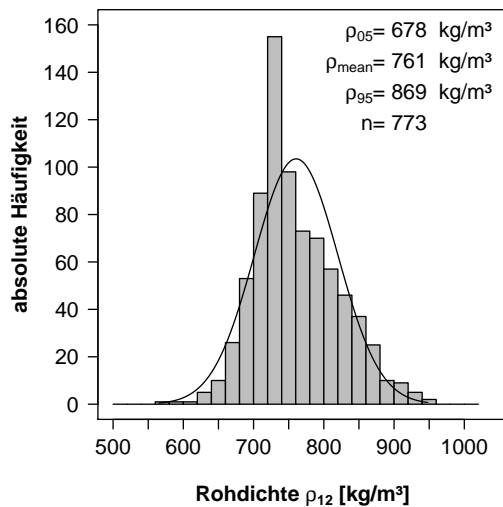
Die Histogramme der Rohdichten sind in Abbildung 5.5.7 für Buchen-, Eschen- und Robinienholz dargestellt. In den jeweiligen Diagrammen sind die 5%- und die 95%-Quantile der Rohdichte angegeben. Die Mittelwerte steigen von Buchen- zu Eschen- zu Robinienholz um jeweils etwa 40 kg/m<sup>3</sup> an. In Abbildung 5.5.7 d wurden alle Rohdichten in einem Histogramm zusammengefasst.

Beim Shapiro-Wilk-Test der Rohdichten der Eschenholz-Serien auf Normalverteilung, wurde ein *p*-Wert nahe Null ausgegeben. Die Annahme, dass die Stichproben einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, musste verworfen werden. Der Kolmogorov-Smirnov-Test lieferte ebenfalls einen *p*-Wert nahe Null und die Nullhypothese der normalverteilten Grundgesamtheit musste bei diesen Tests bei fünfprozentiger Irrtumswahrscheinlichkeit verworfen werden. Wie in Abbildung 5.5.7 a zu sehen, ist die Verteilung der Rohdichte mit einem Schiefeffizienten von 0,50 leicht rechtsschief und die Kurtosis von 0,11 weist auf eine gegenüber der Normalverteilung leicht steilgipflige Verteilung hin.

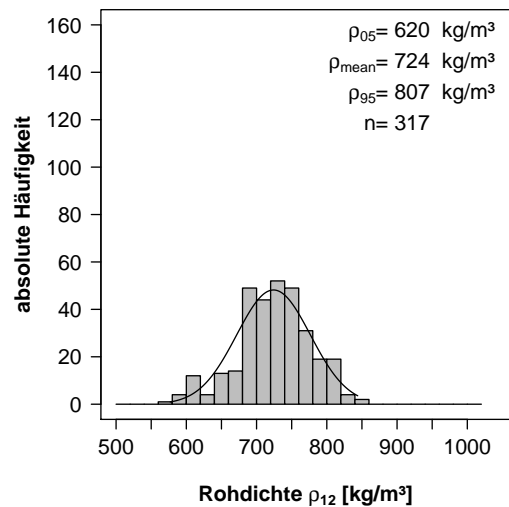
Nach den *p*-Werten aus den Kolmogorov-Smirnov-Tests kann die Null-Hypothese der normalverteilten Grundgesamtheit für die Rohdichten der Probekörper aus Buchen- und Robinienholz jedoch nicht verworfen werden.

Die Abbildung 5.5.8 stellt in den Streudiagrammen auf der linken Seite den Zusammenhang zwischen Rohdichte und empirischer Lochleibungsfestigkeit für alle Serien der jeweiligen Holzart dar. Die Bestimmtheitsmaße der linearen Regressionen zwischen Lochleibungsfestigkeit und Rohdichte bei 12 % sind pro Holzart, Durchmesser und Kraft-Faser-Winkel in Tabelle 5.5.4 aufgelistet. Bei Eschenholz schwankt das Bestimmtheitsmaß zwischen  $0,127 \leq r_i^2 \leq 0,862$  für Stabdübeldurchmesser von  $6 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$ . Die Mittelwerte der Bestimmtheitsmaße je Durchmesser sinken bei Eschenholz mit steigendem Durchmesser von  $r_{\text{mean}}^2 = 0,692$  auf  $r_{\text{mean}}^2 = 0,313$ . Bei Buchen- bzw. Robinienholz tritt der gleiche Trend auf.

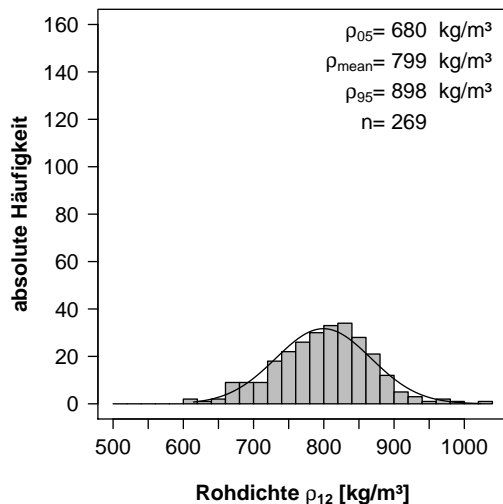
Welcher Anteil der hier untersuchten Proben nach ON EN 28970 (1991) bzw. ON EN ISO 8970 (2010) nicht untersucht worden wäre, ist in Abbildung 5.5.8 in den Diagrammen auf der linken Seite ersichtlich. Die Grenzen des Verfahrens 2 der ON EN 28970 (1991) schließen die orangen und die dunkelrot eingezeichneten Wertepaare aus. Nach der aktuellen Norm ON EN ISO 8970 (2010) wären nur noch die orangen Wertepaare ausgeschlossen worden. Rechts kann man erkennen, dass die Lochleibungsfestigkeit aller Proben mit dem Regressionsmodell für Buchen-, Eschen und Robinienholz nach Gleichung (5.77) auf S. 269 gut vorhergesagt werden kann. Dies gilt auch für die nach ON EN 28970 (1991) bzw. ON EN ISO 8970 (2010) nicht



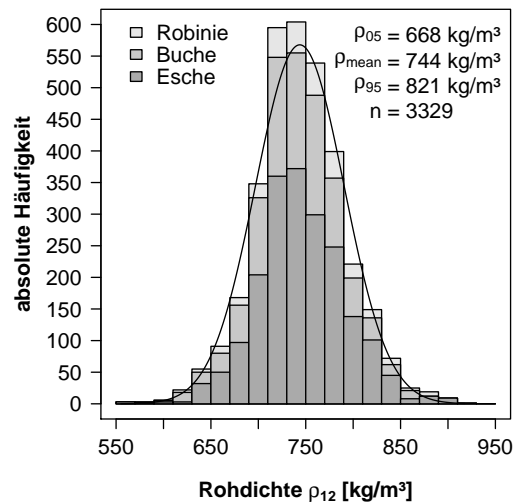
(a) Eschenholz



(b) Buchenholz



(c) Robinienholz



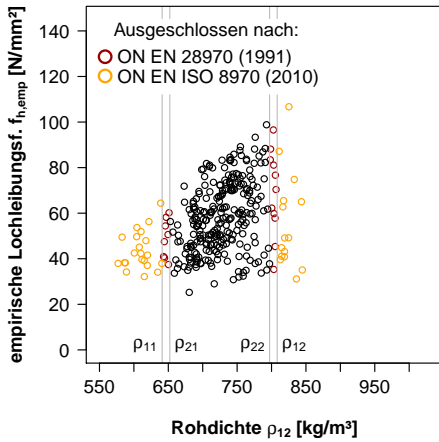
(d) Eschen-, Buchen- und Robinienholz

Abb. 5.5.7: Histogramme der Rohdichten der Probekörper

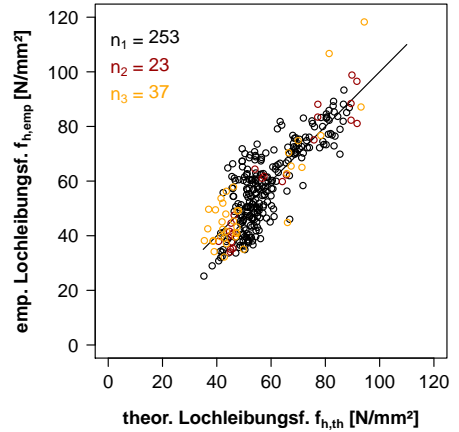
zu untersuchenden Probekörper mit niedriger bzw. hoher Rohdichte. Eine Rohdichteselektion hätte demnach in diesem Fall keinen Sinn ergeben, sondern lediglich die Differenz zwischen Modell und Wirklichkeit erhöht.

Nach **ON EN 28 970 (1991)** bzw. **ON EN ISO 8970 (2010)** wären von den Buchenproben 17,6 % bzw. 11,5 %, von den Eschenproben 18,5 % bzw. 9,7 % und von den Robinienproben 20,3 % bzw. 10,9 % ausgeschlossen worden. Wie von **Leijten u. a. (2006, S. 9)** vorgeschlagen, sollte die Rohdichteverteilung der Stichprobe der der praxisnahen Grundgesamtheit entsprechen. Dieser Grundsatz wurde in **ON EN ISO 8970 (2010)** wie folgt formuliert:

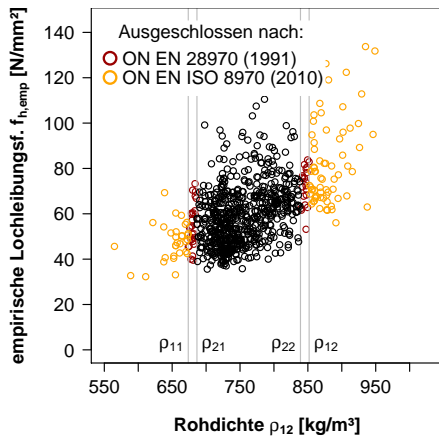
„Das Verfahren beruht auf dem Grundsatz, dass alle ausgewählten Probestücke eine Rohdichte haben, die mit der des Holzes vergleichbar ist, auf das die Ergebnisse der Verbindungsprüfung bezogen werden“ (**ON EN ISO 8970, 2010, S. 5**).



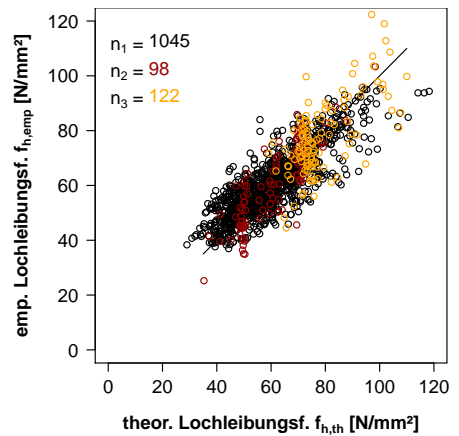
(a) Lochleibungsfestigkeit versus Rohdichte für die Buchenproben



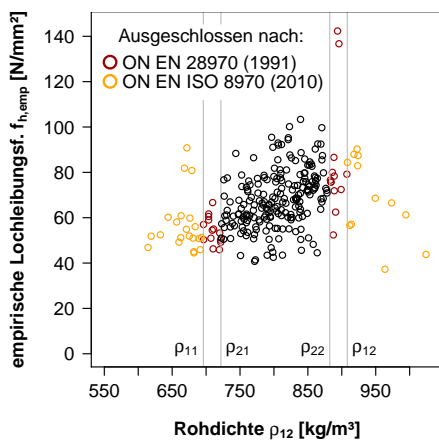
(b) Versuchsergebnisse versus Vorhersage nach Gleichung (5.77)



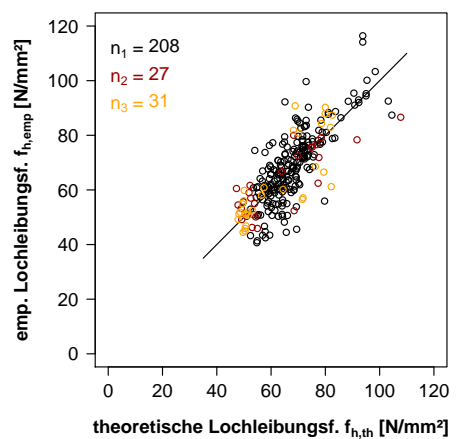
(c) Lochleibungsfestigkeit versus Rohdichte für die Eschenproben



(d) Versuchsergebnisse versus Vorhersage nach Gleichung (5.77)



(e) Lochleibungsfestigkeit versus Rohdichte für die Robinienproben



(f) Versuchsergebnisse versus Vorhersage nach Gleichung (5.77)

Abb. 5.5.8: Einfluss von ON EN 28970 und ON EN ISO 8970 (2010) auf die Auswahl der Probekörper

Tab. 5.5.4: Bestimmtheitsmaße der linearen Regression zwischen Lochleibungsfestigkeit und Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte

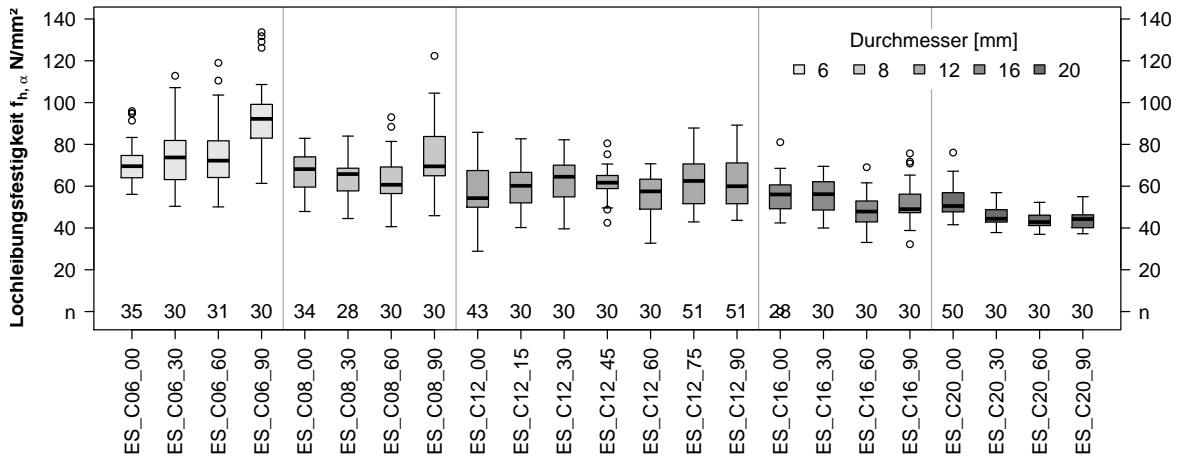
Durchmesser $d$ [mm]	Kraft-Faser- winkel $\alpha$ [°]	Bestimmtheitsmaß					
		Esche		Buche		Robinie	
		$r_i^2$ [–]	$r_{\text{mean}}^2$ [–]	$r_i^2$ [–]	$r_{\text{mean}}^2$ [–]	$r_i^2$ [–]	$r_{\text{mean}}^2$ [–]
6	0	0,862	0,692	0,400	0,496	0,872	0,646
	30	0,715		—		—	
	60	0,539		—		—	
	90	0,650		0,592		0,420	
8	0	0,711	0,593	—		—	
	30	0,212		—		—	
	60	0,741		—		—	
	90	0,707		—		—	
12	0	0,411	0,597	0,415	0,426	0,589	0,605
	30	0,671		0,236		0,603	
	60	0,662		0,304		0,589	
	90	0,645		0,750		0,640	
20	0	0,436	0,313	0,387	0,301	0,424	0,276
	30	0,450		—		—	
	60	0,127		—		—	
	90	0,237		0,215		0,127	

Bei der Herstellung von Brettschichtholz aus Laubholz ist der Ausschluss von Brettern auf Grund ihrer zu geringen – geschweige denn ihrer zu hohen Rohdichte – nicht zu erwarten. Wenn dies etwa 10 % der Ware beträfe, wäre dies allein aus ökonomischen Gründen ausgeschlossen. Daher sollten auch keine Probekörper durch Kriterien für die Rohdichte selektiert werden.

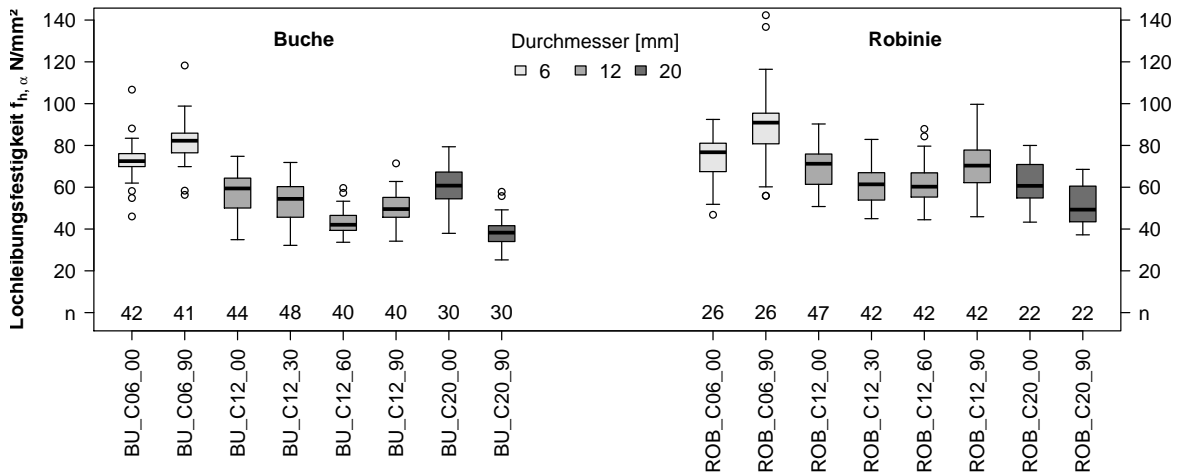
### 5.5.7 Überblick zu den Lochleibungsfestigkeiten

In Abbildung 5.5.9 a sind die experimentell mit Eschenholz ermittelten Lochleibungsfestigkeiten dargestellt. Die Boxplots mit den verschiedenen Kraft-Faser-Winkeln sind nach Durchmessern gruppiert. Die pro Box dargestellte Anzahl von Probekörpern  $n$  ist jeweils oberhalb der Serienbezeichnungen im Diagramm angegeben. Deutlich erkennbar wird die abnehmende Lochleibungsfestigkeit mit steigendem Durchmesser, wobei sich dieser Trend mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel noch verstärkt. Für den Durchmesser 6 mm ergibt sich ein Anstieg der Lochleibungsfestigkeit mit der Zunahme des Kraft-Faser-Winkels, bei 8 und 12 mm herrscht keine einheitliche Tendenz. Bei den größeren Durchmessern 16 und 20 mm kehrt sich der Trend zu einer Abnahme mit steigendem Kraft-Faser-Winkel um.

Vergleicht man die Boxplots der Lochleibungsfestigkeit von Buche und Robinie, gleichen sich die Verläufe, wobei Robinie generell höhere Lochleibungsfestigkeiten erzielte. Dieser Unterschied lässt sich durch die unterschiedlichen mittleren Rohdichten von  $725 \text{ kg/m}^3$  für Buchen- und  $799 \text{ kg/m}^3$  für Robinienholz erklären (siehe Abschnitt 5.5.6, S. 247).



(a) Serien aus Eschenholz



(b) Serien aus Buchen- bzw. Robinienholz

Abb. 5.5.9: Boxplots der Lochleibungsfestigkeiten normiert auf 12% Holzfeuchte

### Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeiten

Die Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeiten von Eschenholz mit Ausreißern/(ohne Ausreißer) sind in Tabelle 5.5.5 aufgeführt. Der mittlere Variationskoeffizient sinkt von 19,2% auf 10,9% mit von 6 auf 20 mm steigendem Durchmesser. Ein schwächerer Trend zu steigendem Variationskoeffizienten besteht mit größer werdendem Kraft-Faser-Winkel. Mittelt man die Variationskoeffizienten aller Serien erhält man 17,35% mit und 17,24% ohne Ausreißer.

Die Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeiten von Buchen-, Eschen- und Robinienholz mit Ausreißern/(ohne Ausreißer) sind in Tabelle 5.5.6 aufgeführt. Der größte mittlere Variationskoeffizient tritt bei  $\alpha = 90^\circ$  mit 20,1% bzw. 19,3% auf. Aus Tabelle 5.5.6 ist auch ersichtlich, dass der mittlere Variationskoeffizient bei Durchmesser von 6 bis 12 mm etwa 18,3% beträgt und bei Durchmesserzunahme bis auf 13,2% bei 20 mm sinkt. Mittelt man die Variationskoeffizienten aller Serien, so erhält man 18,51% mit und 18,35% ohne Ausreißer.



Tab. 5.5.5: Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeiten von Eschenholz mit Ausreißern (Die Werte in Klammern gelten nach Ausschluss der Ausreißer)

Durchmesser	Kraft-Faser-Winkel						
	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
6	16,0 (14,6)	—	20,6 (20,6)	—	21,9 (20,8)	—	19,7 (19,2)
8	13,7 (13,5)	—	14,3 (14,2)	—	19,2 (19,1)	—	20,7 (21,6)
12	17,0 (18,1)	17,3 (17,6)	18,0 (18,0)	12,6 (12,6)	28,4 (17,4)	17,7 (17,8)	19,7 (19,6)
16	15,9 (14,6)	—	13,9 (13,9)	—	17,4 (17,4)	—	19,5 (19,6)
20	13,8 (14,0)	—	10,6 (10,6)	—	8,7 (8,7)	—	10,3 (10,3)

Die Streuung nimmt demnach durch die beiden zusätzlichen Holzarten Buche und Robinie nur unwesentlich zu.

Tab. 5.5.6: Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeiten von Buchen-, Eschen- und Robinienholz mit Ausreißern (Die Werte in Klammern gelten nach Ausschluss der Ausreißer)

Durchmesser	Kraft-Faser-Winkel						
	0°	15°	30°	45°	60°	75°	90°
6	14,2 (13,5)	—	20,6 (20,6)	—	21,9 (21,9)	—	20,8 (16,8)
8	13,5 (13,5)	—	14,2 (14,2)	—	19,1 (19,4)	—	21,6 (18,6)
12	18,7 (18,6)	17,6 (17,6)	18,6 (18,6)	12,6 (12,6)	21,8 (21,8)	17,8 (17,8)	22,5 (21,5)
16	14,6 (14,6)	—	13,9 (13,9)	—	17,4 (17,4)	—	19,6 (19,6)
20	17,4 (16,8)	—	10,6 (10,6)	—	8,7 (8,7)	—	16,0 (16,0)

### 5.5.8 Einfluss des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit

Wie bereits beschrieben und in Abbildung 5.5.9 ersichtlich, sinkt die Lochleibungsfestigkeit mit größer werdendem Durchmesser der Stabdübel. In Abbildung 5.5.10 sind die bezüglich der Rohdichte und der Holzfeuchte korrigierten Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeit abgebildet. Die Mittelwerte parallel zur Faserrichtung sind als Kreise, die quer zur Faserrichtung als Quadrate dargestellt. Für die schwarz eingetragenen Mittelwerte für Eschenholz wurden die meisten Daten ermittelt. Die Punkte für Buchen- bzw. Robinienholz sind dunkelrot bzw. gelb.

Üblicherweise werden Größeneffekte mit Potenzfunktionen ausgedrückt. Die Kurvenanpassungen an die korrigierten Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeit in Eschenholz ergaben die Gleichungen (5.42) bzw. (5.43) für parallel bzw. quer zur Faserrichtung belastete Stabdübel. In Abbildung 5.5.10 sind diese Kurven hellgrau dargestellt. Das Bestimmtheitsmaß betrug für die Anpassung an die Mittelwerte aus 188 Lochleibungsfestigkeiten parallel zur Faserrichtung  $r^2 = 0,923$  und quer zur Faserrichtung aus 167 Werten  $r^2 = 0,997$ . Die Gleichungen (5.44) und (5.45) gelten für die 5%-Quantilwerte und wie die Gleichungen (5.42) und (5.43) für  $6 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$ .

$$f_{h,0,\text{mean}} = 114 d^{-0,257} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und Eschenholz} \quad (5.42)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 237 d^{-0,544} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und Eschenholz} \quad (5.43)$$

$$f_{h,0,05} = 116 d^{-0,329} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ und Eschenholz} \quad (5.44)$$

$$f_{h,90,05} = 204 d^{-0,553} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \text{ und Eschenholz} \quad (5.45)$$

- $d$  Stabdübeldurchmesser in mm
- $f_{h,0,\text{mean}}$  Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung in  $\text{N/mm}^2$
- $f_{h,90,\text{mean}}$  Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung in  $\text{N/mm}^2$
- $f_{h,0,05}$  5%-Quantil der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung in  $\text{N/mm}^2$
- $f_{h,90,05}$  5%-Quantil der Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung in  $\text{N/mm}^2$

Nach SIA 265 (2003, S. 56) ging der Durchmesser mit einem Exponent von  $-0,3$  in die Berechnung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten von Furniersperrholz, Faserplatten, Vollholz und Brettschichtholz aus Nadel- oder Laubholz ein (siehe Gleichung (5.28) und (5.29) auf S. 221). Die Auswertung von 292 Lochleibungsprüfungen parallel und 37 quer zur Faserrichtung durch Leijten und Köhler (2004, S. 8) nach der Gleichung (5.46) ergab den Erwartungswert von  $-0,253$  für den Exponenten des Durchmessers parallel und  $-0,455$  quer zur Faserrichtung.

$$\ln f_h = A + B \ln \rho + C \ln d \quad (5.46)$$

Ersterer stimmt sehr gut mit dem Exponent in Gleichung (5.42) für Eschenholz überein. Quer zur Faserrichtung unterscheiden sich die Exponenten nach Gleichung (5.43) und dem durch

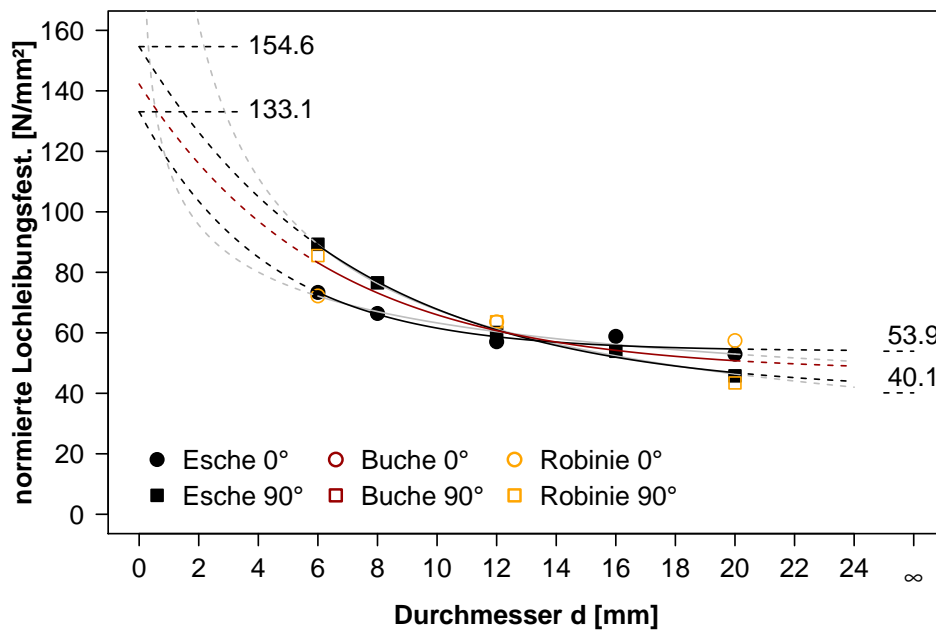


Abb. 5.5.10: Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit vom Durchmesser

Leijten und Köhler ermittelten Exponent. Für den Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$  gingen bei Leijten und Köhler (2004) lediglich 37 Prüfergebnisse ein, wobei 35 von Ehlbeck und Werner (1992a) stammen und somit die Stabdübeldurchmesser 8, 16 und 30 mm sowie die Holzarten Buche und Azobé mit je fünf Prüfungen pro Serie repräsentieren. Die geringe Anzahl und das Fehlen von Werten für Verbindungsmittel mit 6 mm Durchmesser sind wahrscheinlich für den mit  $-0,455$  gegenüber  $-0,543$  kleineren Exponenten ursächlich.

Werden die Mittelwerte bzw. die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit parallel oder quer zur Faserrichtung der Buchen- bzw. Robinienserien mit einbezogen, ergeben sich die Gleichungen (5.47) bis (5.50).

$$f_{h,0,\text{mean}} = 102 d^{-0,197} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,876 \quad (5.47)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 149 d^{-0,343} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,860 \quad (5.48)$$

$$f_{h,0,05} = 107 d^{-0,284} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,807 \quad (5.49)$$

$$f_{h,05} = 141 d^{-0,390} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,904 \quad (5.50)$$

Ein Vorteil der Potenzfunktionen ist ihre einfache Darstellung. Ein weiterer besteht in der leichteren „Weiterverarbeitung“ zu einem Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit mit einem beschränkten Gültigkeitsbereich des Durchmessers. Geht der Durchmesser gegen null Millimeter, strebt die Lochleibungsfestigkeit bei der Potenzfunktion gegen unendlich, bei unendlich großem Durchmesser gegen Null. Beides widerspricht den Materialeigenschaften des Holzes und der Holzwerkstoffe. Die Lochleibungsfestigkeit wird zwischen einem Kleinst- und einem Größtwert in Abhängigkeit des Stabdübeldurchmessers schwanken. Ziel für die Formulierung des Zusammenhangs zwischen Durchmesser und normierter Lochleibungsfestigkeit sollte es sein, möglichst den gesamten Wertebereich des Parameters widerspruchsfrei zu bekannten Materialeigenschaften abzudecken. Ist dies nicht zu erreichen, muss der Gültigkeitsbereich eingeschränkt werden. Dies ist nicht nur weniger elegant, sondern birgt auch die Gefahr, dass für zukünftige Anwendungen außerhalb des Gültigkeitsbereichs erneut geforscht werden muss.

Daher wurden die Exponentialfunktionen der Gleichungen (5.51) und (5.52) an die korrigierten Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeiten von Stabdübeln in Eschenholz angepasst. Die Gleichungen (5.53) und (5.54) gelten für die 5%-Quantilwerte. In Abbildung 5.5.10 sind diese Kurven schwarz dargestellt. Auch hier wurden die Kurven gestrichelt über die Modellgrenzen hinaus abgebildet um die Grenzwerte darzustellen. Die Größtwerte der Lochleibungsfestigkeit bei  $d = 0$  mm ergeben sich zu 131,8 bzw. 156,7 N/mm<sup>2</sup> parallel bzw. quer zur Faserrichtung, die Kleinstwerte bei  $\lim_{d \rightarrow \infty} d$  liegen bei 53,9 bzw. 40,1 N/mm<sup>2</sup>. Nach Wagenführ (2007, S. 280) beträgt die Druckfestigkeit parallel zur Faserrichtung von Eschenholz bei Kleinproben mit Druckflächen von 50 mm × 50 mm 23...52...80 N/mm<sup>2</sup>. Die Übereinstimmung der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung bei  $\lim_{d \rightarrow \infty} d$  mit 53,9 N/mm<sup>2</sup> und dem Mittelwert der Druckfestigkeit von 52 N/mm<sup>2</sup> ist sehr gut.

Kollmann (1951, S. 906 f.) zitiert aus Keylwerth und Kollmann (1944) Grenzwerte der mit dem Schubeisen ermittelten Quetschgrenze (siehe Abbildung 2.3.1, S. 30) von Eschenholz. Für die RT-Ebene beträgt der Mittelwert beim Abquetschen 41,4 N/mm<sup>2</sup> (siehe Tabelle 4.9.1, S. 195). Dieser Wert entspricht gut dem Grenzwert der Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung bei  $\lim_{d \rightarrow \infty} d$  mit 40,1 N/mm<sup>2</sup>.

$$f_{h,0,\text{mean}} = 53,9 + 78,3 e^{-0,232 d} \quad \text{für Esche mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,779 \quad (5.51)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 40,1 + 115 e^{-0,142 d} \quad \text{für Esche mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,991 \quad (5.52)$$

$$f_{h,0,05} = 45,8 + 160 e^{-0,337 d} \quad \text{für Esche mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,799 \quad (5.53)$$

$$f_{h,90,05} = 39,6 + 139 e^{-0,218 d} \quad \text{für Esche mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,973 \quad (5.54)$$

Werden die Mittelwerte bzw. die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit parallel oder quer zur Faserrichtung der Buchen- bzw. Robinienserien mit einbezogen, ergeben sich die Gleichungen (5.55) bis (5.58).

$$f_{h,0,\text{mean}} = 58,2 + 86,5 e^{-0,289 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,992 \quad (5.55)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 49,1 + 72,0 e^{-0,138 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,769 \quad (5.56)$$

$$f_{h,0,05} = 47,8 + 135 e^{-0,329 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,954 \quad (5.57)$$

$$f_{h,90,05} = 43,5 + 89,6 e^{-0,197 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,908 \quad (5.58)$$

Die Ausgleichskurven für alle Mittelwerte ( $0^\circ$  und  $90^\circ$ ) bzw. alle 5%-Quantilwerte sind in den Gleichungen (5.59) bis (5.62) angegeben. In Abbildung 5.5.10 ist die Gleichung (5.61) dunkelrot dargestellt.

$$f_{h,\text{mean}} = 124 d^{-0,272} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,809 \quad (5.59)$$

$$f_{h,05} = 123 d^{-0,338} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,877 \quad (5.60)$$

$$f_{h,\text{mean}} = 54,0 + 65,1 e^{-0,174 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,801 \quad (5.61)$$

$$f_{h,05} = 45,9 + 98,8 e^{-0,244 d} \quad \text{für Buche, Esche und Robinie mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,914 \quad (5.62)$$

### 5.5.9 Aufspalten der Probekörper

Wie bereits im Abschnitt 5.5.5 erläutert, beeinflusst die Holzfeuchte das Aufspalten der parallel zur Faserrichtung belasteten Probekörper sehr stark. Die Referenzserie ES\_C12\_00 hatte eine mittlere Holzfeuchte von 10,7% und 70% der Probekörper spalteten auf (siehe Tabelle D.3.2, S. 394). Lag die Holzfeuchte im Mittel bei 16,5%, also 5,8% höher, gab es keinen einzigen Probekörper mit durchgehendem Riss. Bei der mit 4,3% sehr niedrigen Holzfeuchte der Serie ES\_C12\_00\_100 versagten 43 der 44 Probekörper durch Aufspalten.

Vergleicht man das Spaltverhalten der Holzarten Esche, Buche und Robinie anhand der Serien mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 0^\circ$  und einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm, treten deutliche Unterschiede auf (siehe Abbildung 5.5.11 und Tabelle D.3.2, S. 394).

Die rechte Skala und die dunkelroten Kurven stellen die Anzahl der Probekörper dar, die in die Mittelung eingingen. Die schwarzen Punkte geben die Mittelwerte für die Auswertung nach ASTM D5764 (2007), bei einem Verformungsweg von maximal 2,1 mm und nach ON EN 383

(2007) an. Diese Punkte verdeutlichen nochmals die Unterschiede zwischen den Ergebnissen bei verschiedenen Verformungslimits.

Von den Buchenprobekörpern spalteten nur 38 % bei einer Holzfeuchte von 10,30 %, bei Esche wie schon erwähnt 70 % und bei Robinie 98 % bei einer Holzfeuchte von 9,81 %. Die holz-anatomischen Unterschiede zwischen diesen Holzarten spielen demnach eine wichtige Rolle für das Spaltverhalten, wie dies auch Scheffler u. a. (2004) für die Bruchzähigkeit von Eiche und Rotbuche publizierten. Weitaus häufiger als die untersuchten Laubhölzer spalten Probekörper aus Fichte mit  $\varnothing$  12 mm von Spörk (2007a). Von  $0^\circ$  bis  $40^\circ$  versagten alle Probekörper auf Grund durchgehender Risse. Der mittlere Verformungsweg stieg mit dem Winkel von 0,64 bis 2,26 mm. Bei größeren Kraft-Faser-Winkeln sinkt der Anteil aufgespaltener Probekörper auf 38 % bei  $90^\circ$  während der mittlere Verformungsweg auf 4,31 mm zunimmt. Bei Kiefer spalten nur 8 % bei  $90^\circ$ , d. h. weniger als ein Viertel wie bei Fichte. Allerdings unterscheiden sich auch die Holzfeuchten der Serien FI\_C12\_90 und KI\_C12\_90 mit 10,15 % bei Fichte zu 12,99 % bei Kiefer.

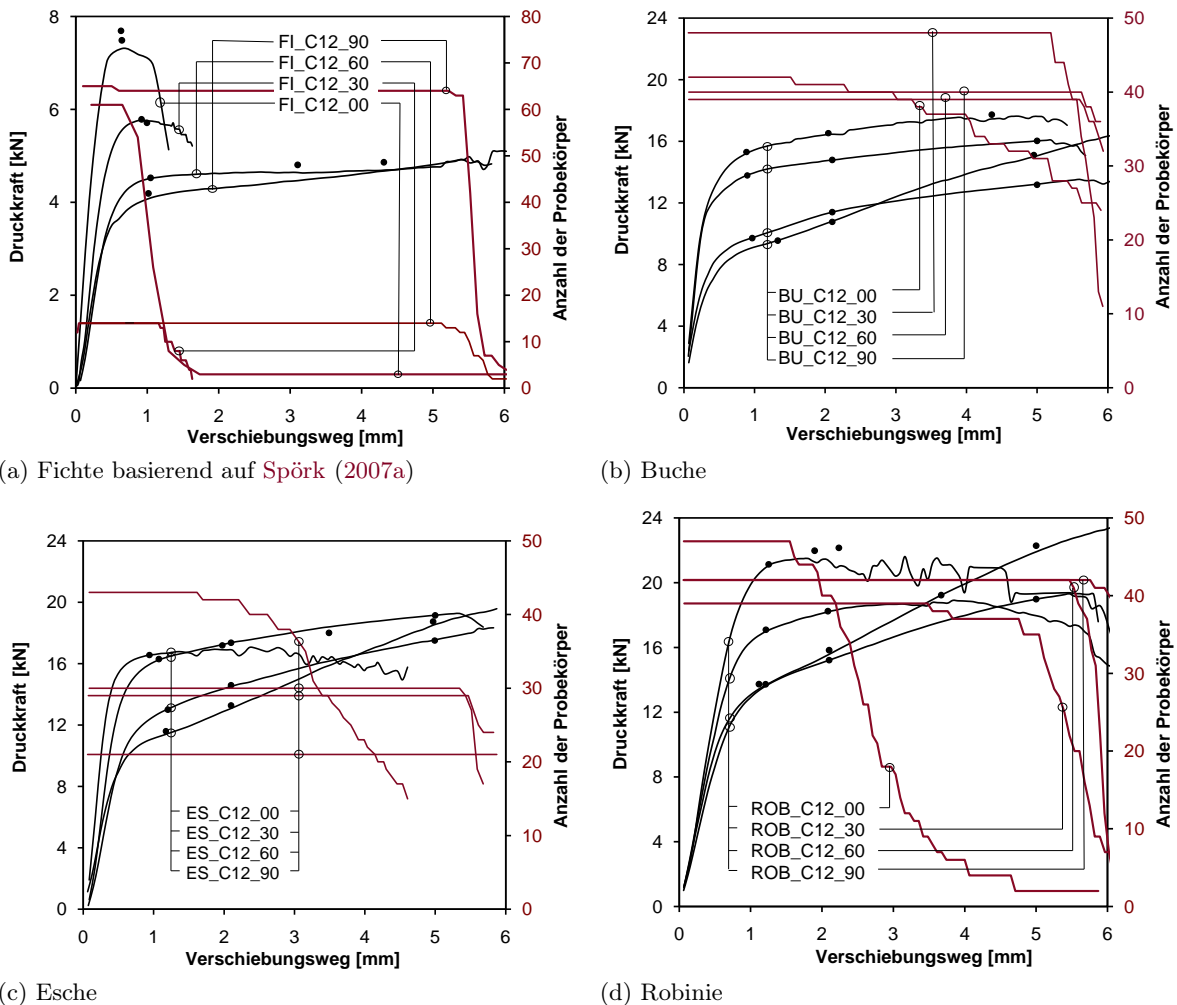


Abb. 5.5.11: Gemittelte Druckkraft und Anzahl der in die Mittelung eingehenden Probekörper versus gemitteltem Verformungsweg für Stabdübel  $\varnothing$  12 mm

Bei einem Kraft-Faser-Winkel von bis zu  $\alpha = 30^\circ$  legen die Prüfergebnisse bei Eschenholz nahe, dass der Anteil aufspaltender Probekörper vom Durchmesser abhängt. Während bei 6 und 12 mm der Verformungsweg von 5 mm immer erreicht wird, spalten 7 % der Probekörper bei  $\varnothing 16$  mm und 13 % der Probekörper bei  $\varnothing 20$  mm.

Der Spaltneigung in Verbindungen mit mehreren Stabdübeln wird durch die Mindestabstände der Stabdübel untereinander und zum Bauteilrand hin Rechnung getragen. Da die untersuchten Laubholzarten bei Lochleibungsprüfungen weit weniger häufig auf Grund von durchgehenden Rissen versagten und dadurch der mittlere Verformungsweg gegenüber dem für Fichte höher lag, ist davon auszugehen, dass die für Nadelhölzer ermittelten Mindestabstände für Laubhölzer zumindest ausreichend sind. Bei Verbindungen mit mehreren Stabdübeln in Laubholz besteht sowohl bezüglich der Gruppenwirkung als auch bei den Mindestabständen Forschungsbedarf. Es ist zu prüfen, ob die Mindestabstände auf Grund der geringeren Spaltneigung reduziert werden könnten.

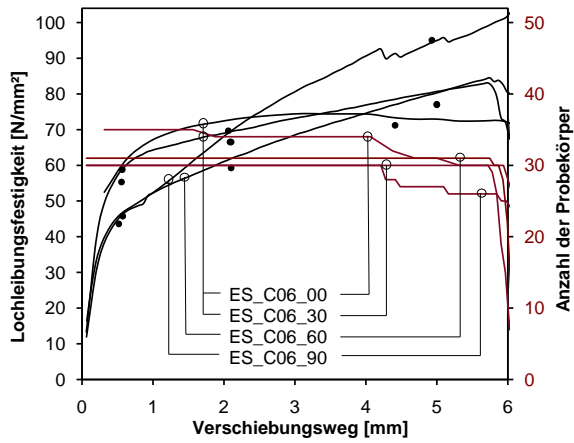
### 5.5.10 Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung

Der Kraft-Faser-Winkel beeinflusst das Last-Verformungs-Verhalten und den Versagensmechanismus ganz wesentlich. Abbildung 5.5.11 zeigt die mittleren Last-Verformungs-Kurven für Stabdübel mit 12 mm Durchmesser für die Holzarten Fichte, Buche, Esche und Robinie. Dem linear-elastischen ersten Anstieg der gemittelten Last-Verformungs-Kurven folgt mit beginnender Plastizierung ein Kreisbogensegment, um schließlich im voll plastizierten Zustand in einen zweiten linearen Anstieg überzugehen.

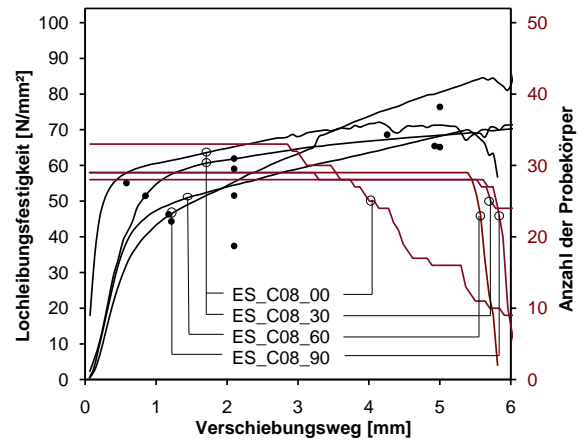
Je kleiner der Kraft-Faser-Winkel desto schneller versagten der Probekörper durch Aufspalten und desto eher sank die Anzahl der in die Mittelung eingehenden Datensets. Die Sprünge in der Anzahl der eingehenden Datensets verursachten auch Sprünge in den gemittelten Last-Verformungs-Kurven.

Abbildung 5.5.12 zeigt die mittleren Last-Verformungs-Kurven der Eschenprobekörper für die jeweiligen Kraft-Faser-Winkel für einen Stabdübeldurchmesser in einem Diagramm. Vergleicht man die Diagramme der Abbildungen 5.5.12 a bis e, sinkt die Lochleibungsfestigkeit mit steigendem Durchmesser. Bei einem Durchmesser von 12 mm liegen die schwarzen Punkte bei etwa 5 mm Verformungsweg bei ähnlichen Lochleibungsfestigkeiten. Bei kleineren Durchmessern wiesen die größeren Kraft-Faser-Winkel größere Lochleibungsfestigkeiten bei 5 mm auf, bei größeren Durchmessern ist es umgekehrt.

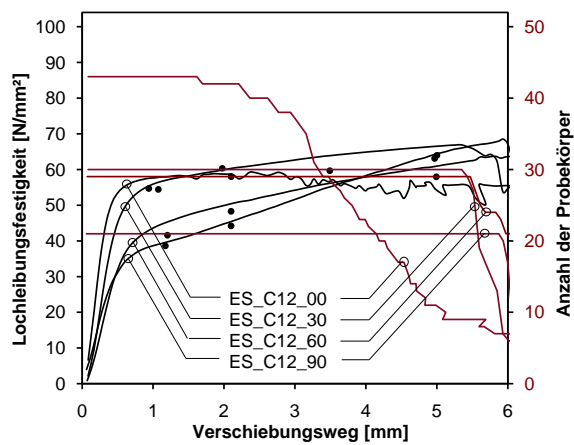
Deutlich werden auch die erheblichen Unterschiede zwischen den unterschiedlichen Auswerteverfahren anhand der schwarzen Punkte insbesondere bei den Durchmessern 6 und 8 mm. Bei 6 mm Durchmesser liegen die Punkte nach ASTM D5764 (2007) vor den Mitten der Kreisbogensegmente, bei 8 mm etwa in der Mitte, bei 12 mm an den Enden der Kreisbogensegmente und schließlich bei 20 mm im zweiten linearen Ast der Last-Verformungs-Kurven. Das Verfahren nach ASTM D5764 (2007) hat zwar den Vorteil, dass die Lochleibungsfestigkeit nicht bei einem über alle Durchmesser gleichem Verformungslimit bestimmt wird, führt aber auch nicht zu ähnlichen Bestimmungsorten auf den Last-Verformungskurven.



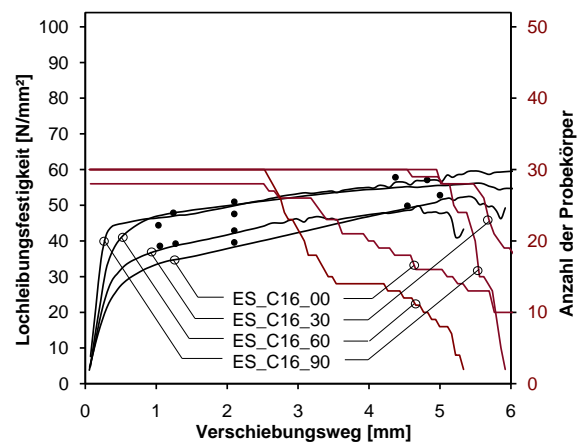
(a) Durchmesser 6 mm



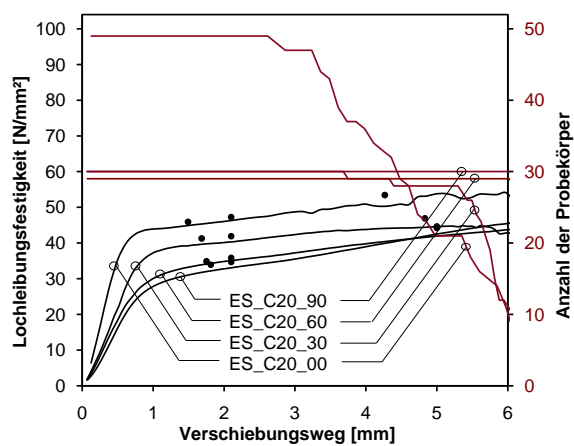
(b) Durchmesser 8 mm



(c) Durchmesser 12 mm



(d) Durchmesser 16 mm



(e) Durchmesser 20 mm

Abb. 5.5.12: Gemittelte Druckkraft und Anzahl der in die Mittelung eingehenden Probekörper versus gemittelter Verformungsweg für Probekörper aus Esche



### 5.5.11 Allgemeines zu den Bemessungsmodellen der Lochleibungsfestigkeit

Für Eschenholz liegen mit 771 Prüfergebnissen für die Lochleibungsfestigkeit die meisten Daten für eine Laubholzart vor. Diese umfassen die Durchmesser von 6 bis 20 mm und die Kraft-Faser-Winkel von 0° bis 90° in 30°-Schritten. Bei Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser wurden zusätzlich die Kraft-Faser-Winkel 15°, 45° und 75° untersucht. Im ersten Schritt wurde das Bemessungsmodell nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) für Laubholz anhand der Werte für Eschenholz mit Hilfe einer Regressionsanalyse überprüft. Aus den Erkenntnissen dieser Analyse und dem nichtlinearen Einfluss des Durchmessers und der Rohdichte auf die Lochleibungsfestigkeit wurde in einem zweiten Schritt ein neues Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes entwickelt.

Für Buchen- bzw. Robinienholz liegen 315 bzw. 269 Prüfergebnisse vor. Diese umfassen die Durchmesser 6, 12 und 20 mm und die Kraft-Faser-Winkel von 0° und 90°, für  $\varnothing$  12 mm auch 30° und 60°. Eine weitere Regressionsanalyse soll zeigen, ob die holzanatomischen Unterschiede zwischen den Ringporern Esche und Robinie und dem Zerstreuporer Buche die Lochleibungsfestigkeit signifikant beeinflussen. Des Weiteren wurde überprüft, ob sich alle drei Holzarten durch ein Bemessungsmodell ohne wesentlichen Verlust bei der Leistungsfähigkeit des Modells darstellen lassen.

Wie bereits beim Eschenholz erfolgte zuerst eine Regressionsanalyse auf Basis des gültigen Bemessungsmodells nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#), dann wurde ein neuer Vorschlag für ein Bemessungsmodell analysiert. Schlussendlich wurden die bisher verwendeten Datensets mit Eschen-, Buchen- und Robinienholz um die Laubholz-Datensets aus den Lochleibungsprüfungen mit Druckkraft von [Ehlbeck und Werner \(1992a\)](#) und [Vreeswijk \(2003\)](#) ergänzt und für die vorliegenden Lochleibungsfestigkeiten für elf Laubhölzer ein verallgemeinerbares Bemessungsmodell entwickelt.

### 5.5.12 Modifiziertes Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) für Eschenholz

Die Koeffizienten der Gleichungen (5.21) bis (5.23) aus [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) wurden durch die Variablen  $A$  bis  $D$  ersetzt, sodass die Gleichungen (5.63) bis (5.65) entstanden:

$$f_{h,0,k} = A(1 - Bd)\rho \quad (5.63)$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \sin^2\alpha + \cos^2\alpha} \quad \text{mit} \quad (5.64)$$

$$k_{90} = C + Dd \quad \text{für } d \geq 8 \text{ mm} \quad (5.65)$$

Für die Regressionsanalyse wurden die Gleichungen (5.63) bis (5.65) zusammengefasst und zu Gleichung (5.66) logarithmiert. Die erste Regressionsanalyse basierte auf 771 Datensets für Eschenholz. Nach Gleichung (4.108) auf S. 168 wurden keine Ausreißer anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen.

$$\ln f_{h,\alpha} = A + \ln(1 - Bd) + \ln \rho - \ln [(C + Dd) \sin^2\alpha + \cos^2\alpha] \quad (5.66)$$

Die Regressionsanalyse ergab die Gleichung (5.67) mit dem adjustierten Bestimmtheitsmaß  $r_{\text{adj}}^2 = 0,652$ . In den Normen werden die Zahlen in Bemessungsmodellen meist auf zwei charakteristische Ziffern gerundet. Bei der Gleichung (5.67) für die mittlere Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes wurde diese Rundung schrittweise vorgenommen, d. h. nach dem Festlegen eines gerundeten Exponenten wurde das Regressionsmodell neu berechnet, solange bis die Gleichung (5.67) entstand. Diese Vorgehensweise wurde bei allen folgenden Regressions- und Bemessungsmodellen angewendet, da bei Regressionsanalysen – insbesondere auf Basis von Potenzfunktionen – die Exponenten sensibel reagieren.

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{0,097 (1 - 0,015 d) \rho_{12}}{(0,65 + 0,029 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.67)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{0,0862 (1 - 0,015 d) \rho_k}{(0,65 + 0,029 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.68)$$

Der Erwartungswert der Lochleibungsfestigkeit  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt sich wie im Abschnitt 4.8.9 auf S. 165 für den Erwartungswert des Ausziehwidestands  $\mathbb{E}(R_0)$  mit der Gleichung (4.96) auf S. 166 dargestellt. Die Varianz folgt entsprechend aus Gleichung (4.99) auf S. 166. In dieser Art und Weise wurde auch bei den folgenden Regressionsanalysen vorgegangen.

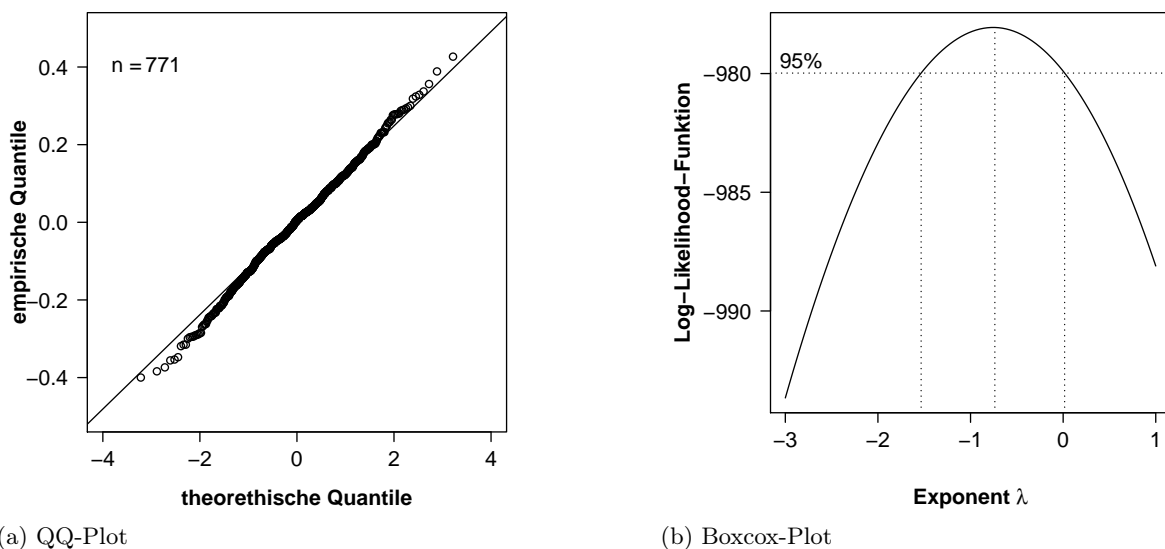
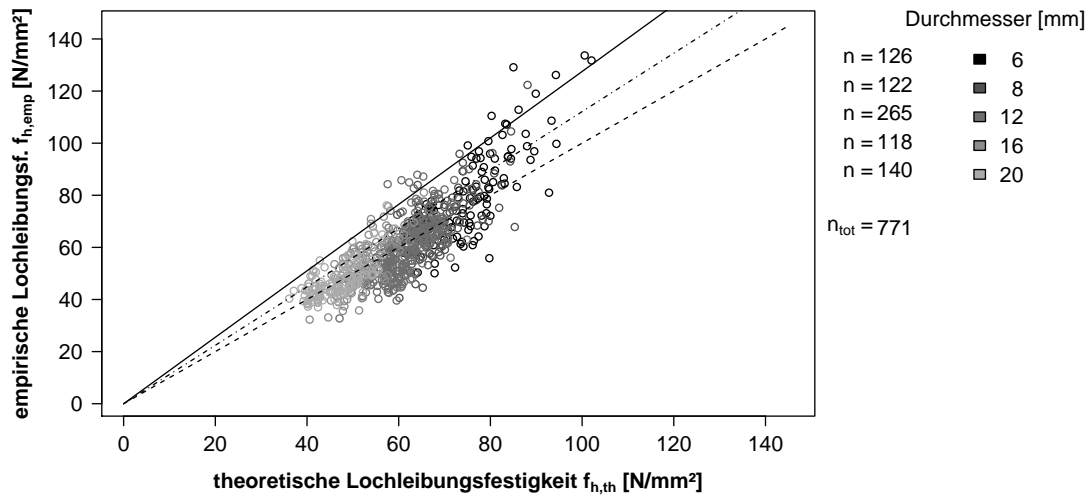


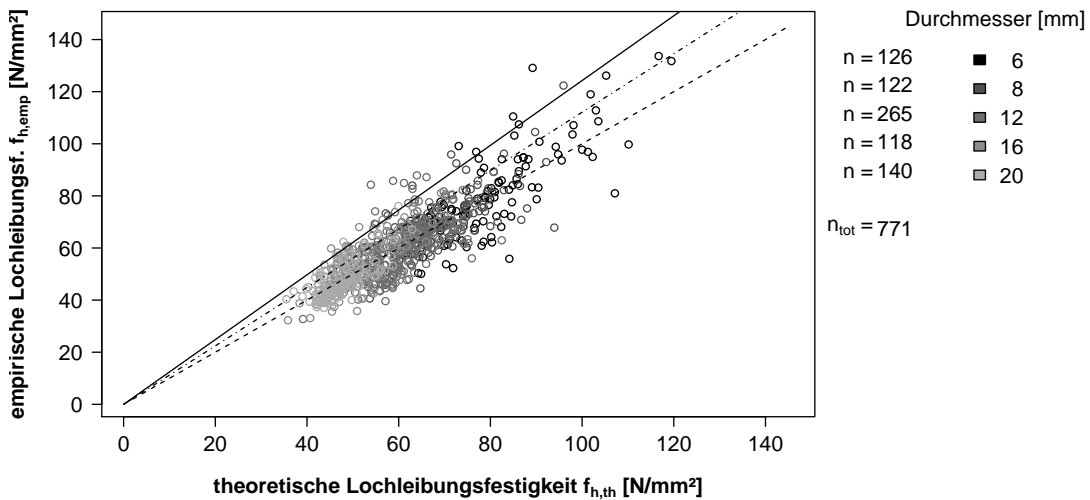
Abb. 5.5.13: QQ- und Boxcox-Plot für Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.67)

In Abbildung 5.5.13 a ist der QQ-Plot für das Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.67) dargestellt. Die Übereinstimmung der Wertepaare mit der Geraden durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil ist gut. Der Boxcox-Plot in Abbildung 5.5.13 b zeigt, dass das 95%-Konfidenzintervall des Exponenten  $\lambda$  den Wert eins nicht abdeckt. Dies legt eigentlich eine weitere Transformation der Daten nahe, doch der QQ-Plot spricht dagegen. Testet man die Residuen mit dem Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung, erhält man den  $p$ -Wert 0,51. Die Hypothese, dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, kann demnach bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % nicht verworfen werden. Damit wurde die Voraussetzung der normalverteilten Residuen für

die Regressionsanalyse erfüllt und die Logarithmierung der Daten war zielführend. Die zufriedenstellende Korrelation zwischen dem Regressionsmodell nach Gleichung (5.67) und den Prüfwerten ist in Abbildung 5.5.14 a dargestellt.



(a) Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.67)



(b) Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.73)

Abb. 5.5.14: Empirische versus theoretische Lochleibungsfestigkeit für Eschenholz nach Modell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* und dem neuen Regressionsmodell *Potenzfunktion* mit allen Ausreißern

Für das Regressionsmodell nach der Gleichung (5.67) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1309$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 13,15 % für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $E(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit stets 0,785 beträgt.

Das 5%-Quantil der Rohdichte des der Regression zugrunde liegenden Datensets beträgt  $678 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $761 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (5.67) das 5%-Quantil der Rohdichte ein, ergibt sich eine Abminderung der Lochleibungsfestigkeit auf 89,2%. In Abbildung 5.5.14 a wurde die empirische versus die theoretische Lochleibungsfestigkeit für Eschenholz aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung der Lochleibungsfestigkeit dar, wie sie durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte entsteht.

Da der Variationskoeffizient der Lochleibungsfestigkeit mit etwa 17% (siehe Tabelle 5.5.5, S. 253) deutlich über dem Variationskoeffizient der Rohdichte mit 7,84% liegt (siehe Tabelle 5.5.3, S. 248), befinden sich nach dem Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte in Gleichung (5.67) weit mehr als 5% der Wertepaare unterhalb der strichpunktierten Linie in Abbildung 5.5.14 a.

Um die volle Abminderung auf 78,5% zu erhalten, musste Parameter  $A$  der Gleichung (5.63) mit  $1 - (0,892 - 0,785) = 0,893$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.68) angegeben und in Abbildung 5.5.14 a als schwarze Gerade dargestellt.

In Abbildung 5.5.14 a liegen 60 der 771 Wertepaare, d. h. 7,78%, unter der schwarzen Geraden (siehe Tabelle 5.5.7, S. 277). Die Abweichung von den theoretischen 5% lässt sich dadurch erklären, dass der Variationskoeffizient der einzelnen Serien schwankt (siehe Tabelle 5.5.5, S. 253). Hingegen wird im Regressionsmodell für die logarithmierten Lochleibungsfestigkeiten ein konstanter Variationskoeffizient vorausgesetzt.

### 5.5.13 Neues Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes

Die Überprüfung verschiedener Regressionsmodelle für die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz ergab, dass die Variabilität der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung gut mit einer Potenzfunktion abgebildet werden kann (vgl. Hübner, Bogensperger und Schickhofer, 2008, S. 8). Zum einen hängt dies mit dem nichtlinearen Einfluss des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit zusammen (siehe Abschnitt 5.5.8, S. 253), der insbesondere bei kleinen Durchmessern zu Abweichungen gegenüber der Annahme eines linearen Einflusses führt. Zum anderen folgen aus der Annahme eines linearen Einflusses der Rohdichte bei großen Rohdichtebereichen ebenfalls größere – und durch eine Potenzfunktion besser zu minimierende – Abweichungen. Sandhaas u. a. (2010, S. 1) stellen fest: „[...] the EC5 equation seems to be punishing for species with higher densities“.

Mit den Gleichungen (5.42) und (5.43) auf S. 254 wurde die nichtlineare Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Durchmesser für die Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ$  und  $90^\circ$  für Eschenholz beschrieben. Spörk (2007a) setzte diese Erkenntnis zur Berechnung des Beiwerts  $k_{90}$ , des Verhältnisses von  $f_{h,0}$  zu  $f_{h,90}$ , ein und formulierte die Gleichung (5.19) auf S. 218. Während in ON EN 1995-1-1 (2009)  $k_{90}$  das Verhältnis zwischen  $f_{h,90}$  und  $f_{h,0}$  linear vom Durchmesser des Verbindungsmittels abhängt, definiert es Spörk in logischer Konsequenz nichtlinear als Potenzfunktion.

Der Beiwert  $k_{90}$  ergibt sich aus dem Verhältnis von  $f_{h,0}$  nach Gleichung (5.42) zu  $f_{h,90}$  nach Gleichung (5.43) wie in (5.69) beschrieben:

$$k_{90} = \frac{f_{h,0,\text{mean}}}{f_{h,90,\text{mean}}} = \frac{114 d^{-0,257}}{237 d^{-0,544}} = 0,481 d^{0,287} . \quad (5.69)$$

Die Gleichung (5.20) von Spörk kann in Verbindung mit Gleichung (5.17) als Regressionsmodell wie in den Gleichungen (5.70) und (5.71) formuliert werden:

$$f_{h,\alpha} = \frac{A d^B \rho_{12}^C}{(1 - k_{90}) \cos^G \alpha + k_{90}} \quad (5.70)$$

$$= \frac{A d^B \rho_{12}^C}{(1 - D d^E) \cos^G \alpha + D d^E} \quad (5.71)$$

$$\ln f_{h,\alpha} = A + B d + C \rho_{12} - \ln [(1 - D d^E) \cos^G \alpha + D d^E] \quad (5.72)$$

Die erste Regressionsanalyse auf Basis der Gleichung (5.72) basierte auf 771 Datensets mit Eschenholz. Zwei Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) auf S. 168 anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen.

Das adjustierte Bestimmtheitsmaß für das Bemessungsmodell für die mittlere Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.73) beträgt  $r_{\text{adj}}^2 = 0,758$  und übersteigt damit das für das Modell nach Gleichung (5.67) um  $\Delta r_{\text{adj}}^2 = 0,105$ . Diese beträchtliche Steigerung legt die gegenüber dem derzeit gültigen Bemessungsmodell veränderte Struktur nahe.

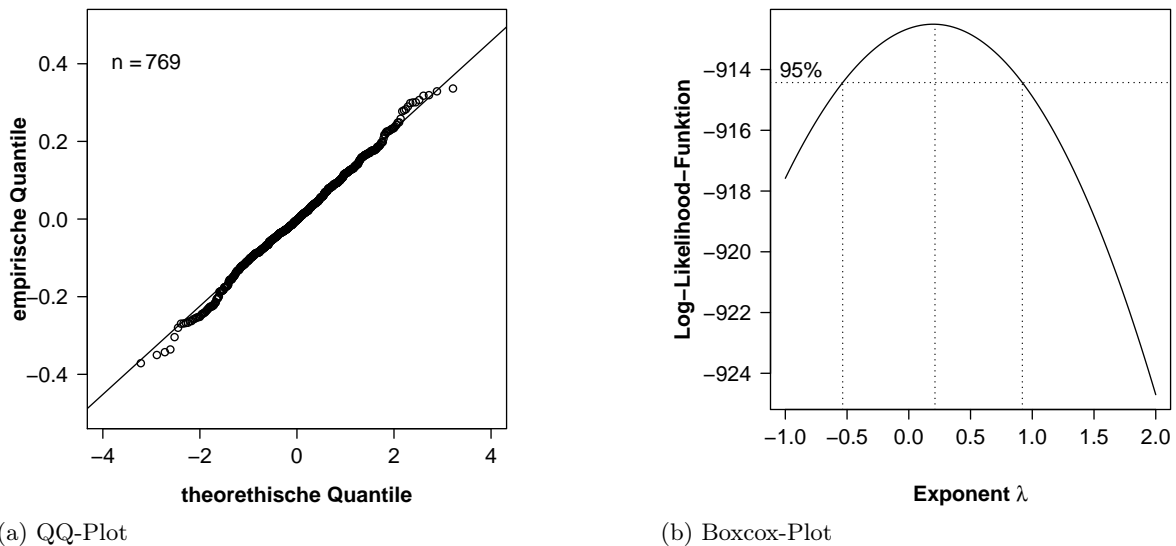


Abb. 5.5.15: QQ- und Boxcox-Plot für Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.73)

In Abbildung 5.5.15 a ist der QQ-Plot für das Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.73) dargestellt. Das unteren Drittel der Wertepaare weicht von der Gerade durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil etwas ab. Der Boxcox-Plot in Abbildung 5.5.15 b zeigt, dass das 95%-Konfidenzintervall des Exponenten  $\lambda$  den Wert eins gerade nicht abdeckt,

jedoch wesentlich näher an eins liegt wie dies in Abbildung 5.5.13 b der Fall ist. Testet man die Residuen mit dem Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung, erhält man den  $p$ -Wert 0,61. Die Hypothese, dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, kann demnach bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5% nicht verworfen werden. Damit wurde die Voraussetzung der normalverteilten Residuen für die Regressionsanalyse erfüllt und die Logarithmierung der Daten war zielführend.

Für das logarithmierte Regressionsmodell nach Gleichung (5.72) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1165$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 11,70% für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit stets 0,808 beträgt. Im vorhergehenden Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* betrug der Variationskoeffizient des Erwartungswerts 13,15%, und die Prognose war unsicherer.

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{2,70 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_{12}^{1,6}}{(1 - 0,47 d^{0,33}) \cos^2 \alpha + 0,47 d^{0,33}} \quad (5.73)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{2,40 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_{05}^{1,6}}{(1 - 0,47 d^{0,33}) \cos^2 \alpha + 0,47 d^{0,33}} \quad (5.74)$$

Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt 5.5.12 beschrieben, beträgt die Abminderung durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte 89,2%. In Abbildung 5.5.14 b wurde die theoretische über der empirische Lochleibungsfestigkeit für Eschenholz aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung dar, wie sie durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte entsteht.

Um die volle Abminderung auf 80,8% zu erhalten, muss der Vorfaktor 2,70 der Gleichung (5.73) mit  $1 - (0,892 - 0,808) = 0,916$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.74) angegeben und in Abbildung 5.5.14 b als schwarze Gerade dargestellt. Von den 771 Wertepaaren liegen 37 (4,8%) unter der schwarzen Geraden, d. h. auf der unsicheren Seite (siehe Tabelle 5.5.7, S. 277). Dies entspricht der Erwartung, da die Gleichung (5.74) über das 5%-Quantil der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit definiert wurde.

Vergleicht man die Abbildung 5.5.14 b mit der darüber liegenden für das Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.67), erscheint die Punktwolke im oberen Diagramm flacher geneigt und etwas kompakter. Die hellgrauen bzw. dunkelgrauen Kreise stehen für die Durchmesser 20 bzw. 12 mm. Während im oberen Diagramm eine gegenüber der Horizontalen schwach geneigte Schichtung zu erkennen ist, liegen die Werte für die unterschiedlichen Durchmesser im unteren Diagramm mehr auf einer Linie. In Abbildung 5.5.14 a ist die schwarze Gerade durch die Abminderung auf 78,5% etwas flacher geneigt als in Abbildung 5.5.14 b, da hier nur auf 80,8% vermindert werden musste. Die hohen Lochleibungsfestigkeiten ab etwa 100 N/mm<sup>2</sup> liegen oben mehrheitlich auf der unsicheren Seite. Es zeigt sich, dass die hohen Lochleibungsfestigkeiten für Stabdübel mit 6 mm Durchmesser sich weniger gut durch das Modell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* abbilden lassen. Das Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.73) liefert nicht nur rechnerisch, sondern auch optisch erkennbar die bessere Anpassung an die Prüfwerte.

### 5.5.14 Modifiziertes Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) für Buchen-, Eschen- und Robinienholz

In diesem Abschnitt werden die Datensets für die Lochleibungsfestigkeit des Buchen- und Robinienholzes mit denen für das Eschenholz kombiniert, um den Gültigkeitsbereich auf diese Holzarten zu erweitern.

Die erste Regressionsanalyse mit Eschen-, Buchen- und Robinienholz basierte auf Gleichung (5.66) und 1355 Datensets. Drei Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) auf S. 168 anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen.

Die Regressionsanalyse ergab die Gleichung (5.75) mit dem adjustierten Bestimmtheitsmaß  $r_{\text{adj}}^2 = 0,652$ . In Abbildung 5.5.16 a ist der QQ-Plot für Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1*

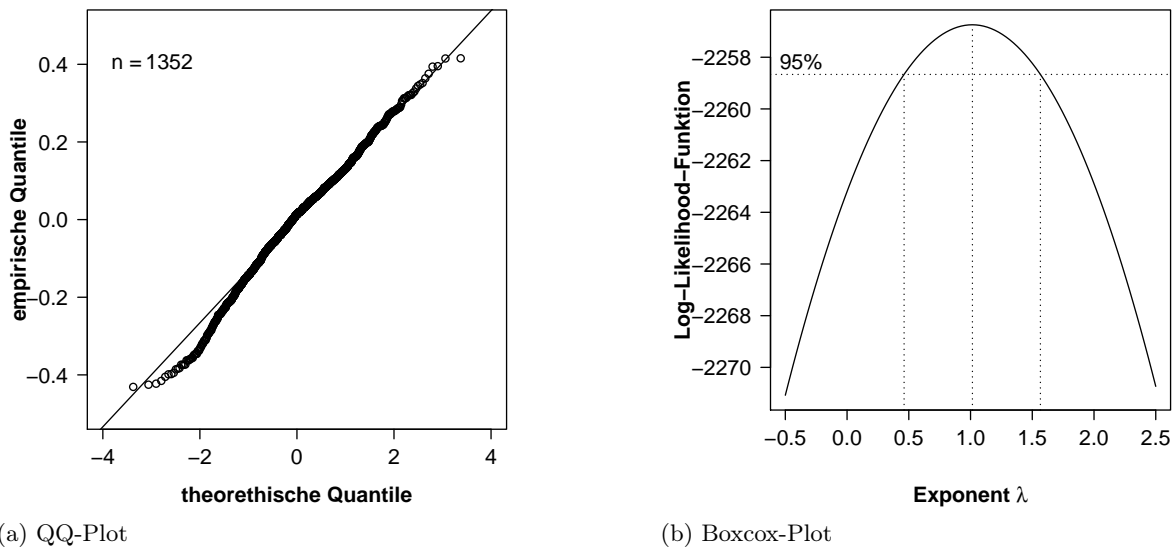


Abb. 5.5.16: QQ- und Boxcox-Plot für Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.75)

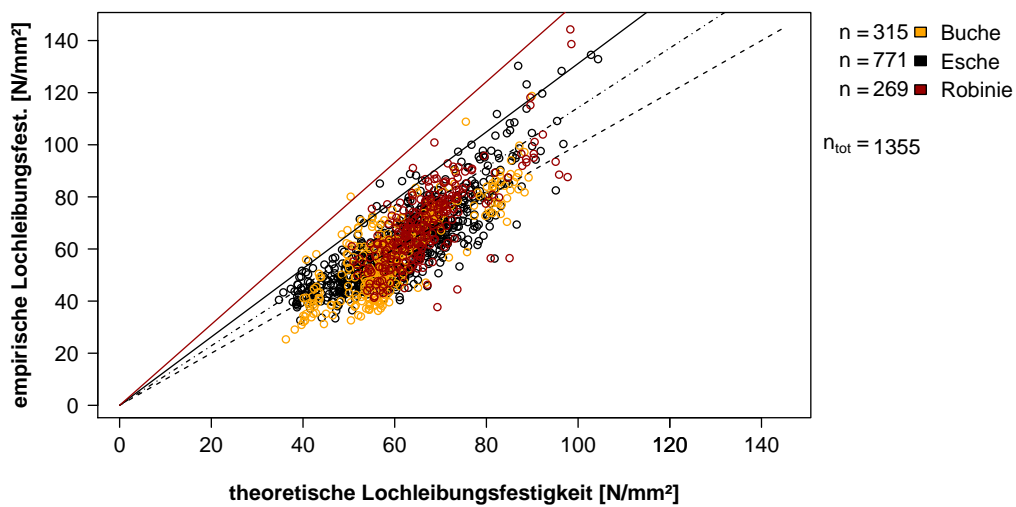
(2009) modifiziert nach Gleichung (5.75) für Buchen-, Eschen- und Robinienholz dargestellt. Das unteren Drittel der Wertepaare weicht von der Gerade durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil etwas ab. Der Boxcox-Plot in Abbildung 5.5.16 b zeigt, dass das 95%-Konfidenzintervall des Exponenten  $\lambda$  den Wert eins nicht nur abdeckt, sondern ihn nahezu symmetrisch einschließt. Testet man die Residuen mit dem Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung, erhält man den  $p$ -Wert 0,105. Die Hypothese, dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, kann demnach bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % nicht verworfen werden. Damit wurde die Voraussetzung der normalverteilten Residuen für die Regressionsanalyse erfüllt und die Logarithmierung der Daten war zielführend. Die gute Korrelation zwischen dem Regressionsmodell nach Gleichung (5.75) und den Prüfwerten ist in Abbildung 5.5.17 a dargestellt.



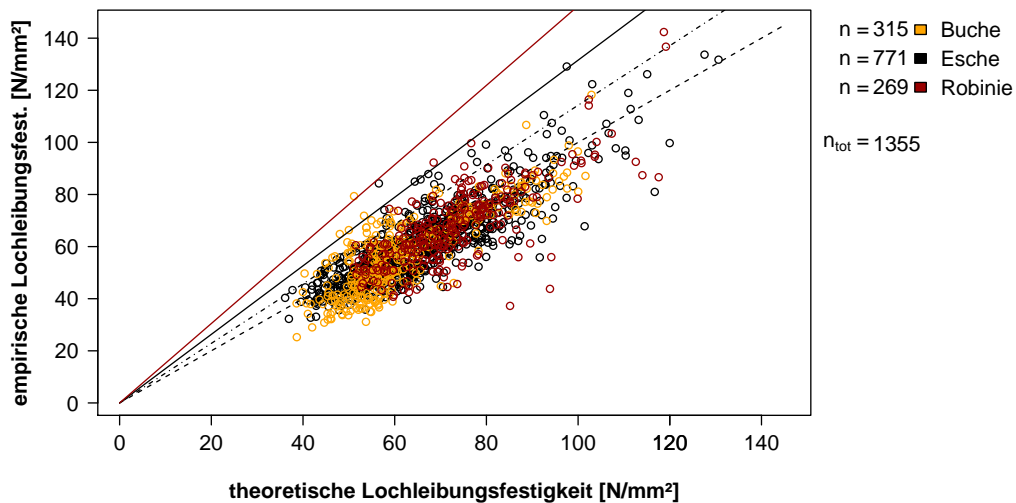
$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{0,097 (1 - 0,014 d) \rho_{12}}{(0,61 + 0,037 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.75)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{0,086 (1 - 0,014 d) \rho_{05}}{(0,61 + 0,037 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.76)$$

Für das Regressionsmodell nach der Gleichung (5.75) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1458$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 14,66 % für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit stets 0,760 beträgt. Der Variationskoeffizient des Erwartungswerts der Lochleibungs-



(a) Regressionsmodell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* nach Gleichung (5.75)



(b) Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.77)

Abb. 5.5.17: Empirische versus theoretische Lochleibungsfestigkeit für Eschen-, Buchen- und Robinieholz nach dem Modell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* und dem neuen Regressionsmodell mit allen Ausreißern

festigkeit des Eschenholzes allein betrug 13,15 %. Das Einbeziehen der Datensets für Buchen-, Eschen- und Robinienholz führte zu einem um 1,51 % höheren Variationskoeffizienten. Der Vorteil des erweiterten Gültigkeitsbereichs übersteigt diesen moderaten Anstieg.

Das 5%-Quantil der Rohdichte des der Regression zugrunde liegenden Datensets mit Ausreißern beträgt  $665 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $760 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (5.75) das 5%-Quantil der Rohdichte ein, ergibt sich eine Abminderung der Lochleibungsfestigkeit auf 87,5 %. In Abbildung 5.5.17 a wurde die empirische versus der theoretischen Lochleibungsfestigkeit für Buchen-, Eschen- und Robinienholz aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung der Lochleibungsfestigkeit dar, wie sie durch das Einsetzen der charakteristischen Rohdichte entsteht.

Da der Variationskoeffizient der Lochleibungsfestigkeit mit etwa 18,5 % (siehe Tabelle 5.5.6, S. 253) deutlich über dem Variationskoeffizient der Rohdichte mit 8,50 % liegt (siehe Tabelle 5.5.3, S. 248), befinden sich nach dem Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte in Gleichung (5.75) weit mehr als 5 % der Wertepaare unterhalb der strichpunktierten Linie in Abbildung 5.5.17 a.

Um die volle Abminderung auf 76,0 % zu erhalten, muss Parameter  $A$  der Gleichung (5.63) mit  $1 - (0,875 - 0,760) = 0,885$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit des Buchen-, Eschen- und Robinienholzes, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.76) angegeben und in Abbildung 5.5.17 a als schwarze Gerade dargestellt.

In der Abbildung 5.5.17 a liegen 50 der 1355 Wertepaare, d. h. 3,69 %, unter der schwarzen Geraden (siehe Tabelle D.4.1, S. 398). Die Abweichung von den theoretischen 5 % lässt sich dadurch erklären, dass der Variationskoeffizient der einzelnen Serien schwankt (siehe Tabelle 5.5.6, S. 253). Hingegen wird im Regressionsmodell für die logarithmierten Lochleibungsfestigkeiten ein konstanter Variationskoeffizient vorausgesetzt.

### 5.5.15 Neues Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz

Die erste Regressionsanalyse basierte auf Gleichung (5.72) und 1355 Datensets mit Eschen-, Buchen- und Robinienholz. Sechs Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) auf S. 168 anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen.

Das adjustierte Bestimmtheitsmaß für das Bemessungsmodell für die mittlere Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.71) beträgt  $r_{\text{adj}}^2 = 0,713$  und übersteigt damit das für das Modell nach Gleichung (5.75) um  $\Delta r^2 = 0,061$ . Diese Steigerung legt die gegenüber dem derzeit gültigen Bemessungsmodell veränderte Struktur nahe.

In Abbildung 5.5.18 a ist der QQ-Plot für das Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.77) dargestellt. Das unteren Drittel der Wertepaare weicht von der Gerade durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil etwas ab. Der Boxcox-Plot in Abbildung 5.5.18 b zeigt, dass das 95%-Konfidenzintervall des Exponenten  $\lambda$  den Wert eins gerade so nicht abdeckt. Testet man die Residuen mit dem Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung, erhält man den  $p$ -Wert 0,09. Die Hypothese, dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, kann demnach bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % nicht verworfen wer-

den. Damit wurde die Voraussetzung der normalverteilten Residuen für die Regressionsanalyse erfüllt und die Logarithmierung der Daten war zielführend.

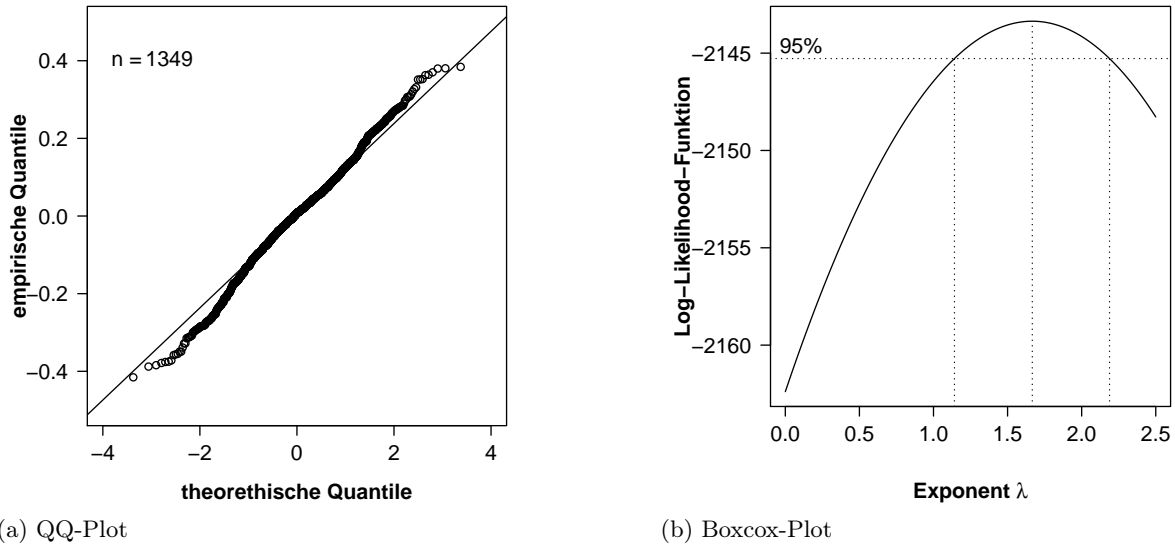


Abb. 5.5.18: QQ- und Boxcox-Plot für Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.75)

Für das logarithmierte Regressionsmodell nach Gleichung (5.77) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1328$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 13,44% für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit stets 0,780 beträgt. Auch für die Datensets mit Buchen-, Eschen- und Robinienholz brachte die Regressionsanalyse auf Basis der Gleichung (5.72) gegenüber Gleichung (5.66) einen um 1,22% kleineren Variationskoeffizient.

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{3,20 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_{12}^{1,6}}{(1 - 0,47 d^{0,33}) \cos^2 \alpha + 0,47 d^{0,33}} \quad (5.77)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{2,40 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_{05}^{1,6}}{(1 - 0,47 d^{0,33}) \cos^2 \alpha + 0,47 d^{0,33}} \quad (5.78)$$

Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt 5.5.14 beschrieben, beträgt die Abminderung durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte 87,5%. In Abbildung 5.5.17 b wurde die theoretische über der empirischen Lochleibungsfestigkeit für Buchen-, Eschen- und Robinienholz aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung dar, wie sie durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte entsteht.

Um die volle Abminderung auf 78,0% zu erhalten, muss der Vorfaktor 2,70 der Gleichung (5.77) mit  $1 - (0,875 - 0,780) = 0,904$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit des Buchen-, Eschen- und Robinienholzes, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.78) angegeben und in Abbildung 5.5.17 b als schwarze Gerade dargestellt.

Schwarze, orange und dunkelrote Punkte für die Werte der Holzarten Esche, Buche und Robinie liegen in Abbildung 5.5.17 b übereinander in der gleichen Punktwolke. Durch das eine Regressionsmodell der Gleichung (5.77) können demnach alle drei Holzarten abgebildet werden. Die Werte für Robinie sind durch die höhere Rohdichte etwas größer als die für Buche. Prinzipielle Unterschiede durch die holzanatomische Unterscheidung in Ringporer (Robinie) und Zerstreuporer (Buche) sind nicht zu erkennen.

### 5.5.16 Modifiziertes Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) für Laubhölzer

Die bisher verwendeten 1 355 Datensets mit Eschen-, Buchen- und Robinienholz wurden um die 185 Laubholz-Datensets aus den Lochleibungsprüfungen mit Druckkraft von Ehlbeck und Werner (1992a) und Vreeswijk (2003) ergänzt. Dabei wurden die Rohdichten und die Lochleibungsfestigkeiten von Vreeswijk auf 12 % Holzfeuchte normiert.

Whale und Smith (1985a) und Whale und Smith (1985b) gaben die Koeffizienten  $K_1$ ,  $K_2$  und  $K_3$  für die Gleichung (5.5) auf S. 211 für alle Kraft-Weg-Kurven ihrer Lochleibungsprüfungen an. Da sie nur bis zu einem Verformungslimit von 2,1 mm prüften, besteht die Möglichkeit, die Lochleibungsfestigkeit bis zu einem Verformungsweg von 5,0 mm zu extrapolieren. Um die daraus resultierenden Fehler abzuschätzen, wurden die Koeffizienten  $K_1$ ,  $K_2$  und  $K_3$  für die Eschenholzserien bestimmt und die extrapolierte Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,ex}$  zum wahren Wert nach ON EN 383 (2007)  $f_h$  ins Verhältnis gesetzt. Die Abbildung 5.5.19 stellt dieses für die Eschenholzserien dar. Die Mediane des Verhältnisses  $f_{h,ex}/f_{h,EN383}$  schwanken von 1,02... 1,12... 1,25 mit Variationskoeffizienten von 7,4... 9,4... 15,2 %. Die Extrapolation lieferte demnach meist zu hohe Lochleibungsfestigkeiten, da ein Spalten vor einem Verformungsweg von 5,0 mm nicht berücksichtigt wird. In Abbildung 5.5.19 ist auch zu erkennen, dass mit steigendem Durchmesser das Verhältnis tendenziell sinkt. Etwa 9 % würden mehr als 20 % vom Median für alle Verhältnisse abweichen. Auf Grund dieser Unwägbarkeiten wurde das Einbeziehen extrapolierter Lochleibungsfestigkeiten verworfen.

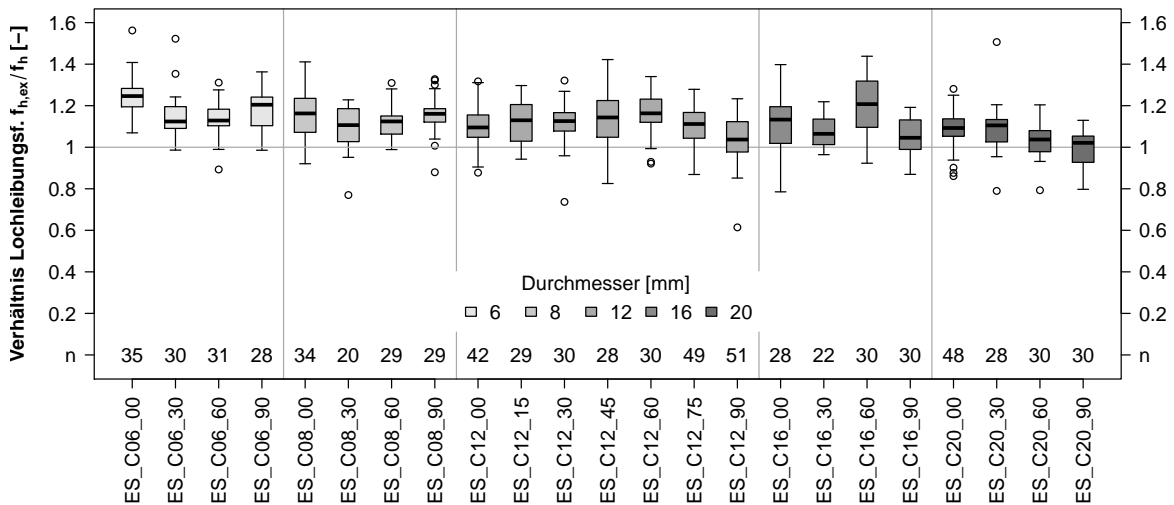


Abb. 5.5.19: Verhältnis der extrapolierten zu den tatsächlichen Lochleibungsfestigkeiten

Leijten und Köhler (2004) bezogen in ihre Auswertung die von Whale und Smith (1985a) und Whale und Smith (1985b) parallel zur Faserrichtung ermittelten Lochleibungsfestigkeiten ein. Das Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten bei den maximalen Verformungswegen von 2,1 mm zu 5,0 mm  $f_{h,21}/f_{h,50}$  ist in Abbildung 5.5.20 je Eschenserie als Boxplot dargestellt.

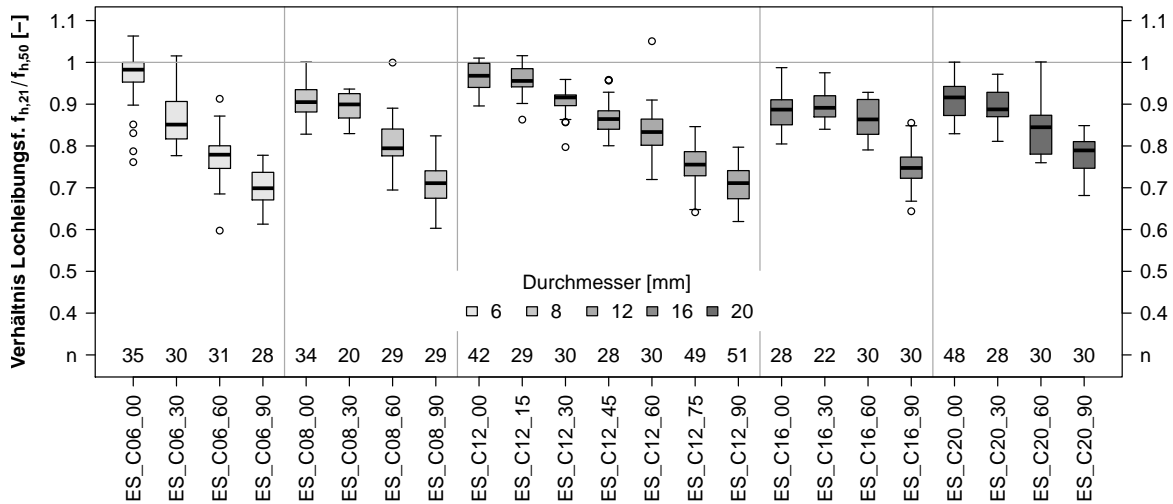


Abb. 5.5.20: Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten bei den maximalen Verformungswegen von 2,1 mm zu 5,0 mm

Die Mediane des Verhältnisses der Lochleibungsfestigkeiten  $f_{h,21}/f_{h,50}$  parallel zur Faser schwanken von 0,887...0,932...0,983 mit Variationskoeffizienten von 3,7...5,02...6,9%. Würde man die Lochleibungsfestigkeiten von Whale und Smith (1985a) und Whale und Smith (1985b) parallel zur Faserrichtung in die Regressionsanalyse mit einbeziehen, ergäbe sich demnach ohne Extrapolation eine konservativere Lösung. Zusätzlich gibt es noch Fehler aus der Umrechnung der Rohdichte als Quotient aus Masse im darrtrockenen Zustand und Volumen zum Zeitpunkt der Lochleibungsprüfung nach der Gleichung (5.1) auf S. 210. Daher wurden auch keine Lochleibungsfestigkeiten parallel zur Faserrichtung von Whale und Smith (1985a) und Whale und Smith (1985b) einbezogen.

Für Laubholz wurde eine Regressionsanalyse auf Basis von 1 540 der Lochleibungsprüfungen mit Druckkraft von Ehlbeck und Werner (1992a) und Vreeswijk (2003) und der eigenen Datensets durchgeführt und mit Hilfe der Gleichung (4.108) auf S. 168 sieben Ausreißer ausgeschlossen. Die Gleichung (5.79) ergab sich aus der Regressionsanalyse mit den verbleibenden 1 533 Datensets mit dem adjustierten Bestimmtheitsmaß  $r_{\text{adj}}^2 = 0,646$ . Gegenüber dem Regressionsmodell für Buchen-, Eschen- und Robinienholz mit einem adjustierten Bestimmtheitsmaß von  $r_{\text{adj}}^2 = 0,660$  ergibt sich durch das Einbeziehen der Daten von Ehlbeck und Werner (1992a) und Vreeswijk (2003) ein mit 0,034 leichter Abfall des adjustierten Bestimmtheitsmaßes. Da die mittlere Holzfeuchte der Einzelserie bei Vreeswijk (2003) bis zu 20,6% betragen, ergaben sich Unsicherheiten aus der Normierung der Lochleibungsfestigkeit und der Rohdichte auf 12% Holzfeuchte. Die anatomischen Unterschiede zwischen elf verschiedenen Holzarten müssen größer sein als zwischen dreien und damit steigt auch die Streuung.

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{0,092 (1 - 0,0086 d) \rho_{12}}{(0,60 + 0,039 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.79)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{0,0805 (1 - 0,0086 d) \rho_{12}}{(0,60 + 0,039 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5.80)$$

Sandhaas u. a. (2010, S. 9) ermittelten mit Gleichung (5.16) auf S. 217 für die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung den Vorfaktor 0,095 und den Durchmesserfaktor im Zähler zu 0,0089. Beide Werte liegen etwas über den in Gleichung (5.79) angegebenen Werten.

Für das Regressionsmodell nach Gleichung (5.79) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1627$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 16,38 % für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit stets 0,741 beträgt.

Das 5%-Quantil der Rohdichte des der Regression zugrunde liegenden Datensets ohne Ausreißer beträgt  $665 \text{ kg/m}^3$  und der Mittelwert  $770 \text{ kg/m}^3$ . Setzt man in die Gleichung (5.79) die charakteristische Rohdichte ein, ergibt sich eine Abminderung der Lochleibungsfestigkeit auf 86,3 %. In Abbildung 5.5.21 a wurde die empirische versus die theoretische Lochleibungsfestigkeit für die elf in der Legende aufgeführten Holzarten aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung dar, wie sie durch das Einsetzen der charakteristischen Rohdichte entsteht.

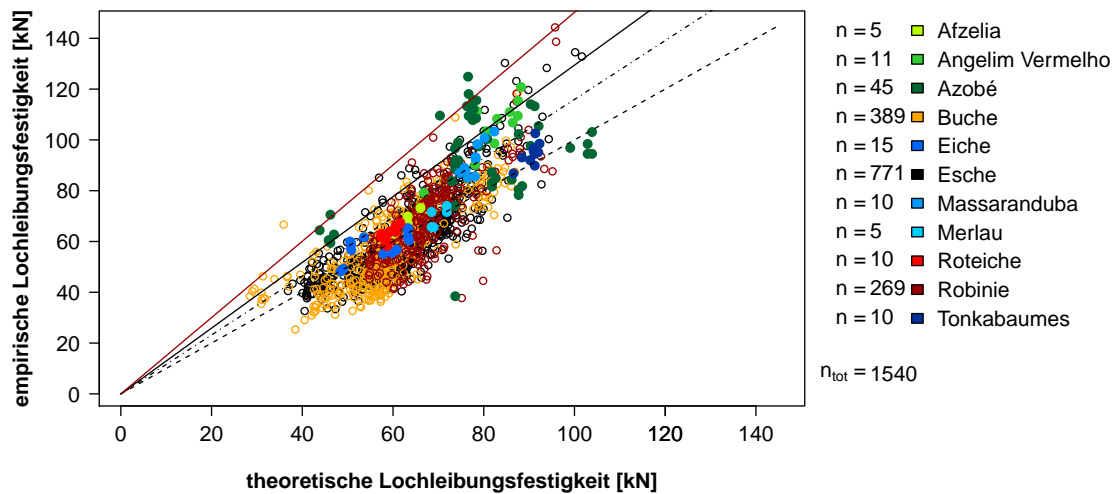
Um die volle Abminderung auf 73,2 % zu erhalten, muss der Vorfaktor 0,092 der Gleichung (5.79) mit  $1 - (0,863 - 0,741) = 0,877$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit der ausgewerteten Laubholzserien, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.80) angegeben und in Abbildung 5.5.21 a als schwarze Gerade dargestellt.

### 5.5.17 Neues Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit von Laubholz

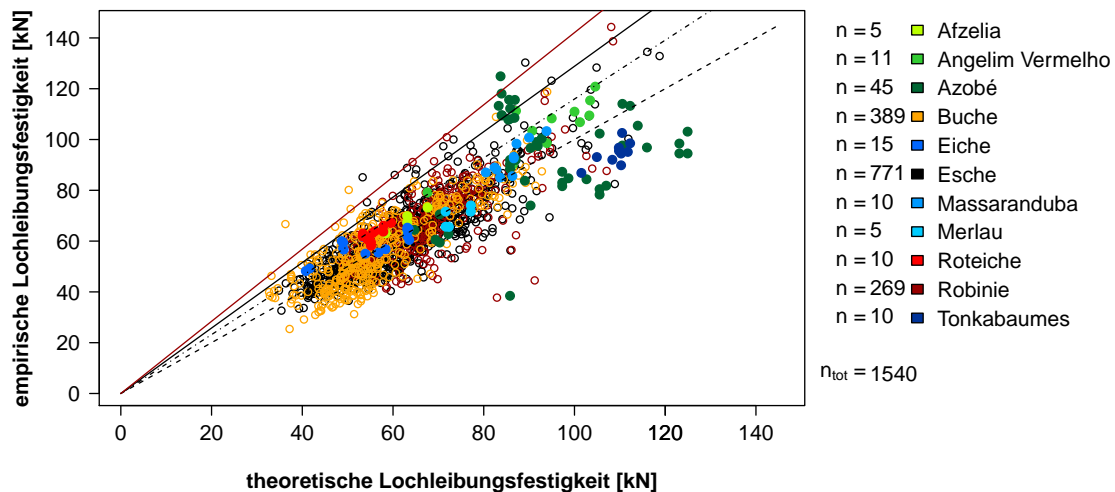
Die erste Regressionsanalyse basierte auf Gleichung (5.72) und insgesamt 1 540 Datensets von elf Holzarten. Neun Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) auf S. 168 anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen.

Das adjustierte Bestimmtheitsmaß für das Bemessungsmodell für die mittlere Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.71) beträgt  $r_{\text{adj}}^2 = 0,727$  und übersteigt damit das für das Modell nach Gleichung (5.79) um  $\Delta r^2 = 0,081$ . Diese Steigerung legt die gegenüber dem derzeit gültigen Bemessungsmodell veränderte Struktur nahe.

In Abbildung 5.5.22 a ist der QQ-Plot für Regressionsmodell *Potenzfunktion* nach Gleichung (5.81) dargestellt. Das untere Viertel und das obere Fünftel der Wertepaare weicht von der Geraden durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil etwas ab. Der Boxcox-Plot in Abbildung 5.5.22 b zeigt, dass das 95%-Konfidenzintervall des Exponenten  $\lambda$  den Wert eins nicht nur abdeckt, sondern beinahe symmetrisch umschließt. Testet man die Residuen mit dem Kolmogorov-Smirnov-Test auf Normalverteilung, erhält man den  $p$ -Wert 0,17. Die Hypothese,



(a) Regressionsmodell nach Gleichung (5.79)



(b) Regressionsmodell nach Gleichung (5.81)

Abb. 5.5.21: Empirische versus theoretische Lochleibungsfestigkeit für Laubholz nach dem Modell *ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert* und dem neuen Regressionsmodell *Potenzfunktion* mit allen Ausreißern

dass die Residuen einer normalverteilten Grundgesamtheit entstammen, kann demnach bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5% nicht verworfen werden. Damit wurde die Voraussetzung der normalverteilten Residuen für die Regressionsanalyse erfüllt und die Logarithmierung der Daten war zielführend.

Für das Regressionsmodell nach Gleichung (5.81) wurde die Standardabweichung des Erwartungswerts zu  $\hat{\sigma} = 0,1385$  ermittelt, woraus sich der Variationskoeffizient des Erwartungswerts von 13,91% für alle prognostizierten Lochleibungsfestigkeiten  $\mathbb{E}(f_h)$  ergibt. Daraus folgt, dass der Quotient aus 5%-Quantil und Erwartungswert der prognostizierten Lochleibungsfestigkeit



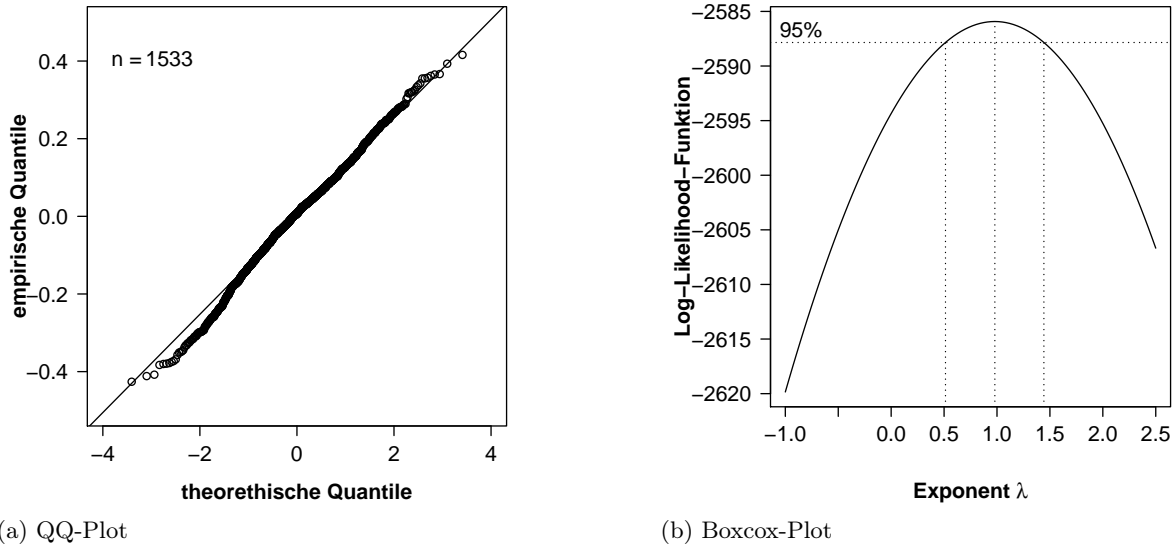


Abb. 5.5.22: QQ- und Boxcox-Plot für Regressionsmodell *Potenzmodell* nach Gleichung (5.81)

stets 0,772 beträgt.

$$f_{h,\alpha,\text{mean}} = \frac{3,05 \cdot 10^{-3} d^{-0,20} \rho_{12}^{1,57}}{(1 - 0,48 d^{0,33}) \cos^3 \alpha + 0,48 d^{0,33}} \quad (5.81)$$

$$f_{h,\alpha,05} = \frac{2,77 \cdot 10^{-3} d^{-0,20} \rho_{05}^{1,57}}{(1 - 0,48 d^{0,33}) \cos^3 \alpha + 0,48 d^{0,33}} \quad (5.82)$$

Wie bereits im vorangegangenen Abschnitt 5.5.16 beschrieben, beträgt die Abminderung durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte 86,3 %. In Abbildung 5.5.21 b wurde die theoretische über der empirische Lochleibungsfestigkeit für alle ausgewerteten Laubholzserien aufgetragen. Die Winkelhalbierende wurde als strichlierte Linie eingezeichnet. Die Strich-Punkt-Linie stellt die Abminderung dar, wie sie durch das Einsetzen des 5%-Quantils der Rohdichte entsteht.

Um die volle Abminderung auf 77,2 % zu erhalten, muss der Vorfaktor 3,05 der Gleichung (5.81) mit  $1 - (0,863 - 0,772) = 0,909$  multipliziert werden. Das Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit für alle ausgewerteten Laubholzserien, wie es sich aus der Regressionsanalyse ergibt, ist in Gleichung (5.82) angegeben und in Abbildung 5.5.21 b als schwarze Gerade dargestellt.

In den Abbildungen 5.5.21 a und b liegen 11 der 45 Wertepaare für Azobé unterhalb der schwarzen Gerade, welche die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit nach den Gleichungen (5.95) bzw. (5.96) wiedergeben. Bei dieser Holzart sind die Abweichungen von der Winkelhalbierenden am größten.

### 5.5.18 Vergleich mit SIA 265 (2003)

In Abschnitt 5.2.3 auf S. 220 wurden die Bestimmungen der SIA 265 (2003) bezüglich der Lochleibungsfestigkeit von Laubhölzern zusammengefasst. In Gleichung (5.83) wurden die

Koeffizienten der Gleichung (5.28) bzw. (5.29) durch  $A$  und  $B$  ersetzt und diese Gleichung für die Regressionsanalyse der eigenen Datensets für Buchen-, Eschen- und Robinienholz parallel bzw. quer zur Faserrichtung verwendet.

$$f_{h,0,\text{mean}} = A d^B \rho_{12} \quad (5.83)$$

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,147 d^{-0,237} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (5.84)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 0,308 d^{-0,549} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \quad (5.85)$$

Von den 423 Datensets für die Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz parallel zur Faserrichtung wurden 14 nach Gleichung (4.108) auf S. 168 ausgeschlossen. Das Bestimmtheitsmaß für Gleichung (5.84) ergab sich zu  $r^2 = 0,592$ . Für alle Probekörper mit dem Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 0^\circ$  betrug die Rohdichte im Mittel  $\rho_{\text{mean}} = 760 \text{ kg/m}^3$  und das 5%-Quantil  $\rho_{05} = 663 \text{ kg/m}^3$ . Die Variationskoeffizienten von Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit unterschieden sich mit 8,86 % zu 19,1 % deutlich.

Von den 350 Datensets für die Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz quer zur Faserrichtung wurden sechs nach Gleichung (4.108) auf S. 168 ausgeschlossen. Das Bestimmtheitsmaß für Gleichung (5.85) ergab sich zu  $r^2 = 0,79$ . Für alle Probekörper mit dem Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 90^\circ$  betrug die Rohdichte im Mittel  $\rho_{\text{mean}} = 759 \text{ kg/m}^3$  und das 5%-Quantil  $\rho_{05} = 675 \text{ kg/m}^3$ . Die Variationskoeffizienten von Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit unterschieden sich mit 8,24 % zu 32,2 % sehr deutlich. Die Gleichungen (5.84) und (5.85) stellen die Ergebnisse der Regressionsanalysen parallel und quer zur Faserrichtung dar. Deutlich unterschiedlich sind die Exponenten des Durchmessers mit  $-0,237$  bzw.  $-0,549$ .

Legt man den Exponenten des Durchmessers auf  $-0,3$  wie in SIA 265 (2003) fest, ergibt sich bei der Regressionsanalyse der Datensets mit  $\alpha = 0^\circ$  der Vorfaktor nach Gleichung (5.86) zu  $A = 0,170$ . Das Bestimmtheitsmaß sinkt von  $r^2 = 0,592$  auf  $0,583$ . Für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit muss der Vorfaktor nach dem Einsetzen der charakteristischen Rohdichte auf Grund des höheren Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeit gegenüber der Rohdichte auf  $A = 0,160$  in Gleichung (5.88) abgemindert werden.

Bei einem Kraft-Faser-Winkel von  $\alpha = 90^\circ$  ergibt sich der Vorfaktor nach Gleichung (5.87) zu  $A = 0,176$ ; das Bestimmtheitsmaß sinkt von  $r^2 = 0,79$  auf  $0,657$ . Für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit muss der Vorfaktor nach dem Einsetzen der charakteristischen Rohdichte auf Grund des höheren Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeit gegenüber der Rohdichte auf  $A = 0,159$  in Gleichung (5.89) abgemindert werden.

$$f_{h,0,\text{mean}} = 0,170 d^{-0,3} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (5.86)$$

$$f_{h,90,\text{mean}} = 0,176 d^{-0,3} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \quad (5.87)$$

$$f_{h,0,05} = 0,160 d^{-0,3} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \quad (5.88)$$

$$f_{h,90,05} = 0,159 d^{-0,3} \rho_{12} \quad \text{für } \alpha = 90^\circ \quad (5.89)$$

Vergleicht man die Gleichungen (5.88) bzw. (5.89) für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit parallel bzw. quer zur Faserrichtung mit Gleichung (5.28) bzw. (5.29) auf S. 221 nach SIA 265 (2003), sind die Vorfaktoren nach SIA 265 (2003) parallel um 19,0 % bzw. 6,67 % quer zur Faserrichtung höher. Im Vergleich zu den vorliegenden Ergebnissen zur Lochleibungsfestigkeit

von Buchen-, Eschen- und Robinienholz setzt die Schweizer Norm die Lochleibungsfestigkeit für Laubholz zu hoch an. In den Abbildungen 5.5.23 bis 5.5.25 wird dies durch den Vergleich zu den anderen Bemessungsmodellen verdeutlicht. Dies bedeutet allerdings nicht, dass der Bemessungswert des Tragwiderstands  $R_{d,Verb}$  nach Gleichung (5.24) auf S. 220 insgesamt auf der unsicheren Seite liegen muss:

„Ausgehend von der Tragkraft eines Stabdübels, der Rohdichte, des Ansatzes für  $M_y$  wurde 'rückwärts' ein plausibler Wert für die Lochleibung [Lochleibungsfestigkeit der Laubhölzer, der Verfasser] festgelegt! Der Hinweis auf die fehlende Übereinstimmung mit dem Normprozedere für die Lochleibung ist korrekt“ (Gehri, 2012, S. 1).

### 5.5.19 Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz

Im folgenden Abschnitt wurde das aus der Regressionsanalyse resultierende Bemessungsmodell für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit der Gleichung (5.68) auf S. 261 anhand der empirischen Lochleibungsfestigkeitswerte der einzelnen Prüfungen je Serie bewertet. Dazu wurden die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit je Serie mit den versuchstechnisch ermittelten Lochleibungsfestigkeitswerten verglichen. In einem Quotienten wurde die Anzahl der Prüfungen mit größerer empirischer Lochleibungsfestigkeit durch die Anzahl der Prüfungen je Serie geteilt. Dabei wurden alle empirischen Lochleibungsfestigkeitswerte einbezogen, auch solche, die bei der Ermittlung der Bemessungsmodelle als Ausreißer ausgeschlossen worden waren. Der Quotient sollte über 0,95 liegen. Zur Berechnung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit wurde das 5%-Quantil der Rohdichte des Eschenholzes eingesetzt.

In Tabelle 5.5.7 sind die Anteile der Prüfungen angegeben, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit größer war als das 5%-Quantile nach den zwei theoretischen Bemessungsmodellen der Gleichungen (5.68) auf S. 261 und (5.74) auf S. 265.

In der drittletzten Zeile ist zusammengefasst, bei wie vielen Serien aller jeweils ausgewerteten Serien weniger als 95 % der empirischen über den charakteristischen Lochleibungsfestigkeitswerten lagen. Die letzten zwei Zeilen geben auf der unsicheren Seite liegende Ergebnisse gegenüber der Gesamtanzahl der Prüfungen – einschließlich sämtlicher Ausreißer – wieder. Aus den Spalten für die Gleichungen (5.68) auf S. 261 und (5.74) auf S. 265 ist ersichtlich, dass bei 14 bzw. 8 von insgesamt 23 Serien weniger als 95 % der empirischen über den 5%-Quantilen der Lochleibungsfestigkeit lagen. Bezogen auf alle Einzelwerte erfüllten 9,73 bzw. 4,80 % der empirischen Lochleibungsfestigkeitswerte nicht die 5%-Quantile aus den Bemessungsmodellen. Ebenso wird deutlich, dass je Serie die Quotienten zwischen 0,77 und 1,0 schwankten.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,29 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_k^{1,61}}{(0,67 + 0,03 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{für Esche nach Hübner u. a. (2008)} \quad (5.90)$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0,075 (1 - 0,015 d) \rho_k}{(0,65 + 0,029 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert} \quad (5.91)$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,50 \cdot 10^{-3} d^{-0,29} \rho_k^{1,6}}{(1 - 0,48 d^{0,28}) \cos^2 \alpha + 0,48 d^{0,28}} \quad \text{Potenzfunktion ähnlich Spörk (2007b)} \quad (5.92)$$

Im Regressionsmodell wird von einem einheitlichen Variationskoeffizienten für alle Serien ausgegangen. Da dies für die empirischen Daten nicht exakt zutrifft (siehe Tabelle 5.5.5, S. 253),

Tab. 5.5.7: Anteile der Prüfungen je Serie, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz größer war als das 5%-Quantil der angegebenen Bemessungsmodelle

Serie	Gl. (5.68)	Gl. (5.91)	Gl. (5.74)	Gl. (5.92)
ES_C06_00	1	1	1	1
ES_C06_30	0,93	1	0,93	0,97
ES_C06_60	0,84	0,94	0,87	0,90
ES_C06_90	0,97	1	0,97	1
ES_C08_00	0,94	1	0,97	1
ES_C08_30	0,86	0,96	0,86	0,96
ES_C08_60	0,77	0,93	0,83	0,93
ES_C08_90	0,90	0,97	0,97	0,97
ES_C12_00	0,77	1	0,98	1
ES_C12_15	0,87	0,97	0,93	0,97
ES_C12_30	0,90	0,97	0,93	0,97
ES_C12_45	0,97	1	0,97	1
ES_C12_60	0,83	0,97	0,90	0,97
ES_C12_75	0,88	1	0,98	1
ES_C12_90	0,84	1	0,96	1
ES_C16_00	0,96	1	1	1
ES_C16_30	0,97	1	0,97	1
ES_C16_60	0,77	0,97	0,83	1
ES_C16_90	0,87	0,97	0,97	0,97
ES_C20_00	1	1	1	1
ES_C20_30	0,97	1	1	1
ES_C20_60	1	1	1	1
ES_C20_90	1	1	1	1
Anzahl Serien $\leq 0,95$	14/23	4/23	8/23	3/23
Anzahl insgesamt	75/771	13/771	37/771	15/771
Prozent insgesamt	9,73 %	1,69 %	4,80 %	1,95 %

wurde der Vorfaktor der Gleichungen (5.68) und (5.74) nochmals abgemindert. Durch diesen Schritt werden aus den Bemessungsmodellen für die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit die Gleichungen (5.91) und (5.92) für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit. Bei den Gleichungen (5.91) und (5.92) reißen nun nur noch vier bzw. zwei Serien die Latte des 95%-Kriteriums. Lediglich 1,69 bzw. 1,95 % aller Werte liegen auf der unsicheren Seite. Die Gleichung (5.90) wurde von Hübner u. a. (2008) für die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz publiziert und zum Vergleich dargestellt.

### 5.5.20 Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz

Die im vorhergehenden Abschnitt 5.5.19 beschriebene Vorgehensweise wurde auch für die Serien mit Buchen-, Eschen- und Robinienholz angewendet. In Tabelle D.4.1 auf S. 398 sind die Anteile der Prüfungen je Serie, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz größer war als das 5%-Quantil der angegebenen Bemessungsmodelle dargestellt.

Die Vorfaktoren der Gleichungen (5.76) und (5.78) wurden abgemindert, um eine akzeptable Anzahl von Serien zu erhalten, bei denen weniger als 95 % der empirischen Lochleibungsfestigkeiten größer als die 5%-Quantile der Lochleibungsfestigkeit der jeweiligen Serie waren. Die Gleichungen (5.93) und (5.94) geben die Bemessungsmodelle der charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten für Buchen-, Eschen- und Robinienholz an.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0,076 (1 - 0,014 d) \rho_k}{(0,61 + 0,037 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert} \quad (5.93)$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,20 \cdot 10^{-3} d^{-0,24} \rho_k^{1,6}}{(1 - 0,47 d^{0,33}) \cos^2 \alpha + 0,47 d^{0,33}} \quad \text{Potenzfunktion ähnlich Spörk (2007b)} \quad (5.94)$$

### 5.5.21 Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit aller ausgewerteten Laubholzserien

In Tabelle D.4.2 auf S. 399 sind die Anteile der Prüfungen je Serie, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit von allen ausgewerteten Laubhölzern größer war als das 5%-Quantil der angegebenen Bemessungsmodelle dargestellt. Die Vorfaktoren der Gleichungen (5.80) und (5.82) wurden wiederum so abgemindert, dass von allen empirischen Lochleibungsfestigkeiten weniger als 3 % auf der unsicheren Seite liegen. Die Gleichungen (5.95) und (5.96) geben die Bemessungsmodelle der charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten aller ausgewerteten Laubhölzer an.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{0,078 (1 - 0,0086 d) \rho_k}{(0,60 + 0,039 d) \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad \text{ON EN 1995-1-1 (2009) modifiziert} \quad (5.95)$$

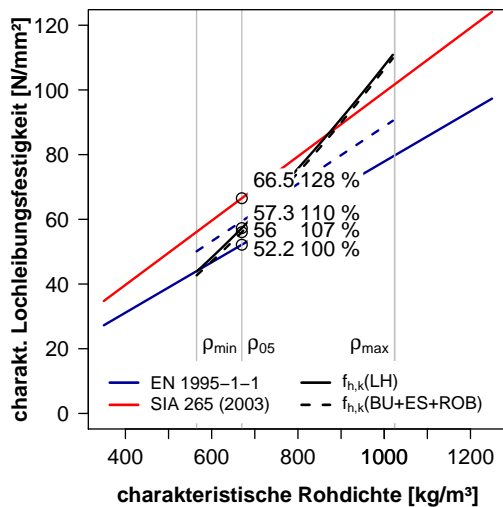
$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,60 \cdot 10^{-3} d^{-0,20} \rho_k^{1,57}}{(1 - 0,48 d^{0,33}) \cos^3 \alpha + 0,48 d^{0,33}} \quad \text{Potenzfunktion ähnlich Spörk (2007b)} \quad (5.96)$$

### 5.5.22 Vergleich der genormten mit dem neuen Bemessungsmodell

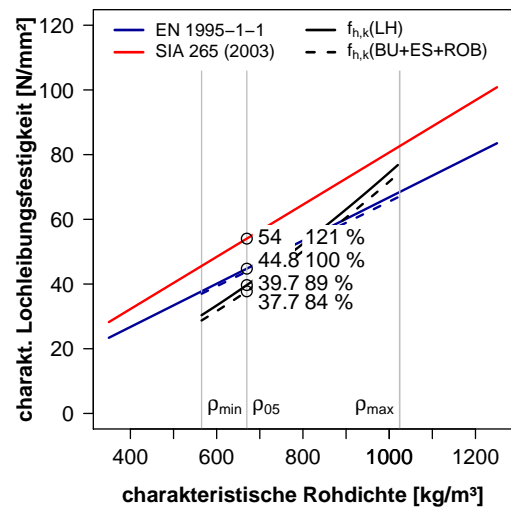
In Abbildung 5.5.23 ist die charakteristische Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung in Abhängigkeit der charakteristischen Rohdichte für die Durchmesser 6, 12, 20 und 30 mm für die Bemessungsmodelle nach ON EN 1995-1-1 (2009), SIA 265 (2003) und das nach Gleichung (5.96) dargestellt. Nach der europäischen und der Schweizer Norm geht die Rohdichte linear in die Berechnung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit ein. Hübner u. a. (2008) und die Gleichung (5.96) berücksichtigen die charakteristische Rohdichte mit einem Exponenten von 1,61 bzw. 1,57. Dieser Unterschied ist in den Abbildungen 5.5.23 a und b deutlich zu erkennen.

Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit nach SIA 265 (2003) liegt bei den Durchmessern 12, 20 und 30 mm – wie schon im Abschnitt 5.5.18 dargestellt – im Vergleich zu allen anderen Bemessungsmodellen höher. An unterschiedlichen Prüfnormen für die Lochleibungsfestigkeit kann es nicht liegen, da SN EN 383 (2007) und ON EN 383 (2007) die gleiche Basis haben. Mit der Veröffentlichung der SIA 265 (2012) gehört diese Unstimmigkeit der Vergangenheit an.

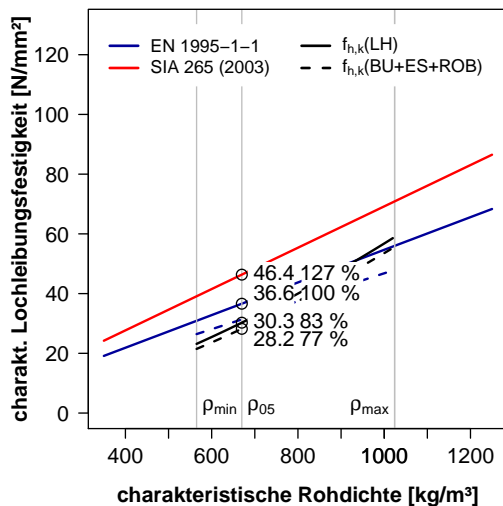
Auffallend sind die hohen charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten für den Durchmesser 6 mm. Hermann Blumer (Waldstatt, Schweiz) nutzte diese auch bei Nadelhölzern auftreten-



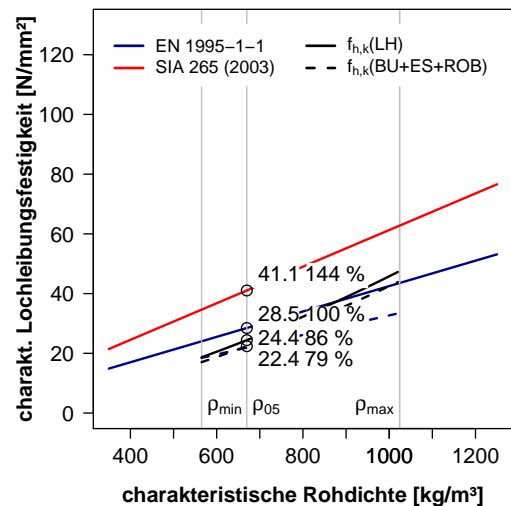
(a) Durchmesser 6 mm



(b) Durchmesser 12 mm



(c) Durchmesser 20 mm



(d) Durchmesser 30 mm

Abb. 5.5.23: Charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit der charakteristischen Rohdichte für die Durchmesser 6, 12, 20 und 30 mm (Kraft-Faser-Winkel  $\alpha = 90^\circ$ )

den Eigenschaften und entwickelte Stabdübelverbindungen mit innen liegenden, 5 mm starken Blechen und optimierten Stabdübeln (Werkstoff-Nummer 1.0737 bzw. 1.4401) mit 6,3 mm Durchmesser für Nadelholz (BSB-System, Z-9.1-208 (1999), Erstzulassung 1988). Wie die Abbildung 5.5.23 a zeigt, sind auch mit Laubholz besonders hohe Lochleibungsfestigkeiten mit kleinen Stabdübeldurchmessern zu erzielen.

DIN 1052 Teil 2 (1988, Abs. 8.4) definierte Stabdübel erst ab 8 mm Durchmesser, erst DIN 1052 (2000) erweiterte auf den Durchmesser 6 mm. Somit hatten Ehlbeck und Werner (1992a) keine Prüfungen unter 8 mm vorgesehen und das entwickelte Bemessungsmodell, welches in DIN 1052 (2008) bzw. ON EN 1995-1-1 (2009) verankert wurde, berücksichtigt die hohen Lochleibungsfestigkeiten bei Durchmessern kleiner als 8 mm nicht vollends.

Das *modifizierte Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009)* in Gleichung (5.95) ist als strichlierte europablaue Kurve in den Diagrammen der Abbildung 5.5.23 eingetragen. Bei 12 mm Durchmesser ist sie nahezu deckungsgleich mit dem derzeit nach ON EN 1995-1-1 (2009) genormten Bemessungsmodell. In Abbildung 5.5.23 a übersteigt das modifizierte Modell für 6 mm das genormte, bei 20 und 30 mm Durchmesser liegt es deutlich darunter. ON EN 1995-1-1 (2009) überschätzt bei großen Durchmessern die Lochleibungsfestigkeit von Laubhölzern und unterschätzt sie bei Durchmessern kleiner als 12 mm. Für das 5%-Quantil der Rohdichte wurden die jeweiligen charakteristischen Lochleibungsfestigkeitswerte für das jeweilige Bemessungsmodell ermittelt und in die Diagramme als Kreise eingetragen. Neben diesen stehen die charakteristische Lochleibungsfestigkeit und eine Prozentzahl des Wertes in Relation zur charakteristischen Lochleibungsfestigkeit nach ON EN 1995-1-1 (2009).

Bei Durchmessern größer als 6 mm ergibt das neue Bemessungsmodell nach Gleichung (5.96) stets kleinere charakteristische Lochleibungsfestigkeitswerte, d. h. ON EN 1995-1-1 (2009) überschätzt die charakteristische Lochleibungsfestigkeit bei 8, 12, 20 bzw. 30 mm unter einer charakteristischen Rohdichte von 678, 827, 935 bzw. 877 kg/m<sup>3</sup>. Ab den genannten charakteristischen Rohdichten liegt das Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) auf der konservativen Seite.

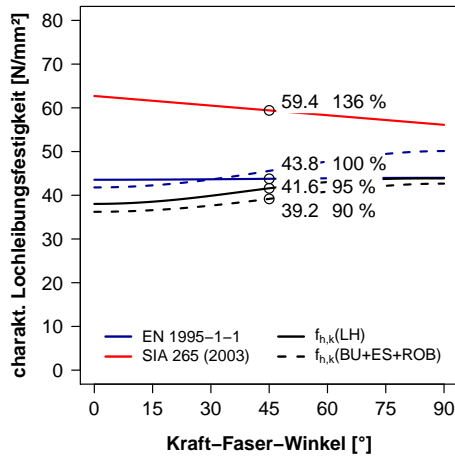
### 5.5.23 Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels

Die drei linken Diagramme in Abbildung 5.5.24 stellen für eine charakteristische Rohdichte von  $\rho_k = 665 \text{ kg/m}^3$  die charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels für die Durchmesser 6, 12 und 30 mm dar. Auf der rechten Seite finden sich entsprechende Diagramme für  $\rho_k = 750 \text{ kg/m}^3$ . In Abbildung 5.5.24 a erkennt man an der horizontalen europablauen Gerade, dass nach ON EN 1995-1-1 (2009) bei Durchmessern kleiner 8 mm der Winkeleinfluss vernachlässigt wird. Die Kurven nach den Gleichungen (5.95) und (5.96) weisen hingegen einen Anstieg der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit mit größer werdendem Winkel auf. Die rote Gerade verdeutlicht die lineare Interpolation für den Winkel zwischen 0° und 90° nach der zurückgezogenen SIA 265 (2003). Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit fällt im Gegensatz zu den Prüfergebnissen für  $\varnothing 6 \text{ mm}$  mit steigendem Kraft-Faser-Winkel.

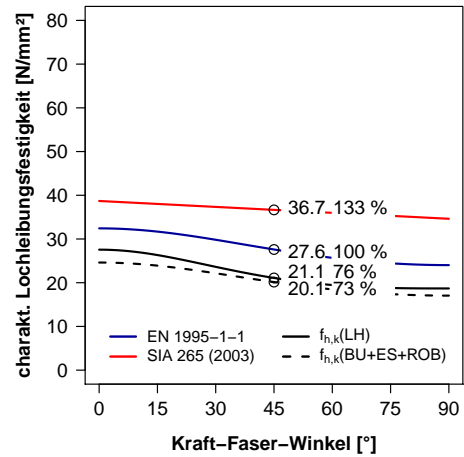
In die Diagramme wurden bei einem Kraft-Faser-Winkel von 45° die charakteristischen Lochleibungsfestigkeitswerte und eine Prozentzahl relativ zum Wert nach ON EN 1995-1-1 (2009) eingetragen. Die charakteristischen Lochleibungsfestigkeitswerte nach der zurückgezogenen SIA 265 (2003) für 565 bzw.  $\rho_k = 750 \text{ kg/m}^3$  und einen Kraft-Faser-Winkel von 45° übersteigen die nach der europäischen Norm berechneten um mindestens 23 %.

Vergleicht man die Abbildungen 5.5.24 a mit b wird deutlich, dass die Gleichungen (5.95) und (5.96) bei einer charakteristischen Rohdichte von 565 kg/m<sup>3</sup> unter der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit nach ON EN 1995-1-1 (2009) liegen und bei 750 kg/m<sup>3</sup> darüber. Bei größeren Durchmessern liefern die Gleichungen (5.95) und (5.96) stets niedrigere Werte. Die ausgewerteten Laubholzserien legen den Schluss nahe, dass das Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) und SIA 265 (2012) die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Laubholz bei kleinen Durchmessern und hohen Rohdichten unterschätzt und andererseits bei großen Durchmessern und niedrigen Rohdichten überschätzt.

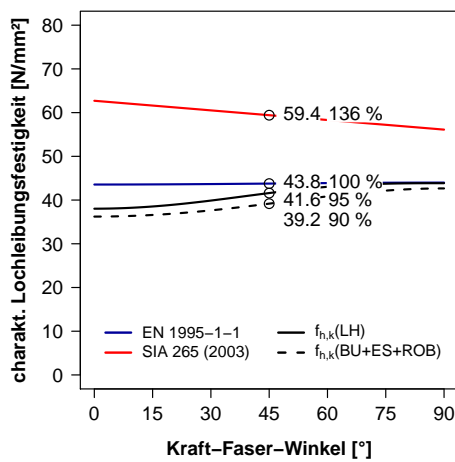




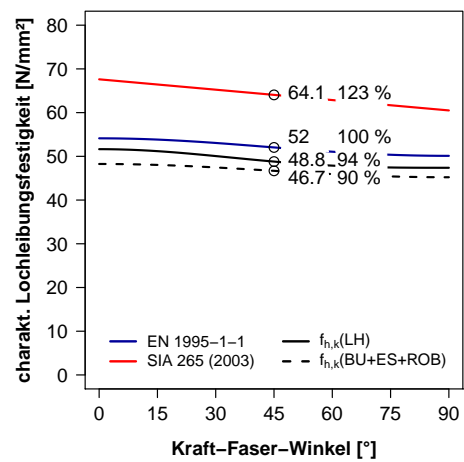
(a) Durchmesser 6 mm,  $\rho_k = 565 \text{ kg/m}^3$



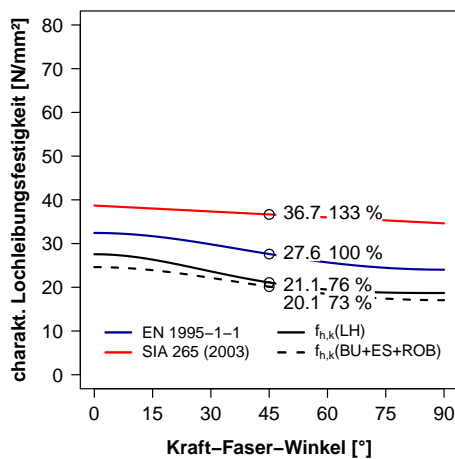
(b) Durchmesser 6 mm,  $\rho_k = 750 \text{ kg/m}^3$



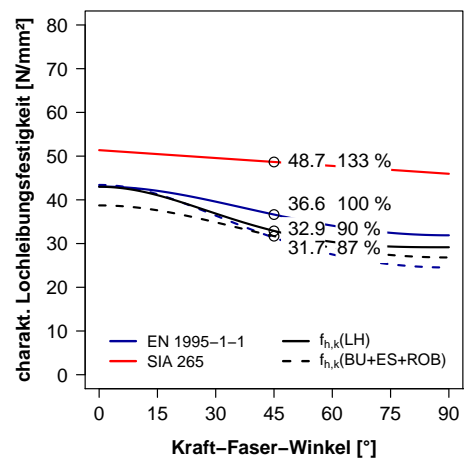
(c) Durchmesser 12 mm,  $\rho_k = 565 \text{ kg/m}^3$



(d) Durchmesser 12 mm,  $\rho_k = 750 \text{ kg/m}^3$



(e) Durchmesser 30 mm,  $\rho_k = 565 \text{ kg/m}^3$



(f) Durchmesser 30 mm,  $\rho_k = 750 \text{ kg/m}^3$

Abb. 5.5.24: Charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels für die Durchmesser 6, 12 und 30 mm

### 5.5.24 Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers

In Abschnitt 5.5.8 auf S. 253 wurde die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Durchmesser beschrieben. Im Bemessungsmodell mit Potenzfunktion nach Gleichung (5.96) steht die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung im Zähler, wobei der Durchmesser einen Exponenten von  $-0,20$  aufweist. Der mit  $-0,543$  wesentlich größere Exponent des Durchmessers quer zur Faserrichtung (siehe Gleichung (5.59), S. 256) wird indirekt durch den durchmesserabhängigen nichtlinearen Term im Nenner der Gleichungen (5.92), (5.94) und (5.96) berücksichtigt.

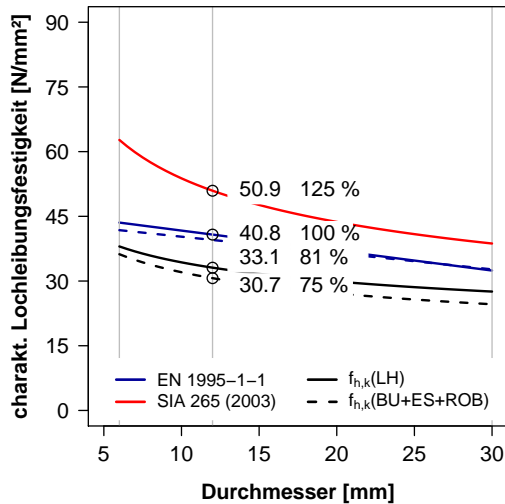
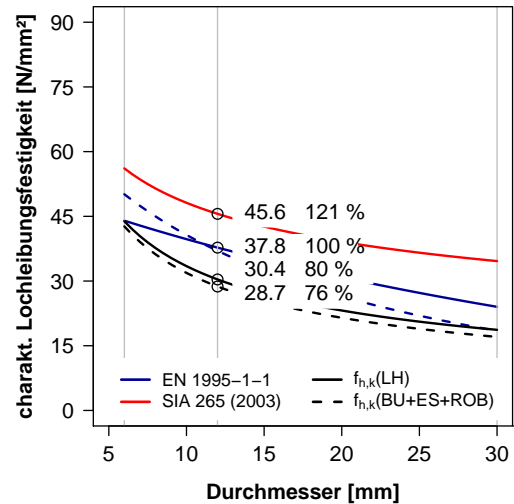
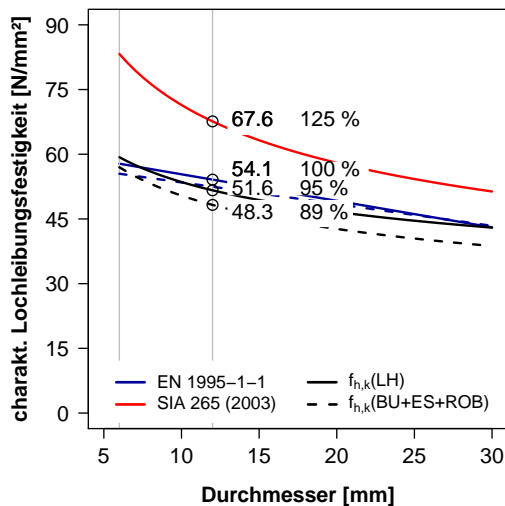
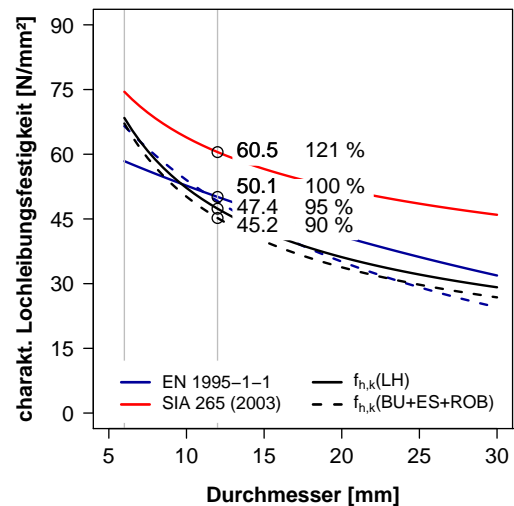
Abbildung 5.5.25 stellt die charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers für die Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  und  $90^\circ$  und die charakteristischen Rohdichten von  $565$  und  $750 \text{ kg/m}^3$  dar. Nach SIA 265 (2003) ging der Durchmesser mit einem Exponenten von  $-0,3$  ins Bemessungsmodell der Lochleibungsfestigkeit ein. In den Abbildungen 5.5.25 a und c für den Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  verlaufen die Kurven der Gleichungen (5.95) und (5.96) sowie die nach ON EN 1995-1-1 (2009) deutlich flacher als die roten Kurven nach SIA 265 (2003). Umgekehrt verhält es sich beim Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$ . Hier verlaufen die roten Kurven bei den kleineren Durchmessern und insbesondere bei hoher Rohdichte zu flach. Die charakteristische Lochleibungsfestigkeit bei  $45^\circ$  und Durchmesser  $12 \text{ mm}$  nach SIA 265 (2003) ist wiederum die höchste von allen, wobei die Werte nach ON EN 1995-1-1 (2009) um mindestens  $21 \%$  überschritten werden.

Die charakteristischen Lochleibungsfestigkeitswerte nach den Gleichungen (5.95) und (5.96) liegen – bis auf Werte für kleine Durchmesser bei hohen Kraft-Faser-Winkeln – unter dem Bemessungsmodell nach der europäischen Norm.

### 5.5.25 Leistungsfähigkeit der Bemessungsmodelle

In Tabelle 5.5.8 sind die Bestimmtheitsmaße der Regressionsmodelle, Variationskoeffizienten der Erwartungswerte für die Lochleibungsfestigkeit und die Leistungsfähigkeit der Bemessungsmodelle im Vergleich dargestellt. Die erste Spalte für ein Datenset steht für das modifizierte Bemessungsmodell nach ON EN 1995-1-1 (2009) der Gleichungen (5.91), (5.93) und (5.95) und die zweite für das neue Bemessungsmodell nach den Gleichungen (5.92), (5.94) und (5.96). Die Variationskoeffizienten der Erwartungswerte für die Lochleibungsfestigkeit sinken bei den Modellen, welche den nichtlinearen Einfluss der charakteristischen Rohdichte und des Durchmessers berücksichtigen, deutlich ab. Dies wird insbesondere in den letzten beiden Spalten anhand der Bemessungsmodelle für alle ausgewerteten Laubholzserien deutlich. Die Zunahme der Variationskoeffizienten von den Modellen für Eschenholz zu den Modellen für elf Holzarten ist ein Indiz für die Beeinflussung der Lochleibungsfestigkeit durch nicht im Modell erfasste Einflussgrößen, wie zum Beispiel holzanatomische Unterschiede. Doch die Steigerung des Variationskoeffizienten ist moderat und die Streuung des Erwartungswerts steigt nicht stark. Die Lochleibungsfestigkeit der berücksichtigten europäischen Laubhölzer ( $\rho_{12} = 565 \dots 1025 \text{ kg/m}^3$ ) kann demnach mit dem gleichen Modell wie die der berücksichtigten Tropenhölzer ( $\rho_{12} = 685 \dots 1190 \text{ kg/m}^3$ ) bemessen werden.

Die adjustierten Bestimmtheitsmaße der Potenzmodelle nach den Gleichungen (5.92), (5.94) und (5.96) sind stets größer als die der modifizierten Modelle nach ON EN 1995-1-1 (2009) der

(a) Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ$  und  $\rho = 565 \text{ kg/m}^3$ (b) Kraft-Faser-Winkel  $90^\circ$  und  $\rho = 565 \text{ kg/m}^3$ (c) Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ$  und  $\rho = 750 \text{ kg/m}^3$ (d) Kraft-Faser-Winkel  $90^\circ$  und  $\rho = 750 \text{ kg/m}^3$ Abb. 5.5.25: Charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Abhängigkeit des Durchmessers für die charakteristische Rohdichten  $\rho = 565 \text{ kg/m}^3$  und  $\rho = 750 \text{ kg/m}^3$ 

Gleichungen (5.91), (5.93) und (5.95). Die größte Steigerung des adjustierten Bestimmtheitsmaßes ist durch eine Potenzfunktion für die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung wie in Gleichung (5.90) aus Hübner (2009a) möglich. Die Berücksichtigung des nichtlinearen Verhältnisses  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  wie in den Gleichungen (5.92), (5.94) und (5.96) ist eine logische Konsequenz des nichtlinearen Durchmesserereinflusses, steigert allerdings das Bestimmtheitsmaß weniger stark.

Mit einem Bemessungsmodell soll die real auftretende charakteristische Kenngröße sicher berechnet werden. Zu konservative theoretische charakteristische Kenngrößen führen meist zu unwirtschaftlichen Konstruktionen. Um verschiedene Bemessungsmodelle für eine charakteristische Kenngröße zu vergleichen, könnte das Integral über den Gültigkeitsbereich als Vergleichszahl herangezogen werden. Bei der Integration würde man von kontinuierlichen Eingangsgrößen

Tab. 5.5.8: Bestimmtheitsmaße, Variationskoeffizienten und Effizienz der Bemessungsmodelle im Vergleich

Modell	Eschenholz		Buchen-, Eschen- und Robinienholz		alle ausgewerteten Laubholzserien	
	ON EN 1995-1-1 modifiz.	Potenzmodell	ON EN 1995-1-1 modifiz.	Potenzmodell	ON EN 1995-1-1 modifiz.	Potenzmodell
Gleichung	(5.91)	(5.92)	(5.93)	(5.94)	(5.95)	(5.96)
Variationskoeff. $CoV$	13,15	11,91	14,66	13,44	15,87	13,91
adjustiertes Bestimmtheitsmaß $r_{adj}^2$	0,652	0,757	0,660	0,713	0,646	0,727
Leistungsfähigkeit	0,86	0,90	0,87	0,90	0,97	1,02

ßen ausgehen. Der Durchmesser von Stabdübeln ist allerdings keine kontinuierliche Größe, sondern eine diskrete. Daher wurde für den Vergleich der Bemessungsmodelle nicht integriert, sondern die Summe der Lochleibungsfestigkeiten für verschiedene Parametersets aus charakteristischer Rohdichte, Durchmesser und Kraft-Faser-Winkel als Vergleichsgröße herangezogen.

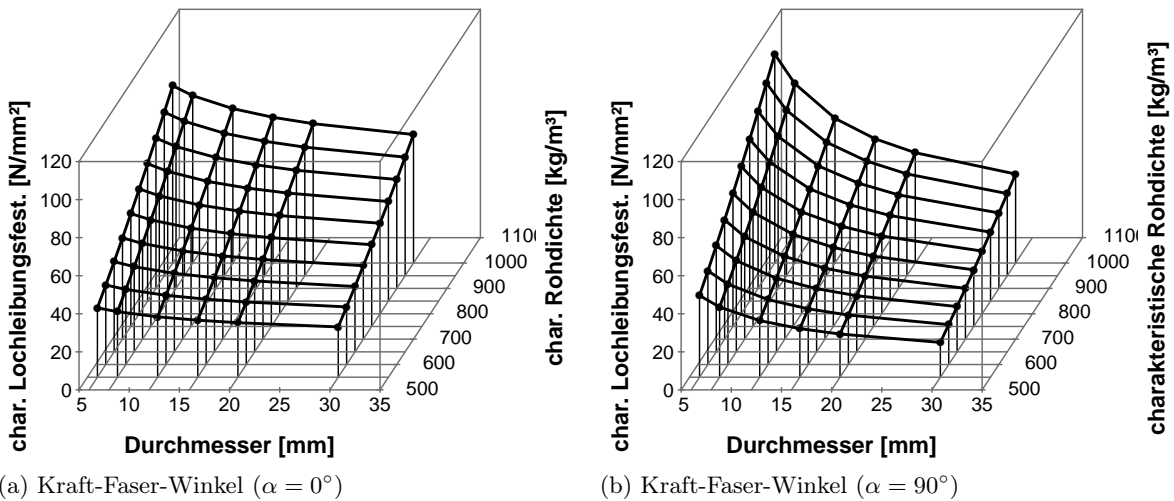


Abb. 5.5.26: Charakteristische Lochleibungsfestigkeit für Holzbauschrauben mit 6, 8, 12, 16, 20 und 30 mm Durchmesser und charakteristische Rohdichte von 550 bis 1000 kg/m³ nach Gleichung (5.96)

Die Kraft-Faser-Winkel von 0°, 15°, ..., 90° wurden mit den Durchmessern 6, 8, 12, 16, 20 und 30 mm und die charakteristische Rohdichte von 550 bis 1000 kg/m³ in Schritten zu 50 kg/m³ für die Berechnung der jeweiligen charakteristischen Lochleibungsfestigkeit kombiniert. Für die Modelle für Buchen-, Eschen- und Robinienholz wurde der Rohdichtebereich auf 550 bis 850 kg/m³ eingeschränkt und für die Modelle ausschließlich für Eschenholz mit der charakteristischen Rohdichte von 675 kg/m³ gerechnet.

Für Abbildung 5.5.26 a wurde der Kraft-Faser-Winkel zu 0° festgelegt. Die Länge der vertikalen schwarzen Linie zum jeweiligen schwarzen Punkt gibt die charakteristische Lochleibungsfestigkeit des jeweiligen Datensets an. Diese wurden summiert und mit den Summen

für die weiteren Kraft-Faser-Winkel addiert, um eine Vergleichszahl für das Bemessungsmodell nach Gleichung (5.95) zu erhalten. In Abbildung 5.5.26 b wurde der Einschraubwinkel von  $90^\circ$  zu Grunde gelegt. Vergleicht man das rechte mit dem linken Diagramm, wird der stärker nichtlineare Einfluss des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit bei  $90^\circ$  deutlich. Das Verhältnis zwischen den Lochleibungsfestigkeiten quer und parallel zur Faserrichtung ist durchmesserabhängig und – wie in Abbildung 5.5.27 ersichtlich – deutlich nichtlinear.

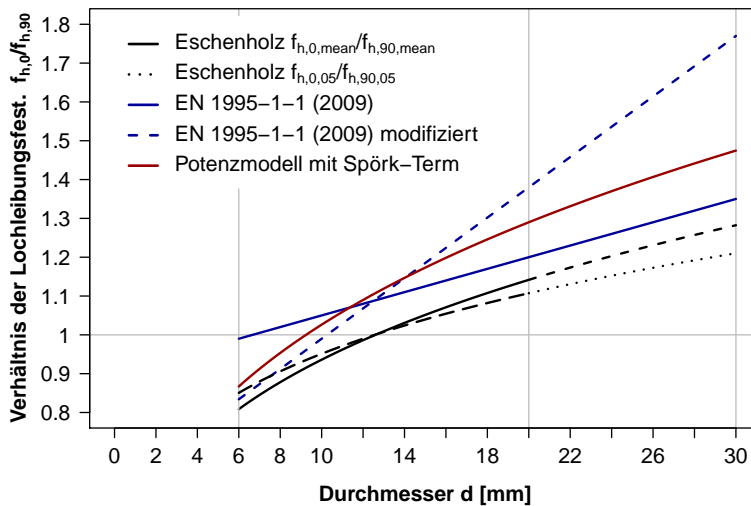


Abb. 5.5.27: Verhältnis der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserrichtung  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$

Setzt man die Summe der charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten aller ausgewerteten Laubholzserien nach ON EN 1995-1-1 (2009) gleich eins, ergeben sich für die verschiedenen Bemessungsmodelle die Verhältniszahlen wie in Tabelle 5.5.8 in der Zeile *Leistungsfähigkeit* angegeben. Werden die Lochleibungsprüfungen, wie in den vorangegangenen Abschnitten beschrieben, bis zur Festlegung des Bemessungsmodells für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit ausgewertet, erhält man für die verschiedenen Bemessungsmodelle der Gleichungen (5.91) bis (5.96) ähnliche Summen der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit, allerdings schneiden die Bemessungsmodelle, welche sowohl den nichtlinearen Einfluss von Durchmesser und Rohdichte als auch das nichtlineare Verhältnisses  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  berücksichtigen, stets am besten ab.

Wie die Abbildungen 5.5.23, 5.5.24 und 5.5.25 zeigen, unterschreitet das neue Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.96) (die schwarze, durchgezogene Kurve) das Modell nach ON EN 1995-1-1 (2009) (europablau gestrichelte Kurve), insbesondere bei niedrigen charakteristischen Rohdichten und großen Durchmessern. Im gegenteiligen Fall wird die charakteristische Lochleibungsfestigkeit des Modells nach ON EN 1995-1-1 (2009) deutlich überschritten.

Wenn man an einem linearen Einfluss der charakteristischen Rohdichte, des Durchmessers und einem linearen, durchmesserabhängigen Verhältnis  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  festhalten wollte, müssten die Koeffizienten entsprechend der Gleichung (5.95) angepasst werden. Die Unterschiede zwischen dem Modell nach ON EN 1995-1-1 (2009) und der europablau gestrichelten Kurve in den Abbildungen 5.5.23, 5.5.24 und 5.5.25 sind zu ausgeprägt, um sie zu vernachlässigen.

Das Verhältnis der Lochleibungsfestigkeit parallel zur Lochleibungsfestigkeit quer zur Faserichtung  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  wurde in Abbildung 5.5.27 dargestellt. Als europablaue durchgezogene Gerade wurde die Gleichung (5.23) nach ON EN 1995-1-1 (2009) eingetragen. Die schwarze Kurve stellt die Gleichung (5.69) dar, welche das empirisch ermittelte Verhältnis  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  für Eschenholz beschreibt. Beide Kurven verlaufen bei Durchmessern ab etwa 16 mm beinahe parallel. Die dunkelrote Kurve stellt das Verhältnis  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  nach Gleichung (5.96) für alle ausgewerteten Laubholzserien dar und hat einen ähnlichen, jedoch nach oben verschobenen Verlauf, wie die schwarze Kurve für das Eschenholz allein.

Die große Abweichung zwischen der durchgezogenen und der strichlierten europablauen Gerade ist durch die geringe Anzahl der ausgewerteten Ergebnisse für 30 mm Durchmesser bedingt: nur 33 der 1531 Datensets standen für den maximalen Durchmesser zur Verfügung. Wird ein nichtlineares Verhältnis  $f_{h,0,k}/f_{h,90,k}$  wie bei der dunkelroten Kurve nach Gleichung (5.96) angenommen, kann den empirischen Ergebnissen am besten Rechnung getragen werden.

### 5.5.26 Bettungsmoduln

ON EN 383 (2007) gibt die Bettungsmoduln  $K_i$ ,  $K_s$  und  $K_e$  nach den Gleichung (5.97) bis (5.99) an, wobei die Verformungen  $w_{04}$ ,  $w_{04}$ ,  $w_{11}$ ,  $w_{14}$ ,  $w_{21}$  und  $w_{24}$  jeweils nach Abbildung 5.4.4 auf S. 239 definiert sind.

$$K_i = \frac{0,4f_{h,est}}{w_i} \quad \text{mit} \quad w_i = w_{04} \quad (5.97)$$

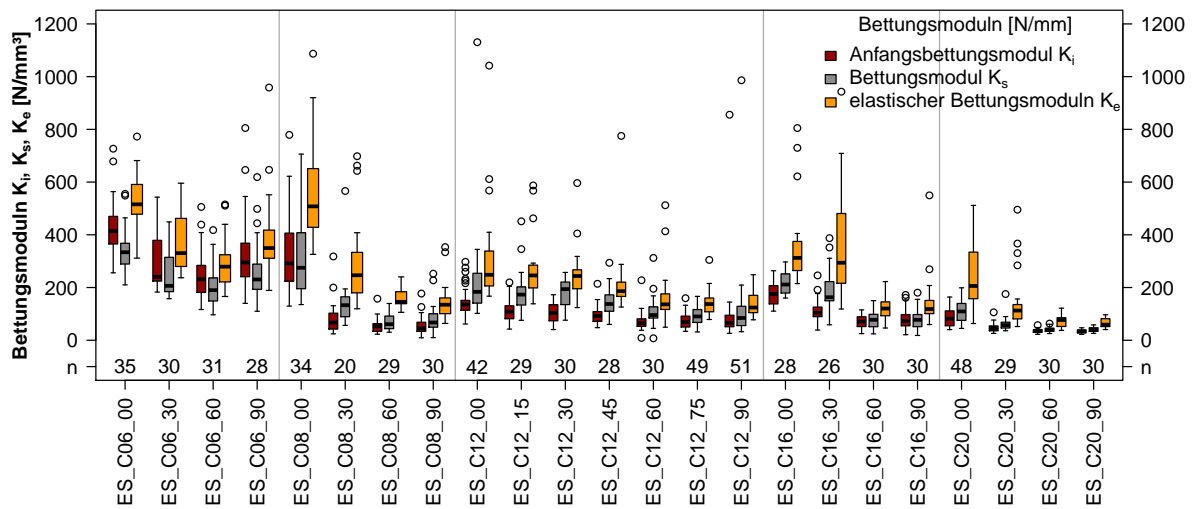
$$K_s = \frac{0,4f_{h,est}}{w_{i,mod}} \quad \text{mit} \quad w_{i,mod} = \frac{4}{3}(w_{04} - w_{01}) \quad (5.98)$$

$$K_e = \frac{0,4f_{h,est}}{w_e} \quad \text{mit} \quad w_e = \frac{2}{3}(w_{14} + w_{24} - w_{11} - w_{21}) \quad (5.99)$$

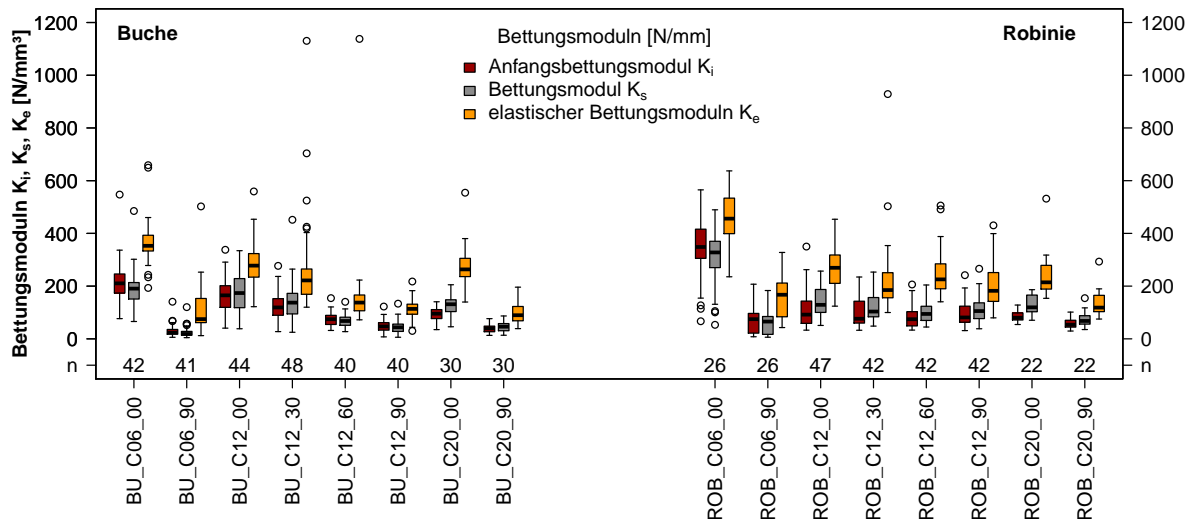
$K_i$	Anfangsbettungsmodul in N/mm <sup>3</sup>
$K_s$	Bettungsmodul in N/mm <sup>3</sup>
$K_e$	elastischer Bettungsmodul in N/mm <sup>3</sup>
$f_{h,est}$	geschätzte Lochleibungsfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$w_i$	Anfangsverformung in mm
$w_{i,mod}$	modifizierte Anfangsverformung in mm
$w_e$	elastische Verformung in mm

In Abbildung 5.5.28 sind die nach ON EN 383 (2007) bestimmten Bettungsmoduln  $K_i$ ,  $K_s$  und  $K_e$  für Buchen-, Eschen- und Robinienholz je Serie dargestellt. Der elastische Bettungsmodul  $K_e$  liefert stets die höchsten Werte, der Anfangsbettungsmodul, außer bei 6 mm Durchmesser, die niedrigsten. Die Abbildungen D.4.4, D.4.5 und D.4.6 zeigen den Anfangsbettungsmodul  $K_i$ , Bettungsmodul  $K_s$  und den elastischen Bettungsmodul  $K_e$  in einzelnen Grafiken für Buchen-, Eschen- und Robinienholz separat.

Die erste Regressionsanalyse basierte auf Gleichung (5.72) und insgesamt 1315 Datensets von Buchen-, Eschen- und Robinienholz. Die Ausreißer wurden nach Gleichung (4.108) auf S. 168 anhand der Residuen für eine zweite Regressionsanalyse ausgeschlossen. Für die zweite Regressionsanalyse der Bettungsmoduln  $K_i$ ,  $K_s$  und  $K_e$  wurden 8, 13 bzw. 24 Datensets ausgeschlossen. Um die Regressionsgleichungen (5.100) bis (5.102) zu erhalten, wurde nach dem Runden



(a) Eschenholz



(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. 5.5.28: Bettungsmodul  $K_i$ ,  $K_s$  und  $K_e$  für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

eines Exponenten eine weitere Regressionsanalyse durchgeführt, dann der nächste Exponent gerundet. Die Nullhypothese der normalverteilten Residuen wurde mit Kolmogorov-Smirnov-Tests geprüft und es ergaben sich stets  $p$ -Werte unter 0,05. Die Nullhypothese muss daher verworfen werden. Die Variationskoeffizienten des Erwartungswertes für den Anfangsbettungsmodul, den Bettungsmodul bzw. den elastischen Bettungsmodul sind mit 59, 55 bzw. 43% sehr hoch. Die hohe Streuung und die damit verbundene mäßige Vorhersagekraft spiegeln sich auch in den niedrigen adjustierten Bestimmtheitsmaßen für die Gleichungen (5.100) bis (5.102) wieder.



$$K_i = \frac{6,2 \cdot 10^{-4} d^{-1,2} \rho_{12}^{2,3}}{(1 - 13 d^{-0,68}) \cos^{1,4} \alpha + 13 d^{-0,68}} \quad \text{mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,498 \quad (5.100)$$

$$K_s = \frac{5,5 \cdot 10^{-6} d^{-0,82} \rho_{12}^{2,9}}{(1 - 10 d^{-0,52}) \cos \alpha + 10 d^{-0,52}} \quad \text{mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,517 \quad (5.101)$$

$$K_e = \frac{5,6 \cdot 10^{-3} d^{-0,71} \rho_{12}^{1,9}}{(1 - 3 d^{-0,09}) \cos^{1,6} \alpha + 3 d^{-0,09}} \quad \text{mit } r_{\text{adj}}^2 = 0,703 \quad (5.102)$$

Die QQ-Plots für die Bettungsmoduln nach den Regressionsmodellen (5.100) bis (5.102) für Buchen-, Eschen- und Robinienholz sind in Abbildung 5.5.29 abgebildet. Nur geringe Abweichungen gegenüber der Gerade durch die Wertepaare für das 25%- bzw. 75%-Quantil zeigen die Abbildungen 5.5.29 a und b im unteren Bereich, sie sind in Abbildung 5.5.29 c an beiden Enden ausgeprägt.

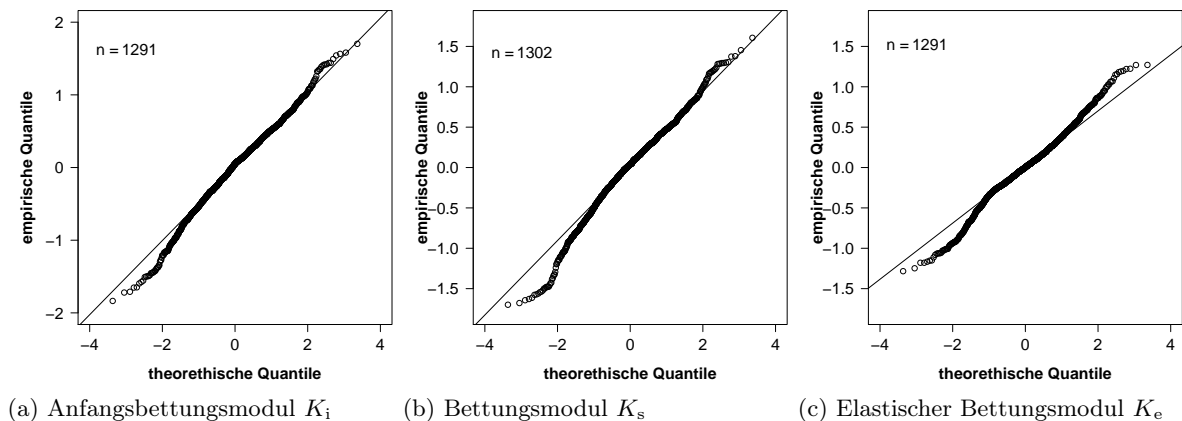


Abb. 5.5.29: QQ-Plots für die Bettungsmoduln für Buchen-, Eschen- und Robinienholz nach den Regressionsmodellen (5.100) bis (5.102)

## 5.6 Anmerkung zur ON EN 338 (2009)

Wie von Hübner, Leeb und Schickhofer (2010a) und Zulassung Z-9.1-679 (2013) publiziert, ist die Rohdichte innerhalb einer europäischen Laubholzart für alle Festigkeitsklassen gleich. Wie bereits für die Berechnung der charakteristischen Ausziehfestigkeit gezeigt, sollte die Rohdichte entsprechend der verwendeten Holzart und nicht nach der Festigkeitsklasse nach ON EN 338 (2009) für die Berechnung der Verbindungsmittel angenommen werden. Die Annahme von unrealistisch niedrigen Rohdichten führt nicht nur zu niedrigen Lochleibungsfestigkeiten, sondern auch zu rechnerisch duktilen Versagensmechanismen, wo mit realistischen Rohdichteannahmen sprödes Versagen auftritt. Dies kann unter Umständen bei statisch unbestimmten Systemen zu unrealistischen Annahmen beim Kraftfluss führen. Das Einsetzen von unrealistisch niedrigen Rohdichten erzeugt demnach keineswegs immer konservative, sondern unrealistische Ergebnisse. Im Hinblick auf die Energiedisipation bei der Erdbebenbemessung sind möglichst realistische Vorhersagen der Versagensmechanismen unabdingbar.

## 5.7 Vorschläge zur ON EN 383 (2007)

Bei Vollholz ist die Probekörperdicke vom doppeltem Durchmesser des Verbindungsmittels üblich, und diese Schlankheit  $\lambda = 2$  sollte für Vollholz festgelegt werden. Die nach **ON EN 383 (2007)** erlaubte Spanne von  $\lambda = 1,5 \dots 4$  ist für die Prüfung von Holzwerkstoffen in handelsüblichen Dicken notwendig, da beispielsweise Spanplatten eine unterschiedliche Rohdichte über die Querschnittsdicke aufweisen.

Die Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels hat enormen Auswirkungen auf Kraftübertragung, Spannungszustand und Versagensmechanismus. Daher sollte sie praxisnah in der Prüfnorm festgelegt werden, d. h. es sollten handelsübliche galvanisch verzinkte oder gleichwertige Verbindungsmittel eingesetzt werden.

Die Lochleibungsprüfungen sollten immer mit einer Drucklast durchgeführt werden. Dies ist im Prüfbericht anzugeben. Weiterhin sollte in der Norm erwähnt werden, dass die Maße der Probekörper für Kraft-Faser-Winkel zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  linear interpoliert werden.

Die Holzfeuchte von Eschenholz kann bei  $(20 \pm 1)^\circ\text{C}$  und einer relativen Luftfeuchte von  $(65 \pm 5)\%$  zwischen 10,85 und 13,9 % schwanken (siehe Abschnitt 4.8.3, S. 152 und Abbildung 5.5.3, S. 243). „Zwischen der Desorption und Adsorption treten Holzfeuchteunterschiede von 1 bis 2 %, im Extremfall von nahezu 4 % auf“ (Niemz und Sonderegger, 2007, S. 382). Steigt die Holzfeuchte um 1 % sinkt die Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz parallel zur Faserrichtung um 4 % und quer zur Faserrichtung um 3 % (siehe Abschnitt 5.5.5, S. 242).

Wenn die Bedingungen der Probekörperlagerung nach **ON EN 383 (2007)** eingehalten werden, kann es trotzdem auf Grund des Einflusses der Holzfeuchte zu Abweichungen der Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes von  $\pm 6,1\%$  nach Gleichung (5.103) kommen. Nach **ON EN 383 (2007)** ist die Holzfeuchte im Prüfbericht anzugeben. Konsequenterweise sollte für die bessere Vergleichbarkeit der Prüfergebnisse die Lochleibungsfestigkeit auf die Referenzholzfeuchte von 12 % bezogen werden und die zu Grunde liegende Umrechnung dokumentiert werden. Diese Vorschläge zur Verbesserung der **ON EN 383 (2007)** wurden bereits durch Hübner u. a. (2008) eingebracht.

$$\epsilon_{\text{fh}} = \pm \frac{13,9\% - 10,85\%}{2} \cdot 4\%/ \% = \pm 6,1\% \quad (5.103)$$

## 5.8 Forschungsbedarf

Wie in Abschnitt 5.3.4 gezeigt wurde, hat die Reibung zwischen Verbindungsmittel und Holz bzw. Holzwerkstoff einen großen Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit. Vergleichende Lochleibungsprüfungen mit raueren feuerverzinkten Stabdübeln in der Oberflächenausführung N (übliche Zinkblume) für Anwendungen im Außenbereich wären sinnvoll. Eine Optimierung der Oberfläche hin zu einer höheren Lochleibungsfestigkeit bei geringerer Spaltneigung wäre anzustreben.

Die Untersuchung des Zusammenwirkens von Stabdübeln in ganzen Verbindungen mit Laubhölzern, die Erarbeitung von Konstruktionsregeln für duktile Versagensmechanismen bis hin

zur Energiedissipation unter Erdbebenbelastung stellen weitere zu beackernde Forschungsfelder dar.

## 5.9 Zusammenfassung zur Lochleibungsfestigkeit der Laubhölzer

### Modellgrenzen

Durchmesser des Verbindungsmittels:	$6 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$
Kraft-Faser-Winkel:	$0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte:	$565 \text{ kg/m}^3 \leq \rho_{12} \leq 1190 \text{ kg/m}^3$
Holzfeuchte:	$4 \% \leq u \leq 21 \%$

### Bemessungsmodell

$$f_{h,\alpha,d} = k_{\text{mod}} \frac{f_{h,\alpha,k}}{\gamma_M}$$

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,60 \cdot 10^{-3} d^{-0,20} \rho_k^{1,57}}{(1 - k_{h,90}) \cos^3 \alpha + k_{h,90}}$$

$$k_{h,90} = 0,48 d^{0,33}$$

Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit (Lastdauer ist unberücksichtigt):

$$k_{\text{mod},u} = \begin{cases} 0,90 & \text{in Nutzungsklasse 1 mit } 5 \% \leq u \leq 15 \% \\ 0,70 & \text{in Nutzungsklasse 2 mit } 10 \% \leq u \leq 20 \% \\ 0,50 & \text{in Nutzungsklasse 3 mit } 12 \% \leq u \leq 24 \% \end{cases}$$

$f_{h,\alpha,d}$	Bemessungswert der Lochleibungsfestigkeit in $\text{N/mm}^2$
$f_{h,\alpha,k}$	charakteristische Lochleibungsfestigkeit in $\text{N/mm}^2$
$\alpha$	Kraft-Faser-Winkel mit $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$
$\rho_k$	charakteristischer Wert der Rohdichte in $\text{kg/m}^3$
$d$	Durchmesser des Verbindungsmittels in mm
$k_{\text{mod}}$	Modifikationsbeiwert für Lastdauer und Feuchtigkeit
$k_{h,90}$	Beiwert der Lochleibungsfestigkeit
$\gamma_M$	Teilsicherheitsbeiwert für eine Bauteileigenschaft unter Berücksichtigung von Modellunsicherheiten und Größenabweichungen
$k_{\text{mc}}$	Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte



# 6 Stabdübelverbindungen mit Eschenholz

## 6.1 Motivation

Im vorangegangenen Abschnitt wurde ein neues Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit von Laubhölzern erarbeitet, d. h. die Interaktion zwischen *einem* Stabdübel und Laubholz unter den nach [ON EN 383 \(2007\)](#) genormten Bedingungen beschrieben. Die Tragfähigkeit einer Verbindung von lastabtragenden Bauteilen mit mindestens zwei Stabdübeln und vier Scherflächen (vgl. [Entwurf ON B 1995-1-1, 2013](#), S. 38) ist von mehreren Parametern abhängig:

- Materialkombination aus Holz, Holzwerkstoff und Stahl,
- eventuell vorhandene Zwischenschichten (vgl. [Blaß und Laskewitz, 2003](#)),
- Material der zu verbindenden Holz- bzw. Holzwerkstoffteile (Rohdichte, Schub-, Querkzugfestigkeit, Holzfeuchte, Festigkeit der Klebefugen) und der Verbindungsmittel (Fließgrenze bei Verbindungsmitteln aus Metall, Querdruckfestigkeit von Holzdübeln)
- Verbindungsgeometrie (Holz-, Holzwerkstoff- und eventuell Stahldimensionen, Rand- und Zwischenabstände der Verbindungsmittel, Kraft-Faser-Winkel),
- Lochleibungsfestigkeit,
- Gruppenwirkung aller Verbindungsmittel (unterverbolzt bis überverbolzt, siehe Abbildung [6.4.3](#) auf S. [309](#)),
- Bruch des Nettoquerschnitts,
- Aufspalten des Bauteils,
- Blockscheren des von der Stabdübelgruppe erfassten Holzes bzw. Holzwerkstoffes und
- Art der Belastung (Lasthöhe und -dauer, statische oder dynamische Belastung).

Im Folgenden werden grundlegende Überlegungen zum Fließmoment der Stabdübel vorgestellt. Anhand von 15 Verbindungsprüfungen nach [ON EN 26 891 \(1991\)](#) mit parallel zur Faserrichtung belasteten Stabdübelgruppen in Eschenbrettern wird nachgewiesen, dass mit dem neuen Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung [\(5.73\)](#) auf S. [265](#) und den Verbindungsmittelabständen nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 68\)](#) Tragwiderstände prognostiziert werden, die von den versuchstechnisch ermittelten deutlich übertroffen werden. Die 15 Verbindungsprüfungen mit quer zur Faserrichtung belasteten Stabdübelgruppen in Eschen-BSH führen zu Scherfestigkeiten und mögen zur Diskussion der nach [ON EN 408 \(2010, S. 27 ff.\)](#) ermittelten Scherfestigkeit beitragen.

## 6.2 Literaturrecherche

### 6.2.1 Mischler (1998)

Mischler (1998) prüfte 20 Verbindungen mit Stabdübeln  $\varnothing 6,25$  mm aus blankem Automatenstahl ( $f_{y,\text{mean}} \approx 625$  N/mm<sup>2</sup>,  $f_{u,\text{mean}} = 652$  N/mm<sup>2</sup>) bzw. verzinkten Automatenstahl (Werkstoff-Nummer 1.0737,  $f_{y,\text{mean}} \approx 600$  N/mm<sup>2</sup>,  $f_{u,\text{mean}} = 637$  N/mm<sup>2</sup>) bzw. ETG 100 (Werkstoff-Nummer 1.0762,  $f_{y,\text{mean}} \approx 940$  N/mm<sup>2</sup>,  $f_{u,\text{mean}} = 1071$  N/mm<sup>2</sup>) und Eschen-Brettschichtholz (6 Lamellen à 33 mm,  $200 \times 200 \times 1000$  mm,  $\rho_{\text{mean}} = 647$  kg/m<sup>3</sup>). Dabei wurden vier bis neun Reihen mit zwei bis sechs Stabdübeln in Faserrichtung verwendet. Parallel zu den Klebefugen wurden drei bzw. vier 5 mm starke Bleche aus FeE 355 mit Bohrungen  $\varnothing 7$  mm in 6 mm breite Schlitzte eingelassen. Die Stabdübel wurden in einem quadratischen bzw. rautenförmigen Raster angeordnet, wobei der faserparallele Abstand der Stabdübel untereinander und zum beanspruchten Hirnholzende  $a_1 = a_{3,t} = 6,4d = 40$  mm betrug. Die Holzfeuchte der Probekörper schwankte zwischen 9,0...10,2...12,6%. Pro Serie wurden lediglich zwei bis drei Prüfungen durchgeführt. Der Einfluss der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit wurde für Fichtenholz untersucht; eine Umrechnung der Prüfergebnisse für Eschen-BSH auf die Referenzholzfeuchte von 12% wurde nicht dokumentiert.

Der Tragwiderstand je Stabdübel und Scherfuge nimmt nach Mischler (1998, S. 119) mit der Zugspannung im Nettoquerschnitt von  $R_{v,\text{ef}} = 7,40$  kN bei  $27,3$  N/mm<sup>2</sup> auf  $R_{v,\text{ef}} = 6,45$  kN bei  $40,2$  N/mm<sup>2</sup> nahezu linear ab. Die Lochleibungsfestigkeit des Eschen-Brettschichtholzes wird von Mischler (1998) nach Werner (1993, S. 2–18) zu  $f_{h,0} = 0,102 (1 - 0,01d) \rho_{\text{mean}} = 61,9$  N/mm<sup>2</sup> berechnet. Wie bereits in Abschnitt 5.1.3 auf S. 212 erläutert, gilt das Bemessungsmodell nur für Stabdübeldurchmesser von 8 bis 30 mm und Afzelia, Bongossi, Buche, Eiche und Merlau (siehe Tabelle D.2.2, S. 390). Das adjustierte Bestimmtheitsmaß für das Bemessungsmodell für die mittlere Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes nach Gleichung (5.73) auf S. 265 beträgt  $r_{\text{adj}}^2 = 0,757$  und übersteigt damit das für das Modell nach Werner (1993, S. 2–18) mit  $r^2 = 0,46$  sehr deutlich. Nach Gleichung (5.73) ergibt sich  $f_{h,0} = 54,7$  N/mm<sup>2</sup>, d. h. ein um 12% kleinerer Wert.

Das mittlere Fließmoment der Stabdübel aus Automatenstahl wurde aus den Prüfwerten zweier Nadelholz-Probekörper zu  $M_{y,\text{mean}} = 26,7$  N m ohne Angabe der erreichten Biegewinkel der Stabdübel zurückgerechnet (siehe Mischler, 1998, S. 100). Dabei wurde die mittlere Lochleibungsfestigkeit für Nadelholz nach Werner (1993, S. 2–18) zu  $f_{h,0} = 0,082 (1 - 0,01d) \rho_{\text{mean}}$  angenommen, welche nur für Stabdübel mit Durchmessern zwischen 8 und 30 mm gilt und einen linearen Einfluss des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit unterstellt. Spörk (2007a, S. 9) wies den nicht-linearen Zusammenhang für Nadelholz nach, prüfte allerdings nur Durchmesser zwischen 8 und 20 mm. Aus heutiger Sicht ist die Rückrechnung des mittleren Fließmoments fraglich.

Geht man vom Versagensmechanismus h für Stahl-Holz-Verbindungen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 68) gemäß Abbildung 6.3.3 auf S. 300 und der Lochleibungsfestigkeit nach Werner (1993, S. 2–18) für Nadelholz mit  $\rho_{\text{mean}} = 480$  kg/m<sup>3</sup> und Gleichung (5.73) für Eschen-BSH mit  $\rho_{\text{mean}} = 647$  kg/m<sup>3</sup> aus, ergibt sich ein Verhältnis für die Tragwiderstände von Stabdübelverbindungen von Eschen- zu Nadelholz von 1,22 und nach Mischler (1998, S. 66) mit  $R \sim f_h^{0,53}$  von 1,23. Mischler (1998, S. 73) verglich die Tragwiderstände zweier gleichartiger Serien-Paare



aus Eschen- bzw. Fichten-BSH bei der gleichen Verschiebung von 1,86 mm. Die Verhältnisse der Tragwiderstände betragen 1,31 und 1,47, d. h. die Verbindungen mit Eschen-BSH verhielten sich in der Prüfung günstiger als prognostiziert zumal  $n_{ef}$  noch zu berücksichtigen wäre.

„Die grosse [sic] Leistungssteigerung gegenüber der Fichte kann in ihrem vollen Ausmass [sic] (Tragfähigkeit und Duktilität) erst in der Prüfung von Verbindungen in baupraktischen Auslegungen erkannt werden“ (Mischler, 1998, S. 73).

Mischler begründet dies auch mit dem günstigeren Spaltverhalten des Eschenholzes.

„Die Querkzugfestigkeit des Eschenholzes ist so gross [sic], dass das Aufspalten erst nach mehr als 6 mm Verschiebung zwischen dem Holz und den Stahllaschen auftritt“ (Mischler, 1998, S. 116).

### 6.2.2 Sandhaas (2012)

An der Technischen Universität Delft wurde in einem Forschungsschwerpunkt das mechanische Verhalten von Stabdübelverbindungen untersucht (siehe Hialal (2007), van Groesen und van Kranenburg (2009), Islamaj (2009), Langendijk (2009) und Van de Kuilen (2009)), wobei Nadel- und teils tropische Harthölzer sowie normal- und hochfeste Stähle für die Stabdübel zum Einsatz kamen. Die Dissertation von Sandhaas (2012) basiert auf diesen umfangreichen Forschungsaktivitäten.

Sandhaas (2012, S. 176) vereinfacht die Gleichung für das charakteristische Fließmoment mit Gleichung (6.7) für das plastische Widerstandsmoment zu

$$M_{pl,k} = W_{Pl,Sch} f_{y,k} = 1,7 \cdot \pi \cdot d^3 / 32 f_{y,k} = d^3 / 6 f_{y,k}. \quad (6.1)$$

Die 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0.2}$  und die Zugfestigkeit  $R_m$  der Stabdübel mit 12 bzw. 24 mm Durchmesser aus verzinktem Automatenstahl (HSS, Werkstoff-Nr. 1.0718) bzw. hochfestem Vergütungsstahl (VHSS, Werkstoff-Nr. 1.7227) wurden in Zugprüfungen ermittelt (siehe Tabelle 6.2.1). Die 0,2%-Dehngrenze des Automatenstahls lag bei mehr als dem Doppelten des Mindestwertes für den bestellten S235.

Tab. 6.2.1: Prüfergebnisse der Zugprüfungen mit Stabdübeln nach Sandhaas (2012, S. 150)

Stahlsorte	Durchmesser $d$ [mm]	Anzahl Probekörper $n$ [Stück]	0,2%-Dehngrenze $R_{p0.2}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit $R_m$ [N/mm <sup>2</sup> ]
HSS	12	6	609	638
	24	3	517	541
VHSS	12	5	1 324	1 399
	24	7	1 297	1 379

Wie in Abbildung 6.2.1 a zu erkennen, plastiziert der HSS-Stabdübel bereits bei einem Biegewinkel von etwa 10° nahezu vollständig. Der hochfeste VHSS-Stahl erreicht die gleiche Plastifizierungshöhe erst bei etwa 22°, allerdings – wie in Abbildung 6.2.1 b zu sehen – bei einem mehr als doppelt so hohem Fließmoment.

Sandhaas (2012, S. 177 ff.) wertete 180 einreihige Stabdübelverbindungen in Azobé-Vollholz ( $\rho_{mean} = 1\,120 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 21\%$ ), Fichten-Brettschichtholz ( $\rho_{mean} = 445 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 12\%$ )

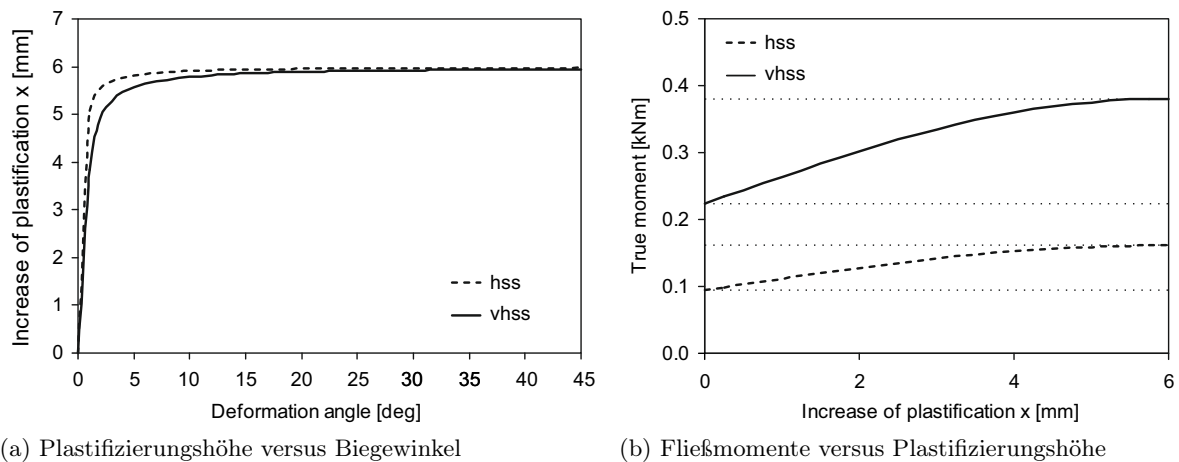


Abb. 6.2.1: Plastifizierung von Stabdübeln mit 12 mm Durchmesser nach Sandhaas (2012, S. 153 f.)

und Buchen-Brettschichtholz ( $\rho_{\text{mean}} = 715 \text{ kg/m}^3$ ,  $u = 8,7\%$ ) mit HSS- und VHSS-Stabdübeln mit 12 und 24 mm Durchmesser in einem 12 mm dicken Blech der Stahlgüte S690 aus. Der Abstand der Stabdübel in Faserrichtung betrug  $a_1 = 5d$ , zum beanspruchten Hirnholzende  $a_{3,t} = 7d$  und zum Rand  $a_4 = 3d$ . Jede Serie umfasste fünf Prüfungen.

„First of all, it can be seen that the prediction from EC5 is even lower than the elastic moment for 24 mm dowels. As expected, the true moments lie between the elastic and the plastic value. However, it can be seen that the measured values are much closer to the values for the plastic moment“ (Sandhaas, 2012, S. 176).

Die prognostizierte Traglast wurde mit der Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.16) auf S. 217, der Gleichung (6.23) für  $n_{\text{ef}}$  und Gleichung (6.2) für  $M_{y,k}$  und den mittleren Zugfestigkeiten nach Tabelle 6.2.1 berechnet.

„Nearly all test results have higher load carrying capacities. The predictions applying the measured  $n_{\text{ef}}$  give better results. This is certainly valid for 12 mm dowels where the diagonal  $y = x$  is close to the regression line. No difference in prediction quality can be observed for the different steel grades or wood species“ (Sandhaas, 2012, S. 197, Formatierung geändert).

Geht man vom Versagensmechanismen h für Stahl-Holz-Verbindungen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 68) gemäß Abbildung 6.3.3 auf S. 300 und der Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.16) auf S. 217 aus, beträgt das Verhältnis der Tragwiderstände von Buchen- zu Fichten-BSH 1,26 bzw. von Azobé-Vollholz zu Fichten-BSH 1,59. Aus den gemessenen Serienmittelwerten wurden die Verhältnisse von 1,35...1,43...2,00 bzw. 1,67...1,92...2,80 bezogen auf 12% Holzfeuchte errechnet, wobei nach Sandhaas (2012, S. 166) mit einem Abfall der Lochleibungsfestigkeit bei 12% Holzfeuchte von 3% bei Buchen-BSH und von 2% bei Azobé-Vollholz mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte gerechnet wurde.

### 6.2.3 Resümee der Literaturrecherche

Die versuchstechnisch von Mischler (1998) und Sandhaas (2012) ermittelten Tragwiderstände von Stabdübelverbindungen aus Laubholz liegen teils deutlich über den nach ON EN 1995-1-1

(2009) berechneten. Für die genaue Berechnung der Traglast zum Vergleich mit den Maximallasten aus den Prüfungen nach ON EN 26 891 (1991) ist die Bestimmung des Fließmoments in Abhängigkeit des Biegewinkels, der Fließ- bzw. 0,2%-Dehngrenze, der Verschiebungen bei der Prüfung der Verbindungen, der Lochleibungsfestigkeit und der Holzfeuchte notwendig. Die Biegewinkel der Stabdübel bei der Maximallast sollten entweder gemessen oder aus den gemessenen Verschiebungen berechnet werden können.

## 6.3 Grundlagen des Bemessungsmodells für Stabdübelverbindungen

### 6.3.1 Fließmoment der Stabdübel

Das charakteristische Fließmoment eines Stabdübels  $M_{y,k}$  hängt nach Gleichung (6.2) aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 78) von der charakteristischen Zugfestigkeit  $f_{u,k}$  des Stahls und dem Durchmesser  $d$  ab. In der zurückgezogenen SIA 265 (2003) waren mit Gleichung (6.3) gegenüber ON EN 1995-1-1 (2009, S. 78) höhere charakteristische Fließmomente berechenbar (siehe Abbildung 6.3.1). Im Zuge der Angleichung der SIA 265 (2012) an den Eurocode wurde Gleichung (6.2) übernommen. Auch Blaß, Bienhaus und Krämer (2000) verwendeten diese Eingangsgrößen und publizierten die Gleichung (6.4) für theoretisch sich einstellende Biegewinkel und leiteten Gleichung (6.5) für einen Biegewinkel von  $45^\circ$  her (siehe Gleichungen (6.11) bis (6.13)).

$$M_{y,k} = 0,3 f_{u,k} d^{2,6} \quad \text{nach ON EN 1995-1-1 (2009) bei theor. Biegewinkeln} \quad (6.2)$$

$$M_{y,k} = 0,26 f_{u,k} d^{2,7} \quad \text{nach SIA 265 (2003) bei theoretischen Biegewinkeln} \quad (6.3)$$

$$M_{y,k} = 0,27 f_{u,k} d^{2,6} \quad \text{nach Blaß u. a. (2000) bei theoretischen Biegewinkeln} \quad (6.4)$$

$$M_{y,k,45^\circ} = 0,8 f_{u,k} \frac{d^3}{6} \quad \text{nach Blaß u. a. (2000) bei einem Biegewinkel von } 45^\circ \quad (6.5)$$

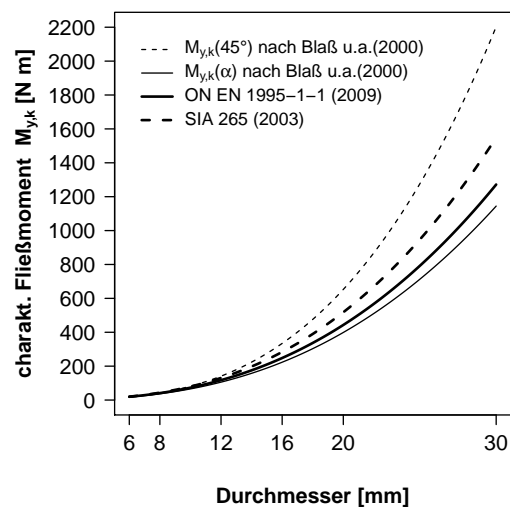


Abb. 6.3.1: Vergleich der Fließmomente  $M_{y,k}$  nach ON EN 1995-1-1 (2009), SIA 265 (2003) und Blaß u. a. (2000), SIA 265 (2003) für Stabdübel mit einer charakteristischen Zugfestigkeit von  $f_{u,k} = 600 \text{ N/mm}^2$

Im Folgenden sollen die Grundlagen und Annahmen erläutert werden, die zur Gleichung (6.2) für die Berechnung des charakteristischen Fließmoments geführt haben. Dies ist notwendig, um die Prüfergebnisse der Stabdübelverbindungen mit mittigem Stahlblech nach ON EN 26 891 (1991) interpretieren zu können.

Scheer, Peil und Nölle (1988, S. 245) untersuchten biegebeanspruchte Sechskantschrauben M12, M20 und M24 der Festigkeitsklassen 4.6, 5.6, 8.8 und 10.9. Für den Verdrehwinkel von  $10^\circ$  wurde Gleichung (6.8) für das charakteristische Fließmoment im Schaftbereich angegeben, wobei das plastische Widerstandsmoment nach Gleichung (6.7) einzusetzen ist. Petersen (1997, S. 283) gibt den Formfaktor für das plastische Widerstandsmoment von kreisförmigen Vollquerschnitten zu  $\alpha_{Pl} = 1,70$  an, d. h. die plastische Querschnittsreserve gegenüber der elastischen Tragfähigkeit beträgt 70 %.

„Die in den Versuchen ermittelten Grenzmomente der Schrauben lagen im Mittel über dem vollplastischen Moment. Unter Berücksichtigung der 5%-Fraktile der ermittelten Grenzmomente und mit Berücksichtigung des Abfalls von der oberen auf die statische Streckgrenze ergab sich folgender Wert für  $M^*$  im Schaftbereich:

$$M_{Sch}^* = 0,97 \cdot W_{Pl,Sch} \cdot \beta_s \quad \text{mit} \quad (6.6)$$

$$W_{Pl,Sch} = 1,7 \cdot \pi \cdot d_{Sch}^3 / 32 \quad (6.7)$$

Es wird vorgeschlagen, den Wert für das charakteristische Moment  $M_k$  auf der sicheren Seite liegend zur Vereinfachung auf

$$M_k = 0,9 \cdot W_{Pl,Sch} \cdot \beta_s \quad (6.8)$$

abzumindern“ (Scheer u. a., 1988, S. 245).

$M_k$	charakteristisches Fließmoment bei einem Biegewinkel von $10^\circ$ in N mm
$W_{Pl,Sch}$	plastisches Widerstandsmoment des Schraubenschaftes in $\text{mm}^3$
$\beta_s$	charakteristische Fließgrenze des Stahls in $\text{N}/\text{mm}^2$
$d_{Sch}$	Durchmesser des Schraubenschaftes in mm

Blaß u. a. (2000) normierten ihre Messkurven für das Fließmoment von Stabdübeln nach ON EN 409 (2009) in Abhängigkeit des Biegewinkels nach Gleichung (6.9) und bestimmten Gleichung (6.10) als Näherungsfunktion für verschiedene Stabdübeldurchmesser (siehe Abbildung 6.3.2).

$$\bar{M}(\alpha, d) = \frac{M(\alpha, d)}{M(\alpha = 45^\circ; d)} \quad (6.9)$$

$$\bar{M}(\alpha) = (0,866 + 0,00295 \alpha) \left[ 1 - \exp\left(-\frac{0,248 \alpha}{0,866}\right) \right] \quad (6.10)$$

Die gleiche mathematische Form wurde von Foschi (1974) für die Beschreibung des Last-Verformungsverhaltens von genagelten Stahlblech-Holz-Verbindungen publiziert. Setzt man den Verdrehwinkel von  $10^\circ$  in Gleichung (6.10) ein, erhält man  $\bar{M}(10^\circ) = 0,844$ , d. h. bei  $45^\circ$  ergibt sich gegenüber der Gleichung (6.8) ein um 18 % höheres Fließmoment.

Das Biegemoment ist also abhängig vom Biegewinkel und das Fließmoment des Stabdübels  $M_{y,k}$  stellt einen Punkt auf der Biegemoment-Biegewinkel-Kurve dar, gilt also nur für einen bestimmten Biegewinkel. Zwischen den Kurvenverläufen in Abbildung 6.2.1 und 6.3.2 gibt es

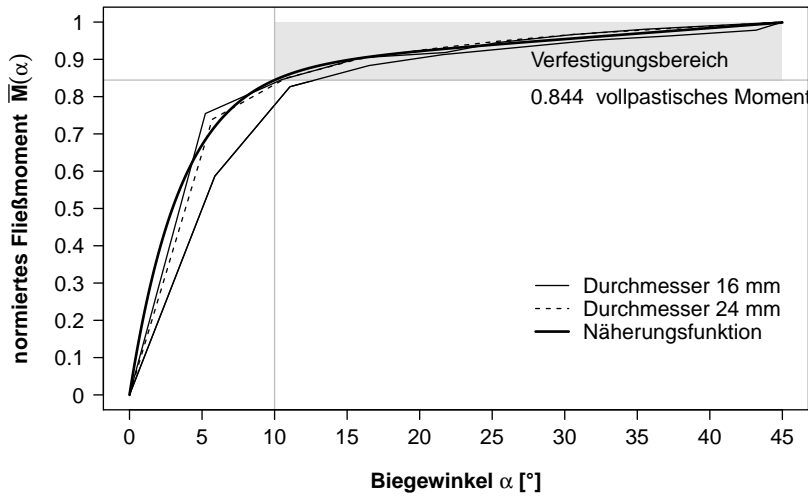


Abb. 6.3.2: Normierte Fließmomente stiftförmiger Verbindungsmittel unterschiedlichen Durchmessers  $d$  und Näherungsfunktion (6.10) nach [Blaß u. a. \(2000, S. 4 f.\)](#)

deutliche qualitative Unterschiede. Die von [Sandhaas \(2012, S. 245\)](#) geprüften Stähle plastizierten nahezu vollständig bei kleineren Biegewinkeln. Ohne eine klare Definition der Stahleigenschaften der verwendeten Stabdübel ist gerade bei kleineren Biegewinkeln, wie sie tendenziell bei großen Durchmessern oder hochfesten Stählen auftreten, keine klare Definition des Fließmoments zu erwarten.

In den Gleichungen (6.2) bis (6.5) wird das charakteristische Fließmoment aus der charakteristischen Zugfestigkeit des Stahl  $f_{u,k}$  – und nicht wie bei [Scheer u. a. \(1988, S. 245\)](#) – aus der charakteristischen Fließgrenze  $f_{y,k}$  des Stahls berechnet. Für die Umrechnung geben [Blaß u. a. \(2000, S. 7\)](#)  $f_{y,k} = 0,67 f_{u,k}$  an. Mit dieser Annahme ergibt sich aus den Gleichungen (6.7) und (6.8) die Gleichung (6.13) für das charakteristische Fließmoment bei  $45^\circ$ , wie sie in [EN 1995-1-1 \(1993, S. 86\)](#) zur Berechnung des charakteristischen Fließmoments runder Bolzen aus Stahl unabhängig vom Biegewinkel angegeben wurde.

$$M_{y,k,45^\circ} = \frac{1}{\bar{M}(10^\circ)} \alpha_{Pl} W_{Sch} f_{y,k} \quad (6.11)$$

$$= \frac{1}{\bar{M}(10^\circ)} 1,7 \pi \frac{d^3}{32} 0,67 f_{u,k} \quad (6.12)$$

$$= 0,795 \frac{d^3}{6} f_{u,k} \approx 0,8 \frac{d^3}{6} f_{u,k} \quad (6.13)$$

In Abschnitt 5.5.1 auf S. 239 wurde für die verwendeten Stabdübel  $\varnothing 8$  mm die mittlere Streckgrenze zu  $f_{y,mean} = 553 \text{ N/mm}^2$  und die mittlere Zugfestigkeit zu  $f_{u,mean} = 612 \text{ N/mm}^2$  festgestellt, d. h.  $f_{y,mean} = 0,904 f_{u,mean}$ . Das Streckgrenzenverhältnis steigt mit den Festigkeitsklassen 4.6 bis 10.9 von 0,6 auf 0,9. Die Annahme von einem Streckgrenzenverhältnis von 0,67 nach [Blaß u. a. \(2000, S. 7\)](#) liegt nahe bei der unteren Grenze und trifft für die geprüften Stabdübel nicht zu. Entscheidend für das Fließmoment ist das Plastizieren des Stahls, d. h. die Fließgrenze und bei größeren Biegewinkeln die Verfestigung in den Randbereichen (siehe [Petersen, 1997, S. 262](#)).

Schickhofer, Augustin und Jeitler (2007, S. A5–A15) geben einen Überblick zu den bisherigen Publikationen zur Ermittlung des Fließmoments von Stabdübeln und vergleichen die verschiedenen Ansätze mit den eigenen Prüfergebnissen. Schickhofer u. a. kommen zu dem Schluss, dass die Berechnung des charakteristischen Fließmoments nach Gleichung (6.2) durch die experimentelle Bestimmung der Biegemoment-Biegewinkel-Kurve nach ON EN 409 (2009) ersetzt werden sollte. Dabei soll der maßgebende Biegewinkel aus der Verformung der Stabdübelverbindung bestimmt werden. Die Frage nach dem anzunehmenden Biegewinkel wird nicht beantwortet.

### 6.3.2 Theoretische Biegewinkel

Das charakteristische Fließmoment bei einem Biegewinkel von  $45^\circ$  stellt eine obere Grenze dar. Der Reibungskoeffizient für die Haftreibung von Holz auf Stahl beträgt nach Schneider (1998, S. 4.40) etwa  $\mu = 0,6$  und  $\mu = 0,6 \dots 0,7$  nach Bertram (2006, S. 1). Danach würden die Stabdübel bei Verbindungen mit mittigem Stahlblech und dem Versagensmechanismus g (siehe Abbildung 6.3.3 b) ab einem Winkel von  $\arctan(0,6 \dots 0,7) = 31^\circ \dots 35^\circ$  anfangen zu rutschen und somit aus den Laschen herausgezogen. Um das Fließmoment entsprechend der Gleichung (6.8) an den theoretischen Biegewinkel nach Gleichung (6.10) anzupassen, ist dieser zu bestimmen.

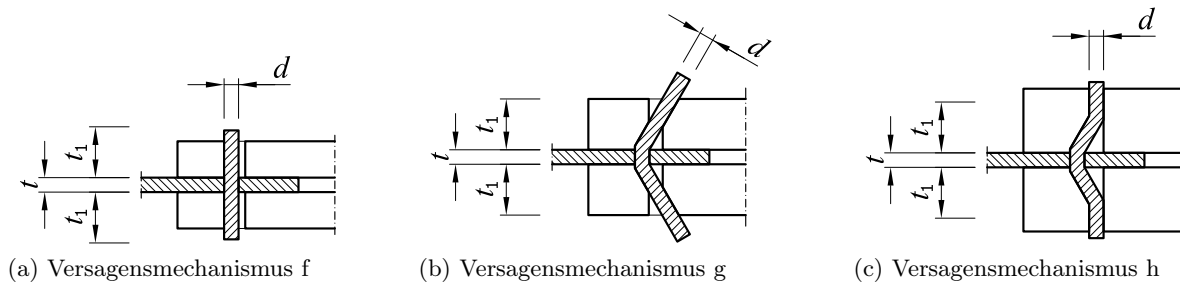


Abb. 6.3.3: Versagensmechanismen für Stahl-Holz-Verbindungen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 68)

Der theoretische Biegewinkel  $\alpha_1$  nach ON EN 409 (2009) basiert auf dem in Blaß u. a. (2000) publiziertem iterativen Berechnungsverfahren für eine zweiseitige Holz-Holz-Verbindung mit insgesamt drei Fließgelenken (siehe Abbildung 6.3.4 c). Dabei wurde von einem Verformungsweg der Verbindung von  $\delta = 15$  mm nach ON EN 26 891 (1991) und den Gleichgewichtsbedingungen im ideal plastischen Zustand des Holzes und des Stahls ausgegangen.

$$\alpha = \alpha_1 \left( \frac{2,78 \rho_k}{f_t} \right)^{0,44} + \alpha_2 \quad (6.14)$$

- $\alpha$  der zur Bestimmung des Fließmoments anzuwendende Biegewinkel in Grad
- $\alpha_1$  Biegewinkel nach der durchgezogenen schwarzen Kurve in Abbildung 6.3.5 in Grad
- $\alpha_2$   $10^\circ$  für Nägel, Klammern und Schrauben und  $0^\circ$  für Stabdübel und Bolzen
- $\rho_k$  charakteristische Rohdichte des Holzes in  $\text{kg/m}^3$
- $f_t$  Zugfestigkeit des Verbindungsmittels in  $\text{N/mm}^2$

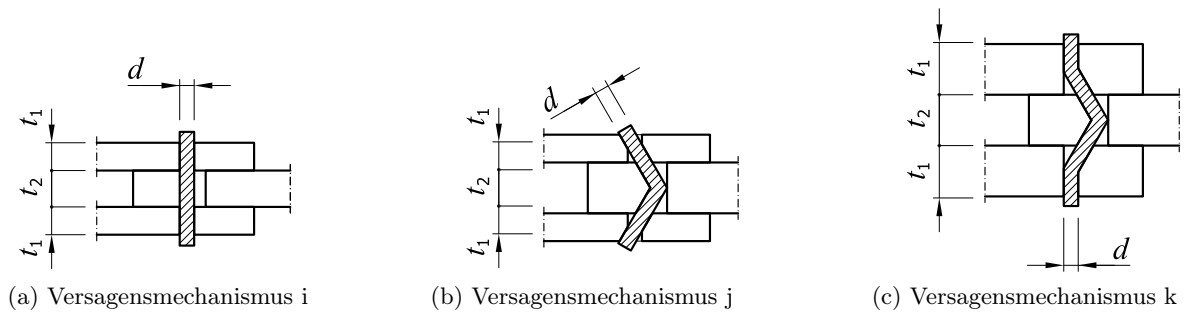


Abb. 6.3.4: Versagensmechanismen für Holz-Holz-Verbindungen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 66)

Der zur Bestimmung des Fließmoments anzuwendende Biegewinkel ist nach Gleichung (6.14) aus ON EN 409 (2009, S. 6) zu berechnen. Er wird von der charakteristischen Rohdichte, der Zugfestigkeit des Verbindungsmittels und dem Biegewinkel  $\alpha_1$  nach der durchgezogenen schwarzen Kurve in Abbildung 6.3.5 beeinflusst. Die schwarze Kurve gilt für die charakteristische Rohdichte  $\rho_k = 360 \text{ kg/m}^3$ , die Zugfestigkeit des Verbindungsmittels  $f_t = 1000 \text{ N/mm}^2$ , den Kraft-Faser-Winkel  $0^\circ$ , 15 mm Verschiebung zwischen Mittel- und Seitenhölzern im Versagensmechanismus k nach Abbildung 6.3.4 c und der nach den Gleichungen (5.21) bis (5.23) auf S. 219 aus ON EN 1995-1-1 (2009) für Nadelhölzer berechneten charakteristischen Lochleibungsfestigkeit.

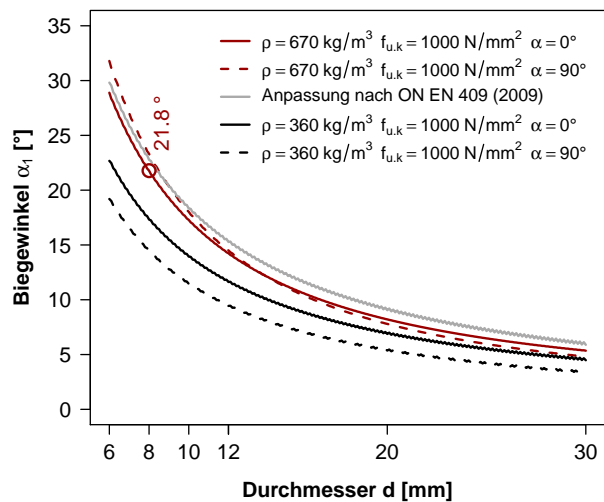


Abb. 6.3.5: Biegewinkel  $\alpha_1$  in Abhängigkeit der Rohdichte, des Kraft-Faser-Winkels und der Stahlzugfestigkeit von zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen mit Versagensmechanismus gemäß Abbildung 6.3.4 b

Die strichlierte schwarze Kurve gilt für den Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$  und die ansonsten gleichen Referenzwerte. Die relative Abweichung zur durchgezogenen schwarzen Kurve schwankten zwischen 18,1 % bei  $\varnothing 6 \text{ mm}$  und 34,0 % bei  $\varnothing 30 \text{ mm}$ .

Die verschiedenen Kraft-Faser-Winkel führen demnach zu verschiedenen Biegewinkeln. Setzt man die normierten Fließmomente nach Gleichung (6.10) für die Biegewinkel parallel und quer zur Faserrichtung für die Referenzwerte der schwarzen Kurven ins Verhältnis zueinander, ergeben sich für die Stabdübelverbindung nach Abbildung 6.3.4 c mit parallel zur Faserrichtung beanspruchten Stabdübeln für  $\varnothing 6 \text{ mm}$  1,4 % und für  $\varnothing 30 \text{ mm}$  17,7 % höhere Fließmomente.



Die dunkelroten Kurven in Abbildung 6.3.5 gelten für die charakteristische Rohdichte  $\rho_k = 670 \text{ kg/m}^3$  des Eschenholzes, die Zugfestigkeit des Verbindungsmittels  $f_t = 1000 \text{ N/mm}^2$ , 15 mm Verschiebung zwischen Mittel- und Seitenhölzern im Versagensmechanismus k nach Abbildung 6.3.4 c und die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz nach Gleichung (5.91) auf S. 276. Die durchgezogene dunkelrote Kurve zeigt den Biegewinkel für den Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$ , die strichlierte für  $90^\circ$ .

Der Biegewinkel  $\alpha_1$  nach ON EN 409 (2009) dient als Referenz und kann mit Gleichung (6.14) für andere charakteristische Rohdichten  $\rho_k$  und Zugfestigkeiten des Verbindungsmittels  $f_t$ , sprich Stahlzugfestigkeiten  $f_{u,k}$ , angepasst werden. Der Kraft-Faser-Winkel wird vernachlässigt. Die graue Kurve in Abbildung 6.3.5 stellt die für die charakteristische Rohdichte  $\rho_k = 670 \text{ kg/m}^3$  mit Hilfe der Gleichung (6.14) adaptierte Kurve dar. Sie stimmt mit den dunkelroten Kurven gut überein.

Für die Stabdübelverbindungen mit mittigem Stahlblech treten die Versagensmechanismen f bis h in Abbildung 6.3.3 auf. Wird die Seitenholzdicke  $t_1$  gesteigert, erhöht sich die Anzahl der Fließgelenke von null auf vier.

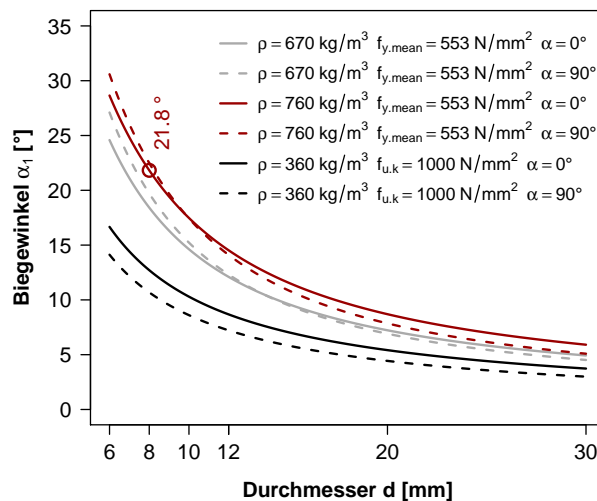


Abb. 6.3.6: Biegewinkel  $\alpha_1$  in Abhängigkeit der Rohdichte, des Kraft-Faser-Winkels und der Stahlzugfestigkeit von zweischnittigen Stahl-Holz-Verbindungen mit Versagensmechanismus gemäß Abbildung 6.3.3 b

Für die dunkelroten Kurven in Abbildung 6.3.6 wurde die Grenzdicke ermittelt, bei der die Versagensmechanismen g und h die gleichen Tragfähigkeiten aufweisen. Unter der Annahme einer Verschiebung von 15 mm zwischen Stahlblech und Seitenhölzern wurde der Biegewinkel  $\alpha_1$  bestimmt. Die mittlere Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz wurde nach Gleichung (5.73) auf S. 265 berechnet. Das Fliekmoment wurde mit den Gleichungen (6.8) und (6.7) nach Scheer u. a. (1988, S. 245) im ersten Iterationsschritt für den Biegewinkel von  $10^\circ$  bestimmt. Im zweiten Schritt wurde das Fliekmoment an den errechneten Biegewinkel  $\alpha_1$  mit Hilfe der Gleichung (6.10) angepasst. Nach der vierten Iteration wurde auf Grund des minimalen Fehlers abgebrochen.

Die grauen Kurven gelten für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz nach Gleichung (5.91) auf S. 276, wobei der Iterationsalgorithmus gleich blieb. Zum Vergleich mit den schwarzen Kurven für die Referenzbedingungen ( $\rho_k = 360 \text{ kg/m}^3$ ,  $f_t = 1000 \text{ N/mm}^2$ ) in Abbildung 6.3.5 wurde für die Gleichheit der Tragfähigkeiten der Versagensmechanismen g und h die Biegewinkel berechnet. Die relative Abweichung zur durchgezogenen schwarzen Kurve in Abbildung 6.3.5 zur entsprechenden Kurve in Abbildung 6.3.6 schwanken zwischen 36,2 % bei

$\varnothing 6$  mm und 19,9 % bei  $\varnothing 30$  mm. Für die strichlierten schwarzen Kurven ergeben sich 35,9 % bei  $\varnothing 6$  mm und 11,6 % bei  $\varnothing 30$  mm.

Die verschiedenen Versagensmechanismen führen demnach zu verschiedenen Biegewinkeln. Setzt man die normierten Fließmomente nach Gleichung (6.10) für die Biegewinkel nach den beiden Versagensmechanismen  $k$  versus  $g/h$  für die Referenzwerte der schwarzen Kurven ins Verhältnis zueinander, ergeben sich für die Stabdübelverbindung mit mittigem Stahlblech für  $\varnothing 6$  mm minimal 2,7 % und für  $\varnothing 30$  mm maximal 10,3 % höhere Fließmomente.

Die Gleichung (6.2) aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 78) basiert auf einer in Blaß u. a. (2000, S. 9) beschriebenen Regressionsanalyse. Für eine minimale charakteristische Rohdichte von  $350 \text{ kg/m}^3$  wurde die charakteristische Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.21) auf S. 219 berechnet und mit der Annahme einer charakteristischen Stahlzugfestigkeit  $f_{u,k} = 1000 \text{ N/mm}^2$  für die Verbindungsmitteldurchmesser zwischen 6 und 30 mm die theoretischen Biegewinkel bei 15 mm Gesamtverschiebung einer Holz-Holz-Verbindung nach Abbildung 6.3.4 b, deren Seitenhölzer so dick sind, dass Versagensmechanismus  $j$  in Versagensmechanismus  $k$  (Abbildung 6.3.4 c) übergeht. Die Aussage „Eurocode 5 disregards the differences between ‘small’ and ‘large’ diameters“ (Jorissen und Leijten, 2005, S. 4) ist daher nicht korrekt. Nach Gleichung (6.8) wurde das Fließmoment für einen Biegewinkel von  $10^\circ$  berechnet und mit Gleichung (6.10) für die theoretischen Biegewinkel adaptiert. Der Bezug auf die charakteristische Zugfestigkeit wurde mit der Annahme  $f_{y,k} = 0,67 f_{u,k}$  hergestellt. Somit waren die Zielwerte, d. h. die Fließmomente nach einem iterativen Berechnungsverfahren definiert.

In Gleichung (6.15) wurden der Vorfaktor und der Exponent der Gleichung (6.2) durch die Variablen  $A$  und  $B$  ersetzt. Aus der Regressionsanalyse für die Durchmesser 6, 6,1 ... 30 mm folgt  $A = 0,2941 \approx 0,3$  und  $B = 2,6051 \approx 2,6$  bei einem Bestimmtheitsmaß von  $r^2 = 0,9996$ , d. h. es ergibt sich die Gleichung (6.2) aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 78) für das charakteristische Fließmoment.

$$M_{y,k} = A f_{u,k} d^B \quad (6.15)$$

Für andere Randbedingungen ergeben sich abweichende Regressionsgleichungen. Setzt man beispielsweise  $f_{y,k} = 0,904 f_{u,k}$ , wie dies für die untersuchten Stabdübel der Fall war, ändert sich der Exponent zu  $B = 2,5796$ , da sich bei gleicher Lochleibungsfestigkeit geringere Biegewinkel einstellen. Der Vorfaktor steigt auf  $A = 0,4161$  wie in Gleichung (6.16) ersichtlich. Möchte man das charakteristische Fließmoment direkt aus der charakteristischen Fließgrenze berechnen, ändert sich nur der Vorfaktor und Gleichung (6.17) entsteht.

$$M_{y,k} = 0,4161 f_{u,k} d^{2,5796} \quad \text{für } f_{y,k} = 0,904 f_{u,k} \text{ und } f_{u,k} = 1000 \text{ N/mm}^2 \quad (6.16)$$

$$M_{y,k} = 0,4603 f_{y,k} d^{2,5796} \quad \text{für } f_{y,k} = 900 \text{ N/mm}^2 \quad (6.17)$$

$$M_{y,k} = 0,3831 f_{y,k} d^{2,6568} \quad \text{für } f_{y,k} = 553 \text{ N/mm}^2 \quad (6.18)$$

Setzt man die charakteristische Rohdichte von  $670 \text{ kg/m}^3$  ein, berechnet die Biegewinkel für eine Holz-Stahl-Holz-Verbindung und nimmt die Fließgrenze zu  $f_{y,k} = 553 \text{ N/mm}^2$  an, ergibt sich Gleichung (6.18) mit abweichenden Parametern.

### 6.3.3 Experimentelle Ermittlung des Fließmoments

“Das charakteristische Fließmoment von Stabdübeln aus Stahl  $M_{y,k}$  ist entweder auf der Grundlage von Prüfungen nach EN 409, in der der Biegewinkel  $\alpha$  auf  $45/d^{0,7}$  Grad (mit  $d$  in mm) begrenzt ist, oder durch Berechnung nach den in EN 1995-1-1 enthaltenen zutreffenden Gleichungen anzugeben“ (ON EN 14 592, 2009, S. 17).

Würde man die Fließmoment-Biegewinkel-Kurve experimentell für einen Stabdübeldurchmesser von 8 mm bestimmen, müsste man das maßgebende charakteristische Fließmoment  $M_{y,k}$  nach ON EN 14 592 (2009) bei  $45^\circ/d^{0,7} = 10,5^\circ$  bestimmen (siehe Abbildung 6.3.7). Wie im vorangegangenen Abschnitt beschrieben wurde, beträgt der theoretische Biegewinkel für Stabdübel  $\varnothing 8$  mm in einer zweiseitigen Verbindung mit mittigem Stahlblech  $21,8^\circ$  (siehe Abbildung 6.3.6) bei den Versagensmechanismen g/h nach Abbildung 6.3.3. Hier tritt ein Widerspruch zwischen der Prüfnorm ON EN 14 592 (2009, S. 17) und den Grundlagen der ON EN 1995-1-1 (2009) nach ON EN 409 (2009) auf. Die Fließmoment-Biegewinkel-Kurve sollte möglichst bis zum Biegewinkel von  $45^\circ$  bestimmt werden.

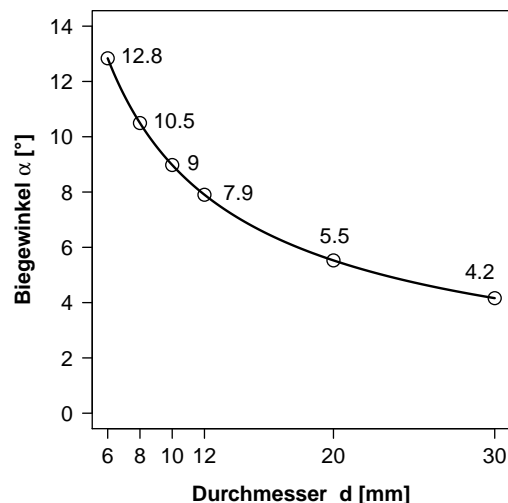


Abb. 6.3.7: Biegewinkel in Abhängigkeit vom Durchmesser des Verbindungsmittels nach ON EN 409 (2009, S. 7)

## 6.4 Holz-Stahl-Holz-Verbindung parallel zur Faser

### 6.4.1 Probekörper

Nachdem die Eschenbretter ( $28 \text{ mm} \times 144 \text{ mm} \times 545 \text{ mm}$ ) über mehrere Wochen im Normalklima 20/65 gelagert worden waren, wurden die Bohrungen für die Stabdübel mit deren Nenn Durchmesser von  $d = 8 \text{ mm}$  eingebracht. Die Bretter wurden so sortiert, dass die beiden Bretter eines Probekörpers und die einzelnen Serien ähnliche Rohdichten aufwiesen. Die Serienbezeichnung setzt sich aus dem Kürzel für die Holzart *ES*, *T8* für die auf Zug (engl. *tension*) belastete Verbindung mit Stabdübeln  $\varnothing 8 \text{ mm}$ , dem Kraft-Faser-Winkel von  $0^\circ$  und der Anzahl der Stabdübel zusammen. Für die Serie *ES\_T8\_00\_05* wurde je eine Reihe aus fünf galvanisch verzinkten Stabdübeln im Mindestabstand  $a_{3,t} = \min(80 \text{ mm}; 7d) = 80 \text{ mm}$  an den Brettenden platziert (siehe Abbildung 6.4.1). Serie *ES\_T8\_00\_10* wies zwei und Serie *ES\_T8\_00\_15*

drei Reihen zu je fünf Stabdübeln mit Mindestabständen  $a_1 = (3 + 2 \cos \alpha) d = 40 \text{ mm}$  und  $a_2 = 3 d = 24 \text{ mm}$  nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) auf.

### 6.4.2 Reale Biegewinkel

Die realen Biegewinkel konnten nicht direkt gemessen werden. Stattdessen wurden die Winkel der verformten Stabdübelbohrungen nach den Prüfungen und der Demontage der Verbindung durch das Hineinstecken eines 7,5 mm starken Metallbohrers mit einem Winkeldreieck gemessen. Dies erfolgte bei jeder Lasche dreimal pro Verbindungsmittelgruppe. Die elastische Rückverformung blieb unberücksichtigt; die gemessenen Biegewinkel  $\vartheta_m$  stellen demnach untere Grenzen der realen Biegewinkel dar.

Aus den relativen vertikalen Verschiebungen und der Laschendicke von 28 mm wurden die Biegewinkel  $\vartheta_{\text{cal}}$  der Stabdübel berechnet.

### 6.4.3 Geschätzte Traglasten

Die Traglasten der einzelnen Serien  $R_i$  wurden mit den Gleichungen (6.19) bis (6.21) nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 67\)](#), jedoch mit dem für Eschenholz ermittelten Bemessungsmodell für die mittlere Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.73) auf S. 265 berechnet. Aus Abbildung 6.3.6 ergibt sich der Biegewinkel für die Gleichheit der Tragfähigkeiten der Versagensmechanismen g und h zu  $21,8^\circ$ . Das Fließmoment wurde mit Gleichung (6.2) nach [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#) aus der mittleren Zugfestigkeit der Stabdübel  $f_{u,\text{mean}} = 612 \text{ N/mm}^2$  zu  $M_{y,\text{mean}} = 40,9 \text{ N m}$  ermittelt. Nach den Gleichungen (6.7) und (6.8) nach [Scheer u. a. \(1988, S. 245\)](#) sowie Gleichung (6.10) nach [Blaß u. a. \(2000\)](#) lässt sich das mittlere Fließmoment zu  $M_{y,\text{mean}} = 44,1 \text{ N m}$  berechnen, d. h. es ergibt sich ein um 7,9 % höheres Fließmoment.

Die mittlere Rohdichte für alle Bretter resultierte aus der Sortierung der Bretter mit  $\rho_{\text{mean}} = 722 \text{ kg/m}^3$ . Die mittlere Lochleibungsfestigkeit folgt aus Gleichung (5.73) mit  $61,3 \text{ N/mm}^2$  und es ergeben sich die mittleren Traglasten nach Gleichung (6.22) pro Scherfuge.

$$R_{i,1} = f_{h,\text{mean}} t_1 d \quad (6.19)$$

$$R_{i,2} = f_{h,\text{mean}} t_1 d \left[ \sqrt{2 + \frac{4 M_{y,\text{mean}}}{f_{h,\text{mean}} d t_1^2}} - 1 \right] \quad (6.20)$$

$$R_{i,3} = \sqrt{2} \sqrt{2 M_{y,\text{mean}} f_{h,\text{mean}} d} \quad (6.21)$$

$$R_i = \min(R_{i,1}; R_{i,2}; R_{i,3}) = \min(13,7 \text{ kN}; 7,34 \text{ kN}; 8,18 \text{ kN}) \quad (6.22)$$

Gemäß der Gleichung (6.22) tritt der Minimalwert der Traglast für den Versagensmechanismus g nach Abbildung 6.3.3 b ein. Weiterhin lässt sich vorhersagen, dass sich ein mittlerer Biegewinkel größer als  $21,8^\circ$  einstellen wird, da die Laschendicke mit  $t_1 = 28 \text{ mm}$  unter der Grenzbreite von  $15 \text{ mm} / \tan(21,8^\circ) = 37,5 \text{ mm}$  liegt.

Die wirksame Anzahl der hintereinander angeordneten Stabdübel wurde mit Gleichung (6.24) nach [DIN 1052 \(2008, S. 114\)](#) mit  $a_1 = 40 \text{ mm}$  zu  $n_{\text{ef},10} = 1,57$  und  $n_{\text{ef},15} = 2,26$  berechnet.

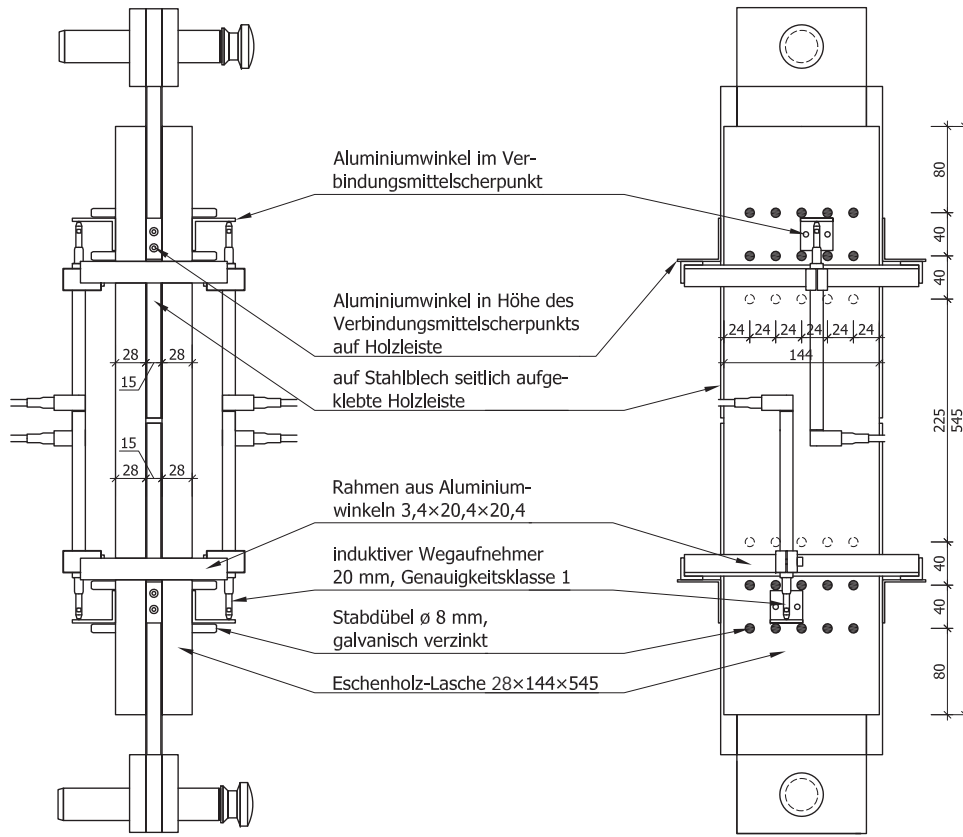


Abb. 6.4.1: Konfiguration der Zugprüfungen der Stabdübelverbindung mit mittigem Stahlblech

Die Gleichung (6.23) aus ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79) beinhaltet einen Referenzabstand von  $a_{1,ref} = 13d$ , statt  $a_{1,ref} = 10d$  in DIN 1052 (2008, S. 114). Durch die geringere Spaltneigung des Eschenholzes wurde der geringere Referenzabstand zu Grunde gelegt. Die mittleren Traglasten ergeben sich somit für die Serien ES\_T8\_00\_05 zu  $R_5 = 73,4\text{ kN}$ , für ES\_T8\_00\_10 zu  $R_{10} = 115\text{ kN}$  und für ES\_T8\_00\_15 zu  $R_{15} = 166\text{ kN}$ .

$$n_{ef} = \min \left\{ n; n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \right\} \quad \text{nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79)} \quad (6.23)$$

$$n_{ef} = \left[ \min \left\{ n; n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{10d}} \right\} \right] \frac{90 - \alpha}{90} + n \frac{\alpha}{90} \quad \text{nach DIN 1052 (2008, S. 114)} \quad (6.24)$$

#### 6.4.4 Prüfkonfiguration

Die Zugprüfungen wurden nach ON EN 26 891 (1991) durchgeführt. Nahe den Schwerpunkten der Verbindungsmittelgruppen wurden Aluminiumwinkel mit aufgeklebten Glasplättchen an die Laschen geschraubt. Ein Rahmen aus Aluminiumprofilen (siehe Abbildung 6.4.1) wurde zur Befestigung der beidseitigen induktiven Wegaufnehmer (20 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) in gleicher Höhe an Holzleisten geschraubt, welche auf die 15 mm dicken Stahlbleche

geklebt worden waren. Somit konnten die relativen vertikalen Verschiebungen zwischen dem Verbindungsmittelschwerpunkt im Holz und im Stahlblech gemessen werden. Der Durchmesser der Bohrungen in den Stahlblechen und den Holzlaschen entsprach mit 8 mm dem nominellen Stabdübeldurchmesser.

Die Geschwindigkeit für die kraftgesteuerte Be- bzw. Entlastung nach dem Last-Zeit-Diagramm aus **ON EN 26 891 (1991)** (identisch mit Abbildung 5.4.4, S. 239) wurde für die drei Serien zu  $v_5 = 328 \text{ N/s}$ ,  $v_{10} = 515 \text{ N/s}$  und  $v_{15} = 742 \text{ N/s}$  aus der geschätzten Traglast  $F_{\text{est}}$  nach Gleichung (6.22) errechnet. Die weggesteuerte Belastung ab Punkt 21 in Abbildung 5.4.4 bis zum Bruch bzw. dem deutlichen Lastabfall erfolgte mit 3 mm/min. Die Prüfungen wurden im Dezember 2008 durchgeführt.

### 6.4.5 Auswertung

#### Verformungen

Die Prüfkonfiguration mit zwei in Reihe liegenden, gleichartigen Stabdübelverbindungen liefert gegenüber einer einzigen Verbindung konservative Ergebnisse, da durch das Nachgeben der schwächeren Verbindung die Traglast der leistungsfähigeren nicht ausgenutzt wird. Da sich die Laschen gegeneinander verschieben konnten, kam es auch zum Versagen von sich diagonal gegenüber liegenden Verbindungshälften. Dieser Mechanismus trat vorwiegend bei der Serie ES\_T8\_00\_05 auf.

Durch die Schrägstellung der Stabdübel tritt eine asymmetrische Belastung der Einzelbretter auf, die zur Biegebeanspruchung führt. Die Last beginnt bei einreihigen Verbindungen zu sinken, sobald die Schrägstellung der Stabdübel so groß ist, dass sie aus den Brettern gezogen werden. Daraus folgt, dass bei Zugprüfungen mit beidseitigen Einzelbrettern gegenüber Vollquerschnitten mit eingeschlitzten Blechen tendenziell geringere Traglasten auftreten. Somit liegt auch diesbezüglich eine konservative Traglastermittlung vor.

Für die in Tabelle 6.4.1 angegebene mittlere Verformung  $w_{\text{mean}}$  wurde zuerst zwischen den vier gemessenen Verschiebungen des Verbindungsmittelschwerpunktes gegenüber dem Stahlblech gemittelt und dann nochmals zwischen den fünf Probekörpern der jeweiligen Serie. Der errechnete Biegewinkel bei Maximalkraft  $\vartheta_{\text{cal}}$  ist gleich dem  $\arctan(w_{\text{mean}}/t_1)$ . Gegenüber dem berechneten Biegewinkel  $\vartheta_{\text{cal}} = 13,9^\circ$  betrug der mittlere, nach den Prüfungen gemessene Biegewinkel  $\vartheta_{\text{m}}$ , bei der Serie ES\_T8\_00\_15 nur  $11,4^\circ$ . Dies kann mit den elastischen Rückverformungen und dem sich bildenden Spalt zwischen Laschen und Stahlblech erklärt werden.

Gibt eine der beiden Verbindungen oder geben zwei sich diagonal gegenüberliegende Verbindungshälften nach, verformen sich die anderen Teile nur noch in geringem Ausmaß.

Die mittleren Last-Verformungskurven von Lochleibungsprüfungen nach **ON EN 383 (2007)** mit Eschenholz unter den Kraft-Faser-Winkeln  $0^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  sind in Abbildung 6.4.2 dargestellt. Der Kurvenäste im plastischen Bereich hatten für die parallel bzw. unter  $30^\circ$  zur Faserrichtung belasteten Serie ES\_C8\_00 und ES\_C8\_30 die geringsten Anstiege. Wenn in einer parallel zur Faserrichtung belasteten Stabdübelverbindung andere Verformungswege

Tab. 6.4.1: Mittlere Verformungen und Biegewinkel

Serie	mittlere	Standard-	Variations-	Biegewinkel bei Maximalkraft	
	Verformung	abweichung	koeffizient	berechnet	gemessen
	$w_{\text{mean}}$	[mm]	$CoV$	$\vartheta_{\text{cal}}$	$\vartheta_{\text{m}}$
	[mm]	[mm]	[%]	[°]	[°]
ES_T8_00_05	14,6	1,7	11,9	27,5	29,8
ES_T8_00_10	8,1	3,8	47,7	15,8	14,5
ES_T8_00_15	5,7	1,8	31,8	13,9	11,4

der Stabdübel auftreten als die nach [ON EN 383 \(2007\)](#) definierten 5 mm, ändert sich die Lochleibungsfestigkeit nur geringfügig.

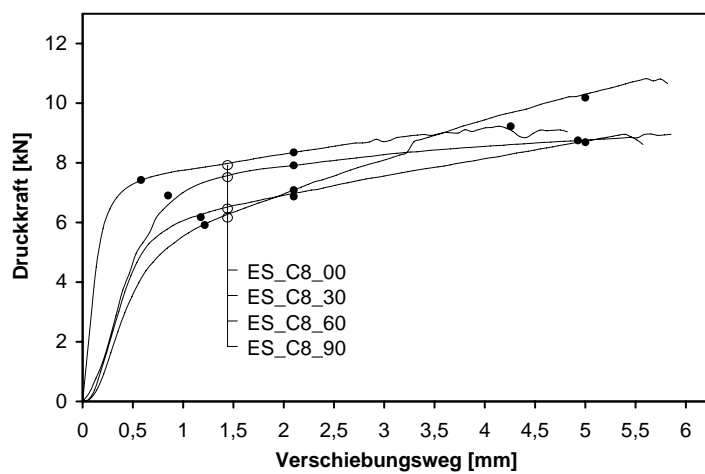


Abb. 6.4.2: Lochleibungsprüfungen mit galvanisch verzinkten Stabdübeln in Eschenholz unter verschiedenen Kraft-Faser-Winkeln

Die schwarzen Punkte in Abbildung 6.4.2 geben die Wertepaare für Last und Verschiebung für die Auswertung nach [ASTM D5764 \(2007\)](#), bei 2,1 mm und nach [ON EN 383 \(2007\)](#) an. 53 % der parallel zur Faserrichtung belasteten Lochleibungs-Probekörper spalten bei einer mittleren Holzfeuchte von 10,38 %, wobei der Verformungsweg im Mittel  $w_{\text{max,mean}} = 4,26$  mm betrug.

### 6.4.6 Holzfeuchte

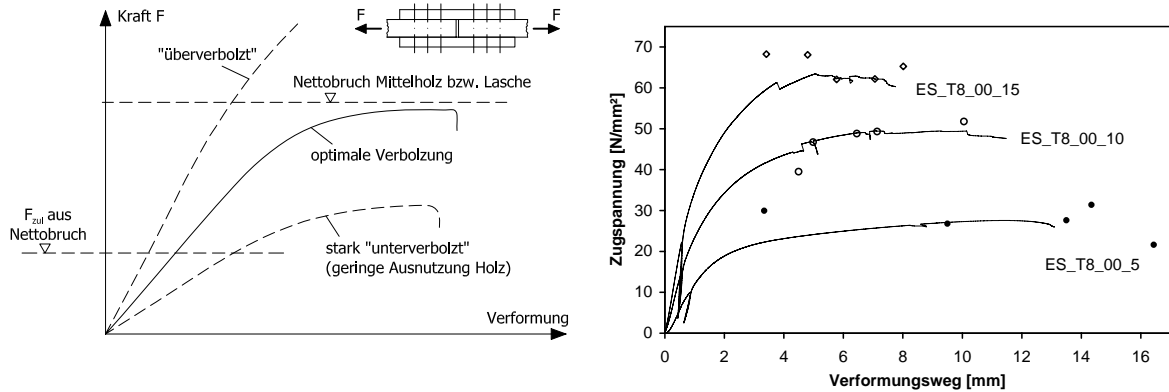
Die Probekörper waren mehr als zwei Monate bei 20 °C und 65 % relativer Luftfeuchte gelagert worden. In Abschnitt 4.8.2 auf S. 150 und Abschnitt 4.8.3 auf S. 152 wurde erläutert, dass sich die Holzfeuchte bei Adsorption im Mittel zu 10,85 % einstellt. Der Abfall der Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte wurde zu 4 % bei der Zunahme der Holzfeuchte um ein Prozent, wie in Abschnitt 5.5.5 auf S. 242 ermittelt, angenommen.

### Bruchverhalten

[Gehri und Fontana \(1983, S. 22\)](#) unterteilen Stabdübelverbindungen nach ihrem Last-Verformungsverhalten wie in Abbildung 6.4.3 a dargestellt in unter-, optimal und überverbolzt. Abbildung 6.4.3 b zeigt für die Serien ES\_T8\_00\_05, ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15 die



gemittelten Kurven der Zugspannung des Nettoquerschnitts versus dem Verformungsweg. Die Rauten und Kreise geben die Wertepaare mit der maximalen Zugspannung wieder.



(a) Einfluss der Anzahl von Bolzen auf das Verformungsverhalten einer Verbindung nach Gehri (1983)

(b) Gemittelte Last-Verformungskurven der Stabdübelverbindungen der Serien ES\_T8\_00\_05, ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15

Abb. 6.4.3: Unterverbolzte, optimale und überverbolzte Verbindung im Vergleich zu den untersuchten Serien

Aus dem Vergleich der Abbildungen 6.4.3 a und b folgt, dass die Serie ES\_T8\_00\_15 als „überverbolzt“ gelten kann und die Serie ES\_T8\_00\_05 als „unterverbolzt“. Der kleinste mittlere Verformungsweg der Serie ES\_T8\_00\_10 beträgt 4,5 mm. Das lange, nur leicht nach einem Verformungsweg von etwa 8 mm abfallende plastische Plateau lässt auf ein duktiles Verformungsverhalten bei hoher Zugspannungen im Nettoquerschnitt von 45 N/mm<sup>2</sup> schließen.

Von den Probekörpern der Serie ES\_T8\_00\_05 zeigte kein einziger Risse, das Versagen trat durch das Herausziehen der schräggestellten Stabdübel ein. Der Reibungskoeffizient der Haftreibung zwischen der galvanisch verzinkten Oberfläche und dem Eschenholz lässt sich mit dem mittleren Biegewinkel (siehe Tabelle 6.4.1) zu  $\mu = \tan(27,5^\circ) = 0,52$  bestimmen. Dieser Wert liegt etwas unterhalb des Reibungskoeffizienten von  $\mu = 0,6$  für die Haftreibung zwischen Stahl und Holz nach Schneider (1998, S. 4.40).

Bei vier Probekörpern der Serie ES\_T8\_00\_10 fiel die Last nach einem Riss, der zwei am Rand liegende Bohrlöcher parallel zur Faser verband (siehe Abbildung 6.4.4 a). Ein Brett des fünften Probekörpers ES\_T8\_00\_10.5 zeigte einen gewellten Faserverlauf (Abbildung 6.4.4 b), sogenanntes Engelshaar. Hier entstand ein Riss zwischen allen Bohrlöchern einer inneren Stabdübelreihe quer zur Faser und der ganze Block scherte aus (Abbildung 6.4.4 c). Die höhere Auslastung des Querschnitts führte bei Serie ES\_T8\_00\_15 zu verstärkter Rissbildung, wiederum verbanden die Risse bevorzugt die äußeren Bohrlöcher von einer Verbindungsmittelgruppe zur gegenüber liegenden.

## Biegewinkel

In Abbildung 6.4.5 wurden zusätzlich zur strichlierten Kurve nach Gleichung (6.10) die Biegewinkel der drei geprüften Serien als schwarze Kreise eingetragen. Wie zu erkennen ist, hängt der sich tatsächlich einstellende Biegewinkel vom Versagensmechanismus ab, insbesondere davon,



(a) Risse längs zur Faser im Bruchzustand  
 (b) Gewellter Faserverlauf bei sogenanntem Engelshaar (ES\_T8\_00\_10.5)  
 (c) Risse quer und längs zur Faser im Bruchzustand (Probekörper ES\_T8\_00\_10.5)

Abb. 6.4.4: Probekörper der Serie ES\_T8\_00\_10

ob es sich um ein duktilen Lochleibungsversagen oder ein sprödes Versagen durch Aufspalten, Zugbruch des Nettoquerschnitts oder Blockscheren handelt. Nicht auf die Deformation der Lochleibung zurückzuführende Versagensformen werden mit steigender Anzahl der Verbindungsmittel in Reihe bzw. Auslastung des Nettoquerschnitts wahrscheinlicher. Die mit der Anzahl der in Krafrichtung hintereinander liegenden Verbindungsmittel steigende Spaltgefahr wird mit der Verminderung der tatsächlichen auf die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel  $n_{ef}$  nach Gleichung (6.23) bzw. (6.24) auf S. 306 berücksichtigt.

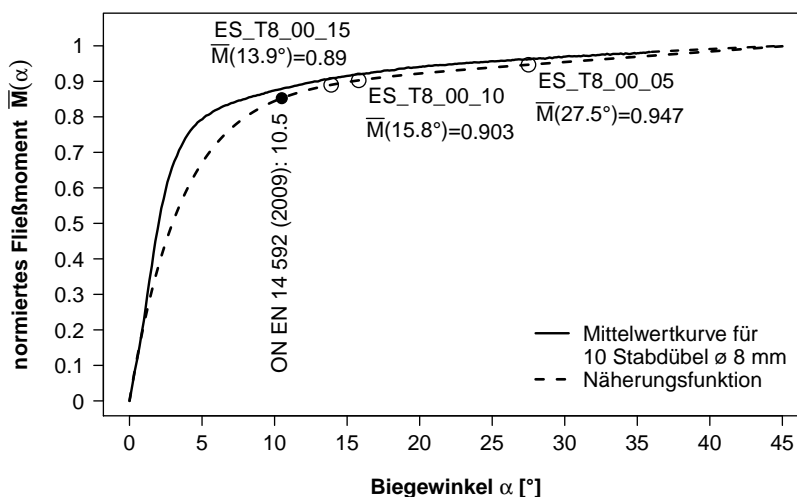


Abb. 6.4.5: Normierte Fließmomente unterschiedlichen Durchmessers  $d$  und Näherungsfunktion (6.10) nach Blaß u. a. (2000) mit ergänzten realen Biegewinkeln der Serien ES\_T8\_00\_05, ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15

Die durchgezogene Mittelwertkurve in Abbildung 6.4.5 wurde anhand von Biegeprüfungen mit zehn Stabdübeln  $\varnothing$  8 mm errechnet. Die strichlierte Näherungsfunktion für das normierte Fließmoment nach [Blaß u. a. \(2000\)](#) passt sich an die schwarze Kurve mit steigendem Biegewinkel immer besser an, wobei die schwarze bei  $13,9^\circ$  Biegewinkel 2,3 % über der strichlierten Kurve liegt.

Ein absolutes Maß von 15 mm für die Verschiebung unter Höchstlast nach [ON EN 26 891 \(1991\)](#) führt bei unterschiedlichen Verbindungen, die sich durch Geometrie, charakteristische Rohdichte des Holzes, charakteristische Fließgrenze des Stahls, Durchmesser des Verbindungsmittels und Kraft-Faser-Winkel beschreiben lassen, zu unterschiedlichen Biegewinkeln der Stabdübel. Diese wiederum beeinflussen das Fließmoment. Im Mittel weist die Serie ES\_T8\_00\_15 ein bezogenes Fließmoment nach Gleichung (6.10) von 0,890 auf, für ES\_T8\_00\_10 ergibt sich 0,903 und schließlich für ES\_T8\_00\_05  $\bar{M}_{y,k} = 0,947$ . Die Gleichungen (6.16) bis (6.18) auf S. 303 gehen von einem Biegewinkel für einen bestimmten Durchmesser aus. Zwischen der optimal und der unterverbolzten Verbindung unterscheidet sich das mittlere Fließmoment um 4,9 %. Dieser Fehler aus der winkelunabhängigen Ermittlung des Fließmoments ist deutlich kleiner als der Fehler, der aus der Berechnung auf Basis der Zugfestigkeit statt der Fließgrenze resultiert.

Die aus den mittleren Verschiebungen berechneten mittleren Biegewinkel  $\vartheta_{cal}$  sind in Tabelle 6.4.2 für die einzelnen Probekörper angegeben. Mit der Anzahl der Stabdübelreihen sinkt der Biegewinkel und beträgt für eine Reihe im Mittel  $27,5^\circ$ , für zwei  $14,9^\circ$  und für drei Reihen  $13,9^\circ$ . Die Messungen der Biegewinkel  $\vartheta_m$  an den Eschenlaschen nach der Demontage ergaben die Mittelwerte  $29,8^\circ$ ,  $14,5^\circ$  und  $11,4^\circ$ . Die berechneten Biegewinkel stimmen mit den gemessenen gut überein. Mit Hilfe der berechneten Biegewinkel und der versuchstechnisch ermittelten mittleren Fließgrenze von  $553 \text{ N/mm}^2$  können die Fließmomente nach den Gleichungen (6.7), (6.8) und (6.10) zu  $M_{y,5} = 47,7 \text{ N m}$  für einreihige,  $M_{y,10} = 45,5 \text{ N m}$  für zweireihige und  $M_{y,15} = 44,8 \text{ N m}$  für dreireihige Stabdübelgruppen berechnet werden (siehe Abbildung 6.4.6).

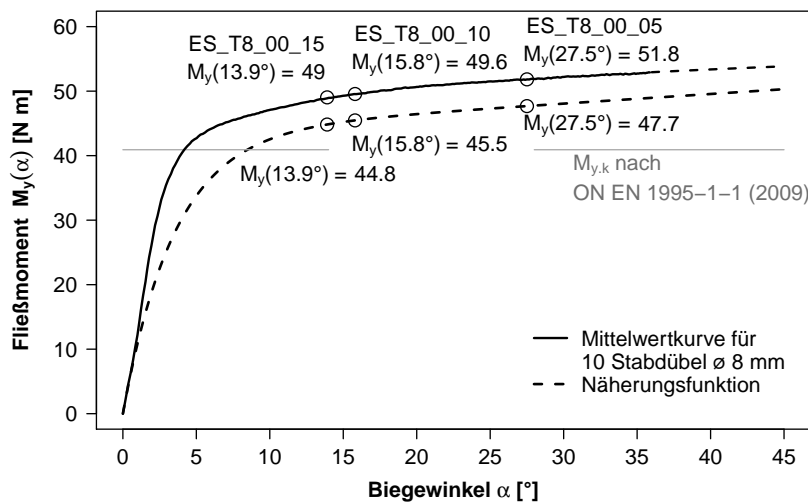


Abb. 6.4.6: Mittleres Fließmoment in Abhängigkeit vom Biegewinkel und Näherungsfunktion (6.10) nach [Blaß u. a. \(2000\)](#) mit ergänzten realen Biegewinkeln der Serien ES\_T8\_00\_05, ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15

Aus den Messungen der Biegemomente in Abhängigkeit vom Biegewinkel für zehn der verwendeten Stabdübel wurde die schwarze Mittelwertkurve zwischen  $0^\circ$  und  $35,9^\circ$  in Abbildung 6.4.6 berechnet. Um die Kurve bis  $45^\circ$  extrapolieren zu können, wurde zwischen  $13^\circ$  und  $35,9^\circ$  die Gleichung (6.25) mit einem Bestimmtheitsmaß von  $r^2 = 0,995$  angepasst. Die strichlierte Kurve wurde mit den Gleichungen (6.8), (6.7) und (6.10) berechnet und liegt etwa 8% unter der schwarzen Kurve für die experimentell bestimmten Biegewinkel.

$$M_{y,\text{mean}}(\alpha) = 4,0923 \ln(\alpha) + 38,269 \quad (6.25)$$

Die mittleren Fließmomente ergeben sich für die Serie ES\_T8\_00\_05 zu  $M_{y,\text{mean},5} = 51,8 \text{ N m}$ , für ES\_T8\_00\_10 zu  $M_{y,\text{mean},10} = 49,6 \text{ N m}$  und für ES\_T8\_00\_15 zu  $M_{y,\text{mean},15} = 49,0 \text{ N m}$ .

Whale und Smith (1986c, S. 6) schlugen für die Ermittlung des Fließmoments von Bolzenverbindungen eine Mittelung aus Fließgrenze und Zugfestigkeit vor, womit sich die Gleichung (6.27) ergab.

$$\begin{aligned} M_{y,k} &= \alpha W_{\text{StD}} \frac{f_{y,k} + f_{u,k}}{2} & (6.26) \\ &= 0,1669 d^3 \frac{f_{y,k} + f_{u,k}}{2} \\ &\approx \frac{d^3}{6} \frac{f_{y,k} + f_{u,k}}{2} & (6.27) \end{aligned}$$

Für die verwendeten Stabdübel  $\varnothing 8 \text{ mm}$  mit der mittlere Streckgrenze von  $f_{y,\text{mean}} = 553 \text{ N/mm}^2$  und der mittlere Zugfestigkeit von  $f_{u,\text{mean}} = 612 \text{ N/mm}^2$  ergibt sich nach Gleichung (6.27) das mittlere Fließmoment zu  $M_{y,\text{mean}} = 49,7 \text{ N m}$ . Dieser Wert stimmt mit dem mittleren Fließmoment der Serie ES\_T8\_00\_10 von  $M_{y,10} = 49,6 \text{ N m}$  (siehe Abbildung 6.4.6) bei einem mittleren Biegewinkel von  $15,8^\circ$  sehr gut überein. Auch bei Schickhofer u. a. (2007, S. A14) passte die experimentell bei  $15^\circ$  an Stabdübeln  $\varnothing 12$  ermittelte Fließgrenze mit der nach Gleichung (6.27) berechneten am besten zusammen.

## Traglast

In DIN 1052 (2008, S. 212 ff.) sind für die Berechnung der Designwerte der Traglasten von Stabdübelverbindungen die Sicherheitsbeiwerte  $\gamma_M$  vom Versagensmechanismus abhängig, d. h. ob es sich um Stahl-, gemischtes oder Holzversagen handelt. ON EN 1995-1-1 (2009) vermengt die Vorfaktoren aus der Johansen-Theorie und die unterschiedlichen Sicherheitsbeiwerte so, dass generell  $\gamma_M = 1,3$  angewendet werden kann. Da im folgenden Mittelwerte verglichen werden sollen, wurden die Gleichungen (6.19) bis (6.21) aus DIN 1052 (2008, S. 215) verwendet.

In Tabelle 6.4.2 sind die mit Gleichung (5.73) auf S. 265 auf Basis der jeweiligen mittleren Rohdichte ermittelten Lochleibungsfestigkeiten angegeben. Mit den im vorhergehenden Abschnitt aufgeführten Fließmomenten und den Lochleibungsfestigkeiten ergeben sich mit den Gleichungen (6.19) bis (6.23) die rechnerisch ermittelten Traglasten  $F_{\text{cal}}$ . Das Verhältnis der Maximallasten mit diesen beträgt im Mittel für einreihige 138%, für zweireihige 157% und für dreireihige Verbindungen 145% (siehe Tabelle 6.4.3).

Die maximal aktivierbare Reibungskraft parallel zur Faserrichtung  $F_{R\parallel}$  berechnet sich nach Gleichung (6.28) mit dem Reibungskoeffizienten  $\mu$  nach Gleichung (6.29) (siehe Abschnitt

Tab. 6.4.2: Gegenüberstellung der Traglasten aus Versuch und Berechnung

Nr.	mittlere Rohdichte	Lochleibungsfestigkeit	be-rechnete Traglast	Maxi-mal-last	Verhältnis Prüfung/Berechnung		Verhältnis Prüfung/EN 1995-1-1	mittlere Ver-schiebung	Biege-winkel bei $F_{\max}$
	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$f_{h,0,cal}^{u=10,85\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{cal}$ [kN]	$F_{max}$ [kN]	$\frac{F_{max}}{F_{cal}}$ [%]	$\frac{F_{max}}{F_{cal}^*}$ [%]	$\frac{F_{max}}{R_k}$ [mm]	$w_{mean}$ [°]	$\vartheta_{cal}$
5.1	713	60,1	80,4	114,3	142	110	190	14,20	26,9
5.2	582	43,5	64,4	87,2	135	98	145	17,65	32,2
5.3	707	59,4	79,6	111,5	140	111	185	13,50	25,7
5.4	799	72,2	91,8	126,6	138	107	210	14,34	27,1
5.5	777	69,1	88,9	120,8	136	108	201	13,47	25,7
10.1	731	62,7	128,2	208,8	163	137	221	10,05	19,7
10.2	742	64,1	130,3	188,4	145	138	200	4,98	10,1
10.3	643	51,0	110,7	159,3	144	139	169	4,49	9,1
10.4	747	64,9	131,4	196,9	150	139	209	6,45	13,0
10.5	772	68,3	136,6	252,9	185	145	268	11,64	22,6
15.1	779	69,4	198,6	275,2	139	136	202	3,41	6,9
15.2	711	59,9	178,4	263,1	148	133	194	8,02	16,0
15.3	753	65,6	190,7	274,6	144	138	202	4,80	9,7
15.4	690	57,2	172,5	250,3	145	137	184	5,77	11,7
15.5	678	55,5	168,9	250,8	148	136	184	7,06	14,2

Tab. 6.4.3: Gemittelte maximale Maximallasten und Verhältnisse zu berechneten Werten

Serie	mittlere Bruchlast	Varia-tions-koeff.	Verhältnis Prüfung/Berechnung		geschätztes 5%-Quantil	char. Traglast	Verhältnis 5%-Quantil der Maximallast/ (charakteristische) Traglast	
	$F_{max}$ [kN]	$CoV$ [%]	$\frac{F_{max}}{F_{cal}}$ [%]	$\frac{F_{max}}{F_{cal}^*}$ [%]	$F_{est,05}$ [kN]	$R_k$ [kN]	$\frac{F_{est,05}}{R_k}$ [%]	$\frac{F_{est,05}}{R_k k_{mod}} \gamma_M$ [%]
ES_T8_00_05	112,0	13,5	138	107	82	60,1	136	189
ES_T8_00_10	201,2	17,0	157	140	147	94,4	156	217
ES_T8_00_15	262,8	4,6	145	136	192	135,9	141	197

Bruchverhalten, S. 309). Die Reibungskraft  $F_R$  wirkt parallel zur Stabdübelachse; die Kraftkomponente in der Belastungsrichtung der ganzen Stabdübelverbindung hängt vom Biege-winkel der Stabdübel ab. Bei kleineren Biege-winkeln als  $27,5^\circ$  wird nur  $F_{R||} = \sin^2 \vartheta F_{max}$  aktiviert. Bei den berechneten mittleren Biege-winkeln von  $27,5^\circ$  für Serie ES\_T8\_00\_05,  $15,8^\circ$  für die Serie ES\_T8\_00\_10 und  $11,4^\circ$  für ES\_T8\_00\_15 ergibt sich somit der Anteil der Reibungskraft an der Maximallast zu 21, 7 und 6 %.

$$F_{R||} = \sin(\vartheta_{cal}) \mu F_N \quad \text{mit} \quad (6.28)$$

$$\mu = \tan(\vartheta_{cal}) \quad \text{und} \quad (6.29)$$

$$F_N = \cos(\vartheta_{cal}) F_{max} \quad (6.30)$$

$F_N$	Normalkraft senkrecht zur Stabdübelachse in N
$\mu$	Reibungskoeffizient
$F_{R\parallel}$	Reibungskraft parallel zur Faserrichtung in N
$\vartheta_{\text{cal}}$	berechneter Biegewinkel der Stabdübel in Grad (siehe Tabelle 6.4.1)
$F_{\text{max}}$	mittlere Maximallast in N (siehe Tabelle 6.4.3)

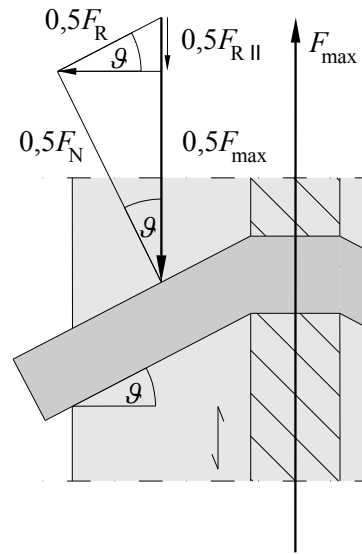


Abb. 6.4.7: Reibungskraft bei Stabdübelverbindungen

Die versuchstechnisch ermittelten Traglasten  $F_{\text{max}}$  sind im Mittel um etwa das 1,47-fache größer als die unter Beachtung der vorhandenen Biegewinkel, der tatsächlichen Rohdichte der Eschenbretter und der Fließgrenze des Stahls errechneten Traglasten  $F_{\text{cal}}$ . Wenn die Komponente der Reibungskraft in Faserrichtung  $F_{R\parallel}$  mit einbezogen wird, erreichen die Prüfwerte der Serie ES\_T8\_00\_05 im Mittel 107% der berechneten Traglast, bei Serie ES\_T8\_00\_10 140% und bei Serie ES\_T8\_00\_15 136% (siehe Tabelle 6.4.3). Die Verhältnisse der pro Prüfung berechneten Traglasten mit Reibung  $F_{\text{cal}}^*$  für die jeweiligen berechneten Biegewinkel sind in Tabelle 6.4.2 aufgeführt.

Die mittlere Maximallast der Serie ES\_T8\_00\_5 beträgt  $F_{\text{max}} = 112,0 \text{ kN}$  mit einem Variationskoeffizienten von 13,5%. Nimmt man eine Student'sche Verteilung an, liegt das 75%-Konfidenzintervall bei  $(112,0 \pm 9,09) \text{ kN}$ , d. h. die mittlere Maximallast konnte mit diesen fünf Prüfungen nur auf  $\pm 8,1\%$  bestimmt werden. Anhand des Verhältnisses von  $F_{\text{max}}/F_{\text{cal}}^* = 107\%$  lässt sich demnach kein signifikanter Unterschied zwischen  $F_{\text{max}}$  und  $F_{\text{cal}}^*$  festmachen.

Die Hypothese, dass sich die Varianzen des Verhältnisses  $F_{\text{cal}}^*/F_{\text{max}}$  der Serien ES\_T8\_00\_05 und ES\_T8\_00\_10 bzw. ES\_T8\_00\_15 gleich sind, konnte nicht verworfen werden. Zweiseitige t-Tests und Rangtests nach Wilcoxon ergaben, dass sich  $F_{\text{cal}}^*/F_{\text{max}}$  zwischen ES\_T8\_00\_05 und ES\_T8\_00\_10 bzw. ES\_T8\_00\_15 signifikant unterscheiden. Dies bedeutet, dass die genaue Berechnung der Traglasten mit Reibung  $F_{\text{max}}^*$  für die geprüften einreihigen Stabdübelverbindungen der Serie ES\_T8\_00\_05 mit  $F_{\text{cal}}^*/F_{\text{max}} = 107\%$  ein realistisches Ergebnis liefert, jedoch die berechneten Traglasten  $F_{\text{max}}^*$  der Serien ES\_T8\_00\_10 bzw. ES\_T8\_00\_15 signifikant zu niedrig sind.

Bei der Berechnung der Traglasten der Serien ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15 wurden mit der Gleichung (6.23) auf S. 306 die wirksame Anzahl der in Krafrichtung hintereinander liegenden Stabdübel abgemindert. Da diese Gleichung für Nadelholz ermittelt wurde, sind die Modellabweichungen beim Laubholz wahrscheinlich größer.



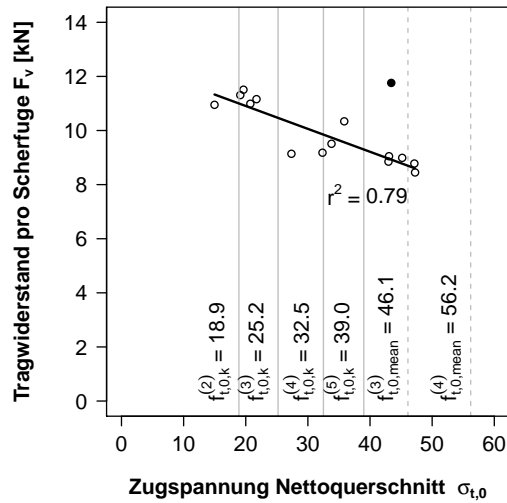


Abb. 6.4.8: Tragwiderstand pro Scherfuge  $F_{v,nrm}$  versus Zugspannung Nettoquerschnitt  $\sigma_{t,0}$

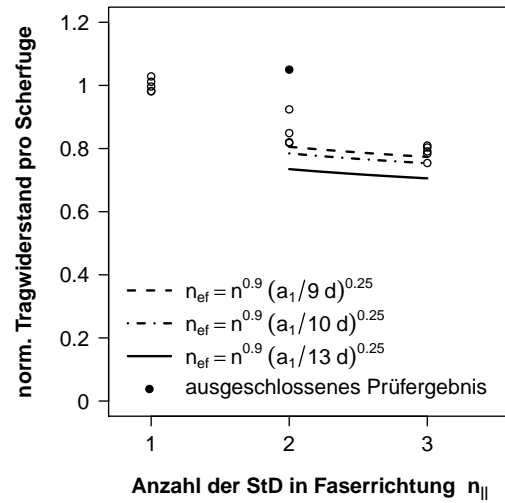


Abb. 6.4.9: Normierter Tragwiderstand pro Scherfuge  $F_{v,nrm}$  versus Anzahl der Stabdübel in Faserrichtung  $n_{||}$

Die wirksame Anzahl der Stabdübel  $n_{ef}$  ist neben den Mindest- und Randabständen ein Parameter mit dem sichergestellt wird, dass die Theorie nach [Johansen \(1949\)](#) auf Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Stabdübeln angewendet werden kann. Wie [Mischler \(1998, S. 119\)](#) zeigte und in [Abbildung 6.4.8](#) für die geprüften Verbindungen dargestellt ist, sinkt der Tragwiderstand pro Scherfuge mit der Zugspannung im Nettoquerschnitt. In [Abbildung 6.4.8](#) sind die charakteristischen Zugfestigkeiten von Eschenbrettern nach [Hübner u. a. \(2010a, S. 8\)](#) als graue vertikale Linien für die drei höchsten Festigkeitsklassen 3 bis 5 eingetragen. Die strichlierten vertikale Linien stellen die Mittelwerte der Klassen 3 und 4 dar. Mit Brettern der Festigkeitsklasse 3 sind die Anforderungen an die mittlere Zugfestigkeit auch für die Serie ES\_T8\_00\_15 abzudecken.

Für die [Abbildung 6.4.9](#) wurde der Tragwiderstand pro Scherfuge normiert indem im ersten Schritt die tatsächliche Maximallast mit dem Verhältnis der Tragwiderstände nach [Gleichung \(6.20\)](#) für den jeweiligen Probekörper zu dem Mittel für alle Probekörper multipliziert wurde. Im zweiten Schritt wurden die Tragwiderstände pro Scherfuge durch den Mittelwert der Serie ES\_T8\_00\_5 geteilt.

Die nach [Gleichung \(6.24\)](#) mit  $a_{1,ref} = 10d$  berechnete Anzahl der wirksamen der hintereinander angeordneten Stabdübel, welche als strich-punktierte Kurve in [Abbildung 6.4.9](#) dargestellt ist, liegt auf der sicheren Seite. Konservativer ist die durchgehende Kurve nach [Gleichung \(6.23\)](#) mit  $a_{1,ref} = 13d$ . Für Stabdübelverbindungen in Buchen-Brettschichtholz und Vollholz aus Azobé und Cumaru wurden nach [Sandhaas \(2012, S. 193\)](#) ähnliche Ergebnisse für Automatenstahl mit einer mittleren 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0.2} = 563 \text{ N/mm}^2$  ermittelt. Für Stabdübel aus hochfestem VHSS-Vergütungsstahl mit einer mittleren 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0.2} = 1311 \text{ N/mm}^2$  stellt [Sandhaas \(2012, S. 194\)](#) fest: „The effective number  $n_{ef}$  tends to be lower for joints with vhss dowels, especially for 8 mm and 24 mm dowels“.

In [Abbildung 6.4.10 a](#) wurden die Maximallasten  $F_{max}$  durch  $2 \cdot 5 n_{ef}$  mit  $n_{ef}$  nach [Gleichung \(6.23\)](#) geteilt und in Abhängigkeit der Rohdichte dargestellt. Die Linien geben die linearen Regressionsgeraden für die drei Serien an, deren Bestimmtheitsmaße  $r_{05}^2 = 0,984$ ,  $r_{10}^2 = 0,761$  und



$r_{15}^2 = 0,919$  betragen. Zu kleine  $n_{ef}$  führen dazu, dass die Linien für die Serien ES\_T8\_00\_10 und ES\_T8\_00\_15 oberhalb der für die Serie ES\_T8\_00\_05 liegen. Der Referenzabstand  $a_{1,ref} = 13 d$  ist demnach zu groß. In Abbildung 6.4.10 b ist der Referenzabstand auf  $a_{1,ref} = 9 d$  abgemindert worden und die Regressionsgeraden liegen nahezu übereinander.

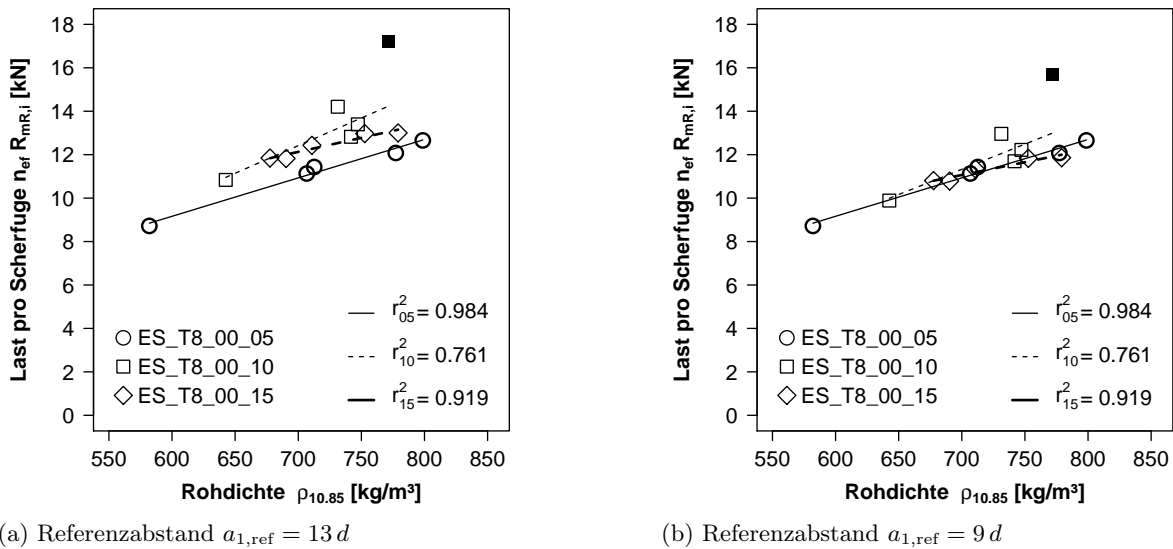


Abb. 6.4.10: Maximalkraft pro Scherfuge, wobei die Anzahl der in Faserrichtung hintereinander liegenden Stabdübel mit  $n_{ef}$  nach Gleichung (6.23) abgemindert wurde

Nimmt man  $\rho_{mean} = 722 \text{ kg/m}^3$  mit  $CoV = 7\%$ ,  $f_{u,mean} = 510 \text{ kg/m}^3$  mit  $CoV = 2\%$  und jeweils Normalverteilung an, rechnet mit einer Gleichverteilung der Brettstärke zwischen 27,9 und 28,1 mm und simuliert zehn Millionen Datensätze, schwankt die Traglast je Scherfuge mit einem Variationskoeffizienten von 8,77%. Da viele weitere Einflüsse die Maximallast beeinflussen, muss der Variationskoeffizient größer sein und  $CoV = 4,6\%$  der Serie ES\_T8\_00\_15 erscheint als zu klein und nicht repräsentativ.

Das 5%-Quantil der Rohdichte der Eschenbretter beträgt  $570 \text{ kg/m}^3$ . Das charakteristische Fließmoment für Stabdübel  $\varnothing 8 \text{ mm}$  der Stahlorte S355, welche nach DIN 1052 (2008, S. 216) mit einer Zugfestigkeit von  $510 \text{ N/mm}^2$  die hochwertigste für Stabdübel ist, kann mit Gleichung (6.2) zu  $34,1 \text{ N m}$  berechnet werden. Mit den Gleichungen (6.19) bis (6.23) nach ON EN 1995-1-1 (2009) lassen sich mit diesen Angaben die charakteristischen Tragfähigkeiten bei 10,85% Holzfeuchte zu  $R_k$  zu  $60,1 \text{ kN}$ ,  $94,4 \text{ kN}$  bzw.  $136 \text{ kN}$  für die Laschen mit 5, 10 bzw. 15 Stabdübeln berechnen.

Um charakteristische Maximallasten zu berechnen, ist die Probenanzahl  $n = 5$  je Serie zu gering. Die Variationskoeffizienten für die Traglast betragen für Serie ES\_T8\_00\_05 13,5%, für ES\_T8\_00\_10 17,0% und für ES\_T8\_00\_15 4,6%. Jorissen (1998, S. 98 ff.) analysierte 61 Serien mit jeweils mindestens 20 Verbindungen aus Fichtenholz mit mehreren Stabdübeln. Die Variationskoeffizienten schwankten mit 3...9,1...19%, wobei das 95%-Quantil 16,3% betrug. Diese – zugegebenermaßen nonchalante – Abschätzung des Variationskoeffizienten zu 16,3% und das Zugrundelegen einer Normalverteilung, ergeben 5%-Quantilwerte von  $R_{5,05} = 82 \text{ kN}$ ,  $R_{10,05} = 147 \text{ kN}$  und  $R_{15,05} = 192 \text{ kN}$ . Das Verhältnis des abgeschätzten 5%-Quantils der Maximallast  $F_{est,05}$  zur charakteristischen Tragfähigkeit  $R_k$  für die Serien ES\_T8\_00\_05,

für ES\_T8\_00\_10 bzw. ES\_T8\_00\_15 ist in Tabelle 6.4.2 angeführt und beträgt 136, 156 bzw. 141 %. Die resultierenden Zugspannungen im Nettoquerschnitt sind mit 14,1, 25,3 und 33,0 N/mm<sup>2</sup> durch die charakteristischen Zugfestigkeiten der Festigkeitsklassen 2, 4 und 5 abzudecken (siehe Abbildung 6.4.8).

In der letzten Spalte der Tabelle 6.4.3 wurde das Verhältnis zwischen Maximallast und Bemessungswert angegeben, wobei der Modifikationsbeiwert  $k_{\text{mod}} = 0,9$  und der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M = 1,25$  nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 28) eingesetzt wurden. Der Mittelwert des Verhältnisses zwischen Maximallast und Bemessungswert von etwa 2,01 erinnert an die gut 100 Jahre alte Einschätzung von Föppl, bei der man gedanklich die „Mindestfestigkeit“ durch den Bemessungswert ersetzen kann:

„Wenn man genau genug weiss [sic], wie gross [sic] die Beanspruchung eines Konstruktions-teils in einem gewissen Falle höchstens werden kann, wenn man ferner auch genau genug weiss [sic], auf welche Mindestfestigkeit man mit Zuverlässigkeit rechnen darf, genügt nach meiner Meinung eine zweifache Sicherheit in den meisten Fällen vollständig, um etwaigen Zufälligkeiten Rechnung zu tragen“ (Föppl, 1904, S. 9).

Wenn man den Abfall der Lochleibungsfestigkeit um 3 % quer und 4 % parallel zur Faserrichtung je Prozent höherer Holzfeuchte einbezieht (siehe Abschnitt 5.5.5, S. 242), sind in Nutzungsklasse 2 bei 20 % Holzfeuchte im Versagensmechanismus f  $(20\% - 12\%) \cdot 4\%/ \% = 32\%$  und im Versagensmechanismus h etwa 15 % geringere Traglasten parallel zur Faser zu erwarten. Nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 31) ist in der Nutzungsklasse 2 und kurzer Lasteinwirkungsdauer für Vollholz, Brettsperrholz, Furnierschichtholz und Sperrholz  $k_{\text{mod}} = 0,90$ . Somit würde der angestrebte Zuverlässigkeitsindex im Versagensmechanismus f durch den zu hohen Modifikationsbeiwert abgemindert.

Würde das Eschenholz einer der Festigkeitsklassen nach ON EN 338 (2009) zugeordnet, würde nicht mehr die tatsächliche charakteristische Rohdichte von Esche mit  $\rho_k = 627 \text{ kg/m}^3$  in die Berechnung der Lochleibungsfestigkeit eingehen, sondern eine der Festigkeitsklasse zugeordnete. Nach ON EN 338 (2009) ist für D50 nach ON EN 338 (2009)  $\rho_k = 620 \text{ kg/m}^3$  anzunehmen, d. h. dem Gros der Eschenlamellen in niedrigeren Festigkeitsklassen würde eine zu geringe charakteristische Rohdichte zugeordnet. Innerhalb einer Laubholzart sinkt die Rohdichte nicht mit der Festigkeitsklasse, wie dies ON EN 338 (2009) suggeriert (siehe Hübner und Leeb, 2007, S. 43). Beispielsweise beträgt in D30 nach ON EN 338 (2009)  $\rho_k = 530 \text{ kg/m}^3$ , wodurch die charakteristische Lochleibungsfestigkeit nach ON EN 1995-1-1 (2009) um 17 %, nach dem für Eschenholz ermittelten Bemessungsmodell der Lochleibungsfestigkeit sogar um 26 % unterschätzt würde. Für die Festigkeitsklassen unter D50 wäre es wirtschaftlicher, die tatsächliche charakteristische Rohdichte in die Bestimmung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit einfließen zu lassen, als die nach ON EN 338 (2009) genormte. Wie in Hübner und Leeb (2007, S. 43) belegt, sollte bei Laubhölzern die Rohdichte nicht von der Festigkeitsklasse, sondern von der Holzart abhängen.

### 6.4.7 Resümee

Der Biegewinkel der Stabdübel hängt von der Fließgrenze des Stahls, dem Durchmesser, der Rohdichte, dem Kraft-Faser-Winkel, dem Versagensmechanismus und der angenommenen relativen Verschiebung der miteinander verbundenen Teile ab. Die Stabdübelverbindungen sollten

so bemessen werden, dass ein duktiles Versagen mit Biegewinkeln zwischen etwa  $5^\circ$  und  $30^\circ$  auftritt (siehe Abbildung 6.3.2, S. 299). Die auf das Fließmoment bei einem Biegewinkel von  $45^\circ$  bezogenen Fließmomente schwanken in diesem Bereich zwischen 0,670 und 0,854. Wie Abbildung 6.3.5 auf 301 und 6.3.6 auf 302 zeigen, treten die kleinen Biegewinkel bei großen Stabdübeldurchmessern auf. Um die Abhängigkeit des Fließmoments vom durchmesserbeeinflussten Biegewinkel darzustellen, wurde der Exponent der Durchmessers in den Gleichungen (6.2) bis (6.4) von 3,0 auf 2,6 bzw. 2,7 abgemindert.

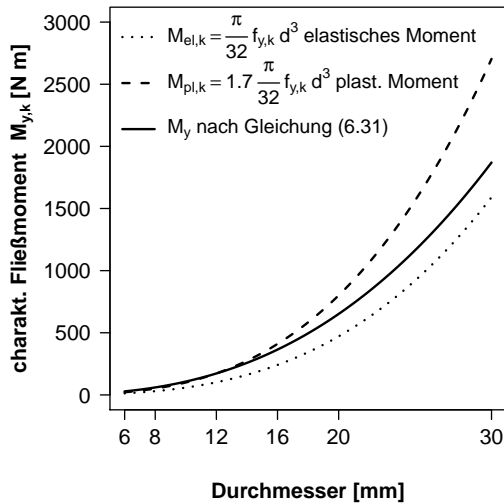


Abb. 6.4.11: Vergleich der Fließmomente  $M_{y,k}$  nach Scheer u. a. (1988, S. 245) und Gleichung (6.31) für eine Fließgrenze von  $f_{y,k} = 600 \text{ N/mm}^2$

Die Gleichung (6.2) auf S. 297 für das charakteristische Fließmoment nach ON EN 1995-1-1 (2009) basiert auf der Annahme einer Holz-Holz-Verbindung und  $f_{y,k} = 0,67 f_{u,k}$ . Um eine Annahme weniger vorauszusetzen, wird vorgeschlagen, das charakteristische Fließmoment nach Gleichung (6.31) zu berechnen. Wie in Abbildung 6.4.11 zu erkennen, ergibt Gleichung (6.31) zwischen dem elastischen und dem plastischen Moment liegende Werte, wobei bei kleinen Stabdübeldurchmessern, d. h. niedrigen Biegewinkeln die durchgezogene Kurve sich eher an die strichlierte Kurve für das plastische Moment anschmiegt.

$$M_{y,k} = 0,45 f_{y,k} d^{2,6} \quad \text{für Nadel- und Laubholz} \quad (6.31)$$

Die Tragfähigkeit der geprüften Stabdübelverbindungen mit Eschenholz ist hervorragend. Die je Serie gemittelten Maximallasten  $F_{\max}$  übersteigen die nach der Johansen-Theorie und realistischen Biegemomenten errechneten Werte  $F_{\text{cal}}$  um den Faktor 1,47. Die Probekörperanzahl war zu gering, um charakteristische Maximallasten zu berechnen. Wird eine Normalverteilung und ein Variationskoeffizient von 16,3 % angenommen, übertreffen die 5%-Quantile der Maximallast die charakteristischen Traglasten nach ON EN 1995-1-1 (2009) um mindestens 41 %. Mit größeren Serien sollten diese ersten Erkenntnisse ausgebaut werden, um auch die Überfestigkeiten im Hinblick auf die Bemessung für Erdbebenlasten genauer abschätzen zu können.

Strauss, Kala, Bergmeister, Hoffmann und Novák (2006), Schickhofer u. a. (2007, S. A-5) und Sandhaas (2012, S. 150) belegen die Abweichungen zwischen den bestellten und gelieferten Stahleigenschaften bei Stabdübeln. Damit die prognostizierten Tragwiderstände und die Versagensmechanismen der Stabdübelverbindungen von den tatsächlichen nicht allzu sehr abweichen, sollten Mittelwerte, 5%- und 95%-Quantile der 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0.2}$  der Stabdübel

in ON EN 1995-1-1 (2009) angegeben werden. Zur Vereinfachung wäre ein System mit drei Klassen für Stahlgüten denkbar. Die Stabdübelklasse sollte bei der Bestellung und auf den Packungen angegeben werden.

Im Bild 4 der ON EN 409 (2009, S. 7) sollte der Wertebereich für den Durchmesser des Verbindungsmittels auf den nach ON EN 1995-1-1 (2009) möglichen von  $6 \text{ mm} \leq d \leq 30 \text{ mm}$  erweitert werden.

Die Bestimmung des charakteristischen Fließmoments  $M_{y,k}$  nach ON EN 14 592 (2009, S. 17) bei  $45^\circ/d^{0,7}$  liefert auf Grund der zu geringen Biegewinkel zu geringe Fließmomente. In ON EN 14 592 (2009) sollte verankert werden, dass die Fließmoment-Biegewinkel-Kurve möglichst bis zum Biegewinkel von  $45^\circ$  bestimmt wird.

### 6.4.8 Forschungsbedarf

#### Referenzabstand

Scheffler u. a. (2004, S. 96) ermittelte die Bruchzähigkeit von Buche in Abhängigkeit der Holzfeuchte und der Rohdichte zu  $K_{Ic}(u = 12\%) = 1,2 \text{ MPa}\sqrt{m}$  und  $K_{Ic}(u = 18\%) = 0,75 \text{ MPa}\sqrt{m}$ . Aicher (1994, S. 370) publizierte  $K_{Ic}(u = 12\%) = 0,44 \text{ MPa}\sqrt{m}$  für Fichte im RL-Rißsystem. Die Querkzugfestigkeit von Fichte-BSH wurde von Blaß und Schmid (2001, S. 461) im Mittel zu  $0,77 \text{ N/mm}^2$  angegeben. Im Abschnitt 3.4.4 auf S. 80 wurde für Eschen-BSH eine mittlere Querkzugfestigkeit von  $2,93 \text{ N/mm}^2$  nach ON EN 408 (2010) ermittelt, für Buchen-BSH auf S. 86  $3,88 \text{ N/mm}^2$ . Selbstverständlich unterscheiden sich die geprüften Holzvolumina von  $0,01 \text{ m}^3$  nach ON EN 408 (2010) und den beanspruchten Volumen zwischen Stabdübeln in Verbindungen und die Festigkeiten sind volumenabhängig. Die Bruchzähigkeit von Buchenholz übersteigt die von Fichtenholz um den Faktor 2,7 und die Querkzugfestigkeit von Eschen-BSH liegt 3,8-fach über der von Fichten-BSH.

Die gegenüber Fichte deutlich größere Querkzugfestigkeit und Bruchzähigkeit der Holzarten Buche und Esche und die Abbildung 6.4.10 auf S. 316 lassen eine deutliche Reduzierung des Referenzabstandes in Faserrichtung  $a_{1,\text{ref}}$  von  $13d$  nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79) bzw.  $10d$  nach DIN 1052 (2008, S. 114) auf  $a_{1,\text{ref}} = 9d$  möglich erscheinen. Der versuchstechnische Nachweis sollte mit zwei bis vier in Kraft- und Faserrichtung hintereinanderliegenden Stabdübeln durchgeführt werden, ähnlich wie von Sandhaas (2012, S. 174) dargestellt. Ein kleinerer Referenzabstand in Faserrichtung  $a_{1,\text{ref}}$  ließe kompakte Stabdübelverbindungen mit Mindestabständen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79) mit größeren Traglasten zu. Nimmt man  $a_{1,\text{ref}} = 9d$  und  $a_1 = 5d$  an, ist bei mehr als einem Stabdübel in Faserrichtung die rechnerische Traglast um 9,6 % höher.

Da die Holzfeuchte das Spaltverhalten gravierend beeinflusst, sollten nicht nur Verbindungen mit der Referenzholzfeuchte von 12 % geprüft werden, sondern auch solche mit einer reduzierten Holzfeuchte von etwa 7 %. Wenn deutliche Unterschiede in der Querkzugfestigkeit in radialer bzw. tangentialer Richtung innerhalb einer Holzart auftreten, wie dies bei Buchenholz der Fall ist, sollten gezielt Probekörper mit radialer bzw. tangentialer Spaltebene untersucht werden (siehe Sandhaas u. a., 2010, S. 7).

### Prüfung der Lochleibungsfestigkeit mit Zug- oder Druckprüfung

Die Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz parallel zur Faser schwanken zwischen 13,7 und 17 % (siehe Tabelle 5.5.5, S. 253). Für  $\varnothing 12$  mm,  $\alpha = 0^\circ$  und  $\rho_{\text{mean}} = 750 \text{ kg/m}^3$  ergibt sich nach Gleichung (5.73) auf S. 265  $f_{h,\text{mean}} = 59,2 \text{ N/mm}^2$ . Nimmt man eine Student'sche Verteilung mit  $CoV = 17\%$  an und dass der wahre Mittelwert der zweiten Probe 10 % höher liegt, muss man mindestens zwei Proben mit jeweils 19 Prüfergebnisse untersuchen, damit sich die Konfidenzintervalle der Mittelwerte mit einer statistischen Sicherheit von 75 % nicht mehr überlappen. Möchte man 95 % statistische Sicherheit erreichen, sind bereits jeweils 53 Prüfergebnisse erforderlich. Ehlbeck und Werner (1992a) verglichen die Mittelwerte von Proben mit drei bzw. fünf Prüfergebnissen. Dass die festgestellten Unterschiede signifikant waren, ist demnach eher unwahrscheinlich. Zitto u. a. (2012) stellen zwar signifikante Unterschiede fest, können aber nicht nachweisen, dass diese auf einen Unterschied zwischen Zug- und Druckprüfung zurückzuführen sind.

Wie im Abschnitt 5.5.9 auf S. 256 erläutert, spalten bei der Lochleibungsprüfung alle Fichtenproben bei Kraft-Faser-Winkeln bis  $40^\circ$ . Der mittlere Verformungsweg steigt mit dem Winkel von 0,64 bis 2,26 mm, liegt.

Im Abschnitt 5.5.9 auf S. 256 wurde beschrieben, dass von der Serie ES\_C12\_00 mit einer mittleren Holzfeuchte von 10,67 % etwa 70 % der Probekörper aufspalteten, bevor die 5 mm Verformungsweg erreicht worden waren. Wird für die Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit eine Druckkraft aufgebracht, ist die Querdehnung behindert und das Aufspalten tritt tendenziell später auf. Je kürzer der Abstand zum Stirnholz  $a_{3,t}$ , desto größer die Behinderung der Querdehnung. Daher sollten bei Druckprüfungen mit kleinen  $a_{3,t}$  tendenziell größere Lochleibungsfestigkeiten auftreten. Bei den durchgeführten Prüfungen wurde der Einfluss durch Teflon-Streifen minimiert. Die unbehinderte Querdehnung bewirkt bei der Prüfung einer ganzen Verbindung auf Zug tendenziell eine geringere Traglast, als auf Basis der mit Druckprüfungen ermittelten Lochleibungsfestigkeit berechneten. Daher hilft der möglicherweise auftretende Unterschied zwischen Lochleibungsfestigkeiten aus Druck- bzw. Zugprüfungen nicht dabei, die gegenüber der Berechnung größeren Traglasten zu erklären.

Bei Zug- und bei Druckprüfungen bildet sich eine parabelförmig begrenzte plastizierte Zone unterhalb des Stabdübels (siehe Abbildung 5.2.2, S. 223). Diese wirkt dann wie ein Spaltkeil und führt zum Aufreißen in Faserrichtung. Dieser Effekt ist bei Druck- bzw. Zugprüfungen der gleiche. Das bei 70 % der Probekörper die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faserrichtung limitierende Aufspalten wird demnach bei Zug- und Druckprüfungen durch den gleichen Mechanismus initiiert. Die Beantwortung der Frage, ob es Unterschiede der Lochleibungsfestigkeiten aus Zug- oder Druckprüfungen gibt, erscheint sekundär, da die Einflüsse aus der Holzfeuchte und dem Referenzabstand in Faserrichtung  $a_{1,\text{ref}}$  als signifikanter eingeschätzt werden. Solange der Nachweis der Gleichheit der Lochleibungsfestigkeiten aus Zug- oder Druckprüfungen jedoch nicht gegeben ist, sollte in ON EN 383 (2007) die einfacher durchzuführenden Druckprüfungen bevorzugt werden, um die Vergleichbarkeit und Wiederholbarkeit der Ergebnisse unterschiedlicher Autoren zu gewährleisten.

## 6.5 Holz-Stahl-Holz-Verbindung quer zur Faserrichtung

### 6.5.1 Probekörper

Die fünf Probekörper je Serie wurden aus 28 mm starken Eschenholzlamellen gefertigt. Die Maße, Durchmesser und Anzahl der verwendeten Stabdübel sind in Tabelle 6.5.1 aufgeführt. Der mittige Schlitz für das 10 mm dicke Stahlblech wurde mit einem Kettenstemmer passgenau eingebracht. Die Abstände der Stabdübel untereinander und von den Rändern entsprechen den Mindestabständen nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 81). Die Serienbezeichnung setzt sich aus dem Kürzel für die Holzart *ES*, *T8* für die auf Zug (engl. *tension*) belastete Verbindung mit Stabdübeln  $\varnothing$  8 mm und *90* für den Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$  zusammen. Als Klebstoffsystem kam Kauramin-Leim 683 flüssig und Kauramin-Härter 688 flüssig in einem Mischungsverhältnis von 100:30 zum Einsatz (Gebrauchsdauer 95 min, offene Antrockenzeiten 155 min, Presszeiten 8,5 h, Klebstoffauftragsmenge beidseitig je  $200 \text{ g/m}^2$ ). Die Breitseiten wurden gehobelt.

Tab. 6.5.1: Anzahl und Maße der Probekörper

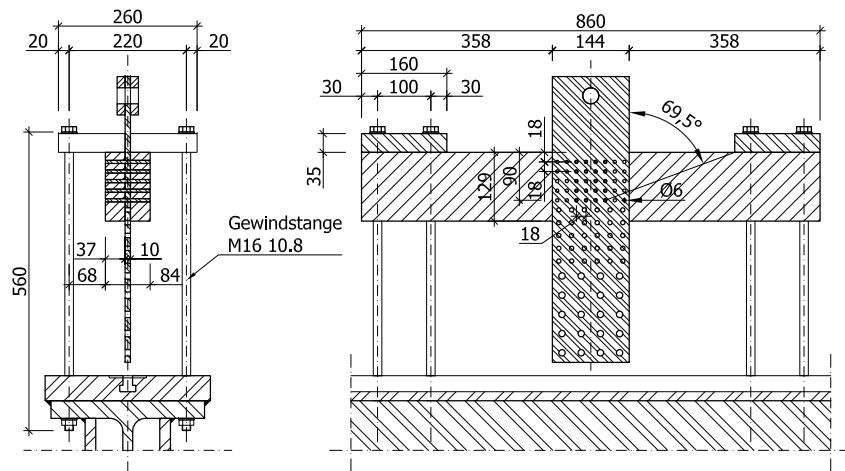
Serie	Anzahl Probekörper [Stück]	Durchmesser Stabdübel [mm]	Anzahl Stabdübel [Stück]	Breite [mm]	Höhe [mm]	Länge [mm]
ES_T06_90	5	6	20	84	129	860
ES_T08_90	5	8	20	110	179	860
ES_T12_90	5	12	16	160	206	1060

### 6.5.2 Versuchskonfiguration

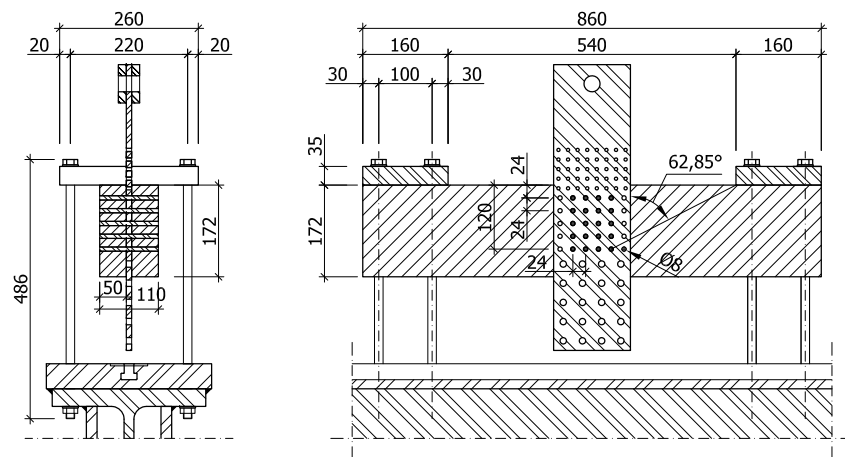
Für die Serien ES\_T06\_90, ES\_T08\_90 und ES\_T12\_90 ist die jeweilige Versuchskonfiguration in Abbildung 6.5.1 dargestellt. Ein Paar Aluminiumwinkel mit aufgeklebten Glasplättchen waren in der Mitte des Stahlblech direkt oberhalb des Prüfkörpers festgeklebt worden. Ein weiteres Paar Winkel war im Schwerpunkt der Stabdübelgruppe festgeschraubt worden. Die relativen Verschiebungen des Stahlblechs bzw. der Schwerpunkte der Stabdübelgruppe gegenüber dem unteren Biegebalken der Prüfmaschine LIGNUM\_UNI\_275 (siehe Abschnitt A.5.9, S. 373) wurden mit vier induktiven Wegaufnehmern (10 mm, siehe Abschnitt A.5.11, S. 374) gemessen. Die Versuche wurden im August 2009 durchgeführt.

### 6.5.3 Geschätzte Traglasten nach DIN 1052 (2008)

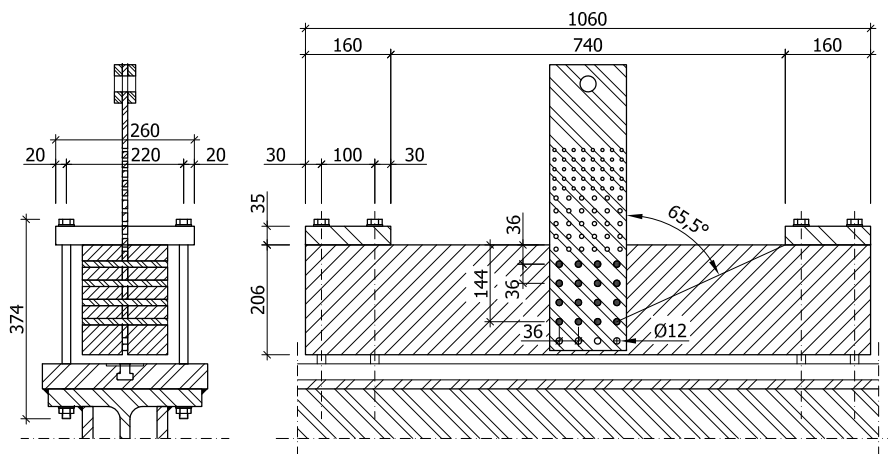
Ehlbeck, Görlacher und Werner (1989) schlagen das Bemessungsmodell in DIN 1052 (2008, S. 92) auf der Grundlage der Karlsruher Forschungsberichte von Möhler und Hemmer (1978), Möhler und Siebert (1980) und Ehlbeck und Görlacher (1983) vor.



(a) Serie ES\_T06\_90\_20



(b) Serie ES\_T08\_90\_20



(c) Serie ES\_T12\_90\_16

Abb. 6.5.1: Versuchsconfigurations für die Stabdübelgruppen mit 6, 8 und 12 mm Durchmesser in Eschen-BSH mit einem Kraft-Faser-Winkel von  $90^\circ$



$$R_{90,k} = k_s k_r \left( 6,5 + \frac{18 a^2}{h^2} \right) (t_{\text{ef}} h)^{0,8} f_{t,90,k} \quad \text{mit} \quad (6.32)$$

$$k_s = \max \left\{ 1; 0,7 + \frac{1,4 a_r}{h} \right\} \quad \text{und} \quad (6.33)$$

$$k_r = \frac{n}{\sum_{i=1}^n \left( \frac{h_1}{h_i} \right)^2} \quad \text{sowie} \quad (6.34)$$

$$t_{\text{ef}} = \min \{ b; 2 t_1; 12 d \} \quad \text{für einen mittigen Querschluss mit Stabdübeln} \quad (6.35)$$

- $R_{90,k}$  charakteristische Tragfähigkeit des Bauteils in N
- $f_{t,90,k}$  charakteristische Quersugfestigkeit in  $\text{N/mm}^2$
- $k_s$  Beiwert zur Berücksichtigung mehrerer nebeneinander angeordneter Verbindungsmittel
- $k_r$  Beiwert zur Berücksichtigung mehrerer übereinander angeordneter Verbindungsmittel
- $a$  Abstand des obersten Verbindungsmittels vom beanspruchten Rand in mm (siehe Abbildung 6.5.2)
- $a_r$  Abstand der beiden äußersten Verbindungsmittel (siehe Abbildung 6.5.2); der Abstand der Verbindungsmittel untereinander in Faserrichtung des quersuggefährdeten Holzes darf  $0,5 h$  nicht überschreiten
- $h$  Höhe des Bauteils in mm
- $t_{\text{ef}}$  wirksame Anslusstiefe in mm
- $n_{\text{row}}$  Anzahl der Verbindungsmittelreihen
- $h_i$  Abstand der jeweiligen Verbindungsmittelreihe vom unbeanspruchten Bauteilrand (siehe Abbildung 6.5.2)
- $b$  Breite des Bauteils in mm
- $d$  Verbindungsmitteldurchmesser in mm
- $t_1$  Eindringtiefe der Verbindungsmittel in mm

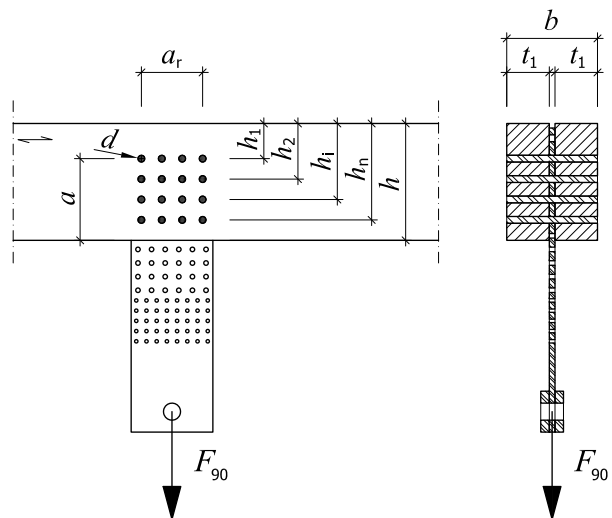


Abb. 6.5.2: Bezeichnungen nach DIN 1052 (2008, S. 94) Bild 32 für Querschluss von mittigem Stahlblech mit Stabdübeln

Die wirksame Anzahl hintereinander angeordneter Stabdübel ist nach der zurückgezogenen DIN 1052 (2008, S. 114) bzw. SIA 265 (2012, S. 59) wie in Gleichung (6.36) angegeben, zu berechnen. Gegenüber ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79) ändert sich lediglich der Nenner unter der Wurzel von  $10d$  zu  $13d$ , da die Gleichung (6.37) nur für die Beanspruchung in Faserrichtung gilt. Erfolgt die Beanspruchung quer dazu, gilt  $n_{ef} = n$  und für dazwischen liegende Winkel soll linear interpoliert werden.

$$n_{ef} = \left[ \min \left\{ n; n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{10d}} \right\} \right] \cdot \frac{90^\circ - \alpha}{90^\circ} + \frac{\alpha}{90^\circ} \quad \text{nach DIN 1052 (2008, S. 114)} \quad (6.36)$$

$$n_{ef} = \min \left\{ n; n^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \right\} \quad \text{für } \alpha = 0^\circ \text{ nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 79)} \quad (6.37)$$

- $a_1$  Abstand der Stabdübel untereinander in Faserrichtung in mm
- $n$  Anzahl der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Stabdübel
- $\alpha$  Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung in Grad

#### 6.5.4 Geschätzte Traglasten nach ON EN 1995-1-1 (2009)

Mit der Gleichung (6.38) lässt sich die charakteristische Beanspruchbarkeit auf Querkzug von der in Abbildung 6.5.2 dargestellten Verbindung nach ON EN 1995-1-1 (2009, S. 63) für Nadelholz berechnen. Die charakteristische Querkzugfestigkeit geht nicht wie in Gleichung (6.32) explizit ein, sondern mit dem Vorfaktor vermengt.

$$R_{90,Rk} = 14bw \cdot \sqrt{\frac{a}{1 - \frac{a}{h}}} \quad \text{mit } w = 1 \text{ für Stabdübelverbindungen} \quad (6.38)$$

- $a$  Abstand des am entferntesten angeordneten Verbindungsmittels oder Nagelplattenrandes vom beanspruchten Holzrand in mm
- $h$  Bauteilhöhe in mm
- $b$  Bauteilbreite in mm
- $w$  Modifikationsbeiwert,  $w \neq 1$  für Verbindungen mit Nagelplatten

Für die charakteristische Querkzugfestigkeit von Eschenholz wurden  $f_{t,90,05} = 1,3 \text{ N/mm}^2$  (siehe Abschnitt 3.4.4, S. 80) und für den Mittelwert  $f_{t,90,\text{mean}} = 2,78 \text{ N/mm}^2$  in die Gleichung (6.32) eingesetzt. Die charakteristische Querkzug-Tragfähigkeit  $R_{90,k}^{DIN}$  und die mittlere Querkzug-Tragfähigkeit  $R_{90,\text{mean}}^{DIN}$  nach DIN 1052 (2008, S. 92) ist in Tabelle 6.5.2 angegeben. Im Vergleich zu Querkzug-Tragfähigkeit  $R_{90,k}^{EN}$  für Nadelholz nach ON EN 1995-1-1 (2009) in der letzten Spalte der Tabelle 6.5.2 fallen die Werte nach DIN 1052 (2008, S. 92 ff.) durch die Berücksichtigung der Querkzugfestigkeit von Eschenholz um knapp das Fünffache höher aus.

Nach Wagenführ (2007, S. 280) beträgt die Schubfestigkeit  $9,0 \dots 12,0 \dots 14,6 \text{ N/mm}^2$  bei fehlerfreien Kleinproben aus Eschenholz. Ordnet man dem Eschen-BSH die Festigkeitsklasse D50 für Vollholz nach ON EN 338 (2009, S. 7) zu, kann man als charakteristische Schubfestigkeit  $4,0 \text{ N/mm}^2$  und nach DIN 1052 (2008, S. 7)  $4,6 \text{ N/mm}^2$  ansetzen. Abplanalp (2011, S. 13) gibt für Laubholz-BSH aller Festigkeitsklassen GL40k bis GL48h den einheitlichen Bemessungswert der Schubfestigkeit  $f_{v,d} = 4,6 \text{ N/mm}^2$  an, woraus sich die charakteristische Schubfestigkeit zu

Tab. 6.5.2: Charakteristische und mittlere Querzug-Tragfähigkeit der Probekörper nach DIN 1052 (2008, S. 92 ff.) und ON EN 1995-1-1 (2009, S. 62 ff.)

Serie	Durchmesser $d$ [mm]	Anzahl Reihen $n_{\text{row}}$ [Stück]	Anschlusstiefe $t_{\text{ef}}$ [mm]	Beiwert Reihen $k_s$ [-]	Beiwert Spalten $k_r$ [mm]	Querzug-Tragfähigkeit		
						DIN 1052 (2008)		ON EN 1995-1-1
						$R_{90,k}^{DIN}$ [kN]	$R_{90,\text{mean}}^{DIN}$ [kN]	$R_{90,k}^{EN}$ [kN]
ES_T06_90_20	6	5	72	1,28	2,45	94	200	20,3
ES_T08_90_20	8	5	96	1,29	2,45	148	317	30,7
ES_T12_90_16	12	4	130	1,43	2,48	246	527	42,9

$f_{v,k} = 1,7 f_{v,d} = 5,1 \text{ N/mm}^2$  berechnen lässt. Die Zulassung Z-9.1-679 (2013, S. 9) für Buchen-BSH setzt die charakteristische Schubfestigkeit einheitlich für alle Festigkeitsklassen GL28h bis GL48c zu  $f_{v,k} = 3,4 \text{ N/mm}^2$  fest. Die charakteristische Schubfestigkeit schwankt demnach je nach Quelle zwischen  $3,4$  und  $5,1 \text{ N/mm}^2$ .

In Tabelle 6.5.3 ist die charakteristische Lochleibungsfestigkeit von Eschenholz nach Gleichung (5.91) auf S. 276 und die mittlere Lochleibungsfestigkeit nach Gleichung (5.73) auf S. 265 angegeben. Mit den Gleichungen (6.19) bis (6.22) wurden die Tragfähigkeiten der Stabdübelgruppen prognostiziert sowie die resultierende Biege- und Schubspannungen der Probekörper errechnet.

Durch einen Fehler in der Versuchsvorbereitung wurde die Prüfkfiguration zur Bestimmung der Tragfähigkeiten der Stabdübelgruppen falsch ausgelegt. Die charakteristische Schubfestigkeit wird von den prognostizierten charakteristischen Schubspannungen in Tabelle 6.5.3 sehr deutlich überschritten.

Tab. 6.5.3: Charakteristische und mittlere Lochleibungsfestigkeit, prognostizierte Tragfähigkeit der Stabdübelgruppen, resultierende Biege- und Schubspannung der Probekörper

Serie	Lochleibungsfestigkeit		Tragfähigkeit Stabdübelgruppe		resultierende Biegespannung		resultierende Schubspannung	
	$f_{h,k}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,\text{mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$R_{h,k}$ [kN]	$R_{h,\text{mean}}$ [kN]	$\sigma_{m,k}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{m,\text{mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\tau_k$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\tau_{\text{mean}}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
	ES_T06_90_20	62,4	71,7	200	216	81,7	87,6	13,8
ES_T08_90_20	52,9	62,2	327	354	57,5	62,3	13,0	14,0
ES_T12_90_16	42,0	48,3	524	562	51,7	55,4	13,6	14,6

## Versuchsauswertung

Die Probekörper waren mehr als zwei Monate bei  $20^\circ\text{C}$  und  $65\%$  relativer Luftfeuchte gelagert worden. In Abschnitt 4.8.2 auf S. 150 und Abschnitt 4.8.3 auf S. 152 wurde erläutert, dass sich die Holzfeuchte bei Adsorption im Mittel zu  $10,85\%$  einstellt. Der Abfall der Schubfestigkeit bei  $12\%$  Holzfeuchte wurde zu  $2,5\%$  bei der Zunahme der Holzfeuchte um ein Prozent angenommen (vgl. Horvath u. a., 2008, S. 15).

In Tabelle 6.5.4 sind die Maximalkräfte, die Verschiebungen, die Verschiebungsmoduln und die Schubfestigkeit für die einzelnen Probekörper der Serien ES\_T06\_90, ES\_T08\_90 und ES\_T12\_90 bezogen auf  $12\%$  Holzfeuchte angeführt. Die mittleren Maximallasten  $F_{\text{max}}$  der drei Serien betragen  $95,6 \text{ kN}$ ,  $171 \text{ kN}$  und  $244 \text{ kN}$ , die Variationskoeffizienten  $12,5\%$ ,  $4,2\%$  und

10,6%. Weder die prognostizierten mittleren Querkzugtragfähigkeiten nach Tabelle 6.5.2 noch die Tragfähigkeiten der Stabdübelgruppen nach Tabelle 6.5.4 wurden erreicht.

Tab. 6.5.4: Maximalkraft, Verschiebungen, Verschiebungsmoduln und Schubfestigkeit der Probekörper bei 12% Holzfeuchte

Serie/ Probe- körper	Bruch- last $F_{\max}$ [kN]	Anfangs- ver- schieb. $v_i$ [mm]	modif. Anfangs- versch. $v_{i,\text{mod}}$ [mm]	bleibende Anfangs- schieb. $v_s$ [mm]	elast. Ver- schieb. $v_e$ [mm]	Ver- versch. bei $F_{\max}$ $v_{\max}$ [mm]	Anfangs- versch.- modul $k_i$ [kN/mm]	Ver- schieb.- modul $k_s$ [kN/mm]	Schub- festig- keit [N/mm <sup>2</sup> ]	
ES_T06_90	1	103	0,59	0,74	-0,15	0,30	1,17	111	87	7,09
	2	97	0,50	0,59	-0,09	0,19	1,29	83	69	6,71
	3	89	0,50	0,52	-0,02	0,26	1,05	84	79	6,13
	4	75	0,40	0,47	-0,07	0,25	0,78	106	89	5,16
	5	102	0,41	0,51	-0,10	0,25	1,14	102	82	7,03
ES_T08_90	1	161	0,65	0,79	-0,14	0,40	1,60	131	105	6,13
	2	165	0,51	0,54	-0,03	0,26	1,53	129	122	6,30
	3	175	0,46	0,50	-0,04	0,25	1,39	144	130	6,68
	4	170	0,47	0,56	-0,09	0,25	2,27	135	119	6,48
	5	158	0,49	0,57	-0,08	0,31	1,33	128	117	6,01
ES_T12_90	1	222	0,22	0,21	0,01	0,12	0,46	269	284	5,79
	2	225	0,77	0,58	0,19	0,38	2,03	118	152	6,86
	3	210	0,93	0,73	0,19	0,33	1,66	99	124	5,46
	4	260	0,40	0,43	-0,03	0,22	1,55	229	210	6,76
	5	267	0,43	0,38	0,04	0,24	1,27	216	238	6,95

Wie im vorangegangenen Abschnitt erläutert, konnten die Tragfähigkeiten der Stabdübelgruppen nicht ermittelt werden, da zuvor die Probekörper auf Schub versagten. Die mittleren Schubfestigkeiten unterscheiden sich zwischen den Serien mit 6,42, 6,32 bzw. 6,16 N/mm<sup>2</sup> für die Serien ES\_T09\_90, ES\_T06\_90 bzw. Serie ES\_T12\_90 kaum. Der Gesamtmittelwert liegt bei 6,30 N/mm<sup>2</sup> mit einem Variationskoeffizienten von 9,2%. Das 5%-Quantil der empirischen Schubfestigkeiten ergab sich zu 5,37 N/mm<sup>2</sup>. Die charakteristische Schubfestigkeit lässt sich nach ON EN 14358 (2007) mit den Gleichungen (2.27) bis (2.29) auf S. 50 mit  $k_s = 1,9908$  zu 5,20 N/mm<sup>2</sup> berechnen.

Gehri (2010b, S. 2) publizierte für einen Eschen-BSH-Balken (Festigkeitsklasse D50, 120 mm × 480 mm, Schubfläche 660 cm<sup>2</sup>) den Mittelwert der Schubfestigkeit von 6,7 N/mm<sup>2</sup>, welcher mit dem Mittelwert 6,30 N/mm<sup>2</sup> (-5,9%) aus den Prüfungen der Stabdübelgruppen in Eschen-BSH gut übereinstimmt.

An zehn BSH-Trägern aus 26 bzw. 35 mm starken Buchen- bzw. Eschenlamellen wurden von Büeler (2011) Drei-Punkt-Biegeprüfungen zur Ermittlung des Schubmoduls und der Schubfestigkeit durchgeführt. Die Eschenlamellen der Festigkeitsklassen T30 bzw. T40 waren stets 140 mm breit und die aus Buchenlamellen aus Ausschussware unter T30 stets 120 mm (siehe Büeler, 2011, S. 15). Alle BSH-Träger waren 480 bzw. 600 mm hoch und die Spannweite reichte von 1 220 bis 2 260 mm. Zur Lasteinleitung wurden in Trägermitte vier GSA-Anker 20.8 und zwei je Auflager eingeklebt. Die mittlere Schubfestigkeit wurde von Büeler (2011, S. 22) aus je fünf Prüfungen zu  $f_{v,\text{mean}}^{ES} = 6,72 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 16,7\%$ ) für Eschen-BSH und zu  $f_{v,\text{mean}}^{BU} = 5,16 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 14,3\%$ ) für Buchen-BSH ermittelt. Die Übereinstimmung

von  $f_{v,\text{mean}}^{ES} = 6,72 \text{ N/mm}^2$  mit dem Mittelwert  $6,30 \text{ N/mm}^2$  aus den Prüfungen der Stabdübelgruppen in Eschen-BSH ist wiederum gut.

Auch die charakteristische Schubfestigkeit nach **Abplanalp (2011, S. 13)** kann für Laubholz-BSH mit  $f_{v,k} = 1,7 f_{v,d} = 5,1 \text{ N/mm}^2$  bestätigt werden; die ermittelte charakteristische Schubfestigkeit liegt mit  $f_{v,k} = 5,20 \text{ N/mm}^2$  um 2,0 % darüber. BSH aus Nadelholz weist nach **FprEN 14080 (2012, S. 24)** eine charakteristische Schubfestigkeit von  $f_{v,g,k} = 3,5 \text{ N/mm}^2$  in allen Festigkeitsklassen auf. Die ermittelte charakteristische Schubfestigkeit von Eschen-BSH liegt um 49 % darüber. In **Entwurf ON B 1995-1-1 (2013, S. 29)** wird die charakteristische Schubfestigkeit zu  $f_{v,k} = 2,5 \text{ N/mm}^2$  für BSH aus Nadelholz festgelegt und gleichzeitig  $k_{cr} = 1,0$  gesetzt, wobei bei Laubholz die Regelung nach **ON EN 1995-1-1 (2009)** bleibt.

Zweifelsohne sollten Prüfungen zur Ermittlung der Schubfestigkeit in Faserrichtung im Bauteilmaßstab nach **ON EN 408 (2010, S. 27)** als Grundlage für die Festlegung in Normenwerken dienen und keine Prüfungen, die ursprünglich auf die Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen zielten. Doch die verwendete Prüfkonfiguration ist praxisnah: Ein Biegeträger versagt auf Schub. Nach **ON EN 408 (2010, S. 27)** beträgt die Breite der Probekörper zur Ermittlung der Schubfestigkeit  $b = (32 \pm 1) \text{ mm}$  und die Länge  $l = (300 \pm 2) \text{ mm}$ . Die sich ergebende Schubfläche von  $96 \text{ cm}^2$  ist wesentlich kleiner als die Schubflächen der kleinen Biegeträger der Serien ES\_T09\_90, ES\_T06\_90 bzw. Serie ES\_T12\_90 mit etwa 336, 429 und  $752 \text{ cm}^2$ .

Die mittlere Schubfestigkeit ist von der Größe der gescherten Fläche abhängig. **Lackner (2011, S. 102 ff.)** wertete 18 Publikationen zu Biegeprüfungen bezüglich der Schubfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz aus Nadelhölzern aus und ermittelte die zugehörigen korrigierten Schubflächen (siehe Abbildung 6.5.3).

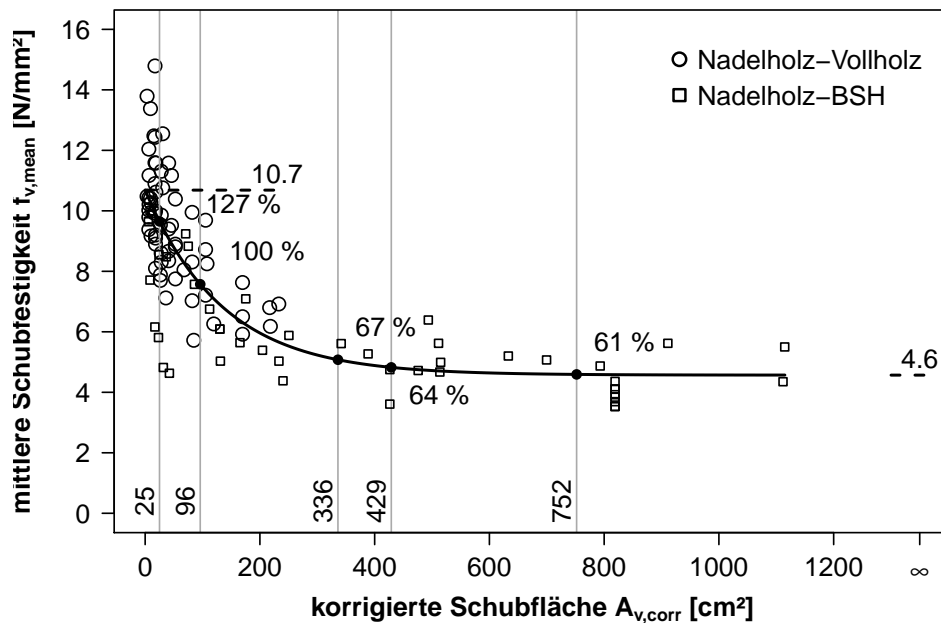


Abb. 6.5.3: Schubfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte in Abhängigkeit der korrigierten Schubfläche (Werte nach **Lackner, 2011, S. 102 ff.**)

$$f_{v,\text{mean}} = 4,57 + 6,11 \exp(-7,4 \cdot 10^{-3} A_{v,\text{corr}}) \quad (6.39)$$

Die vertikalen grauen Linien stehen für die Schubflächen von Kleinproben  $50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$  mit  $25\text{ cm}^2$ , Probekörpern nach **ON EN 408 (2010, S. 27)** mit  $96\text{ cm}^2$  und denen der drei Eschen-BSH-Serien. Selbst wenn sich die Schubfläche zwischen Außenkante Stabdübel und Hirnholzfläche des Probekörpers durch einen Querschnitt etwas verkleinert, bleiben die Schubflächen des Eschen-BSH wesentlich größer als die  $96\text{ cm}^2$  nach **ON EN 408 (2010, S. 27)**. Die Regressionsanalyse der 108 Wertepaare nach **Lackner (2011, S. 102 ff.)** ergibt die Gleichung (6.39) mit einem Bestimmtheitsmaß von  $r^2 = 0,67$ .

Setzt man die Schubfestigkeit bei  $96\text{ cm}^2$  zu 100 %, ergeben sich für die Schubflächen des geprüften Eschen-Brettschichtholzes Schubfestigkeiten von 61 bis 67 %. Die mittlere Schubfestigkeit von Esche nach **ON EN 408 (2010, S. 27)** sollte im Analogieschluss von Nadel- auf Eschenholz etwa 50 bis 65 % über  $f_{v,\text{mean}} = 6,49\text{ N/mm}^2$  bei 9,7 bis  $10,7\text{ N/mm}^2$  liegen. Auf Grund der kleinen Probekörper nach **ON EN 408 (2010)** können im Bauteilmaßstab wesentliche Merkmale wie Äste nicht Teil der Probekörper sein und de facto werden fehlerfreie Kleinproben geprüft (vgl. **Denzler und Glos, 2007, S. 85**).

„A review of data and publications concerning test methods turned out a preference for shear tests by means of a bending test configuration with short span-to-depth ratios. Current test configuration of EN 408 [...] is not adequate for determination of representative shear strengths; neither for structural timber nor for GLT“ (**Brandner, Gattermig und Schickhofer, 2012, S. 15**).

Rechnet man auf die Schubflächen von Kleinproben von  $50\text{ mm} \times 50\text{ mm}$  mit Hilfe der Prozentzahlen aus 6.5.3 zurück, ergibt sich die Scherfestigkeit von Kleinproben zu 12,3 bis  $13,6\text{ N/mm}^2$ . Dies stimmt wiederum mit den Angaben von  $9,0 \dots 12,0 \dots 14,6\text{ N/mm}^2$  nach **Wagenführ (2007, S. 280)** passabel überein. Erstrebenswert wäre die experimentelle Bestätigung des aufgezeigten Gedankengangs bis hin zu einer Funktion zur Abhängigkeit der Schubfestigkeit des Eschenholzes von der Schubfläche oder dem Prüfvolumen.

Die Regressionskurve nach Gleichung (6.39) legt nahe, Probekörper mit einer Schubfläche von größer gleich  $500\text{ cm}^2$  zu prüfen, um tatsächlich die Schubfestigkeit im Bauteilmaßstab zu erhalten. Die mittlere Schubfestigkeit von Eschenholz führt mit  $f_{v,\text{mean}} = 6,49\text{ N/mm}^2$  und  $500\text{ cm}^2$  zu einer mittleren Bruchlast von 325 kN und stellt somit an Prüfgerüste erhöhte Anforderungen. Aus Abbildung 6.5.3 wird deutlich, dass die Schubfestigkeit aus der Materialprüfung nach **ON EN 408 (2010, S. 27)** zu groß für den Bauteilmaßstab ist, wenn jeweils keine Äste vorhanden sind. Daher ist die Prüfkongfiguration nach **ON EN 408 (2010)** zu überdenken und durch eine Drei-Punkt-Biegeprüfung ähnlich wie in **Gehri (2010b)**, **Büeler (2011)**, **Brandner u. a. (2012)** oder **ISO 13910 (2005, S. 7)** zu ersetzen.

# 7 Schubmodul von Eschen-Brettschichtholz

## 7.1 Motivation

Für die Ausziehprüfungen von Holzbauschrauben aus Eschenholz mussten Brettschichtholzbalken hergestellt werden, um daraus die Probekörper mit Einschraubwinkeln zwischen  $0^\circ$  und  $90^\circ$  zu schneiden. Vor dem Zuschnitt boten sich diese Balken für die Ermittlung des Schubmoduls und des Biege-Elastizitätsmoduls nach **ON EN 408 (2010)** an. Die Prüfungen wurden im Dezember 2008 durchgeführt.

Die in Abschnitt 6.5 festgestellte hohe charakteristische Schubfestigkeit von  $f_{v,k} = 5,35 \text{ N/mm}^2$  lässt Eschen-BSH auch für kurze hochbeanspruchte Biegeträger geeignet erscheinen. Deren Durchbiegung hängt wesentlich vom Schubmodul ab (siehe Abbildung 7.4.1). Wie die folgende Literaturrecherche aufzeigen wird, liegen nur wenige versuchstechnische Untersuchungen des Schubmoduls von Laubholz-BSH im Bauteilmaßstab vor.

## 7.2 Literaturrecherche

### 7.2.1 Gehri (2003 und 2005)

**Gehri (2003)** beschreibt eine Prüfkonfiguration zur Bestimmung des Schubmoduls aus den Längenänderungen der Diagonalen von quadratischen Schubfeldern. In **Gehri (2005)** wird das Messverfahren bei Trägern aus Fichten- bzw. Eschen-BSH ( $120 \text{ mm} \times 480 \text{ mm} \times 1400 \text{ mm}$ ) angewendet, d. h. das Verhältnis zwischen Trägerhöhe und Spannweite betrug  $1:2,5$  statt  $l = 18h \pm 3h$  nach **ON EN 408 (2010, S.16 ff.)**. In dieser Norm war das Messverfahren **2010** aufgenommen worden.

### 7.2.2 Brettschichtholz aus Buche und Buche-Hybridträger Z-9.1-679 (2009)

Die Zulassung **Z-9.1-679 (2013, S.9)** legt für homogenes Buchen-BSH das 5%-Quantil des Schubmoduls zu  $G_{0,05} = 800 \text{ N/mm}^2$  und der mittleren Schubmodul zu  $G_{\text{mean}} = 1000 \text{ N/mm}^2$  fest.



### 7.2.3 Gehri (2010)

Gehri (2010b, S. 2) publizierte für Eschen-BSH (Festigkeitsklasse D50, 120 mm × 480 mm, Scherfläche 660 cm<sup>2</sup>) den Mittelwert des Schubmodul eines Probekörpers mit 1 100 N/mm<sup>2</sup>.

### 7.2.4 Büeler (2011)

An zehn BSH-Trägern aus 26 bzw. 35 mm starken Buchen- bzw. Eschenlamellen wurden von Büeler (2011) Drei-Punkt-Biegeprüfungen zur Ermittlung des Schubmoduls und der Schubfestigkeit durchgeführt. Die Eschenlamellen der Festigkeitsklassen T30 bzw. T40 waren stets 140 mm breit und die Buchenlamellen aus Ausschussware unter T30 stets 120 mm. Alle BSH-Träger waren 480 bzw. 600 mm hoch und die Spannweite reichte von 1 220 bis 2 260 mm. Zur Lasteinleitung wurden in Trägermitte vier GSA-Anker 20.8 (siehe Neue Holzbau AG, 2004) und zwei je Auflager eingeklebt. Der mittlere Schubmodul wurde von Büeler (2011, S. 22) aus je fünf Prüfungen zu  $G_{\text{mean}}^{ES} = 999 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 8,1\%$ ) für Eschen-BSH und zu  $G_{\text{mean}}^{BU} = 922 \text{ N/mm}^2$  ( $CoV = 5,2\%$ ) für Buchen-BSH ermittelt.

## 7.3 Probekörper

Die Probekörper mit unterschiedlicher Breite (siehe Tabelle 7.3.1) wurden aus 28 mm starken Eschenbrettern hergestellt. Die Bretter wurden, bis auf die untersten zwei, nicht festigkeitssortiert sondern zufällig ausgewählt. Als Klebstoffsystem kam Kauramin-Leim 683 flüssig und Kauramin-Härter 688 flüssig in einem Mischungsverhältnis von 100:30 zum Einsatz (95 min Gebrauchsdauer, 155 min offene Antrockenzeiten, 8,5 h Preßzeiten, beidseitig je 200 g/m<sup>2</sup> Klebstoffauftragsmenge). Die Breitseiten der Biegeträger wurden gehobelt.

Tab. 7.3.1: Maße und Holzfeuchten der Biegeträger

	Breite $b$ [mm]	Höhe $h$ [mm]	Länge $L$ [mm]	Spannweite $l$ [mm]	Holzfeuchte $u$ [%]
1	129,8	344,5	3 028	2 684	8,88
2	129,8	344,6	3 028	2 684	9,03
3	149,8	287,1	3 000	2 712	8,67
4	149,8	331,4	3 000	2 700	8,76
5	129,5	287,2	3 000	2 712	8,57
6	149,7	331,5	3 000	2 700	–
Mittelwert					8,78

## 7.4 Prüfkfiguration

Die Eschen-Brettschichtholz-Träger sind mit 7,5 h bis 9,5 h gedrungener als dies für einen Biegeprüfungen nach ON EN 408 (2010, S. 16 ff.) mit  $l = 18 h \pm 3 h$  notwendig gewesen wäre.

In Abbildung 7.4.1 ist das Verhältnis der Schub- zur Biegeverformung in Abhängigkeit der Schlankheit eines mittig mit einer Einzellast belasteten Einfeldträgers für GL28h ( $E_{\text{mean}} = 12\,600 \text{ N/mm}^2$ ,  $G_{\text{mean}} = 780 \text{ N/mm}^2$ ) bzw. einem Eschen-Brettschichtholz-Träger ( $E_{\text{mean}} = 15\,300 \text{ N/mm}^2$ ,  $G_{\text{mean}} = 1086 \text{ N/mm}^2$ ) als strichlierte Kurven dargestellt. Die durchgezogenen Linien gelten für eine konstante Linienlast über der ganzen Stützweite. Der hellgrau unterlegte Bereich kennzeichnet den mit  $l/h = 18 \pm 3$  genormten, der dunkelgraue  $l/h = 7,5 \dots 9,5$  gibt die Spanne für die Biegeträger aus Eschen-BSH an.

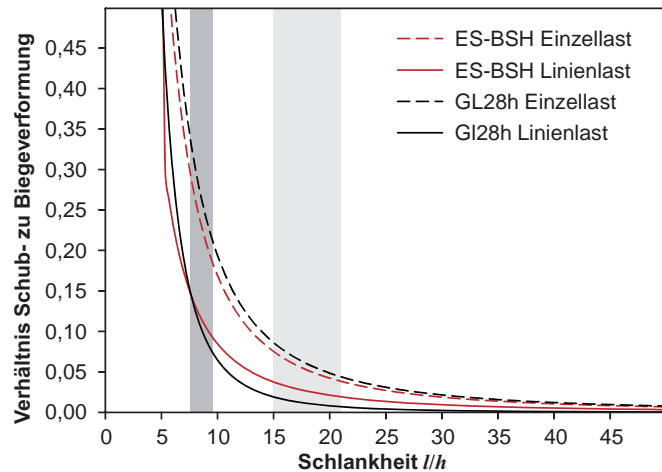
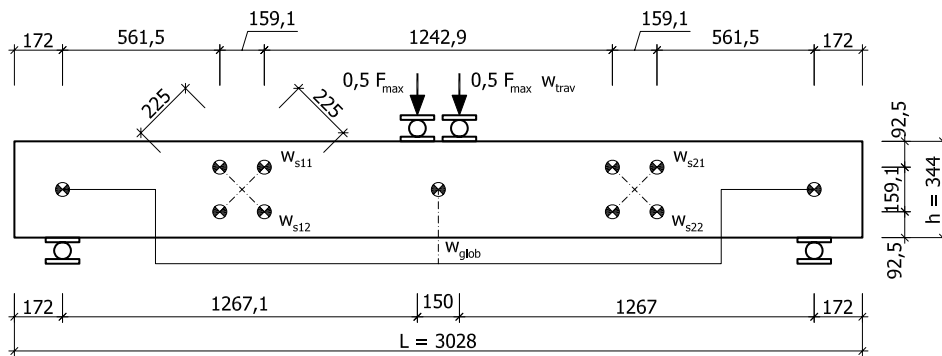


Abb. 7.4.1: Verhältnis der Schub- zur Biegeverformung in Abhängigkeit der Schlankheit des Einfeldträgers für GL28h bzw. Eschenbiegeträger für die Ermittlung des Schubmoduls

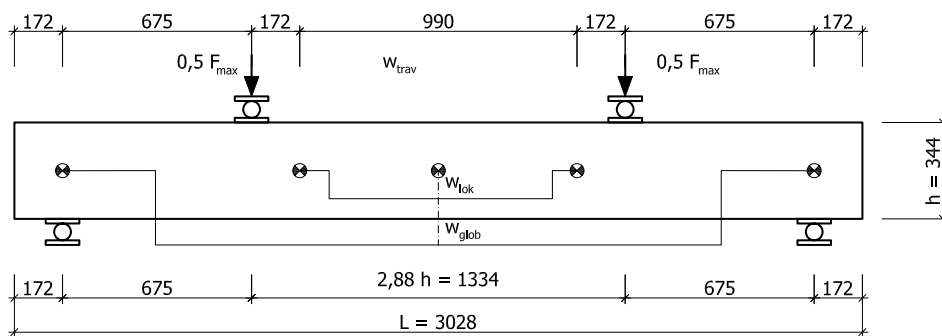
Die Intention bei der Festlegung der genormten Prüflänge in [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 16 ff.\)](#) war, den Schubmodul bei einer herkömmlichen Biegeprüfung mitzuerfassen. Bei Biegeprüfungen resultiert die Prüflänge aus der notwendigen Vermeidung von Schubbrüchen. Zur Bestimmung des Schubmoduls kann die Prüflänge durchaus kürzer als  $l = 18h \pm 3h$  gewählt werden. Die Länge der hergestellten Biegeträger war durch die Bretter vorgegeben, die Höhe resultierte aus dem Zuschnitt der Probekörper für die Ausziehprüfungen.

Bei der Prüfkonfiguration 1 (siehe Abbildung 7.4.2 a) wurden die Lager für die Lasteinleitung so eng wie möglich zusammengeschoben und die Schubfelder mittig zwischen Lasteinleitung und Auflager und Trägerober- und -unterseite montiert. Neben der Druckkraft  $F$  und dem Transversenweg  $w_{\text{Trav}}$  wurden die Verzerrungen der Diagonalen der Schubfelder  $\Delta e_{\text{SF},i}$  mit insgesamt acht DD1 (Abschnitt A.5.12, S. 375) erfasst. Die Länge der Diagonalen der vier quadratischen Schubfelder beträgt etwa  $e_{\text{SF}} = 225,8 \text{ mm}$ , woraus sich die Höhe von  $h_{\text{SF}} = 159,7 \text{ mm}$  ergibt, welche etwa der halben Trägerhöhe entspricht. In Höhe der Schwerachse über den Auflagern wurden Holzschrauben eingedreht, auf denen auf beiden Trägerseiten ein Messbalken aus Aluminiumvierkantrohren auflag. Die globale Durchbiegung  $w_{\text{glob},j}$  wurde mit zwei induktiven Wegaufnehmern (Abschnitt A.5.11, S. 374) als relative Längenänderung zwischen Messbalken und Winkeln in der Mitte der Seitenflächen gemessen.

Nach dem Anzeichnen der Schubfelder wurden Halteplatten (siehe Abbildung 7.4.3) mit einer Unterlegscheibe als Abstandhalter mit Hilfe von 15 mm langen Holzschrauben 50 mm von den Messspitzen entfernt aufgeschraubt. Um das Einsinken oder verrutschen der Messspitzen zu verhindern, wurden in den Eckpunkten des Schubfelds 15 mm lange Nägel eingeschlagen auf deren Köpfen Körnungen im Abstand der unausgelenkten Messspitzen angebracht wurden. Die Längen  $e_{\text{SF},i}$  wurden mit einem digitalen Messschieber (siehe Abschnitt A.5.3, S. 372) zu 225,17 mm ... 225,92 mm ... 227,13 mm festgestellt. Gummiringe in zwei unterschiedlichen



(a) Prüfkonfiguration 1 (Maße nur für Balken 1 gültig)



(b) Prüfkonfiguration 2 (Maße nur für Balken 1 gültig)

Abb. 7.4.2: Biegeprüfungen mit Eschen-Brettschichtholz

Längen wurden an den Zapfen der Halteplatten eingehängt und über die Distanzstücke geführt um die Messspitzen der DD1-Wegaufnehmer mit leichtem Druck in die Körnungen der Nagelköpfe zu pressen.

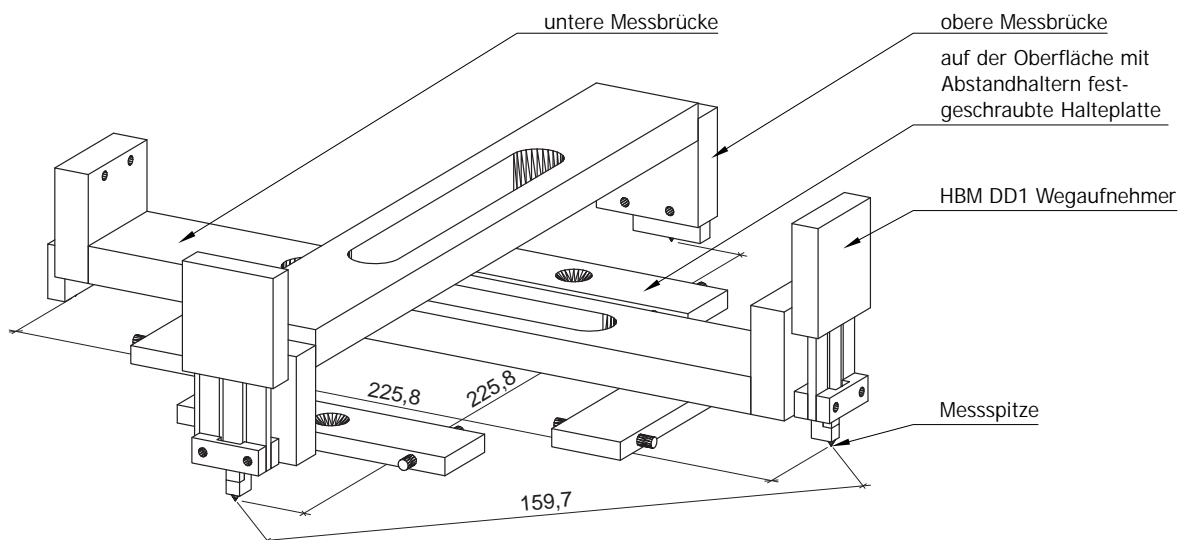


Abb. 7.4.3: Schubfeld mit Messbrücken mit Wegaufnehmern, wobei die Gummibänder zwischen den Halteplatten und den Messbrücken sowie sämtliche Schrauben nicht dargestellt sind

Um stets einem Wegaufnehmer den gleichen Messkanal zuordnen zu können, wurden die Kennung der Wegaufnehmer bereits vor der Montage auf dem Biegebalken notiert und zusätzlich dokumentiert.

Die Prüfkonfiguration 2 (siehe Abbildung 7.4.2 b) entspricht einer Vier-Punkt-Biegeprüfung mit Lasteinleitung in den Drittelpunkten. Mit Hilfe von zwei Messbalken wurde die globale Durchbiegung  $w_{\text{glob},j}$ , wie für Prüfkonfiguration 1 beschrieben, gemessen. Die lokale Durchbiegung  $w_{\text{loc},j}$  wurde über zwei weitere Messbalken bestimmt. Die Messstrecke entsprach hierbei dem Abstand der Lasteinleitungspunkte abzüglich der halben Trägerhöhe zu beiden Seiten.

Die Belastungszyklen bei den Biegeprüfungen sind in Abbildung 7.4.4 dargestellt. Es wurden drei Zyklen gewählt, um Anfangsverformungen abklingen zu lassen und die Wiederholgenauigkeit der Messung zu prüfen.

Das 5%-Quantil der geschätzten Maximalkraft  $F_{05,\text{est}}$  wurde nach der Festigkeitsklasse der unteren zwei Bretter nach Hübner (2009b, S. 19) berechnet. Um eine Vorschädigung oder gar den Bruch der Biegeträger zu vermeiden wurde die Maximallast auf  $0,8 F_{05,\text{est}}$  festgelegt.

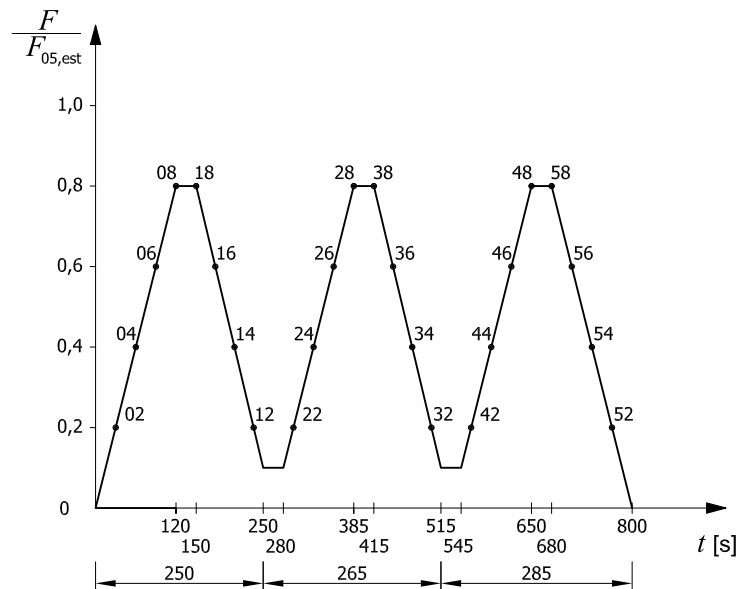


Abb. 7.4.4: Belastungszyklen bei den Biegeprüfungen mit Eschen-Brettschichtholz

## 7.5 Auswertung

### 7.5.1 Holzfeuchte

Die mittlere Holzfeuchte der Eschenbiegeträger betrug 8,78% (siehe Tabelle 7.3.1), d. h. es ergab sich die Notwendigkeit der Umrechnung der Schub- und Elastizitätsmoduln auf die Referenzholzfeuchte von 12%. Horvath u. a. (2008) untersuchte die Abhängigkeit der Ultraschallgeschwindigkeit  $v_{\text{US}}$  in Abhängigkeit der Holzfeuchte  $u$  für Buchenholz und gab für die Faserrichtung die Regressionsgleichung (7.1) an. Der dynamische Elastizitätsmodul bei 12% Holzfeuchte fällt demnach um 1,21%, wenn die Holzfeuchte um ein Prozent steigt. Nach dieser Beziehung wurden die Schub- und Elastizitätsmoduln für die Eschenbiegeträger auf die

Referenzholzfeuchte von 12 % umgerechnet.

$$v_{US} = -30,075 u + 5\,320 \quad \text{mit } r^2 = 0,976 \text{ nach Horvath u. a. (2008, S. 13)} \quad (7.1)$$

### 7.5.2 Berechnung des Schubmoduls

Der Schubmodul  $G_{0,90}$  ist nach Gleichung (7.2) gleich dem Quotienten aus der mittleren Schubspannung  $\tau_{SF,mean}$  im Schubfeld und dem Winkel aus der Verzerrung des Schubfelds  $\gamma_{SF}$ . Die mittlere Schubspannung kann mit Hilfe der maximalen Schubspannung  $\tau_{max}$ , der Höhe des Biegeträgers  $h$  und des Schubfelds  $h_{SF}$  nach Gleichung (7.3) berechnet werden. Der Winkel  $\gamma_{SF}$  lässt sich mit Gleichung (7.5) aus der gemessenen Längenänderung der Diagonalen des Schubfelds  $\Delta e_{SF}$  und der Schubfeldhöhe  $h_{SF}$  ermitteln.

$$G_{0,90} = \frac{\tau_{SF,mean}}{\gamma_{SF}} \quad (7.2)$$

$$\tau_{mean} = \frac{2}{3} \tau_{max} \left( 1 + \frac{h^2 - h_{SF}^2}{2h^2} \right) \quad (7.3)$$

$$\tau_{max} = \frac{3 F_1}{4 b h} \quad (7.4)$$

$$\gamma_{SF} = \frac{d \Delta h_{SF}}{d l_{SF}} = \frac{\sqrt{2} \Delta e_{SF}}{h_{SF}} \quad (7.5)$$

$\tau_{max}$	maximale Schubspannung in N/mm <sup>2</sup>
$\tau_{SF,mean}$	mittlere Schubspannung im Schubfeld in N/mm <sup>2</sup>
$F_1$	gesamte Druckkraft in N
$b$	Breite des BSH-Trägers in mm
$h$	Höhe des BSH-Trägers in mm
$h_{SF}$	Höhe des Schubfelds in mm
$l_{SF}$	Länge des Schubfelds in mm
$\Delta e_{SF}$	gemessenen Längenänderung der Diagonalen des Schubfeldes in mm
$\gamma_{SF}$	Winkel aus der Verzerrung des Schubfeldes in Grad

In Abbildung 7.5.1 a sind die Druck- und Zugspannungen infolge der Momentenbelastung  $M_y$  dargestellt. Das mittlere Diagramm zeigt die Schubspannung im Allgemeinen und die mittlere Schubspannung im Schubfeld. Die Verzerrung des Schubfeldes wird in Abbildung 7.5.1 c verdeutlicht.

An den sechs Biegeträgern mit jeweils vier Schubfeldern wurden in den Drei-Punkt-Biegeprüfungen die globale Durchbiegung und die Längenänderung jeder Schubfelddiagonalen  $\Delta e_{SF,i}$  bestimmt. Die jeweiligen Schubmoduln  $G_{0,90,i}$  wurden separat nach den Gleichungen (7.2) bis (7.5) errechnet.

### 7.5.3 Statistische Analyse der Schubmoduln

Die 48 Messungen des Schubmoduls wurden an sechs Biegeträgern durchgeführt. In einem zum Rhombus verzerrten Schubfeld verkürzt sich eine Diagonale während sich die andere verlängert. Zumindest die zwei Messungen in einem Schubfeld repräsentieren das gleiche Prüfvolumen und können daher als gepaarte Stichproben aufgefasst werden. Die Abbildung 7.5.2 zeigt diese Paare. Das Bestimmtheitsmaß der als durchgehende Linie dargestellten Regressionsgeraden beträgt  $r^2 = 0,461$ .

Die Varianzen der gepaarten Stichproben wurden mit einem F-Test auf Gleichheit geprüft. Der  $p$ -Wert beträgt 0,81. Die Null-Hypothese, dass die Varianzen der gepaarten Stichproben gleich sind, kann demnach nicht verworfen werden. Der t-Test setzt die Gleichheit der Varianzen voraus. Mit einem zweiseitige t-Test wurde geprüft, ob die gepaarten Stichproben den gleichen Mittelwert aufweisen. Der  $p$ -Wert beträgt 0,72; somit kann die Gleichheit der Mittelwerte nicht verworfen werden. Als nicht-parametrischer Test kam der Wilcoxon-Vorzeichen-Rang-Test zum Einsatz. Mit  $p = 0,82$  liefert er ein ganz ähnliches Resultat. Die Stichproben können demnach nicht als statistisch unabhängig betrachtet werden und bei der Berechnung des charakteristischen Schubmoduls darf nicht mit  $n = 48$  gerechnet werden.

In Abbildung 7.5.3 sind die QQ-Diagramme des Schubmoduls von Eschen-Brettschichtholz bei Normal-, Lognormal- bzw. Weibull-Verteilung dargestellt. Die durchgezogene schwarze Linie stellt jeweils die Regressionsgerade dar, die strichlierte verläuft jeweils durch die Wertepaare für das 25%- und 75%-Quantil. Für die Lognormalverteilung ergibt sich das größte Bestimmtheitsmaß mit  $r^2 = 0,933$ .

Der Mittelwert des Schubmoduls des Eschen-Brettschichtholzes für alle Messungen  $i = 1 \dots 48$  betrug  $G_{0,90,\text{mean}} = 1086 \text{ N/mm}^2$  und der Variationskoeffizient 10,4%. Der Kolmogorov-Smirnov-Test der 48 logarithmierten Schubmoduln  $\ln G_{0,90,i}$  auf Normalverteilung ergibt einen  $p$ -Wert von 0,25. Die Nullhypothese, dass die Schubmoduln einer lognormalverteilten Grundgesamtheit entsprechen, kann demnach nicht verworfen werden. Mit Hilfe der Student'schen Verteilung wurde für die Mittelwerte für die jeweiligen BSH-Träger bei einer statistischen Sicherheit von 75% der Mittelwert der Grundgesamtheit zu  $G_{0,90,\text{mean}} = 1086 \pm 50 \text{ N/mm}^2$  errechnet. Die Mittelwerte der Schub- und Elastizitätsmoduln je Biegeträger sind in Tabelle 7.5.1 zusammengefasst.

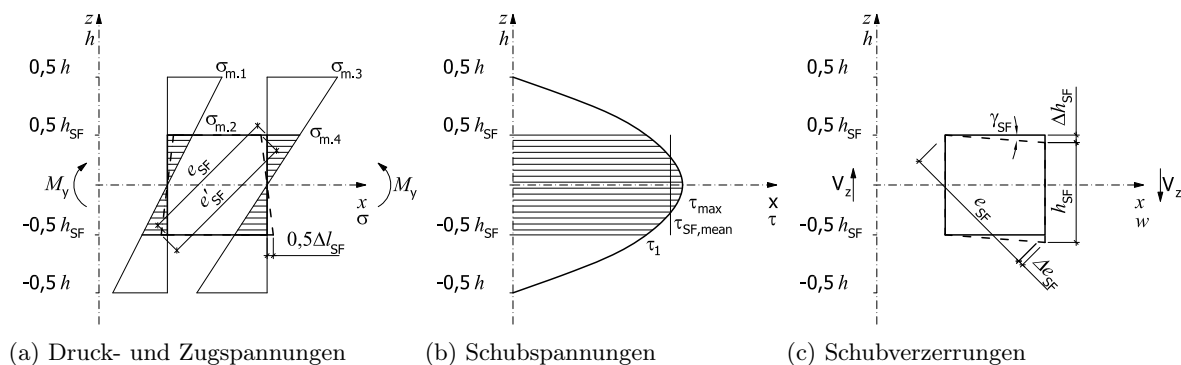


Abb. 7.5.1: Spannungs- und Verformungszustände am Schubfeld

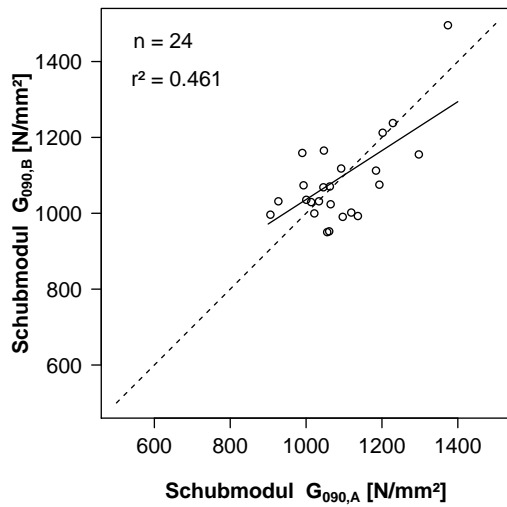
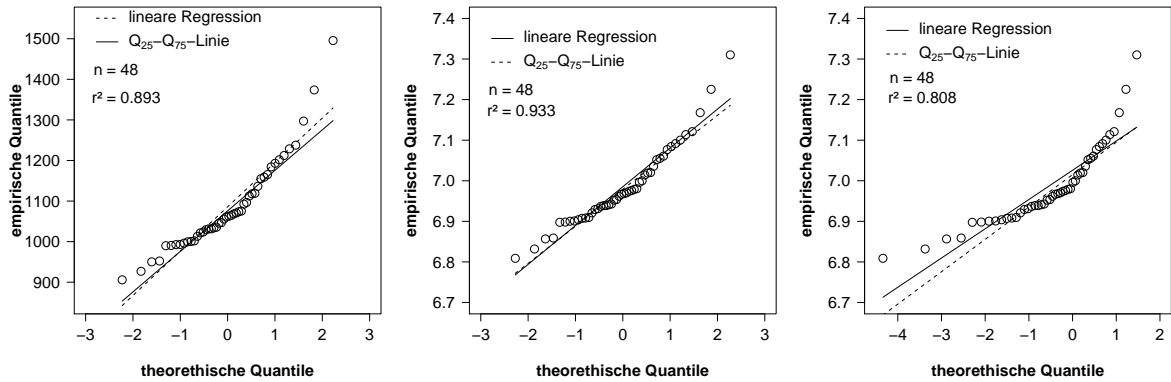


Abb. 7.5.2: Vergleich der gepaarten Schubmoduln, welche aus den verkürzten bzw. verlängerten Diagonalen eines Schubfeldes resultieren



(a) Normalverteilung

(b) Lognormalverteilung

(c) Weibull-Verteilung

Abb. 7.5.3: QQ-Diagramme des Schubmoduls von Eschen-BSH bei Normal-, Lognormal- bzw. Weibull-Verteilung

Tab. 7.5.1: Schubmoduln und Biege-Elastizitätsmoduln für Eschen-BSH bei 12 % Holzfeuchte

Nr.	Drei-Punkt-Biegeprüfung		Vier-Punkt-Biegeprüfung			ON EN 408 (2010)		Gl. (7.6)
	mittlerer Schubmodul $G_{0,90,mean}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	globaler E-Modul $E_{glob,3Pkt}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	globaler E-Modul $E_{glob,4Pkt}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	lokaler E-Modul $E_{loc,4Pkt}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	max. Abweichung lok./glob. [  %  ]	lokaler E-Modul $E_{loc}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	scheinb. E-Modul $E_{glob,app}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	berechn. E-Modul $E_{calc}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
1	1 076	17 229	17 141	17 205	0,4	16 839	13 944	17 424
2	1 064	16 207	16 044	16 054	0,1	16 063	13 181	16 283
3	1 257	14 895	19 695	19 324	1,9	23 273	16 840	19 710
4	1 043	12 642	12 505	12 813	2,4	14 616	10 793	12 834
5	1 029	16 841	16 435	16 394	0,2	16 660	14 138	16 583
6	1 047	12 582	12 152	12 503	2,8	13 630	10 488	12 498
Mittel	1 086	15 066	15 662	15 716	1,3	16 847	13 231	15 889
St.-Abw.	113	2 216	2 880	2 629	1,2	3 384	2 359	2 772
CoV	10,4	14,7	18,4	16,7	93,3	20,1	17,8	17,4

Das empirische 5%-Quantil des Schubmoduls beträgt 950 N/mm<sup>2</sup>. Mit der Anzahl der Probenpaare von  $n = 24$  ergibt sich  $k_s = 1,9011$  nach ON EN 14 358 (2007) und  $G_{0,90,05} = 895 \text{ N/mm}^2 \approx 900 \text{ N/mm}^2$ .



Bei den Vier-Punkt-Biegeprüfungen wurde die Durchbiegung im querkraftfreien Bereich und die globale Durchbiegung gemessen. Aus der Arbeitsgleichung wurde der globale und der lokale Elastizitätsmodul,  $E_{\text{glob,4Pkt}}$  und  $E_{\text{loc,4Pkt}}$ , mit Hilfe des Schubmoduls bestimmt (siehe Tabelle 7.5.1). Die Abweichungen zwischen globalem und lokalem Elastizitätsmodul betragen im Mittel 1,3 %.

Der lokale Elastizitätsmodul nach ON EN 408 (2010) übersteigt  $E_{\text{loc,4Pkt}}$  um 7,2 %, da die geprüften Träger wesentlich gedrungener waren als nach ON EN 408 (2010) gefordert. Die Schubverzerrungen sind nicht mehr zu vernachlässigen und führen beim scheinbaren Elastizitätsmodul  $E_{\text{glob,app}}$  zu größeren Abweichungen. Mit Hilfe der Gleichung (7.6) nach Bogensperger, Unterwieser und Schickhofer (2006, S. 4) kann man den scheinbaren Elastizitätsmodul  $E_{\text{app}}$  in den tatsächlichen Biege-Elastizitätsmodul  $E_{\text{m}}$  umrechnen. Die Übereinstimmung ist – wie auf Grund der jeweils mechanischen Herleitung zu erwarten – sehr groß und die kleinen Unterschiede resultieren aus der Prüfkfiguration und Messungenauigkeiten.

$$E_{\text{m}} = \frac{E_{\text{app}} \left(1 - \frac{4a^2}{3l^2}\right)}{1 - \frac{4a^2}{3l^2} - 8 \frac{E_{\text{app}} I}{G_{0,90} A_{\text{shear}} l^2}} = \frac{E_{\text{app}} \left(1 - \frac{4a^2}{3l^2}\right)}{1 - \frac{4a^2}{3l^2} - \frac{2 E_{\text{app}} h^2}{3 G_{0,90} l^2}} \quad (7.6)$$

$E_{\text{m}}$	Biege-Elastizitätsmodul in N/mm <sup>2</sup>
$E_{\text{app}}$	scheinbarer Biege-Elastizitätsmodul in N/mm <sup>2</sup>
$G_{0,90}$	Schubmodul in Faserlängsrichtung in N/mm <sup>2</sup>
$a$	horizontaler Abstand zwischen Auflager und Lasteinleitung in mm
$l$	horizontaler Abstand zwischen den Auflagern in mm
$A_{\text{shear}}$	Scherfläche in mm <sup>2</sup>

## 7.6 Resümee zum Schubmodul von Eschen-BSH

Der mittlere Schubmodul des geprüften Eschen-Brettschichtholzes unsortierter Lamellen beträgt 1 086 N/mm<sup>2</sup>, der Variationskoeffizient konnte zu 10 % berechnet werden. Abplanalp (2011, S. 13) gibt für BSH aus Esche- bzw. Buchenholz als mittleren Schubmodul 1 000 N/mm<sup>2</sup> für Festigkeitsklassen GL40k bis GL48h an, d. h. einen um 7,9 % kleineren Wert. Büeler (2011, S. 2) publizierte 1 000 N/mm<sup>2</sup> als Mittelwert des Schubmoduls von Eschen-BSH. Der von Gehri (2010b, S. 2) für Eschen-BSH ermittelte Schubmodul von 1 100 N/mm<sup>2</sup> kann als Obergrenze aufgefasst werden. Alle bisher publizierten Werte liegen eng beieinander und lassen den Mittelwert des Schubmoduls von Eschen-BSH mit 1 000 N/mm<sup>2</sup> als gut abgesichert erscheinen. Das empirische 5%-Quantil des Schubmoduls beträgt  $G_{0,90,05} \approx 900 \text{ N/mm}^2$ .



## 7.7 Zusammenfassung zur Schubfestigkeit von Eschen-BSH

### Randbedingungen

Anzahl der Serien:	3
Anzahl der Biegebalken pro Serie:	5
Schubflächen der einzelnen Serien:	336, 429 und 752 cm <sup>2</sup>
Rohdichte des Eschen-Brettschichtholzes:	≈ 750 kg/m <sup>3</sup>
Holzfeuchte des Eschen-Brettschichtholzes:	≈ 10,85 %

### Charakteristische und mittlere Schubfestigkeit von Eschen-BSH bei 12% Holzfeuchte

$$f_{v,\text{mean}} = 6,3 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } CoV = 9,2\%$$

$$f_{v,k} = 5,2 \text{ N/mm}^2 \quad \text{nach ON EN 14 358 (2007)}$$

$f_{v,\text{mean}}$	Mittelwert des Schubfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$f_{v,k}$	Mittelwert des Schubfestigkeit in N/mm <sup>2</sup>
$CoV$	Variationskoeffizient

## 7.8 Zusammenfassung zum Schubmodul von Eschen-BSH

### Randbedingungen

Anzahl der Biegebalken:	6
Anzahl der vermessenen Schubfelddiagonalen:	48
mittlere Rohdichte des Eschen-Brettschichtholzes:	≈ 750 kg/m <sup>3</sup>
Holzfeuchte des Eschen-Brettschichtholzes:	8,57 ... 8,78 ... 9,03 %

### Mittelwert des Schubmoduls von Eschen-BSH bei 12% Holzfeuchte

$$G_{\text{mean}} = 1\,000 \text{ N/mm}^2 \quad \text{mit } CoV = 10\%$$

$G_{\text{mean}}$	Mittelwert des Schubmoduls in N/mm <sup>2</sup>
$CoV$	Variationskoeffizient



## 8 Zusammenfassung

Die mechanischen Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz übertreffen die der üblichen Nadelhölzer bei weitem, wie durch tausende Prüfungen nach den aktuellen Prüfnormen und die neuen Bemessungsmodelle nachgewiesen werden konnte. Zusammenfassend sollen im Folgenden die Ergebnisse dargestellt und mit den genormten Werten für häufig verwendete Nadelholzprodukte verglichen werden.

Die charakteristische Querdruckfestigkeit von Buchen-BSH beträgt  $f_{c,90,k} = 7,2 \text{ N/mm}^2$  und der mittlere Elastizitätsmodul quer zur Faserrichtung  $E_{c,90,\text{mean}} = 1\,050 \text{ N/mm}^2$ . Eschen-BSH übertrifft diese hohen Werte noch mit  $f_{c,90,k} = 7,5 \text{ N/mm}^2$  und  $E_{c,90,\text{mean}} = 1\,200 \text{ N/mm}^2$ . Für BSH aus Nadelholz wurden in [FprEN 14080 \(2012, S. 25 f.\)](#)  $f_{c,90,g,k} = 2,5 \text{ N/mm}^2$  und  $E_{90,g,k} = 300 \text{ N/mm}^2$  festgelegt, d. h. etwa ein Drittel. [ON EN 338 \(2009, S. 7\)](#) überschätzt die Querdruckfestigkeit von Laubholz, da schon für die Festigkeitsklasse D18  $7,8 \text{ N/mm}^2$  angegeben werden. Die Zulassung [Z-9.1-679 \(2013, S. 9\)](#) legt mit  $8,4 \text{ N/mm}^2$  auch einen vergleichsweise hohen Wert fest. Der ermittelte Querdruckbeiwert  $k_{c,90} = 1,2$  für einseitiges Vorholz bzw.  $k_{c,90} = 1,5$  für beidseitiges Vorholz bei Schwellen ermöglicht deutlich wirtschaftlichere Konstruktionen, da bisher in [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 41\)](#) die Lastausbreitung bei Laubholz rechnerisch nicht berücksichtigt wurde.

Die charakteristische Querkzugfestigkeit von Buchen-BSH nach [ON EN 408 \(2010, S. 20\)](#) beträgt  $f_{t,90,k} = 2,2 \text{ N/mm}^2$ , wobei die Breite des Querschnitts wegen des Einflusses von Rissen nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 43\)](#) mit  $k_{cr} = 0,67$  abgemindert werden soll. Bei Eschen-BSH ergibt sich mit  $f_{t,90,k} = 1,2 \text{ N/mm}^2$  zwar ein deutlich geringerer Wert. Dieser liegt aber immer noch beim Doppelten des in [ON EN 338 \(2009, S. 7\)](#) für Laubvollholz festgelegten Wertes. Die Erfahrungen mit Rissbildungen durch das Überschreiten der Querkzugfestigkeit bei Nadelholzkonstruktionen mahnen zur Vorsicht bei der Festlegung von normativen Werten. Doch im Vergleich zu der charakteristischen Querkzugfestigkeit von Vollholz oder BSH aus Nadelholz sind die derzeit für Laubholz genormten Werte deutlich zu niedrig.

Das Bemessungsmodell für den charakteristischen Auszieh Widerstand von Holzbauschrauben mit 4 bis 12 mm Durchmesser und Gewindestangen mit Gewinde nach [DIN 7998 \(1975\)](#) und 20 mm Durchmesser wurde für Buchen-, Eschen- und Robinienholz entwickelt und deckt einen Rohdichtebereich von 575 bis  $915 \text{ kg/m}^3$  ab. Der Einfluss der Holzfeuchte auf den Auszieh Widerstand wurde zwischen 5 und 24 % untersucht und festgestellt, dass der Auszieh Widerstand bei 12 % Holzfeuchte eingebrachten Holzbauschrauben parallel zur Faserrichtung mit jedem Prozent steigender Holzfeuchte um 2,7 % sinkt. Bei quer zur Faserrichtung eingebrachten Holzbauschrauben beträgt der Abfall 2,4 % je Prozent steigender Holzfeuchte. Die Schraubenspitze hat einen geringen Auszieh Widerstand als das Regelgewinde. Daher basiert das Bemessungsmodell nicht auf der nominellen sondern auf der effektiven Einschraublänge  $l_{\text{ef}} = l_{\text{nom}} - 1,1 d$ . Für Einschraubwinkel ab  $30^\circ$  darf der charakteristische Auszieh Widerstand als konstant angenommen werden:  $R_{\text{ax},k} = 2 \cdot 10^{-3} l_{\text{ef}}^{1,6} \rho_k^{0,66}$ . Die charakteristischen Auszieh Widerstände

steigen in Eschen-, Buchen- und Robinienholz im Mittel nach dem neuen Bemessungsmodell um das 1,74-fache gegenüber dem auf Nadelholz beruhendem Bemessungsmodell der [ON EN 1995-1-1 \(2009\)](#).

Anders als beim Auszieh Widerstand war das Bemessungsmodell für die Lochleibungsfestigkeit der Laubhölzer nach [ON EN 1995-1-1 \(2009, S. 41\)](#) bereits an die spezifischen Eigenschaften der Laubhölzer angepasst worden. Jedoch wurde durch die Erweiterung der Prüfergebnisse auf den Stabdübeldurchmesser von 6 mm der nichtlineare Einfluss des Durchmessers deutlicher. Außerdem wurde die Abhängigkeit der Lochleibungsfestigkeit vom Kraft-Faser-Winkel und der Holzfeuchte durch die Prüfergebnisse so präzisiert, dass mit dem neuen Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit präzisere Vorhersagen möglich sind. Bereits vorhandene Prüfergebnisse wurden soweit möglich einbezogen. Somit gilt das neue Bemessungsmodell für die charakteristische Lochleibungsfestigkeit für alle Laubhölzer mit einer Rohdichte zwischen 565 und 1 190 kg/m<sup>3</sup>:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,60 \cdot 10^{-3} d^{-0,20} \rho_k^{1,57}}{(1 - k_{h,90}) \cos^3 \alpha + k_{h,90}} \quad \text{mit}$$
$$k_{h,90} = 0,48 d^{0,33}.$$

Die Lochleibungsfestigkeit des Eschenholzes bei 12 % Holzfeuchte fällt mit jedem Prozent Holzfeuchtezunahme um 4 % parallel bzw. 3 % quer zur Faserrichtung. Ähnlich wie beim Bemessungsmodell für den charakteristischen Auszieh Widerstand von Holzbauschrauben geht die Rohdichte mit einem Exponenten von etwa 1,6 ein.

Die Schubfestigkeit und der Schubmodul von Eschen-BSH wurden an fünfzehn bzw. sechs Biegebalken bestimmt. Die Mittelwerte ergaben sich zu  $f_{v,\text{mean}} = 6,3 \text{ N/mm}^2$  und  $G_{\text{mean}} = 1 000 \text{ N/mm}^2$ . Damit werden bereits publizierte, ebenfalls auf nur wenigen Prüfungen beruhenden Werte, bestätigt.

In den einzelnen Kapiteln wurden Ideen zum weiteren Forschungsbedarf und Vorschläge zur Verbesserung bestehender Normen unterbreitet. In mindestens einem österreichischen Betrieb wird Brettschichtholz aus Birke vorangetrieben und es wird in der Arbeitsgruppe 3 des Technischen Komitees 125 (CEN/TC 124 WG3) auf europäischer Ebene ein Normenprojekt zu Brettschichtholz aus Laubholz geben. Die vorliegende Arbeit baut auf vielfältigen Publikationen auf, möchte einen Beitrag zum Einsatz von Laubholzprodukten für lastabtragende Bauteile leisten und will zur Diskussion anregen.

# Literaturverzeichnis

- [89/106/EWG 1988] EUROPÄISCHE UNION: Richtlinie 89/106/EWG des Rates vom 21. Dezember 1988 zur Angleichung der Rechts- und Verwaltungsvorschriften der Mitgliedstaaten über Bauprodukte. In: *Amtsblatt der Europäischen Union* (1988), 21. Dezember, S. 0012–0026. – URL <http://eur-lex.europa.eu/LexUriServ/LexUriServ.do?uri=CELEX:31989L0106:de:HTML>. – Zugriffsdatum: 21. Februar 2011
- [Abplanalp 2011] ABPLANALP, Bruno: Ökonomiegebäude Lauenen mit Buchen-BSH / neue Holzbau AG. Lungern, 10. Juni 2011. – Schlussbericht
- [Acument 2007] ACUMENT: Torx Plus drive system / Acument global technologies North America. Sterling Heights, 2007. – Firmenprospekt
- [Agricola 1556] AGRICOLA, Georgius: *De re metallica*. 1556. – Translated from the first latin edition 1556 by Herbert Clark Hoover and Lou Henry Hoover 1912
- [Aicher 1994] AICHER, Simon: Bruchenergien, kritische Energiefreisetzungsraten und Bruchzähigkeiten von Fichte bei Zugbeanspruchung senkrecht zur Faserrichtung. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 52 (1994), November, Nr. 6, S. 361–370
- [Aicher und Dill-Langer 2001] AICHER, Simon ; DILL-LANGER, Gerhard: Zeitstandfestigkeit von Fichten-Vollholz bei transversaler Zugbeanspruchung. In: *Otto-Graf-Journal* 10 (2001), S. 99–112
- [Aicher u. a. 2002] AICHER, Simon ; DILL-LANGER, Gerhard ; KLÖCK, W.: Evaluation of different size effect models for tension perpendicular to grain strenght of glulam. In: *Proceedings of the CIB-W18A Meeting*. Kyoto, September 2002. – Paper 35-6-2
- [Aicher u. a. 1998] AICHER, Simon ; DILL-LANGER, Gerhard ; RANTA-MAUNUS, Alpo: Duration of load effect in tension perpendicular to the grain in different climates. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 56 (1998), S. 295–305
- [Aicher und Reinhardt 2007] AICHER, Simon ; REINHARDT, H.-W.: Delaminierungseigenschaften und Scherfestigkeiten von verlebten rotkernigen Buchenholzlamellen. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 65 (2007), Nr. 2, S. 125–136
- [Aicher und Stapf 2010] AICHER, Simon ; STAPF, G.: Fatigue behaviour of finger jointed lumber. In: *Proceedings of CIB-W18*. Nelson, New Zealand, 2010. – Paper 43-12-1
- [Aicher und von Ruckteschell 2012] AICHER, Simon ; VON RUCKTESCHELL, Nikolai: Brettschichtholz aus Eiche. In: *2. Stuttgarter Holzbau-Symposium*. Stuttgart, 8./9. November 2012, S. 145–154
- [AITC 119 1996] AITC 119: *Standard specifications for structural glued laminated timber of hardwood species*. 2. März 1996
- [Akamatsu 1990] AKAMATSU, Akira: Effects of withdrawal resistance, screw-shank diameter, screw-length and specific gravity on the lateral resistance of screw-wood joints with steel side-members. In: *Mokuzai Gakkaishi* 36 (1990), Nr. 1, S. 15–21. – ISSN 0021-4795
- [Anonymus 1980] ANONYMUS: Schraubenherstellung. In: *Wie Geht Das* (1980), Nr. 49, S. 1345–1348
- [Anonymus 2008] ANONYMUS: Ursache und Vermeidung der Wasserstoffversprödung / Betz-Chrom GmbH. Gräfelfing, 8. Februar 2008. – Technische Information IV. – URL <http://www.betz-chrom.de/pdf/Technische%20Information%20VI.pdf>. – Zugriffsdatum: 21. Februar 2010
- [ANSI/NFoPA NDS-91 1991] ANSI/NFoPA NDS-91: *National design specification for wood construction*. 1991
- [ASP 2010] BAYERISCHES AMT FÜR FORSTLICHE SAAT- UND PFLANZENZUCHT (ASP) (Hrsg.): *Herkunftsempfehlungen für forstliches Vermehrungsgut in Bayern*. München : Bayerisches Staatsministerium für Ernährung, Landwirtschaft und Forsten, September 2010
- [ASTM D143 2009] ASTM D143: *Standard test methods for small clear specimens of timber*. 2009
- [ASTM D1761 2006] ASTM D1761: *Standard test methods for mechanical fasteners in wood*. 2006
- [ASTM D245 2006] ASTM D245: *Practice for establishing structural grades and related allowable properties for visually graded lumber*. 2006



- [ASTM D5764 2007] ASTM D5764: *Standard test method for evaluating dowel-bearing strength of wood and wood-based products*. 1. April 2007
- [Astrup u. a. 2007] ASTRUP, Thomas ; CLORIUS, Christian Odin ; DAMKILDE, Lars ; HOFFMEYER, Preben: Size effect of glulam beams in tension perpendicular to grain. In: *Wood Science and Technology* 41 (2007), Nr. 4, S. 361–372
- [Augustin u. a. 2006] AUGUSTIN, Manfred ; RULI, Andi ; BRANDNER, Reinhard ; SCHICKHOFER, Gerhard: Behavior of glulam in compression perpendicular to grain in different strength grades and load configurations. In: *Proceedings of CIB-W18*. Florence, Italy, August 2006. – Paper 39-12-6
- [Baumann 1922] BAUMANN, Richard ; MEYER, D. (Hrsg.) ; SEYFFERT, M. (Hrsg.): *Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens*. Bd. 231: *Die bisherigen Ergebnisse der Holzprüfungen in der Materialprüfungsanstalt an der Technischen Hochschule Stuttgart*. Berlin : Verlag des Vereines deutscher Ingenieure, 1922
- [Bejtka 2005] BEJTKA, Ireneusz: *Verstärkungen von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben*. Karlsruhe, Universität Karlsruhe (TH), Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktion, Band 2 der Reihe Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Januar 2005
- [Büeler 2011] BÜELER, Michael: *Schubverhalten von Brettschichtholzträgern aus Buche und Esche*. Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion – Stahl-, Holz- und Verbundbau, ETH Zürich, Masterarbeit, 4. Juli 2011
- [Bennett 1988] BENNETT, Michael: Development of the machine-made wood screw in England 1760–1860. In: *Conservation News* 35 (1988), März, S. 22–25. – ISSN 0309-2224
- [Bernasconi 1996] BERNASCONI, Andrea: *Tragverhalten von Holz senkrecht zur Faserrichtung mit unterschiedlicher Anordnung der Schub- und Biegearmierung*, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Dissertation, 1996. – Dissertation Nr. 11 687, Publikation Nr. 96-3
- [Bertram 2006] BERTRAM, Albrecht: *Reibung zwischen festen Körpern / Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Maschinenbau, Lehrstuhl Festigkeitslehre*. 6. Oktober 2006. – Vorlesungsskript
- [Blaß 2010] BLASS, Hans Joachim: *Re: Holzschrauben in Laubholz-BSH*. E-Mail. 27. Juli 2010
- [Blaß und Bejtka 2003] BLASS, Hans Joachim ; BEJTKA, Ireneusz: Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben. In: *Bauen mit Holz* 105 (2003), Oktober, Nr. 10, S. 28–36
- [Blaß u. a. 2006] BLASS, Hans Joachim ; BEJTKA, Ireneusz ; UIBEL, Thomas: *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*. Bd. 4: *Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde*. Karlsruhe : Universitätsverlag Karlsruhe, 2006. – ISBN 978-3-86644-034-0
- [Blaß u. a. 2000] BLASS, Hans Joachim ; BIENHAUS, Adriane ; KRÄMER, Volker: Effectiv bending capacity of dowel-type fasteners. In: *Proceedings of CIB-W18*. Delft, August 2000. – Paper 33-7-5
- [Blaß u. a. 2005] BLASS, Hans Joachim ; DENZLER, Julia K. ; FRESE, Matthias ; GLOS, Peter ; LINSENMANN, Peter: *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*. Bd. 1: *Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus Buche*. Karlsruhe : Universitätsverlag Karlsruhe, 31. Januar 2005. – URL <http://digbib.ubka.uni-karlsruhe.de/volltexte/1000001371>. – Zugriffsdatum: 12. Juli 2010. – ISBN 3-937300-40-6
- [Blaß und Fellmoser 2006] BLASS, Hans Joachim ; FELLMOSE, Peter: *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*. Bd. 3: *Druckrohrleitungen aus Holz*. Karlsruhe : Universitätsverlag Karlsruhe, 2006. – ISBN 3-86644-025-1
- [Blaß und Görlacher 2004] BLASS, Hans Joachim ; GÖRLACHER, Rainer: Compression perpendicular to the grain. In: *Proceedings of the 8<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)* Bd. 2. Lahti, Finland, 14.–17. Juni 2004, S. 435–440. – URL <http://www.rz.uni-karlsruhe.de/~gc20/IHB/PUBLIC/35.pdf>
- [Blaß und Laskewitz 2003] BLASS, Hans Joachim ; LASKEWITZ, Bernd: Tragfähigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und Zwischenschichten. In: *Bauen mit Holz* 105 (2003), Heft 1 S. 26–35 und Heft 2 S. 30–34
- [Blaß und Schmid 1999] BLASS, Hans Joachim ; SCHMID, Martin: *Ermittlung der Querkzugfestigkeit von Voll- und Brettschichtholz / Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Fridericiana Karlsruhe. Fraunhofer-IRB-Verl., 1999 (T 2844)*. – Forschungsbericht. – ISBN 3-8167-5473-2
- [Blaß und Schmid 2001] BLASS, Hans Joachim ; SCHMID, Martin: Querkzugfestigkeit von Vollholz und Brettschichtholz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 58 (2001), Nr. 6, S. 456–466

- [Bodig 1965] BODIG, Josef: The effect of anatomy on the initial stress-strain relationship in transverse compression. In: *Forest Products Journal* 15 (1965), Nr. 5, S. 197–202
- [Bodig und Jayne 1982] BODIG, Jozsef ; JAYNE, Benjamin A.: *Mechanics of wood and wood composites*. Kap. Determination of mechanical properties, S. 394–460. Malabar, Florida : Krieger Publishing Company, 1982. – ISBN 0-89464-777-6
- [Bogensperger u. a. 2011] BOGENSPERGER, Thomas ; AUGUSTIN, Manfred ; SCHICKHOFER, Gerhard: Properties of CLT-panels exposed to compression perpendicular to their plane. In: *Proceedings of CIB-W18*. Alghero, Italien, August 2011. – Paper 44-12-1
- [Bogensperger u. a. 2006] BOGENSPERGER, Thomas ; UNTERWIESER, Helene ; SCHICKHOFER, Gerhard: The mechanical inconsistency in the evaluation of the modulus of elasticity according to EN 384. In: *Proceedings of CIB-W18*. Florence, Italy, 2006. – Paper 39-21-2
- [Bogusch 1985] BOGUSCH, Walter: Neuartiges Holz-Raumfachwerk überspannt den „Seepark“-Saal in Arbon. Forschungsergebnis in Praxis umgesetzt. In: *Schweizer Holzbau* 51 (1985), Nr. 7, S. 35–38
- [Bogusch 2011a] BOGUSCH, Walter: Eschenholz im Tragwerkbau. In: *Newsletter Forum Holzbau* 51 (2011), März
- [Bogusch 2011b] BOGUSCH, Walter: Neue Wege – bauen und gestalten mit Laubholz. In: *Newsletter Forum Holzbau* 53 (2011), März, S. 1–4
- [Bosshard u. a. 1980] BOSSHARD, Hans Heinrich ; GEHRI, Ernst ; SCHMIDER, P.: Verleimbarkeit von Buchenholz. Zürich, Januar 1980. – Rechenschaftsbericht. Schweizerische Arbeitsgemeinschaft für Holzforschung
- [Brandner u. a. 2012] BRANDNER, Reinhard ; GAT-TERNIG, Wolfgang ; SCHICKHOFER, Gerhard: Determination of shear strength of structural and glued laminated timber. In: *Proceedings of CIB-W18*. Växjö, Sweden, 2012. – ISSN 1864-1784
- [Brassel und Brändli 1999] BRASSEL, Peter (Hrsg.) ; BRÄNDLI, Urs-Beat (Hrsg.): *Schweizerisches Landesforstinventar. Ergebnisse der Zweitaufnahme 1993–1995*. Bern, Stuttgart, Wien : Paul Haupt, 1999. – Eidgenössische Forschungsanstalt für Wald, Schnee und Landschaft (Birmensdorf), Bundesamt für Umwelt, Wald und Landschaft (Bern). – ISBN 3-258-05897-0
- [Brassel und Brändli 2010] BRASSEL, Peter (Hrsg.) ; BRÄNDLI, Urs-Beat (Hrsg.): *Schweizerisches Landesforstinventar. Ergebnisse der dritten Erhebung 2004–2006*. Eidgenössische Forschungsanstalt für Wald, Schnee und Landschaft Birmensdorf, 2010. – ISBN 978-3-905621-47-1
- [British Patent 2306 1858] BOUSFIELD, George Tomlinson: Improvement in cutting threads of wood-screws (?). Loughborough Park, Brixton, 15. Oktober 1858. – British Patent
- [British Patent 2321 1855] BESSEMER, Henry: Improvements in the manufacture of cast steel. 17. Oktober 1855. – British Patent
- [British Patent 2341 1858] CLEGG, Robert Dawson: Manchester, 20. Oktober 1858. – British Patent
- [British Patent 4117 1817] COLBERT, John Gerard: Improvements in the method or methods of making screws of iron, brass, steel, or other metals, for the use of all kind of wood work. St Marylebone, 13. Mai 1817. – British Patent
- [British Patent 5473 1827] WRIGHT, Lemuel Wellman: Certain improvements in the combination and arrangement of machinery for making metal screws. Upper Kenningtonlane, 17. März 1827. – British Patent
- [British Patent 5473 1828] WRIGHT, Lemuel Wellman: Improvements in machinery for making screws. Mansfield-street, Borough Road, Surrey, 18. September 1828. – British Patent
- [British Patent 7291 1837] BERRY, Miles: Improvements in machinery, or apparatus for making or manufacturing metal screws, part or parts of which are also applicable to shaping metal for other purposes. Chancery-Lane, 28. Januar 1837. – British Patent
- [British Patent 751 1760] WYATT, Job ; WYATT, William: Cutting of screws of iron, called wood screws. Tatenhill and Burton-on-Trent, Staffordshire, 14. Mai 1760. – British Patent
- [British Patent 8005 1839] RYLAND, Thomas Henry: Improved manufacture of screws for wood in iron, brass, copper, or any mixed metals. Birmingham, 18. März 1839. – British Patent
- [Bröker und Krause 1991] BRÖKER, Friedrich-Wilhelm ; KRAUSE, H. A.: Orientierende Untersuchungen über das Haltevermögen dynamisch beanspruchter Holzschrauben. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 49 (1991), Nr. 10, S. 381–384

- [Bröker und Schwab 1988] BRÖKER, Friedrich-Wilhelm ; SCHWAB, Eckart: Torsionsprüfung von Holz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 46 (1988), Nr. 2, S. 47–52
- [Bundesamt für Statistik 2012] BUNDESAMT FÜR STATISTIK: *Holzproduktion*. 2012. – URL <http://www.agr.bfs.admin.ch>. – Zugriffsdatum: 31. Januar
- [Bundesministerium für Land- und Forstwirtschaft, Umwelt und Wasserwirtschaft 2010] BUNDESMINISTERIUM FÜR LAND- UND FORSTWIRTSCHAFT, UMWELT UND WASSERWIRTSCHAFT: *Holzeinschlag in Österreich*. 2010. – URL <http://duz.lebensministerium.at/duz/duz/theme/view/940621/792291/750/700?REF=popup>. – Zugriffsdatum: 5. Januar 2011
- [Burgert u. a. 1999] BURGERT, Ingo ; BERNASCONI, Andrea ; ECKSTEIN, Dieter: Evidence for the strength function of rays in living trees. In: *European Journal of Wood and Wood Products* 57 (1999), Nr. 5, S. 397–399
- [BWI<sup>2</sup> 2004] BUNDESMINISTERIUM FÜR ERNÄHRUNG, LANDWIRTSCHAFT UND VERBRAUCHERSCHUTZ: *Bundeswaldinventur<sup>2</sup>. Alle Ergebnisse und Berichte der zweiten Erhebungen von 2001 bis 2002*. 2004. – URL <http://www.bundeswaldinventur.de>. – Zugriffsdatum: 5. Januar 2011
- [CAN/CSA-O86-01 2005] CAN/CSA-O86-01: *Engineering design in wood*. 2005
- [Celebi und Kilic 2007] CELEBI, Gülser ; KILIC, Murat: Nail and screw withdrawal strength of laminated veneer lumber made up hardwood and softwood layers. In: *Construction and Building Materials* 21 (2007), Nr. 4, S. 894–900. – ISSN 0950-0618
- [Cizek und Richolson 1957] CIZEK, A. W., Jr. ; RICHOLSON, J. M.: Research and development report on the establishment of index values for immediate axial withdrawal resistance of six common ship building woods to five types of 2-inch, No. 12 wood screws / Material Lab. Tech. Rept., New York Naval Shipyard. Brooklyn, New York, 1957. – Progress Report 4
- [Cockrell 1933] COCKRELL, Robert A.: A study of the screw-holding properties of wood / New York State College of Forestry. Syracuse, New York, 1933. – Technical Publication No. 44
- [CUAP 06.03/08 2010] DEUTSCHES INSTITUT FÜR BAUTECHNIK: *Self-tapping screws for use in timber constructions*. Dezember 2010. – Internal EOTA working document
- [Damkilde u. a. 1998] DAMKILDE, Lars ; HOFFMEYER, Preben ; PEDERSEN, Torben N.: Compression strength perpendicular to grain of structural timber and glulam. In: *Proceedings of CIB-W18*. Savonlinna, Finland, August 1998. – Paper 31-6-4
- [de Moraes u. a. 2005] DE MORAES, Poliana Dias ; ROGAUME, Yann ; BOCQUET, Jean-François ; TRIBOULOT, Pascal: Influence of temperature on the embedding strength. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 63 (2005), S. 297–302
- [DE 42 06 222 C2 1999] GOSS, David ; SEIDL, Richard: Formkörper eines Antriebssystems oder Formwerkzeug zur Herstellung solcher Formkörper / Textron Inc. Rockford, 26. August 1999. – Deutsches Patent
- [Denzler und Glos 2007] DENZLER, Julia K. ; GLOS, Peter: Determination of shear strength values according to EN 408. In: *Materials and Structures* 40 (2007), Nr. 40, S. 79–86
- [DIBt 2012] DIBT: Verzeichnis der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen – Zulassungsbereich: Holzbau und Holzwerkstoffe. Berlin : Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt), 22. Februar 2012. – Forschungsbericht
- [DIBt 2013] DIBT: Verzeichnis der allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassungen – Zulassungsbereich: Holzbau und Holzwerkstoffe. Berlin : Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt), 3. Januar 2013. – Forschungsbericht
- [Dietsch und Winter 2009] DIETSCH, Philipp ; WINTER, Stefan: Typische Tragwerksmängel im Ingenieurholzbau und Empfehlungen für Planung, Ausführung und Instandhaltung. In: SCHICKHOFER, Gerhard (Hrsg.) ; HÜBNER, Ulrich (Hrsg.): *8. Grazer Holzbau-Fachtagung: Bestandsanalyse und Instandhaltung von Holzkonstruktionen*. Graz : holz.bau forschungs gmbh, 25. September 2009. – ISBN 978-3-85125-058-9
- [Dill-Langer 2004] DILL-LANGER, Gerhard: *Schädigung von Brettschichtholz bei Zugbeanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung*. Stuttgart, Otto-Graf-Institut, Forschungs- und Materialprüfungsanstalt Baden-Württemberg, Dissertation, 2004
- [Dill-Langer und Hamming 2012] DILL-LANGER, Gerhard ; HAMMING, Jan: Brettschichtholz aus Edelkastanie. In: *2. Stuttgarter Holzbau-Symposium*. Stuttgart, 8./9. November 2012, S. 155–162
- [DIN 1052 2000] ENTWURF DIN 1052: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau*. Mai 2000

- [DIN 1052 2004] DIN 1052: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau*. August 2004
- [DIN 1052 2008] DIN 1052: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau*. Dezember 2008
- [DIN 1052 Teil 1 1988] DIN 1052 TEIL 1: *Holzbauwerke – Berechnung und Ausführung*. April 1988
- [DIN 1052 Teil 2 1988] DIN 1052 TEIL 2: *Holzbauwerke – Mechanische Verbindungen*. April 1988
- [DIN 50 014 1985] DIN 50 014: *Klimate und ihre technische Anwendung; Normalklimate*. Juli 1985
- [DIN 52 183 Teil 1 1970] DIN 52 183 TEIL 1: *Statistische Auswertungsverfahren; Häufigkeitsverteilung, Mittelwert und Streuung, Grundbegriffe und allgemeine Rechenverfahren*. November 1970. – gültig bis 02/1991
- [DIN 571 1975] DIN 571: *Sechskant-Holzschrauben*. Dezember 1975
- [DIN 571 2010] DIN 571: *Sechskant-Holzschrauben*. November 2010
- [DIN 68 364 2003] DIN 68 364: *Kennwerte von Holzarten – Rohdichte, Elastizitätsmodul und Festigkeiten*. Mai 2003
- [DIN 68 800-1 2011] DIN 68 800-1: *Holzschutz – Teil 1: Allgemeines*. Oktober 2011
- [DIN 7500-1 2004] DIN 7500-1: *Metallische Werkstoffe – Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen – Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung (ISO 7500-1:2004)*. November 2004
- [DIN 7995 2010] DIN 7995: *Linsensenk-Holzschrauben mit Kreuzschlitz*. Dezember 2010
- [DIN 7996 2010] DIN 7996: *Halbrund-Holzschrauben mit Kreuzschlitz*. Dezember 2010
- [DIN 7997 2010] DIN 7997: *Senk-Holzschrauben mit Kreuzschlitz*. Dezember 2010
- [DIN 7998 1975] DIN 7998: *Gewinde und Schraubenenden für Holzschrauben*. Februar 1975
- [DIN 95 2008] DIN 95: *Linsensenk-Holzschrauben mit Schlitz*. Juni 2008
- [DIN 96 1986] DIN 96: *Halbrund-Holzschrauben mit Schlitz*. Dezember 1986
- [DIN 96 2010] DIN 96: *Halbrund-Holzschrauben mit Schlitz*. Dezember 2010
- [DIN 97 1986] DIN 97: *Senk-Holzschrauben mit Schlitz*. Dezember 1986
- [DIN 97 2010] DIN 97: *Senk-Holzschrauben mit Schlitz*. Dezember 2010
- [DIN EN 10 025-2 2005] DIN EN 10 025-2: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle*. April 2005
- [DIN EN 1382 2000] DIN EN 1382: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Ausziehtragfähigkeit von Holzverbindungsmiteln*. März 2000
- [DIN EN 1995-1-1 2010] DIN EN 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. Dezember 2010
- [DIN EN 1995-1-1/NA 2010] DIN EN 1995-1-1/NA: *Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. Dezember 2010
- [DIN EN 28 970 1991] DIN EN 28 970: *Holzbauwerke – Prüfung von Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln – Anforderungen an die Rohdichte des Holzes (ISO 8970:1989)*. Juli 1991
- [Divós u. a. 1998] DIVÓS, Ferenc ; TANAKA, Toshi-nari ; NAGAO, H. ; KATO, H.: Determination of shear modulus on construction size timber. In: *Wood Science and Technology* 32 (1998), S. 393–402
- [Dünisch u. a. 2007] DÜNISCH, Oliver ; KOCH, Gerald ; DREINER, Klaus: Verunsicherung über Eigenschaften von Robinienholz. In: *Holz-Zentralblatt* (2007), Nr. 39, S. 1061–1062
- [Dobry 2010] DOBRY, Phillip ; INC., Wikimedia F. (Hrsg.): *Baum*. 19. April 2010. – URL <http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Koniferen&oldid=73199893>. – Zugriffsdatum: 24. April 2010
- [Eckelman 1974] ECKELMAN, Carl A.: Which screw holds best? In: *Furniture Design and Manufacturing* 46 (1974), Nr. 9, S. 184–185
- [Eckelman 1975] ECKELMAN, Carl A.: Screwholding performance in hardwoods and particleboard. In: *Forest Products Journal* 25 (1975), Nr. 6, S. 30–35

- [Eckelman 1988] ECKELMAN, Carl A.: The withdrawal strength of screws from a commercially available medium density fiberboard. In: *Forest Products Journal* 38 (1988), Nr. 5, S. 21–24
- [Egner und Kolb 1966] EGNER, Karl ; KOLB, Hans: Geleimte Träger und Binder aus Buchenholz. In: *Bauen mit Holz* (1966), Nr. 4, S. 147–154
- [Ehlbeck und Görlacher 1983] EHLBECK, Jürgen ; GÖRLACHER, Rainer: Tragverhalten von Querschlüssen mittels Stahlblechformteilen, insbesondere Balkenschuhen, im Holzbau / Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe, Abt. Ingenieurholzbau. Karlsruhe, 1983. – Forschungsbericht
- [Ehlbeck u. a. 1989] EHLBECK, Jürgen ; GÖRLACHER, Rainer ; WERNER, Hartmut: Determination of perpendicular-to-the-grain tensile stresses in joints with dowel-type-fasteners; a draft proposal for design rules. In: *Proceedings of CIB-W18A*. Berlin, German Democratic Republic, 1989. – Paper 22-7-2
- [Ehlbeck und Werner 1992a] EHLBECK, Jürgen ; WERNER, Hartmut: Softwood and hardwood embedding strength for dowel-type fasteners. In: *Proceedings of CIB-W18*. Åhus, Sweden, 1992. – Paper 25-7-2
- [Ehlbeck und Werner 1992b] EHLBECK, Jürgen ; WERNER, Hartmut: Tragfähigkeit von Laubholzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln / Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Universität Karlsruhe, Abt. Ingenieurholzbau. Karlsruhe, 1992. – Forschungsbericht
- [EJOT 2009] EJOT BAUBEFESTIGUNGEN GMBH: *EJOT Rahmenanker – Ausreißkräfte in N*. 2. März 2009
- [EN 1193 1997] EN 1193: *Structural Timber – Structural and glued laminated timber – Determination of additional physical and mechanical properties*. 1997
- [EN 1995-1-1 1993] EN 1995-1-1: *Eurocode 5 – Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Dezember 1993
- [EN 1995-1-1 2002] EN 1995-1-1: *Design of timber structures – Part 1-1: General rules – General rules and rules for buildings*. 9. Oktober 2002
- [EN 1995-1-1 2004] EN 1995-1-1: *Design of timber structures – Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings*. 1. November 2004
- [EN 1995-1-1/A1 2008] EN 1995-1-1/A1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. Juni 2008
- [EN 383 1993] EN 383: *Timber structures – Tests methods – Determination of embedding strength and foundation values for dowel type fasteners*. Oktober 1993
- [Entwurf ON B 1995-1-1 2013] ENTWURF ON B 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau – Nationale Festlegungen, nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen zur ÖNORM EN 1995-1-1*. 28. Mai 2013
- [Entwurf ON EN 1912 2010] ENTWURF ON EN 1912: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen – Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten*. 1. September 2010
- [Entwurf ON EN 384 2001] ENTWURF ON EN 384: *Bauholz für tragende Zwecke – Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte*. 1. Februar 2001
- [ETA-11/0190 2011] STUDIENGEMEINSCHAFT HOLZLEIMBAU E. V.: *Selbstbohrende Schrauben als Holzverbindungsmittel*. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 5. September 2011. – Europäische Technische Zulassung ETA-11/0190
- [ETA-12/0114 2012] SPAX INTERNATIONAL GMBH & CO. KG: *SPAX self-tapping screws*. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 17. Juli 2012. – Europäische Technische Zulassung ETA-11/0190
- [Fabris 2001] FABRIS, Alessandro Fabrizio: *Verbesserung der Zugeigenschaften von Bauholz parallel zur Faser mittels Verbund mit profilierten Stahlstangen*. Zürich, Eidgenössische Technische Hochschule, Dissertation, 2001. – Nr. 14 050
- [Fahlbusch 1949] FAHLBUSCH, Heinz: *Ein Beitrag zur Frage der Tragfähigkeit von Bolzen in Holz bei statischer Belastung*. Braunschweig, Technische Hochschule Braunschweig, Dissertation, 25. Februar 1949. – Bericht-Nr. 49-9
- [Fairchild 1926] FAIRCHILD, Iler James: *Holding power of wood screws*. Washington : Department of Commerce, 1926
- [Foschi 1974] FOSCHI, Ricardo O.: Load-slip characteristics of nails. In: *Wood Science* 7 (1974), Nr. 1, S. 69–84

- [Föppl 1904] FÖPPL, August: Die Druckfestigkeit des Holzes in der Richtung quer zur Faser. In: *Mitteilungen des Mechanisch-Technischen Laboratorium der Königlich Technischen Hochschule München* (1904), Nr. 29, S. 7–25
- [FprEN 14 080 2012] FPREN 14 080: *Timber structures – Glued laminated timber and glued solid timber – Requirements*. 15. Oktober 2012. – N 1166 FprEN 14080 assessed for formal vote
- [FprEN 338 2012] FPREN 338: *Structural timber – Strength classes*. Mai 2012
- [Freedman und Diaconis 1981] FREEDMAN, David ; DIACONIS, Persi: On this histogram as a density estimator:  $L_2$  theory. In: *Zeitschrift für Wahrscheinlichkeitstheorie und verwandte Gebiete* 57 (1981), Nr. 4, S. 453–476
- [Frese 2006] FRESE, Matthias: *Brettschichtholz aus Buche für tragende Zwecke im Bauwesen*. Karlsruhe, Technische Universität Karlsruhe, Dissertation, 2006. – URL <http://digbib.ubka.uni-karlsruhe.de/volltexte/1000004599>. – Zugriffsdatum: 12. Juli 2010
- [Frese 2011] FRESE, Matthias: Wechselwirkung zwischen der Anisotropie der Schwind- und Quellmaße sowie Holzfeuchte-Änderungen in der Ebene von gekrümmtem Brettschichtholz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 69 (2011), Nr. 3, S. 359–367
- [Frese und Blaß 2009] FRESE, Matthias ; BLASS, Hans Joachim: Models for the calculation of the withdrawal capacity of self-tapping screws. In: *Proceedings of CIB-W18*. Dübendorf, Schweiz, August 2009. – Paper 42-7-3
- [Frühwald u. a. 2003] FRÜHWALD, Arno ; RESSEL, Jörg B. ; POHLMANN, Cevin Marc ; WONNEMANN, R. ; BECKER, Peter: Verwendung von Laubhölzern zur Herstellung von Leimholzelementen / Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft (BFH), Hamburg, Institut für Holzphysik und Mechanische Technologie des Holzes Universität Hamburg, Ordinariat für Holztechnologie. 2003. – Forschungsbericht
- [Fuller 2011] W. L. FULLER INC.: *Anatomy of a wood screw*. 2011. – URL [http://www.wlfuller.com/html/wood\\_screw\\_chart.html](http://www.wlfuller.com/html/wood_screw_chart.html). – Zugriffsdatum: 27. Februar 2011
- [Gaber 1940] GABER, E.: Druckversuche quer zur Faser an Nadel- und Laubhölzern. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 3 (1940), Juli, Nr. 7–8, S. 222–226
- [Gamper u. a. 2012] GAMPER, Andreas ; DIETSCH, Philipp ; MERK, Michael: Gebäudeklima – Langzeitmessung zur Bestimmung der Auswirkungen auf Feuchtegradienten in Holzbauteilen / Technische Universität München, Lehrstuhl für Holzbau und Baukonstruktion. München, 26. Januar 2012. – Forschungsbericht
- [Gaunt 1997] GAUNT, Doug J.: The effect of thread geometry on screw withdrawal strength. In: *New Zealand Timber Design Journal* 6 (1997), Nr. 3, S. 12–20
- [Gebert und Kargl 2011] GEBERT, Andreas ; KARGL, Alois: *CE-Kennzeichnung von Schmid-Holzbauschrauben. Vorschriften und Status Quo*. 2011. – URL <http://www.schrauben.at/Ce-Kennzeichnung.pdf>. – Zugriffsdatum: 2. Februar 2011
- [Gehri 1980] GEHRI, Ernst: Betrachtungen zum Tragverhalten von Bolzenverbindungen im Holzbau. In: *Schweizer Ingenieur und Architekt* 98 (1980), S. 1336–1344
- [Gehri 1982] GEHRI, Ernst: Fachwerkträger aus Buche und Fichte mit Stahlknotenplatten in eingeschlitzten Hölzern / Inst. für Baustatik und Stahlbau, ETH Zürich. Zürich, Juli 1982. – Int. Bericht 82-1
- [Gehri 1983] GEHRI, Ernst: Entwicklung des ingenieurmässigen Holzbaus seit Grubenmann. Teil II. In: *Schweizer Ingenieur und Architekt* 101 (1983), S. 808–815
- [Gehri 1993] GEHRI, Ernst: Robinienholz – Gründe für die vermehrte Anwendung / Professur für Holztechnologie, ETH Zürich. Zürich, 1993. – Int. Bericht 93-1
- [Gehri 1997] GEHRI, Ernst: *CEN/TC 124/WG 2 – comments to N 255: Proposal of Adhoc Group for EN 384 relative to compression perpendicular to grain*. 5. Oktober 1997
- [Gehri 2003] GEHRI, Ernst: Verformung unter Schub – Bestimmung des Schubmoduls. Rüschlikon, Januar 2003. – Forschungsbericht
- [Gehri 2005] GEHRI, Ernst: Zur Schubfestigkeit von Brettschichtholz aus Fichte und Esche. Rüschlikon, Juni 2005. – Versuchsbericht
- [Gehri 2010a] GEHRI, Ernst: High performing jointing technique using glued-in bars. In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Riva del Garda, Italy, 22. Juni 2010. – Paper 619

- [Gehri 2010b] GEHRI, Ernst: Shear problems in timber engineering – Analysis and solutions. In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Riva del Garda, Italy, 22. Juni 2010. – Paper 614
- [Gehri 2011] GEHRI, Ernst: *AW: Vorschlag für die Festigkeitsklassen von Laubholz-BSH für die Ergänzung der Tabelle 7 in der neuen SIA 265*. E-Mail. 9. September 2011
- [Gehri 2012] GEHRI, Ernst: *Stabdübelverbindung in Esche*. E-Mail. 14. August 2012
- [Gehri und Fontana 1983] GEHRI, Ernst ; FONTANA, Mario: Betrachtungen zum Tragverhalten von Passbolzen in Holz-Holz-Verbindungen / Institut für Baustatik und Stahlbau ETH Zürich. Zürich : Eidgenössische Technische Hochschule, 1983. – Interner Bericht 83-1
- [Gerhards 1982] GERHARDS, Charles C.: Effect of moisture content and temperature on the mechanical properties of wood: An analysis of immediate effects. In: *Wood and Fiber Science* 14 (1982), Januar, Nr. 1, S. 4–36
- [Glos und Torno 2008] GLOS, Peter ; TORNO, Stefan: Aufnahme der einheimischen Holzarten Ahorn, Esche, Pappel in die europäische Norm EN 1912: „Bauholz – Festigkeitsklassen – Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten“ / Holzforschung München, Fachgebiet Holztechnologie. München, Oktober 2008. – Bericht Nr. 06517
- [Gohnarch 2011] INC., Wikimedia F. (Hrsg.): *Schraube (Verbindungselement)*. 9. Februar 2011. – URL [http://de.wikipedia.org/wiki/Schraube\\_%28Verbindungselement%29](http://de.wikipedia.org/wiki/Schraube_%28Verbindungselement%29). – Zugriffsdatum: 15. Februar 2011
- [Gottwald 1999] GOTTWALD, Wolfgang: *Statistik für Anwender. Die Praxis der instrumentellen Analytik*. Weinheim : Wiley-VCH Verlag, Dezember 1999. – ISBN 3-527-29780-4
- [Goulet 1960] GOULET, Marcel: Die Abhängigkeit der Querkzugfestigkeit von Eichen-, Buchen- und Fichtenholz von Feuchtigkeit und Temperatur im Bereich von 0° bis 100 °C. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 18 (1960), Nr. 9, S. 325–331
- [Gowda u. a. 1998] GOWDA, Shankare ; KORTESMAA, Markku ; RANTA-MAUNUS, Alpo: Duration of load effect on curved glulam beams. Part 2. Long term load tests and analysis / VTT Tiedotteita – Meddelanden. Espoo, Finnland, 1998. – VTT Publications 334. – ISBN 951-38-5212-1
- [Grabner 2012] GRABNER, Markus: The effect of moisture content variation on the withdrawal strength of self-tapping screws. In: *COMET area meeting der holz.bau forschungs gmbh*. Graz, 15./16. November 2012. – Präsentation
- [Graf 1921] GRAF, Otto: Beobachtungen über den Einfluss der Größe der Belastungsfläche auf die Widerstandsfähigkeit von Bauholz gegen Druckbelastung quer zur Faser. In: *Der Bauingenieur* 18 (1921), S. 498–501
- [Grekin und Surini 2008] GREKIN, Mika ; SURINI, Thibaud: Shear strength and perpendicular-to-grain tensile strength of defect-free Scots pine wood from mature stands in Finland and Sweden. In: *Wood Science and Technology* 42 (2008), Nr. 1, S. 75–91
- [Görlacher 1990] GÖRLACHER, Rainer: Untersuchungen an altem Konstruktionsholz: Die Ausziehstandsmessung. In: *Bauen mit Holz* 92 (1990), Nr. 12, S. 904–908
- [Görlacher 2013] GÖRLACHER, Rainer: *Re: Einfluss der Holzfeuchte auf den Ausziehwiderstand*. E-Mail. 21. Februar 2013
- [Groß und Peters 2009] GROSS, Jörg ; PETERS, Benjamin: *R Reader. Arbeiten mit dem Statistikprogramm R*. Juli 2009. – URL <http://www.random-stuff.de/dateien/texte/R-Reader.pdf>. – Zugriffsdatum: 11. Oktober 2011
- [GSA-Anker 2011] NEUE HOLZBAU AG: GSA-Technologie. Lungern, 3. Mai 2011. – Firmeninformation. – URL <http://www.neueholzbau.ch/produkte/gsa-technologie>
- [Hailwood und Horrobin 1946] HAILWOOD, A. J. ; HORROBIN, S.: Absorption of water by polymers. Analysis in term of a single model. In: *Transactions of the Faraday Society* 42B (1946), S. 84–102
- [Halili 2008] HALILI, Yli: *Versuchstechnische Ermittlung von Querdruckkenngrößen für Brettsperrholz*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, 2008
- [Hampel 1985] HAMPEL, Frank R.: The breakdown points of the mean combined with some rejection rules. In: *Technometrics* 27 (1985), Nr. 2, S. 95–107
- [Hankinson 1921] HANKINSON, R. L.: Investigation of crushing strength of spruce at various angles to the grain. In: *Air Service Information Circular* 3 (1921), Nr. 259. – Materials Section Paper No. 130



- [Hansen 2002] HANSEN, Klavs Feilberg: Mechanical properties of self-tapping screws and nails in wood. In: *Canadian Journal of Civil Engineering* 29 (2002), Nr. 5, S. 725–733
- [Harding und Fowkes 1984] HARDING, Niel ; FOWKES, Alfred Henson Roger: Bolted timber joints. In: *Proceedings of Pacific Timber Engineering Conference* Bd. 3. Wellington, New Zealand : Centre for Continuing Education, University of Auckland, Mai 1984, S. 872–883
- [Harvey 2004] HARVEY, Thomas William: *Memoir of Hayward Augustus Harvey by his sons*. Kessinger Pub Co, 1. Dezember 2004. – ISBN 978-1417951567
- [Hassel u. a. 2009] HASSEL, B. I. ; BERARD, P. ; MODÉN, C. S. ; BERGLUND, Lars A.: The single cube apparatus for shear testing – Full-field strain data and finite element analysis of wood in transverse shear. In: *Composites Science and Technology* 69 (2009), Nr. 7–8, S. 877–882
- [Hasuni u. a. 2009] HASUNI, Hesun Kathum ; ALDOURI, Khamis Adib Sekran ; HAMODI, Mohammed Hussein: *Compression strength perpendicular to grain in cross-laminated timber (CLT)*. Växjö, Sweden, Växjö Universitet, Thesis no: TD 058/2009, Mai 2009
- [Hübner 2007] HÜBNER, Ulrich: Die Festigkeitskenngröße „Lochleibung“ (Stabdübel) für die Laubholzart Esche. In: *HOLZ.BAU FORSCHUNGS GMBH* (Hrsg.): *6. Grazer Holzbau-Fachtagung: Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau*. Graz : Verlag der Technischen Universität Graz, 28. September 2007, S. C1–C35. – ISBN 978-3-902465-90-0
- [Hübner 2009a] HÜBNER, Ulrich: Ausziehungswiderstand von Holzschrauben in Eschen-Brettschichtholz. In: BRANDER, Micaela Iglesia (Hrsg.) ; STUCKI, Claudia (Hrsg.): *Internationales Holzbau-Forum Garmisch 09: Auftaktveranstaltung* Bd. 1. Garmisch : Forum Holzbau, 2. Dezember 2009, S. 1–16
- [Hübner 2009b] HÜBNER, Ulrich: Laubhölzer für lastabtragende Bauteile im Bauwesen. In: *OIB aktuell* 10 (2009), Nr. Juni, S. 12–23
- [Hübner u. a. 2008] HÜBNER, Ulrich ; BOGENSPERGER, Thomas ; SCHICKHOFER, Gerhard: Embedding strength of European hardwoods. In: *Proceedings of CIB-W18*. St. Andrews, Canada, 24.–28. August 2008. – Paper 41-7-6
- [Hübner und Leeb 2007] HÜBNER, Ulrich ; LEEB, Wolfgang: Grading criteria for beech and ash used as building material. In: *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> European Hardwood Conference The Beauty of Hardwood*. Sopron/Ungarn, 3.–4. September 2007, S. 37–43. – ISBN 978-963-9871-08-3
- [Hübner u. a. 2010a] HÜBNER, Ulrich ; LEEB, Wolfgang ; SCHICKHOFER, Gerhard: Festigkeitssortierung von Buchen- und Eschenbrettern / holz.bau forschungs gmbh. Graz, 2010. – unveröffentlichtes Paper
- [Hübner u. a. 2010b] HÜBNER, Ulrich ; RASSER, Matthias ; SCHICKHOFER, Gerhard: Withdrawal resistance of screws in common ash (*Fraxinus Excelsior* L.). In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)* Bd. 1. Riva del Garda, Italy, 21. Juni 2010. – Paper 481
- [Hedderich und Sachs 2012] HEDDERICH, Jürgen ; SACHS, Lothar: *Angewandte Statistik: Methodensammlung mit R*. 14. Auflage. Berlin : Springer, 2012. – ISBN 978-3-642-24400-1
- [Häglund 2010] HÄGLUND, Martin: Parameter influence on moisture induced eigen-stresses in timbers. In: *European Journal of Wood and Wood Products* 68 (2010), Nr. 4, S. 397–406
- [Hieralal 2007] HIERALAL, R. D.: *Application of high strength steel in steel pin joints and double shear timber joints according to EC3 and EC5*. Delft, Delft University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Masterarbeit, 2007
- [Hoffmeyer u. a. 2000] HOFFMEYER, Preben ; DAMKILDE, Lars ; PEDERSEN, Torben N.: Structural timber and glulam in compression perpendicular to grain. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 58 (2000), Nr. 1–2, S. 73–80
- [Holzkurier Markterhebung 2013] HOLZKURIER MARKTERHEBUNG: Fi/Ta-Rundholzpreise September 2013. In: *Holzkurier* (2013), 3. Oktober, S. 4
- [Horvath u. a. 2008] HORVATH, Norbert ; MOLNÁR, Sándor ; NIEMZ, Peter: Untersuchungen zum Einfluss der Holzfeuchte auf ausgewählte Eigenschaften von Fichte, Eiche und Rotbuche. In: *Holztechnologie* 49 (2008), Nr. 1, S. 10–15
- [Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH 2003] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH: *Dehnungsaufnehmer DD1 Montageanleitung*. 14. Februar 2003
- [IGN 2012] INSTITUT NATIONAL DE L'INFORMATION GÉOGRAPHIQUE ET FORESTIÈRE (IGN): *Inventaire forestier national 2006–2010*. 2012. – URL <http://www.ifn.fr/spip/>. – Zugriffsdatum: 29. Januar 2012

- [Islamaj 2009] ISLAMAJ, L.: *Application of high strength steel dowels in steel-to-timber doubleshear joints with slotted-in steel plate*. Delft, University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Masterarbeit, 2009
- [ISO 13910 2005] ISO 13910: *Structural timber – Characteristic values of strength-graded timber – Sampling, full-size testing and evaluation*. 15. Februar 2005
- [Jablonkay 1999] JABLONKAY, Peter: *Schrauben auf Ausziehen*, ETH Zürich, Forstwissenschaften, Abteilung VI, Diplomarbeit, 1999
- [Jönsson und Thelandersson 2003] JÖNSSON, Johan ; THELANDERSSON, Sven: The effect of moisture gradients on tensile strength perpendicular to grain in glulam. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 61 (2003), Oktober, Nr. 5, S. 342–348
- [Johansen 1949] JOHANSEN, K. W.: Theory of timber connections. In: (*International Association for Bridge and Structural Engineering*) *IABSE Journal* 9 (1949), Nr. 9, S. 249–262
- [Johnson 1960] JOHNSON, James W.: *Papers on building constructions*. Special Rep. 282, ASTM Screw-holding ability of western woods: Effects of test variables, S. 51–71. West Conshohocken, Pennsylvania, USA : Am. Soc. of Testing and Materials, Januar 1960. – Presented at the third Pacific Area National Meeting, American Society for Testing Materials, San Francisco, Calif., 12. and 14. October, 1959. – ISBN 978-0-8031-5595-4
- [Jorissen 1998] JORISSEN, André J. M.: *Double shear timber connections with dowel type fasteners*. Netherlands, TU Delft, Dissertation, 1998
- [Jorissen und Leijten 2005] JORISSEN, André J. M. ; LEIJTEN, Ad J. M.: The yield capacity of dowel type fasteners. In: *Proceedings of CIB-W18*. Karlsruhe, August 2005. – Paper 38-7-5
- [Kübler 2013] KÜBLER, Peter: Feine Buche stark verschraubt. In: *Der Zimmermann* (2013), Nr. 1, S. 15–18
- [Kellermann und Treue 1962] KELLERMANN, Rudolf ; TREUE, Wilhelm ; KAMAX-WERKE RUDOLF KELLERMANN, FABRIKEN FÜR HOCHFESTE SCHRAUBEN U. KONSTRUKTIONSTEILE, OSTERODE AM HARZ und HOMBERG, OBERHESSEN (Hrsg.): *Die Kulturgeschichte der Schraube*. 2., erw. u. bis zum 20. Jh. fortgeführte Aufl. München : F. Bruckmann, 1962
- [Kelletshofer 2000] KELLETSHOFER, Werner: Expo-Dach (Expo 2000 Hannover): Auszugsversuche zum Tragverhalten von SFS Verbinder WT-T 8,2×300 in Brettschneitholz-Abschnitten unter verschiedenen Winkeln / Materialprüfungsamt für das Bauwesen, TU München. München, 2000. – Forschungsbericht
- [Keylwerth 1949] KEYLWERTH, Rudolf: Einfache Kontrollmessung bei der Holz Trocknung. In: *Holz-Zentralblatt* (1949), Nr. 75, S. 307–309
- [Keylwerth 1951] KEYLWERTH, Rudolf: Spalten, Spaltbeanspruchung und Querfestigkeit des Holzes. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 9 (1951), Januar, Nr. 1, S. 1–7
- [Keylwerth und Kollmann 1944] KEYLWERTH, Rudolf ; KOLLMANN, Franz Friedrich Paul: Scherversuche an Flugzeughölzern / Mechanisch-Technologisches Institut, Reichsanstalt für Holzforschung. Eberswalde, 26. Oktober 1944 (Nr. 135). – Forschungsbericht
- [Kjučukov und Enčev 1977] KJUČUKOV, Georgi ; ENČEV, Enčo: Der Einfluss der Schraubenabmessungen auf den Auszieh widerstand bei Rotbuchenholz. In: *Holztechnologie* 18 (1977), Nr. 3, S. 149–151
- [Knudson und Schniewind 1975] KNUDSON, R. M. ; SCHNIEWIND, Arno P.: Performance of structural wood members exposed to fire. In: *Forest Products Journal* 25 (1975), Nr. 2, S. 23–32
- [Koch und Dünisch 2008] KOCH, Gerald ; DÜNISCH, Oliver: Juvenile wood in Robinie – Qualität von Robinienholz (*Robinia pseudoacacia* L.) und Folgerungen für Holzbearbeitung und Produktqualität / Bundesforschungsanstalt für Forst- und Holzwirtschaft. Stuttgart : Fraunhofer IRB Verlag, 2008. – Abschlussbericht. – ISBN 978-3-8167-7574-4
- [Koller 2013] KOLLER, Birgit: Richtfest für Furnierschichtholzwerk. In: *Timber-Online* (2013), 5. August
- [Kollmann 1934] KOLLMANN, Franz Friedrich Paul: Holzgewicht und Feuchtigkeit. In: *Zeitung des Vereins Deutscher Ingenieure* 78 (1934), S. 1399–1401
- [Kollmann 1941] KOLLMANN, Franz Friedrich Paul: *Schriftenreihe Eigenschaften und Verwertung der deutschen Naturhölzer*. Bd. 1: *Die Esche und ihr Holz*. Berlin : Julius Springer, 1941
- [Kollmann 1951] KOLLMANN, Franz Friedrich Paul: *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Bd. 1: *Anatomie und Pathologie, Chemie, Physik, Elastizität und Festigkeit*. 2., neubearb. und erw. Aufl. Berlin u. a. : Springer, 1951. – ISBN 3-8041-3173-5

- [Kollmann 1956] KOLLMANN, Franz Friedrich Paul: Untersuchungen über die Querszugfestigkeit der Hölzer. In: *Forstwissenschaftliches Centralblatt* 75 (1956), Oktober, Nr. 9–10, S. 304–318
- [Komatsu u. a. 1999] KOMATSU, Kohei ; HARA, Y. ; NANAMI, Y. ; IKKO, T.: Development of lagscrew-bolt as a connector for glulam moment-resisting joints. In: *Proceedings of Pacific Timber Engineering Conference* Bd. 2. Rotorua, New Zealand, 1999, S. 349–354
- [Koponen 1991] KOPONEN, Simo: Embedding characteristics of wood in the grain direction / Helsinki University of Technology, Laboratory of Structural Engineering and Building Physics. Espoo, Finland, 1991. – Rep. 25 (Laboratoriojulkaisu 25). – ISBN 951-22-0848-2
- [Korin 1990] KORIN, Uri: Timber in compression perpendicular to grain. In: *Proceedings of CIB-W18*. Lisbon, Portugal, September 1990. – Paper 23-6-1
- [Krackler u. a. 2010] KRACKLER, Verena ; KEUNECKE, Daniel ; NIEMZ, Peter: Verarbeitung und Verwendungsmöglichkeiten von Laubholz und Laubholzresten / ETH Zürich, Institut für Baustoffe. Zürich, 15. Juli 2010. – Forschungsbericht
- [Lackner 2011] LACKNER, Hannes: *Festlegung einer Prüfkonfiguration für die Ermittlung der Schubfestigkeit von Vollholz sowie Analyse des Größeneinflusses*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, Januar 2011
- [Langendijk 2009] LANGENDIJK, A.: *Houtverbindingen met hoge sterkte staal*. Delft, University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Bachelorarbeit, 2009
- [Larsen u. a. 2008] LARSEN, Hans Jorgen ; LEIJTEN, Ad J. M. ; VAN DER PUT, T.A.C.M.: The design rules in Eurocode 5 for compression perpendicular to the grain – continuous supported beams. In: *Proceedings of CIB-W18*. St. Andrews, Canada, 24.–28. August 2008. – Paper 41-6-3
- [Leijten 2011] LEIJTEN, Ad J. M.: *Proposal to replace EN1995-1-1: 6.1.5 Compression perpendicular to grain*. Brief. 18. Mai 2011
- [Leijten und Köhler 2004] LEIJTEN, Ad J. M. ; KÖHLER, Jochen: Evaluation of embedment strength data for reliability analyses of connections with dowel type fasteners. (2004), Juni, Nr. 3. – URL <http://www.dwsf.nl/downloads.htm>. – Zugriffsdatum: 13. April 2011
- [Leijten u. a. 2006] LEIJTEN, Ad J. M. ; KÖHLER, Jochen ; JORISSEN, André J. M.: Timber density restrictions for timber connection tests according to EN 28 970/ISO 8970. In: *Proceedings of CIB W18*. Florence, Italy, August 2006. – Paper 39-21-1
- [Leijten und Schoenmakers 2008] LEIJTEN, Ad J. M. ; SCHOENMAKERS, Dennis: Bearing strength perpendicular to grain of timber. In: *Proceedings of 10<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Miyazak, Japan, 3. Juni 2008, S. 1–8
- [Leonet'ev 1960] LEONET'EV, N. L.: [The strength of wood of different moisture content]. In: *Derev. Prom.* 10 (1960), S. 17–18. – In Russian
- [Liptay 2012] LIPTAY, Peter: 3 bis 5 €/fm weniger: Rundholzpreise gehen weiter zurück. In: *Holzkurier* (2012), 12. Januar, Nr. 1/2, S. 4
- [Ljungdahl u. a. 2006] LJUNGDAHL, Jonas ; BERGLUND, Lars A. ; BURMAN, Magnus: Transverse anisotropy of compressive failure in European oak – a digital speckle photography study. In: *Holzforschung* 60 (2006), Nr. 2, S. 190–195
- [Mahlknecht 2011] MAHLKNECHT, Ursula: *Untersuchung von rechtwinklig zur Faser eingebrachten, axial beanspruchten Schraubengruppen im Vollholz und Brettsper Holz*, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, 2011
- [McLain 1997] MCLAIN, Thomas E.: Design axial withdrawal strength from wood: I. Wood screws and lag screws. In: *Forest Products Journal* 47 (1997), Nr. 5, S. 77–84
- [McLain und Carroll 1990] MCLAIN, Thomas E. ; CARROLL, Jeffrey D.: Combined load capacity of threaded fastener-wood connections. In: *Journal of Structural Engineering* 116 (1990), Nr. 9, S. 2419–2432
- [Meißner 2011] MEISSNER, Norman: Laubholzsägewerk in Creuzburg soll erweitert werden. In: *Thüringer Allgemeine* (2011), 6. Mai
- [Möhler und Hemmer 1978] MÖHLER, Karl ; HEMMER, Klaus: Zusammenwirken von Längs-, Quer- und Schubspannungen (Torsionsspannungen) bei Brettschicht- und Vollholzbauteilen. Stuttgart : IRB Verl., 1978. – Forschungsbericht
- [Möhler und Siebert 1980] MÖHLER, Karl ; SIEBERT, Wichard: Ausbildung von Queranschlüssen bei angehängten Lasten an Brettschichtträger und Vollholzbalken / Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe. 1980. – Forschungsbericht. Untersuchungen im Auftrag der EgH in der DGfH und des Inst. für Bautechnik Berlin

- [Mischler 1998] MISCHLER, Adrian: *Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen*. Zürich, ETH Zürich, Nr. 12 561, 14. April 1998. – URL <http://e-collection.ethbib.ethz.ch/show?type=diss&nr=12561>
- [Müller u. a. 2003] MÜLLER, Ulrich ; GINDL, Wolfgang ; TEISCHINGER, Alfred: Effects of cell anatomy on the plastic and elastic behaviour of different wood species loaded perpendicular to grain. In: *IAWA Journal* 24 (2003), Nr. 2, S. 117–128
- [Müller u. a. 2004] MÜLLER, Ulrich ; SRETENOVIC, Aleksandra ; GINDL, Wolfgang ; GRABNER, Michael ; WIMMER, Rupert ; TEISCHINGER, Alfred: Effects of macro- and micro-structural variability on the shear behavior of soft wood. In: *IAWA Journal* 25 (2004), Nr. 2, S. 231–243
- [MPA Stuttgart 2012] MPA STUTTGART: *EC-Certificate of Conformity 0672 for GLT made of sweet chestnut*. Sierolam S.A., Los Cuentos s/n Argüelles, 33188 Siero, Spain. 31. August 2012. – certificate number 0672-CPD-114.21.53
- [Nakatani und Komatsu 2005] NAKATANI, Makoto ; KOMATSU, Kohei: Mechanism of pull-out performance in lagscrewbolted timber joints I. Effects of lead hole diameter, embedment depth, embedment direction and edge distance on pull-out performance. In: *Mokuzai Gakkaishi* 51 (2005), Nr. 2, S. 125–130. – ISSN 0021-4795
- [Neue Holzbau AG 2004] NEUE HOLZBAU AG: GSA-Technologie. Lungern, 11. Mai 2004. – Forschungsbericht. – URL [http://www.baudokumentation.ch/7/company/06/70/88/company\\_7.html](http://www.baudokumentation.ch/7/company/06/70/88/company_7.html). Firmeninformation
- [Neuhaus 1981] NEUHAUS, F.-Helmuth: *Techn.-wiss. Mitteilungen des Instituts für Ingenieurbau der Ruhruniversität Bochum*. Bd. 492: *Elastizitätszahlen von Fichtenholz in Abhängigkeit von der Holzfeuchte*. Bochum : Ruhruniversität, 1981
- [Newlin und Gahagan 1938] NEWLIN, J. A. ; GAHAGAN, J. M.: Lag-screw joints: Their behavior and design / United States Departement of Agriculture. Washington, D. C., Januar 1938. – Technical bulletin No. 597
- [NFPA 1991] NFPA: *National Design Specification*. Washington : National Forest Products Association (NFPA), 1991
- [Niemz 1993] NIEMZ, Peter: *Physik des Holzes und der Holzwerkstoffe*. Leinfelden-Echterdingen : DRW-Verl., 1993. – ISBN 3-87181-324-9
- [Niemz und Sonderegger 2007] NIEMZ, Peter ; SONDEREGGER, Walter Ulrich: Sorptionsisothermen ausgewählter heimischer und fremdländischer Holzarten bei Adsorption und Desorption. In: *Bauphysik* 29 (2007), Nr. 5, S. 381–382
- [Nöstler 2012] NÖSTLER, Martina: BSH in allen Varianten. In: *Holzkurier* (2012), Nr. 3, S. 32
- [OIB 2011a] ÖSTERREICHISCHE INSTITUT FÜR BAUTECHNIK: *Aktuelle Harmonisierte Europäische Normen (hEN) nach der EU-Bauproduktenrichtlinie (89/106/EWG)*. 2011. – URL <http://www.oib.or.at/baudatex/public/EXNORMEN.asp>. – Zugriffsdatum: 21. Februar 2011
- [OIB 2011b] ÖSTERREICHISCHE INSTITUT FÜR BAUTECHNIK: *Hilfe zur Datenbank Aktuelle Harmonisierte Europäische Normen (hEN)*. 2011. – URL [http://www.oib.or.at/hilfe\\_normen.htm](http://www.oib.or.at/hilfe_normen.htm). – Zugriffsdatum: 21. Februar 2011
- [OIB 2013] ÖSTERREICHISCHES INSTITUT FÜR BAUTECHNIK: *Datenbank Europäische Technische Zulassungen – ETZ*. 9. März 2013. – URL <http://www.oib.or.at/baudatex/public/login.asp>. – Zugriffsdatum: 9. März 2013
- [Oliver-Villanueva 1993] OLIVER-VILLANUEVA, José-Vicente: *Holzeigenschaften der Esche (Fraxinus Excelsior L.) und ihre Variabilität im Hinblick auf Alter und Standraum*, Universität Göttingen, Dissertation, 1993
- [ON B 1995-1-1 2009] ON B 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau – Nationale Festlegungen, nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen zur ÖNORM EN 1995-1-1*. 1. Juli 2009
- [ON B 1995-1-1 2010] ON B 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau – Nationale Festlegungen, nationale Erläuterungen und nationale Ergänzungen zur ÖNORM EN 1995-1-1*. 15. August 2010
- [ON DIN 4074-5 2009] ON DIN 4074-5: *Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit – Teil 5: Laubschnittholz*. 15. Juni 2009
- [ON EN 10 002-1 2002] ON EN 10 002-1: *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Januar 2002
- [ON EN 1193 1998] ON EN 1193: *Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung der Scherfestigkeit und der mechanischen Eigenschaften rechtwinklig zur Faser*. 1. Januar 1998

- [ON EN 1194 1999] ON EN 1194: *Holzbauwerke – Brettschichtholz – Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte*. 1. September 1999
- [ON EN 13 183-1 2004] ON EN 13 183-1: *Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz – Teil 1: Bestimmung durch Darrverfahren*. 1. Februar 2004
- [ON EN 1382 1999] ON EN 1382: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Ausziehtragfähigkeit von Holzverbindungsmitteln*. 1. November 1999
- [ON EN 1383 1999] ON EN 1383: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Prüfung von Holzverbindungsmitteln auf Kopfdurchziehen*. 1. November 1999
- [ON EN 14 358 2007] ON EN 14 358: *Holzbauwerke – Berechnung der 5%-Quantile für charakteristische Werte und Annahmekriterien für Proben*. 1. April 2007
- [ON EN 14 592 2009] ON EN 14 592: *Holzbauwerke – Stiftförmige Verbindungsmittel – Anforderungen*. 1. Februar 2009
- [ON EN 14 592 2012] ON EN 14 592: *Holzbauwerke – Stiftförmige Verbindungsmittel – Anforderungen*. 1. Februar 2012
- [ON EN 15 737 2009] ON EN 15 737: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Einschraubdrehmoment von Schrauben*. 15. September 2009
- [ON EN 1912 2009] ON EN 1912: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen – Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten*. 15. Juni 2009
- [ON EN 1912 2012] ON EN 1912: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen – Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten*. 1. November 2012
- [ON EN 1990 2009] ON EN 1990: *Grundlagen der Tragwerksplanung*. 1. März 2009
- [ON EN 1995-1-1 2006] ON EN 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. November 2006
- [ON EN 1995-1-1 2009] ON EN 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. 1. Juli 2009
- [ON EN 26 891 1991] ON EN 26 891: *Holzbauwerke – Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln – Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens*. 1. August 1991
- [ON EN 28 970 1991] ON EN 28 970: *Holzbauwerke – Prüfung von Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln – Anforderungen an die Rohdichte des Holzes (ISO 8970:1989)*. 1. August 1991
- [ON EN 338 2008] ON EN 338: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen*. 1. August 2008
- [ON EN 338 2009] ON EN 338: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen*. 1. Dezember 2009
- [ON EN 350-1 1994] ON EN 350-1: *Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten – Natürliche Dauerhaftigkeit von Vollholz – Teil 1: Grundsätze für die Prüfung und Klassifikation der natürlichen Dauerhaftigkeit von Holz*. 1. Dezember 1994
- [ON EN 350-2 1994] ON EN 350-2: *Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten – Natürliche Dauerhaftigkeit von Vollholz – Teil 2: Leitfaden für die natürliche Dauerhaftigkeit und Tränkbarkeit von ausgewählten Holzarten von besonderer Bedeutung in Europa*. 1. Dezember 1994
- [ON EN 383 2007] ON EN 383: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel*. 1. März 2007
- [ON EN 384 2004] ON EN 384: *Bauholz für tragende Zwecke – Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte*. 1. Mai 2004
- [ON EN 384 2010] ON EN 384: *Bauholz für tragende Zwecke – Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte*. 15. Mai 2010
- [ON EN 386 2002] ON EN 386: *Brettschichtholz – Leistungsanforderungen und Mindestanforderungen an die Herstellung*. 1. Mai 2002
- [ON EN 392 1995] ON EN 392: *Brettschichtholz – Scherprüfung der Leimfugen*. 1. März 1995
- [ON EN 408 2005] ON EN 408: *Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Kennwerte*. 1. April 2005
- [ON EN 408 2010] ON EN 408: *Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften*. 1. Dezember 2010
- [ON EN 409 2009] ON EN 409: *Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung des Fließmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln*. 15. Juni 2009

- [ON EN ISO 10 666 2000] ON EN ISO 10 666: *Bohrschrauben mit Blechschraubengewinde – Mechanische und funktionelle Eigenschaften (ISO 10 666: 1999)*. 1. Februar 2000
- [ON EN ISO 8970 2010] ON EN ISO 8970: *Holzbauwerke – Prüfung von mechanischen Verbindungen – Anforderungen an die Rohdichte des Holzes*. 1. September 2010
- [Paar u. a. 1996] PAAR, Gerhard ; KUIJPERS, Nico ; GASSER, Clemens: Stereo vision and 3D reconstruction on a processor network. In: *Machine Perception Applications '96: Proceedings of the International Association for Pattern Recognition (IAPR) TC-8 workshop on Machine perception applications*. Munich, Germany : R. Oldenbourg Verlag GmbH, 1996, S. 97–111. – ISBN 3-7029-0418-2
- [Panofsky und Brier 1958] PANOFSKY, Hans Arnold ; BRIER, Glenn W.: *Some applications of statistics to meteorology*. Pennsylvania, USA : Pennsylvania State University Press, 1958
- [Patton-Mallory 1989] PATTON-MALLORY, Marcia: Yield theory of bolted connections compared with current U.S. design criteria. In: *Proceedings of the 2<sup>nd</sup> Pacific Timber Engineering Conference*. Wellington, New Zealand, 28.–31. August 1989, S. 323–329
- [Pedersen u. a. 2003] PEDERSEN, Martin Uhre ; CLORIUS, Christian Odin ; DAMKILDE, Lars ; HOFFMEYER, Preben: A simple size effect model for tension perpendicular to the grain. In: *Wood Science and Technology* 37 (2003), Nr. 2, S. 125–140
- [Pellicane u. a. 1994] PELLICANE, Patrick J. ; BODIG, Josef ; MREMA, Alex L.: Modeling wood in transverse compression. In: *Journal of Testing and Evaluation* 22 (1994), Nr. 4, S. 376–382. – ISSN 0090-3973
- [Petermann 1941] PETERMANN, H.: Schubversuche mit Kiefernholz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 4 (1941), Nr. 4, S. 141–150
- [Petersen 1997] PETERSEN, Christian: *Stahlbau – Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung*. 3. überarb. u. erw. Auflage, 2. durchgesehen. Nachdruck. Braunschweig : Vieweg Verlagsgesellschaft, 1997. – ISBN 978-3-528-28837-X
- [Pfeiffenberger 2009] PFEIFFENBERGER, Adelheid: *Verklebung von Eschenholz (Fraxinus excelsior L.) – Untersuchung zur Klebfugenbeständigkeit gefügter Eschenlamellen*. München, Holzforschung München, Technische Universität München, Diplomarbeit, Januar 2009
- [Pirnbacher 2011] PIRNBACHER, Gernot: Screws\_Long\_Time: Zeitabhängige Entwicklung der Traglast und Kriechverhalten von selbstbohrenden Holzschrauben / holz.bau forschungs gmbh. Graz, Oktober 2011. – Vorläufiger interner Forschungsbericht
- [Pirnbacher und Schickhofer 2007] PIRNBACHER, Gernot ; SCHICKHOFER, Gerhard: Schrauben im Vergleich – eine empirische Betrachtung. In: *6. Grazer Holzbau-Fachtagung: Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau*. Graz, 28. September 2007, S. F1–F22
- [Pirnbacher und Schickhofer 2009] PIRNBACHER, Gernot ; SCHICKHOFER, Gerhard: Base parameters of self-tapping screws. In: *Proceedings of CIB-W18*. Dübendorf, Schweiz, August 2009. – Paper 42-7-1
- [Pirnbacher und Schickhofer 2010] PIRNBACHER, Gernot ; SCHICKHOFER, Gerhard: Load bearing and optimization potential of self-tapping wood screws. In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Riva del Garda, Italy, 22. Juni 2010. – Paper 482
- [Pirnbacher und Schickhofer 2012] PIRNBACHER, Gernot ; SCHICKHOFER, Gerhard: Zeitabhängige Entwicklung der Traglast und des Kriechverhaltens von axial beanspruchten, selbstbohrenden Holzschrauben / holz.bau forschung gmbh. 2012. – Forschungsbericht
- [Plane 2009] PLANE, Jack: *Fancy a Screw?* 18. September 2009. – URL <http://pegsandtails.wordpress.com/2009/09/18/fancy-a-screw/>. – Zugriffsdatum: 28. Juni 2010
- [Plieschounig 2010] PLIESCHOUNIG, Stefan: *Ausziehverhalten axial beanspruchter Schraubengruppen*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, November 2010
- [Pollmeier 2009] POLLMEIER: Die Pollmeier-Sortierung Buche / Pollmeier Massivholz GmbH & Co. KG. Oktober 2009. – Firmenprospekt
- [Pope und Hilson 1995] POPE, D. J. ; HILSON, Barry O.: Embedment testing for bolts: A comparison of the European and American procedures. In: *Journal of the Institute of Wood Science* 13 (1995), Nr. 6, S. 568–571
- [Popper und Croptier 2009] POPPER, Niemz P. ; CROPTIER, Stéphane: Adsorption and desorption measurements on selected exotic wood species. Analysis with the Hailwood-Horrobin model to describe the sorption hysteresis. In: *Wood Research* 54 (2009), Nr. 4, S. 43–56

- [Popper und Niemz 2009] POPPER, Rudolf ; NIEMZ, Peter: Wasserdampfsorptionsverhalten ausgewählter heimischer und überseeischer Holzarten. In: *Bauphysik* 31 (2009), Nr. 2, S. 117–121
- [Popper u. a. 2005] POPPER, Rudolf ; NIEMZ, Peter ; EBERLE, Gerhild: Untersuchungen zum Sorptions- und Quellungsverhalten von thermisch behandeltem Holz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 63 (2005), S. 135–148
- [Preikschat und Jansen 2001] PREIKSCHAT, Patricia ; JANSEN, Rolf: Vermeidung der Wasserstoffversprödung bei der Verzinkung gehärteten Stahls. In: *Jahrbuch Oberflächentechnik* 57 (2001)
- [prEN 14 358 2013] PREN 14 358: *Holzbauteile – Berechnung der 5%-Quantile für charakteristische Werte und Annahmekriterien für Proben*. 1. Oktober 2013
- [prEN 384 2013] PREN 384: *Structural timber – Determination of characteristic values of mechanical properties and density*. 14. März 2013
- [prEN 408 2003] PREN 408: *Holzbauteile – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften*. Februar 2003
- [Pörtner 2005] PÖRTNER, Carsten: *Untersuchungen zum Verbund zwischen eingeklebten stiftförmigen faserverstärkten Kunststoffen und Holz*. Kassel, Universität Kassel, Fachbereich Bauwerkserhaltung und Holzbau, Dissertation, 2005. – URL <http://books.google.at/books?id=71S2qPJvfTgC>
- [Pörtner und Seim 2008] PÖRTNER, Carsten ; SEIM, Werner: In Holz eingeklebte stiftförmige faserverstärkte Kunststoffe – Experimentelle Untersuchungen und mechanische Modellierung. In: *Bautechnik* 85 (2008), Nr. 4, S. 219–232
- [Radović und Wiegand 2005] RADOVIĆ, Borimir ; WIEGAND, Tobias: Oberflächenqualität von Brettschichtholz. Teil 1. In: *Bauen mit Holz* (2005), Nr. 7, S. 33–38
- [Rajak und Eckelman 1993] RAJAK, Zaini Ithnin Bin Haji Abdul ; ECKELMAN, Carl A.: Edge and face withdrawal strength of large screws in particleboard and medium density fiberboard. In: *Forest Products Journal* 43 (1993), Nr. 4, S. 25–30
- [Rammer 1999] RAMMER, Douglas R.: Parallel-to-grain dowel-bearing strength of two guatemalan hardwoods. In: *Forest Products Journal* 49 (1999), Nr. 6, S. 77–87
- [Rammer und Winistorfer 2001] RAMMER, Douglas R. ; WINISTORFER, Steve G.: Effect of moisture content on dowel-bearing strength. In: *Wood and Fiber Science* 33 (2001), Nr. 1, S. 126–139
- [Ranta-Maunus und Denzler 2009] RANTA-MAUNUS, Alpo ; DENZLER, Julia K.: Variability of strength of European spruce. In: *Proceedings of CIB-W18*. Dübendorf, Schweiz, August 2009. – Paper 42-6-1
- [Ranta-Maunus u. a. 2011] RANTA-MAUNUS, Alpo ; DENZLER, Julia K. ; STAPEL, Peter: Strength of European timber. Part 2. Properties of spruce and pine tested in Gradewood project. 2011 (VTT Working Papers 179). – Forschungsbericht. – ISBN 978-951-38-7521-3
- [Rédei u. a. 2008] RÉDEI, Károly ; OSVÁTH-BUJTÁS, Zoltán ; VEPERDI, Irina: Black Locust (*Robinia pseudoacacia* L.) Improvement in Hungary: a Review. In: *Acta Silvatica and Lingaria Hungarica* 4 (2008), S. 127–132. – ISSN 1787-064X
- [Riberholt 2000] RIBERHOLT, Hilmer: Compression perpendicular to the grain of wood. Documentation of the strength. August 2000. – COWI-report P-42239-1
- [Rodd 1973] RODD, Peter D.: *The analysis of timber joints made with circular dowel connectors*. Sussex, UK, University of Sussex, Promotionsarbeit, 1973
- [Rothmund 1944] ROTHMUND, Adolf: *Über die Widerstandsfähigkeit des Holzes gegen Druck quer zur Faser*, Technische Hochschule Stuttgart, Dissertation, 1944
- [Rothmund 1949] ROTHMUND, Adolf: Über die Widerstandsfähigkeit des Holzes gegen Druck quer zur Faser. In: *Bauplanung und Bautechnik* 3 (1949), Dezember, Nr. 12, S. 393–398
- [Rouger 2011] ROUGER, Frédéric: An overview of the French situation for hardwoods. In: *Präsentation on International Scientific Conference on Hardwood Processing ISCHP<sup>3</sup>*. Blacksburg, VA, 16.–18. Oktober 2011
- [Ruli 2004] RULI, Andi: *Längs und quer zur Faserrichtung auf Druck beanspruchtes Brettschichtholz*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, Januar 2004
- [Rybczynski 2000] RYBCZYNSKI, Witold: *One good turn: a natural history of the screwdriver and the screw*. London : Simon & Schuster, 2000. – ISBN 978-0743208499



- [Salzmann 2010] SALZMANN, Christoph: *Ermittlung von Querdruckkenngrößen für Brettsperholz (BSP)*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, 2010
- [Sandhaas 2012] SANDHAAS, Carmen: *Mechanical behaviour of timber joints with slotted-in steel plates*, University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Dissertation, 1. Juni 2012. – URL <http://repository.tudelft.nl/view/ir/uuid%3A5df5dbd8f-d19e-407d-aadd-48ad29a5fe97/>
- [Sandhaas u. a. 2010] SANDHAAS, Carmen ; VAN DE KUILEN, Jan-Willem ; BLASS, Hans Joachim ; RAVENSHORST, Geert: Embedment tests parallel-to-grain and ductility in tropical hardwood species. In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Riva del Garda, Italy, 21. Juni 2010. – Paper 491
- [Sauvat u. a. 2008] SAUVAT, Nicolas ; POP, Octavian ; MERAKEB, Seddik ; DUBOIS, Frédéric: Effect of moisture content variation on short term dowel-bearing strength. In: *Proceedings of 10<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Miyazak, Japan, 4. Juni 2008, S. 1–8
- [Sawata und Yasumura 2002] SAWATA, Kei ; YASUMURA, Motoi: Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners. In: *Journal of Wood Science* 48 (2002), März, Nr. 2, S. 138–146
- [Scharfe 2011] SCHARFE, Volker: *Holzarten*. 2011. – URL <http://www.schreiner-seiten.de/holzarten/index.htm>. – Zugriffsdatum: 2. Februar 2012
- [Scheer u. a. 1988] SCHEER, Joachim ; PEIL, Udo ; NÖLLE, H.: Schrauben mit planmässiger Biegebeanspruchung. In: *Stahlbau* 57 (1988), S. 237–245
- [Scheffler u. a. 2004] SCHEFFLER, Michael ; NIEMZ, Peter ; LUSTIG, V. ; HARDTKE, Hans-Jürgen: Untersuchungen zur Ermittlung der Bruchzähigkeit an Laubholz in den Rissöffnungsmodi I und II. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 62 (2004), Nr. 2, S. 93–100
- [Schickhofer u. a. 2007] SCHICKHOFER, Gerhard ; AUGUSTIN, Manfred ; JEITLER, Georg: Einführung in die Verbindungstechnik mit Stabdübeln, Schrauben und eingeklebten Stahlstangen. In: TU GRAZ holz.bau forschung gmbh Institut für Holzbau und Holztechnologie der (Hrsg.): *Verbindungstechnik im Holzbau* Bd. 6. Graz : Verlag der Technischen Universität Graz, 28. September 2007, S. A1–A66. – ISBN 978-3-902465-90-0
- [Schickhofer und Obermayr 1998] SCHICKHOFER, Gerhard ; OBERMAYR, Bernhard: Development of an optimized test configuration to determine shear strength of glued laminated timber. In: *Proceedings of CIB-W18*. Savonlinna, Finland, August 1998. – Paper 31-21-1
- [Schmid 2002] SCHMID, Martin: *Anwendung der Bruchmechanik auf Verbindungen mit Holz*. Karlsruhe, Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften, Promotionsarbeit, 2002
- [Schneider 1998] SCHNEIDER, Klaus-Jürgen: *Bautabellen für Ingenieure*. Düsseldorf : Werner Verlag, 1998
- [Schneider 1999] SCHNEIDER, Patric: Auszugsfestigkeit von EJOT-Rahmenschrauben / Eidgenössische Technische Hochschule. Zürich, 29. Oktober 1999. – Forschungsbericht
- [Schoch 2012] SCHOCH, Thomas ; INC., Wikimedia F. (Hrsg.): *Probekörper*. 7. Januar 2012. – URL <http://de.wikipedia.org/wiki/Probek%C3%B6rper>. – Zugriffsdatum: 7. Mai 2012
- [Schoch u. a. 2004] SCHOCH, Werner ; HELLER-KELLENBERGER, Iris ; SCHWEINGRUBER, Fritz-H. ; KIENAST, Felix: *Wood anatomy of central European species*. 2004. – URL <http://www.woodanatomy.ch>. – Zugriffsdatum: 12. Mai
- [Schwab 1986] SCHWAB, Eckart: Kennwerte des Querdruckverhaltens von Laubhölzern. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 44 (1986), Nr. 7, S. 259–269
- [Scott 1979] SCOTT, D.W.: On optimal and data-based histograms. In: *Biometrika* 66 (1979), Nr. 3, S. 605–610
- [Sell 1997] SELL, Jürgen: *Eigenschaften und Kenngrößen von Holzarten*. 4. Aufl. Zürich : Baufachverlag, 1997. – ISBN 3-85565-223-6
- [Serrano und Sjödin 2007] SERRANO, Erik ; SJÖDIN, Johan: Dowel type joints – Influence of moisture changes and dowel surface smoothness. In: *Proceedings of COST Action E55 WG2*. Eindhoven, Netherlands, 4.–5. Oktober 2007. – 2<sup>nd</sup> Workshop and 4<sup>th</sup> Management Committee Meeting
- [SIA 265 2003] SIA 265: *Holzbau*. 1. März 2003
- [SIA 265 2012] SIA 265: *Holzbau*. 1. Januar 2012
- [Siimes 1967] SIIMES, F.E.: The effect of specific gravity, moisture content, temperature and heating time on the tension and compression strength and elasticity properties perpendicular to the grain of

- Finnish pine, spruce and birch wood and the significance of these factors on the checking of timber at kiln drying / The State Institute for Technical Research. Helsinki, Finland, 1967. – Publication 84
- [Sjödin und Serrano 2006] SJÖDIN, Johan ; SERRANO, Erik: A numerical study of the effects of stresses induced by moisture gradients in steel-to-timber dowel joints. In: *Holzforschung* 60 (2006), Nr. 6, S. 694–697
- [SN EN 14 592+A1 2012] SN EN 14 592+A1: *Holzbaugeräte – Stiftförmige Verbindungsmittel – Anforderungen*. 1. Dezember 2012
- [SN EN 383 2007] SN EN 383: *Holzbaugeräte – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel*. 2007. – entspricht SIA 164.066:2007
- [Soltis 1996] SOLTIS, Lawrence A.: *Mechanical connections in wood structures (ASCE manual and reports on engineering practice)*. Kap. Introduction, Task committee on fasteners of the committee on wood of the structural division of the American Society of Civil Engineers, 1996. – ISBN 978-0784401101
- [Soltis 1999] SOLTIS, Lawrence A.: *Wood handbook – Wood as an engineering material*. Kap. Fastenings, S. 7–1 to 7–29. Madison, WI: U.S. : United States Government Printing, 1999 (USDA Agricultural Handbook General technical report FPL-GTR-113). – URL <http://www.scribd.com/doc/8372590/Wood-Handbook>. – Zugriffsdatum: 12. Juli 2010. – ISBN 978-0160000430
- [Spörk 2007a] SPÖRK, Anton: *Einflussfaktoren auf die Lochleibungsfestigkeit für die Nadelholzart Fichte*. März 2007. – Internes Paper holz.bau forschung gmbh
- [Spörk 2007b] SPÖRK, Anton: *Lochleibungsfestigkeit von Nadelhölzern – Einflußfaktoren und Modellvergleiche*. Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, Diplomarbeit, Januar 2007
- [Stamm u. a. 1955] STAMM, Alfred Joaquim ; BURR, Horace Kelsey ; KLINE, Albert A.: Heat stabilized wood (Staywood) / U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Madison, WI: U.S., April 1955 (Nr.1621). – Forschungsbericht
- [Statistik Austria 2012] STATISTIK AUSTRIA: *Harmonisierter Verbraucherpreisindex*. 4. Oktober 2012. – URL [http://www.statistik.at/web\\_de/Redirect/index.htm?dDocName=023457](http://www.statistik.at/web_de/Redirect/index.htm?dDocName=023457). – Zugriffsdatum: 4. Oktober 2012
- [Statistik Austria 2013] STATISTIK AUSTRIA: *Land- und forstwirtschaftliche Erzeugerpreise für Österreich ab 1998*. 2013. – URL <http://sdb.statistik.at/superwebguest/login.do?guest=guest&db=delufpreis>. – Zugriffsdatum: 4. Oktober 2013
- [Stern 1959] STERN, E. George : Wood screws for building construction and wood products assembly / Virginia Polytechnic Institute, Wood Research Laboratory. Blacksburg, Virginia, Mai 1959. – Bulletin No. 39
- [Stern 1951] STERN, E. George: Nails and screws in wood assembly and construction / Virginia Polytechnic Institute, Wood Research Laboratory. Blacksburg, Virginia, Mai 1951. – Bulletin No. 3
- [Strauss u. a. 2006] STRAUSS, Alfred ; KALA, Z. ; BERGMEISTER, Konrad ; HOFFMANN, Simon ; NOVÁK, Drahomír: Technologische Eigenschaften von Stählen im europäischen Vergleich. In: *Der Stahlbau* 75 (2006), Januar, Nr. 1, S. 55–60
- [Sturges 1926] STURGES, H. A.: The choice of a classical intervall. In: *Journal of the American Statistical Association* 21 (1926), S. 65–66
- [Suenson 1938] SUENSON, E.: Zulässiger Druck auf Querholz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 1 (1938), März, Nr. 6, S. 213–216
- [Tabarsa 1999] TABARSA, Taghi: *Compression perpendicular-to-grain behaviour of wood*. Fredericton, Canada, University of New Brunswick, Dissertation, September 1999. – URL <http://www.scientificcommons.org/8896983>. – Zugriffsdatum: 8. November 2011
- [Tabarsa und Chui 1999] TABARSA, Taghi ; CHUI, Ying Hei: Characterizing microscopic behaviour of wood in radial compression. Part 1: Method and preliminary test result. In: *Wood and Fiber Science* 32 (1999), Nr. 2, S. 144–152
- [Taj u. a. 2009] TAJ, Mohammad Ali ; NAJAFI, Saeed Kazemi ; EBRAHIMI, Ghanbar: Withdrawal and lateral resistance of wood screw in beech, hornbeam and poplar. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 67 (2009), Nr. 2, S. 135–140
- [Thelandersson und Mårtensson 1997] THELANDERSSON, Sven ; MÅRTENSSON, A.: Design principles for timber in compression perpendicular to grain. In: *Proceedings of CIB-W18*. Vancouver, Kanada, August 1997. – Paper 30-20-1
- [Torno 2010] TORNO, Stefan: Aufnahme der einheimischen Holzart Esche in die europäische Norm EN

- 1912 / Holzforschung München. München, Dezember 2010. – Bericht Nr. 06517\_B. Auszug aus dem Forschungsvorhaben Aufnahme der einheimischen Holzarten Ahorn, Esche und Pappel in die europäische Norm EN 1912: „Bauholz – Festigkeitsklassen – Zuordnung von visuellen Sortierklassen und Holzarten“ von Peter Glos und Stefan Torno
- [Trayer 1932] TRAYER, George William: The bearing strength of wood under bolts / United States. Dept. of Agriculture. Washington, Oktober 1932. – Forschungsbericht. – URL [http://ir.library.oregonstate.edu/dspace/bitstream/1957/724/1/TECH-BULL-332\\_ocr.pdf](http://ir.library.oregonstate.edu/dspace/bitstream/1957/724/1/TECH-BULL-332_ocr.pdf). – Zugriffsdatum: 11. Oktober 2011
- [Trendelenburg 1939] TRENDELENBURG, R.: Über Fasersättigungsfeuchtigkeit, Schwindmaß und Raumdichtezahl wichtiger Holzarten. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 2 (1939), Nr. 1, S. 12–17
- [US 000 000 149 1837] HARVEY, Thomas William: Machine for cutting and heading wire for the manufacture of wood-screws. Poughkeepsie, New York, 25. März 1837. – United States Patent
- [US 000 004 704 1846] SLOAN, Thomas J.: Improvement in wood-screws. New York, 20. August 1846. – United States Patent
- [US 000 009 477 1852] WHIPPLE, Cullen: Mechanism for pointing and threading screw-blanks in the same machine. Providence, Rhode Island, 14. Dezember 1852. – United States Patent
- [US 000 021 641 1858] KENDALL, Henry L. ; HUNT, Homer P.: Improvement in cutting threads of wood-screws. Providence, Rhode Island, 28. September 1858. – United States Patent
- [US 000 161 390 1875] CUMMINGS, Allan: Improvement in wood-screws. New York, 15. February 1875. – United States Patent
- [US 000 223 730 1880] HARVEY, Hayward Augustus: Machine for rolling threads of screws or bolts. Orange, New Jersey, 20. Januar 1880. – United States Patent
- [US 000 975 285 1910] ROBERTSON, Peter Lymburner: Screw. Hamilton, Ontario, Canada, 8. November 1910. – United States Patent
- [US 002 046 343 1934] PHILLIPS, Henry F.: Screw / Phillips Screw Comany. Portland, Oregon, 3. Juli 1934. – United States Patent
- [US 002 397 216 1946] STELLIN, Domnic V.: Socket head screw / Textron Inc. New York, 26. März 1946. – United States Patent
- [US 003 584 667 1969] REILAND, Bernard F.: Coupling arrangement and tools for same / Textron Inc. 26. Oktober 1969. – United States Patent
- [US 005 207 132 1993] GOSS, David ; SEIDL, Richard: Elliptical lobed drive system / Textron Inc. Rockford, 4. Mai 1993. – United States Patent
- [US 0X0 006 441 1831] KNOWLES, Hazard: Improved mode of manufacturing wood-screws. Clarkstown, New York, 1. April 1831. – United States Patent
- [van de Kuilen 2009] VAN DE KUILEN, Jan-Willem: Verbindungen aus hochfesten Stählen – Stabdübelverbindungen. In: *Ingenieurholzbau; Karlsruher Tage*. Karlsruhe : Bruderverlag, 2009, S. 76–85
- [van der Put 2006] VAN DER PUT, T.A.C.M.: Derivation of the shear strength of continuous beams. In: *Delft Wood Science Foundation Publication Series* (2006), Nr. 5. – URL <http://www.dwsf.nl/downloads.htm>. – Zugriffsdatum: 21. April 2007
- [van der Put 2008] VAN DER PUT, T.A.C.M.: Derivation of the bearing strength perpendicular to the grain of locally loaded timber blocks. In: *European Journal of Wood and Wood Products* 66 (2008), Nr. 6, S. 409–417
- [van Groesen und van Kranenburg 2009] VAN GROESEN, J. ; VAN KRANENBURG, M.: *Houtverbindingen met hoge sterkte staal*. Delft, University of Technology, Faculty of Civil Engineering, Bachelorarbeit, Februar 2009
- [VDI 2862 1999] VDI 2862: *Einsatz von Schraubsystemen in der Automobilindustrie*. Juli 1999
- [Vreeswijk 2003] VREESWIJK, B.: *Verbindingen in hardhout*. Delft, Faculty of Civil Engineering TU-Delft, Master Thesis, 2003
- [Wagenführ 2007] WAGENFÜHR, Rudi: *Holzatlas*. 6., neu bearb. u. erw. Aufl. München : Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 2007. – ISBN 978-3-446-40649-0
- [Wagenführ und Schreiber 1985] WAGENFÜHR, Rudi ; SCHREIBER, Chr.: *Holzatlas*. 2. Auflage. Leipzig : VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1985. – ISBN 3-446-21390-2
- [Wakashima u. a. 2010] WAKASHIMA, Yoshiaki ; OKURA, Kenho ; KYOTANI, Kazuo: Development of ductile semi-rigid joints with lagscrewbolts and glued-in rods. In: *Proceedings of 11<sup>th</sup> World Conference on Timber Engineering (WCTE)*. Riva del Garda, Italy, 22. Juni 2010. – Paper 412

- [Weibull 1939] WEIBULL, Wallodi: A statistical theory of the strength of materials / Royal Swedish Institute for Engineering Research. Stockholm, 1939 (No. 151:1). – Ingeniörs Vetenskaps Akademiens Handlingar
- [Wellwood und Hyslop 1980] WELLWOOD, R. W. ; HYSLOP, R. J.: Laminated veneer lumber (LVL) from hardwoods. In: *Special Publication, Western Forest Products Laboratory, Forintek Canada Corp.* (1980), Nr. SP 2, S. 89–93
- [Werner 1993] WERNER, Hartmut: *Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen*. Karlsruhe, Technische Universität Karlsruhe, Dissertation, 1993
- [Werner 2008] WERNER, Hartmut: *Antwort: Lochleibungsfestigkeit von europäischen Laubhölzern*. E-Mail. 10. Juli 2008
- [Whale und Smith 1985a] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian: Mechanical timber joints, embedment tests / Timber Research and Development Association (TRADA). 1985. – Forschungsbericht. Report to DOE-project, April 1983 – September 1985
- [Whale und Smith 1985b] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian: Mechanical timber joints, embedment tests / Timber Research and Development Association (TRADA). 1985. – Forschungsbericht. Annex to Final report of DOE-project, April 1983 – September 1985
- [Whale und Smith 1986a] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian: The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5. In: *Proceedings of CIB-W18* Bd. 1. Florence, Italy, September 1986. – Paper 19-7-6
- [Whale und Smith 1986b] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian: Mechanical joints in structural timberwork, information for probabilistic design / Annex to research report, CEC-project, Timber Research and Development Association (TRADA). High Wycombe, UK, 1986. – Research Report RR17/86
- [Whale und Smith 1986c] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian: Mechanical timber joints / CEC-project, Timber Research and Development Association (TRADA). High Wycombe, UK, 1986. – Research Report RR18/86
- [Whale u. a. 1986] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian ; HILSON, Barry O.: Behaviour of nailed and bolted joints under short-term lateral load – conclusions from some recent research. In: *Proceedings of CIB-W18* Bd. 1. Florence, Italy, September 1986. – Paper 19-7-1
- [Whale u. a. 1987a] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian ; HILSON, Barry O.: Characteristic properties of nailed and bolted joints under short-term lateral load. Part 4 – The influence of testing mode and fastener diameter upon embedment test data. In: *Journal of the Institute of Wood Science* 11 (1987), Nr. 5, S. 156–161
- [Whale u. a. 1987b] WHALE, Luke R. J. ; SMITH, Ian ; LARSEN, Hans Jorgen: Design of nailed and bolted joints – Proposal for the revision of existing formulae in draft Eurocode 5 and the CIB code. In: *Proceedings of CIB-W18*. Dublin, September 1987. – Paper 20-7-1
- [ÖWI 1992–1996 2007] BUNDESFORSCHUNG- UND AUSBILDUNGSZENTRUM FÜR WALD, NATURGEFAHREN UND LANDWIRTSCHAFT (BFW): *Ergebnisse der Österreichischen Waldinventur 1992–96*. 2007. – URL [http://web.bfw.ac.at/i7/Oewi.oefi9296?geo=0&isopen=5&display\\_page=63](http://web.bfw.ac.at/i7/Oewi.oefi9296?geo=0&isopen=5&display_page=63). – Zugriffsdatum: 14. März 2007
- [ÖWI 2000–2002 2007] BUNDESFORSCHUNG- UND AUSBILDUNGSZENTRUM FÜR WALD, NATURGEFAHREN UND LANDWIRTSCHAFT (BFW): *Ergebnisse der Österreichischen Waldinventur 2000–2002*. 2007. – URL <http://www.rittershofer.com/Wald/Baumarten/Esche/esche.html>. – Zugriffsdatum: 14. Mai 2007
- [ÖWI 2007–2009 2013] BUNDESFORSCHUNG- UND AUSBILDUNGSZENTRUM FÜR WALD, NATURGEFAHREN UND LANDWIRTSCHAFT (BFW): *Ergebnisse der Österreichischen Waldinventur 2007–2009*. 2013. – URL <http://bfw.ac.at/rz/wi.auswahl>. – Zugriffsdatum: 8. Oktober 2013
- [Wilkinson 1991] WILKINSON, Thomas Lee: Dowel bearing strength / U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Madison, WI: U.S., 1991. – Research Paper FPL-RP-505
- [Wilkinson 1993] WILKINSON, Thomas Lee: Bolted connection strength and bolt hole size / U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory. Madison, WI: U.S., August 1993. – Research Paper FPL-RP-524
- [Wilkinson und Laatch 1970] WILKINSON, Thomas Lee ; LAATCH, Thomas R.: Lateral and withdrawal resistance of tapping screws in three densities of wood. In: *Forest Products Journal* 20 (1970), Nr. 7, S. 34–41
- [Youngs 1957] YOUNGS, Robert Leland: The perpendicular-to-grain mechanical properties of red oak as related to temperature, moisture content, and time / U.S. Dept. of Agriculture, Forest Service,

- Forest Products Laboratory. URL <http://hdl.handle.net/1957/2526>. – Zugriffsdatum: 12. Juli 2010, Juni 1957. – Report no. 2079
- [Z-9.1-208 1999] BLUMER, Hermann: BSB-Verbindung von Brettschichtholz mit innenliegenden Stahlblechen durch Stahlstifte. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 29. März 1999. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-208
- [Z-9.1-235 2011] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: Spax Schrauben als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 11. März 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-235
- [Z-9.1-235 2012] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: Spax Schrauben als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 11. März 2012. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-235
- [Z-9.1-264 2010] FINNFOREST MERK GMBH: Merk-Gewindeanschluss (MGA) als Hirnholz-Verbindungsmittel (Stützenfußanschluss). Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 30. November 2010. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-264
- [Z-9.1-435 2009] SCHMID SCHRAUBEN HAINFELD GMBH: Holzbauschrauben Star Drive, Rapid, Rapid Perfekt und Schmid SP als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 16. Dezember 2009. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-435
- [Z-9.1-449 2011] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: SPAX Schrauben als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 11. März 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-449
- [Z-9.1-449 2012] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: SPAX Schrauben als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 31. Juli 2012. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-449
- [Z-9.1-472 2006] SFS INTEC GMBH: SFS Befestiger Wf-T-6,5, Wf-T-8,2 und WR-T-8,9 als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 30. März 2006. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-472
- [Z-9.1-472 2011] SFS INTEC GMBH: SFS Befestiger WT-S-6,5; WT-T-6,5; WT-T-8,2; WR-T-9,0 und WR-T-13 als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 21. März 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-472
- [Z-9.1-484 2011] SCHMID SCHRAUBEN HAINFELD GMBH: RSS Schrauben als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 10. März 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-484
- [Z-9.1-514 2006] ADOLF WÜRTH GMBH & Co. KG: Würth ASSY II-Holzsehrauben und Würth ECOFAST-ASSY II-Holzschrauben als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 20. Oktober 2006. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-514
- [Z-9.1-519 2006] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: Spax-S Schrauben mit Vollgewinde als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 27. März 2006. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-519
- [Z-9.1-519 2011] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: Spax-S Schrauben mit Vollgewinde als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 11. März 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-519
- [Z-9.1-519 2012] SPAX INTERNATIONAL GMBH & Co. KG: Spax-S Schrauben mit Vollgewinde als Holz-Verbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 31. Januar 2012. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-519
- [Z-9.1-636 2010] JOWAT AG: 1K-PUR-Klebstoff Jowapur 686.60 für die Herstellung verklebter tragender Holzbauteile. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 31. Dezember 2010. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-636
- [Z-9.1-656 2007] SCHMID SCHRAUBEN HAINFELD GMBH: Holzbauschrauben Star Drive Vollgewinde und Star Drive 2 Gewinde als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 25. Juni 2007. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-656
- [Z-9.1-679 2013] STUDIENGEMEINSCHAFT HOLZLEIMBAU E. V.: BS-Holz aus Buche und BS-Holz Buche-Hybridträger. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 16. April 2013. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-679
- [Z-9.1-704 2012] ELABORADOS Y FABRICADOS GÁMIZ S. A.: VIGAM Brettschichtholz aus Eiche. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 04. Mai 2012. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-704
- [Z-9.1-777 2010] SFS INTEC GMBH: Gewindestangen mit Holzgewinde als Holzverbindungs-mittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik,

30. November 2010. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-777

[Z-9.1-807 2012] CASCO ADHESIVES AB: Melamin-Harnstoffharz-Klebstoff GripPro Design für die Verklebung tragender Holzbauteile aus Nadelholz sowie aus den Laubböhlzern Eiche, Buche, Birke und Kastanie. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 18. Juni 2012. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-807

[Z-9.1-832 2011] SPAX INTERNATIONAL GMBH & CO. KG: SPAX-Gewindestangen als Holzverbindungsmittel. Berlin : Deutsches Institut für Bautechnik, 2. September 2011. – Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-832

[Zitto u. a. 2012] ZITTO, María Alexandra Sosa ; KÖHLER, Jochen ; PITER, Juan Carlos: Embedding strength in joints of fast-growing Argentinean *Eucalyptus grandis* with dowel-type fasteners. Analysis according to the criterion adopted by European standards. In: *European Journal of Wood and Wood Products* 70 (2012), Nr. 4, S. 433–440

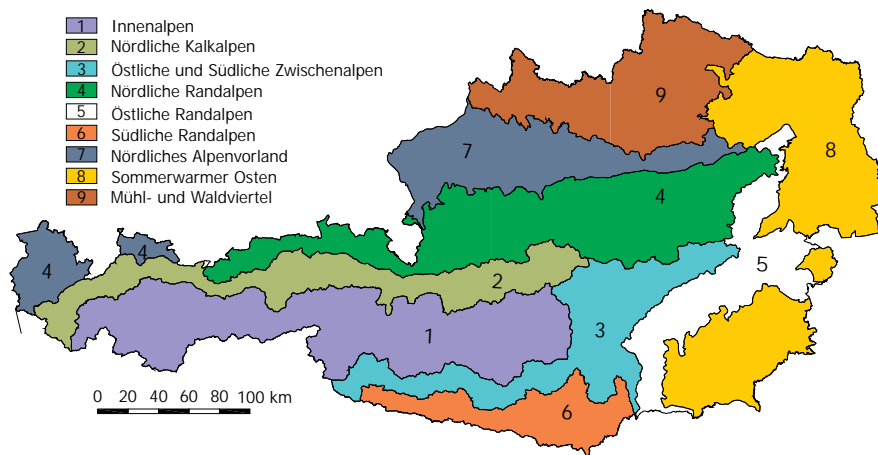




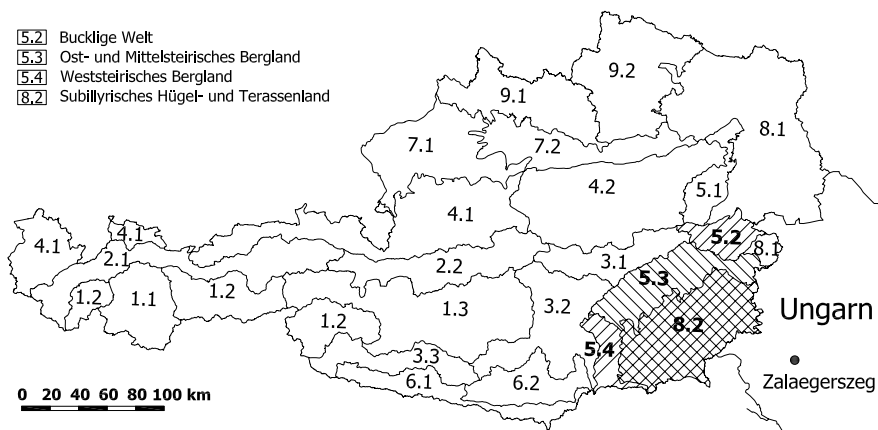
# Anhang A

## Grundlagen

### A.1 Geografische Lage der Wuchsgebiete



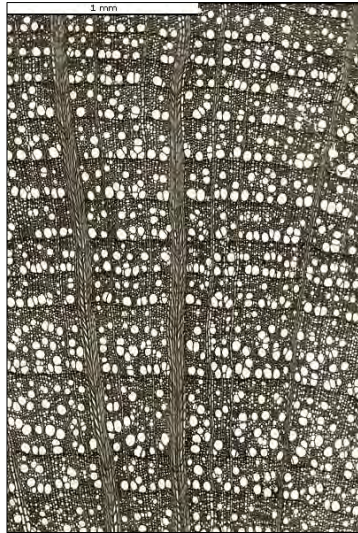
(a) Hauptwuchsgebiete Österreichs



(b) Wuchsgebiete des Rundholzes für die Serien 12 bis 19

Abb. A.1.1: Geografische Lage der Wuchsgebiete

## A.2 Mikroskopische Eigenschaften, Beschreibung und Verwendung ausgewählter Laubhölzer



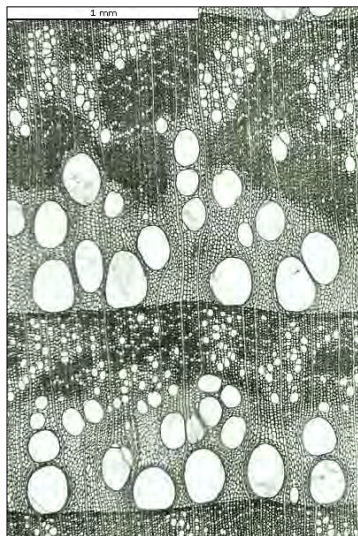
(a) Querschnitt Buche



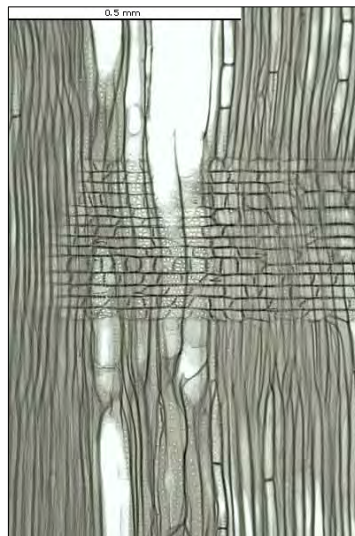
(b) Radialschnitt Buche



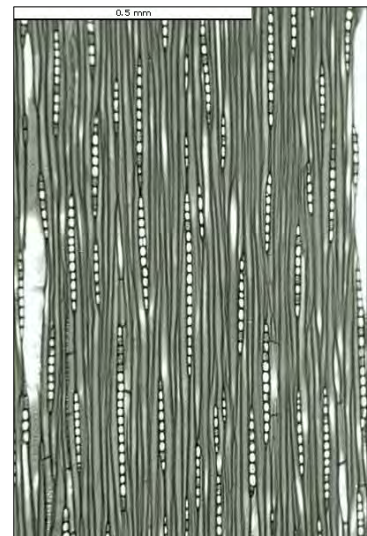
(c) Tangentialschnitt Buche



(d) Querschnitt Edelkastanie



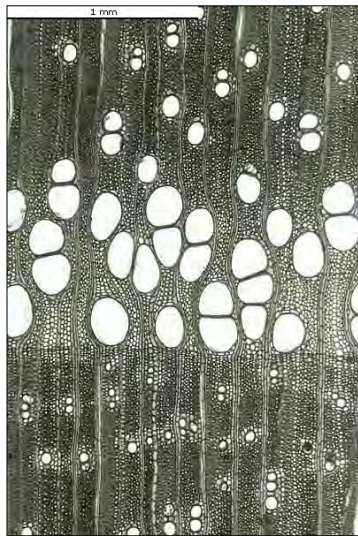
(e) Radialschnitt Edelkastanie



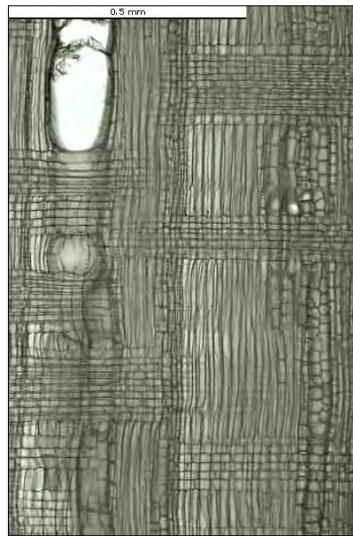
(f) Tangentialschnitt Edelkastanie

Abb. A.2.1: Mikroschliffe von Buche und Edelkastanie nach [Schoch, Heller-Kellenberger, Schweingruber und Kienast \(2004\)](#)

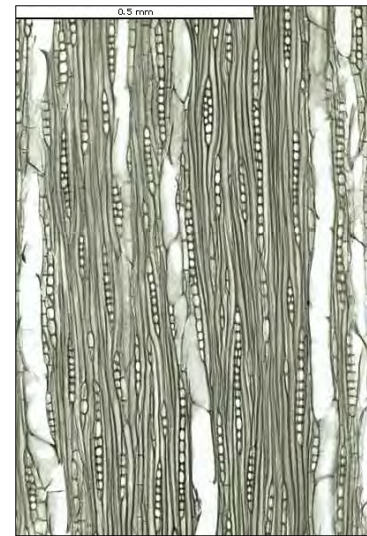




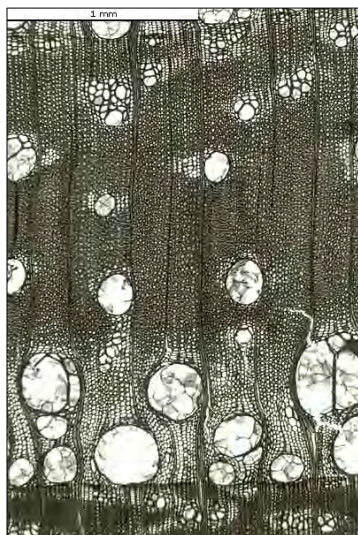
(a) Querschnitt Esche



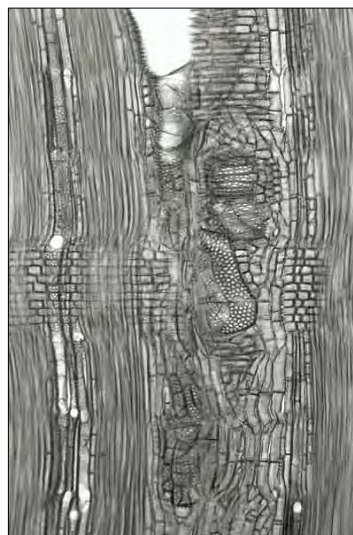
(b) Radialschnitt Esche



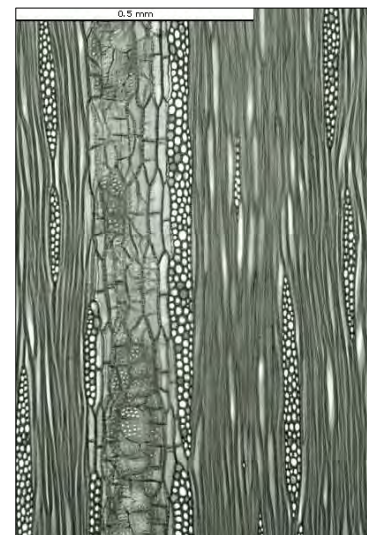
(c) Tangentialschnitt Esche



(d) Querschnitt Robinie



(e) Radialschnitt Robinie



(f) Tangentialschnitt Robinie

Abb. A.2.2: Mikroschliffe von Esche und Robinie nach [Schoch u. a. \(2004\)](#)

Tab. A.2.1: Buche und Eiche nach Wagenführ (2007)

Holzart	Gemeine Buche ( <i>Fagus sylvatica</i> L.)	Stieleiche ( <i>Quercus robur</i> L.) Traubeneiche ( <i>Q. petraea</i> Liebl.)
Vorkommen	West-, Mittel- und Südeuropa; Nordspanien, Südostengland, Südschweden, Westpolen, in den Gebirgen Rumäniens, der Balkanhalbinsel, Italiens und Korsikas; Charakterbaum des ozeanischen Klimas; kommt nicht vor in Südwestfrankreich, Zentralalpen, Rhonebecken und der ungarischen Tiefebene; im Norden Baum der Ebene, im Süden nur im Gebirge; Schattenbaumart; bevorzugt lockere, mineralreiche und gut mit Wasser versorgte Böden; empfindlich gegenüber niedrigen Temperaturen und Spätfrösten; im Harz bis zu 750 m waldbildend, [...] im Schwarzwald bis 1400 m, in den Vogesen im Bestand bis zu 1300 m, in den Tiroler Alpen bis zu 1540 m	Europa bis Kleinasien; fehlt in Mittel- und Nordskandinavien, fast in ganz Finnland, West-, Mittel- und Südspanien; <i>Q. robur</i> : schwere Böden mit hohem Grundwasserspiegel, im Hügelland bevorzugt auf kühlen Nordhängen; <i>Q. petraea</i> : leichtere, tiefgründige, nährstoffärmere, trockenere und wärmere Böden; vor allem im Hügelland und im Gebirge; beide Arten überwiegend in Laubholzmischwäldern, auch im Freiland; häufigstes europäisches Vorkommen in Frankreich; zweitwichtigste europäische Laubholzart; Lichtbaumart, sehr alt werdend (500...800 a)
Baumhöhe	bis 30 m (40 m); hiebreif nach 100...140 a; ø 30...50 cm	20...30 m; Sägeholz hiebreif nach 120...140 a; 240 a für Furnierholz
Stammlängen	15...20 m	12...15 m (20 m)
Stamm-MD	0,3...0,9...1,0 m (1,5 m)	0,4...1,0 m (1,8 m)
Stammform und Rinde	zylindrisch gerade, Rinde in der Jugend glatt, dünn, graugrün mit hellem Schimmer, im Alter silbergrau, besonders auf Kalkböden, gelegentlich im unteren Bereich leicht korkig	zylindrisch, öfter unschnürrig, krumm; Rinde grob-längsrissig, braungrau bis schwarzbraun, dünn bis sehr dick; gerbstoffreich; Anteil bis 18 %, Dichte 423 kg/m <sup>3</sup>
Farbe	gelbrötlich bis rötlich braun (wenn gedämpft), Falschkern rot bis rotbraun, wolzig oder zackig abgestuft	Splintholz gelblichweiß, 2...5 cm breit; Kernholz hellbraun bis gelblich braun, nachdunkelnd, im frischen Zustand auch leicht rötlich, vom Standort abhängig
Gefäße	zerstreut; einzeln und in Gruppen, an Zahl und Größe zum Spätholz hin abnehmend	ringporig; Frühholzporen ein- bis mehrreihig, Spätholzporen in undeutlichen, radialen, geschlängelten, sich häufig gabelnden Reihen
Inhaltsstoffe	pH-Wert 5,1...5,4, keine Gerbstoffe	etwa pH-Wert 3,9; 3...13 % Gerbstoffe
Holzstrahlen	unregelmäßig, in zwei verschiedenen Größen; die größeren in regelmäßigen Abständen von 0,5...1 mm, an der Jahrringgrenze sich verbreiternd, homogene Zusammensetzung	unregelmäßig, homogene Zusammensetzung in zwei verschiedenen Größen
Verwendung	Furnierholz; Ausstattungsholz für Möbel, Vertäfelungen und Parkett; Konstruktionsholz für mittlere Beanspruchung; Span- und Faserplatten, Zellstoff, Pressholz, Sportgeräte, Fässer, Kisten, Werkbänke, Werkzeuggriffe, Haushaltgeräte, Schuhteile, Holzwole, Spielwaren, Schwellen, zum Drechseln; ausgezeichnetes Biegeholz	Furnierholz; Ausstattungsholz für Möbel, Vertäfelungen und Parkett; Konstruktionsholz für mittlere bis hohe Beanspruchung; Schwellen, Fässer, zum Drechseln und Schnitzen; Faser- und Spanplatten, Leisten, Rahmen, Türen, Fenster, Treppen, in der Garten-, Park- und Landschaftsgestaltung

A.2 Mikroskopische Eigenschaften, Beschreibung und  
Verwendung ausgewählter Laubbölder

Tab. A.2.2: Edelkastanie, Esche und Robinie nach Wagenführ (2007)

Edelkastanie ( <i>Castanea sativa</i> Mill.)	Esche ( <i>Fraxinus excelsior</i> L.)	Robinie ( <i>Robinia pseudoacacia</i> L.)
West- und Südeuropa, Kleinasien, Nordafrika; bevorzugt auf frischen, tiefgründigen, lockeren, kieselsäurereichen, kalkarmen Böden; auch auf trockeneren Standorten und in Gebirgen bis zu 1200 m über NN anzutreffen. Das Verbreitungsgebiet des wärmeliebenden Baumes fällt etwa mit der Weinbaugrenze zusammen.	Europa, Vorderasien; bevorzugt frische bis feuchte Böden, aber auch auf felsigem Gelände und trockenen Kalkböden noch gut wachsend; trockene Sande werden gemieden, ebenso stagnierende Nässe; spätfrostempfindlich; in der Ebene und im Bergland wachsend; im Harz bis zu 700 m, im Erzgebirge bis zu 630 m, Bayrischer Wald bis zu 890 m, in den Bayrischen Alpen bis zu 1365 m, Südalpen bis zu 1400 m, in der Nordschweiz bis zu 1137 m über NN; überwiegend in Niederungen und Auwäldern, oft auch im Freiland an Straßen, in Gärten und Parkanlagen	Ursprünglich Südosten der USA, Mexiko, Europa (17. Jhd.), vor allem in Ungarn; Baum des kontinentalen Klimas. In sommergrünen Wäldern; bevorzugt lockere, mineralreiche, gut durchlüftete und frische Böden, wächst aber auch auf mäßig guten, trockeneren Standorten; Anforderungen an Boden und Klima sind sehr variabel; in Südosteuropa waldbildend, oft im Freiland an Straßen, in Gärten und Parkanlagen; frostempfindliche Lichtholzart
15...25 m, Einzelexemplare darüber; im Hochwald beträgt das Endnutzungsalter 80...100 Jahre	25...35 m; Höchstalter etwa 300 a, mit 100 a gilt das Höhenwachstum als abgeschlossen, 80...120 a wird geerntet	20...25 m (30 m in den USA)
10...20 m	15...20 m	bis zu 10 m
0,6...1,0 m (1,2) m	0,4...1,0 m	bis zu 0,8 m
zylindrisch, jung glatt mit hellen Lentizellen, tiefgrau; im Alter längsrissig, bräunlichgrau bis dunkelbraun	zylindrisch, gelegentlich mit Maserknollen, in der Jugend glatt und grünlichgrau, im Alter korkig, rhombisch gefurcht, dunkelgrau bis schwarz-graubraun	häufig krumm und unrund, Rinde netzartig, tiefängsrissig, frühzeitig dickborkig, braungrau
Splintholz grauweiß, schmal; Kernholz gelblich- bis dunkelbraun, nachdunkelnd, eichenähnlich	Splintholz weißlich, breit; Kernholz gelblich bis rötlichweiß, später hellbraun, durch verschiedene Farbzonen häufig unregelmäßig gestreift oder wolkig, auch olivenholzähnlich gefärbt; Splint- und Kernholzgrenze nicht immer deutlich	Splintholz hellgelb bis grünlichgelb, schmal (etwa 1 cm); Kernholz gelbgrün bis grünlichbraun, goldbraun nachdunkelnd
ringporig; Frühholzporen mehrreihig, auffallend oval; Spätholzporen einzeln und in Gruppen, radiale bis diagonale, sich oft gabelnde Reihen bildend	ringporig, Frühholzproben einzeln und paarig, mehrreihig; Spätholzporen einzeln, paarig und in kurzen radialen Gruppen, spärlich verstreut, dickwandig	ringporig, Frühholzporen 2- bis 3-reihig, überwiegend einzeln oder paarig; Spätholzporen einzeln oder in kleinen tangentialen bis diagonalen Porenestern
pH-Wert 2,8; 7...10 (13) % unregelmäßig, homogene Zusammensetzung	pH-Wert 5,8; keine Angabe zu Gerbstoffen unregelmäßig, stellenweise stockwerkartig, homogene Zusammensetzung	pH 4, 1...5,3; bis 26 % Gerbstoffe unregelmäßig, stellenweise etwas stockwerkartig, homogene Zusammensetzung
Wegen ihrer ausgesprochen guten Dauerhaftigkeit ist die Edelkastanie ein beliebtes Stangen- und Pfahlholz, Konstruktionsholz für Pergolen, Lawinenverbau mit Standdauer bis zu 50 a, Herstellung von Fässern für Wein und Öl, Bottiche	Starke, standortabhängige Gewichts-schwankungen. Hart, fest, zäh, langfaserig, schwindet mäßig, schwer spaltbar, gutes Stehvermögen. Hohe Elastizität, hervorragende dynamische Festigkeitseigenschaften erlauben seine Einordnung gleich nach Hickory; braunkerniges und kernfreies Material mechanisch gleich. Eigenartiger, aromatischer, süßlicher Geruch.	Konstruktionsholz für starke Beanspruchungen im Erd- und Wasserbau, wie z. B. für Brücken, ausgezeichnetes Grubenholz, Garten- und Landschaftsbau z. B. für Lärmschutzwände und zur Herstellung von Kinderspielanlagen, gedämpftes Holz für Parkettstäbe, Tische und Bänke im Freien

### A.3 Einfluss der Holzfeuchte auf die Rohdichte

In **Kollmann (1934, S. 1399)** heißt es: „Nach Untersuchungen des amerikanischen Forest Products Laboratory ist das räumliche Schwindmaß  $\alpha_v$  vom grünen bis zum Darrzustand verhältnismäßig dem Raumgewicht [Rohdichte]“, wobei für Eschenholz bis zu einer Holzfeuchte von 25 % die Gleichung (A.2) gilt, da 75 % der Quellung bei 25 % Holzfeuchte erreicht wird. Den Fasersättigungspunkt nahm **Kollmann (1941, S. 67 f.)** nach **Trendelenburg (1939, S. 15)** zwischen 23 % und 25 % Holzfeuchte an. **Popper und Niemz (2009, S. 1399)** bestimmten die Holzfeuchte von Eschenholz bei 65 % relativer Luftfeuchte und 20 °C zu 12,08 % und die Fasersättigung bei 33 % nach dem Modell von **Hailwood und Horrobin (1946)**. Das Raumquellmaß bei Holzfeuchten zwischen 25 % und 60 % ergibt sich aus der linearen Interpolation zwischen den Gleichungen (A.2) und (A.3). Bei einer Holzfeuchte oberhalb von 60 % ist das Quellen abgeschlossen. **Wagenführ (2007, S. 279)** gibt für Esche das Volumenschwindmaß  $\beta_v = 0,128 \dots 0,136$  an. Nach Gleichung (A.1) läßt sich das mittlere Quellungsmaß zu  $\alpha_v = 0,152$  berechnen. Kollmann nimmt  $\alpha_v = 0,24 \rho_{dtr}$  an, womit sich mit der mittleren Darrrohddichte von  $\rho_{dtr} = 650 \text{ kg/m}^3$  nach **Wagenführ (2007)** in guter Übereinstimmung  $\alpha_v = 0,156$  ergibt.

$$\alpha_v = \frac{\beta_v}{1 - \beta_v} \approx 0,24 \rho_{dtr} \quad (\text{A.1})$$

$$\alpha_{v1} = 0,24 \rho_{dtr} \frac{75 \%}{25 \%} = 0,72 \rho_{dtr} \quad \text{für } 0 \% \leq u \leq 25 \% \quad (\text{A.2})$$

$$\alpha_{v2} = 0,24 \rho_{dtr} \frac{100 \%}{60 \%} = 0,40 \rho_{dtr} \quad \text{für } u = 60 \% \quad (\text{A.3})$$

$\rho_{dtr}$  Darrrohddichte in  $\text{g/cm}^3$   
 $\alpha_{vu}$  Quellungsmaß pro Prozent Holzfeuchteänderung

Die Abhängigkeit der Rohdichte von der Holzfeuchte bis 25 % ergibt sich nach Gleichung (A.4) und ab 60 % nach Gleichung (A.5). Die Reindichte des Holzes wird zu  $\rho_{\max} = 1,5 \text{ g/cm}^3$  angenommen, woraus sich die maximale Holzfeuchte  $u_{\max}$  unter Berücksichtigung der Darrrohddichte nach Gleichung (A.6) ergibt, welche die Kurvenschar in A.3.1 begrenzt.

$$\rho_u = \rho_{dtr} \frac{1 + u}{1 + \alpha_{v1} \cdot u} = \rho_{dtr} \frac{1 + u}{1 + 0,72 \rho_{dtr}} \quad \text{für } 0 \% \leq u \leq 25 \% \quad (\text{A.4})$$

$$\rho_u = \rho_{dtr} \frac{1 + u}{1 + 0,25 \rho_{dtr}} \quad \text{für } 60 \% \leq u \quad (\text{A.5})$$

$$u_{\max} = u_{\text{FSP}} \frac{\rho_{\max} - \rho_{dtr}}{\rho_{\max} \rho_{dtr}} \quad (\text{A.6})$$

$\rho_{dtr}$  Darrrohddichte in  $\text{g/cm}^3$   
 $\rho_u$  Rohdichte in  $\text{g/cm}^3$  bei der Holzfeuchte  $u$   
 $\rho_{\max}$  Reindichte in  $\text{g/cm}^3$   
 $u$  Holzfeuchte in Prozent  
 $u_{\text{FSP}}$  Fasersättigungspunkt in Prozent  
 $u_{\max}$  maximale Holzfeuchte in Prozent  
 $\alpha_v$  Schwindmaß



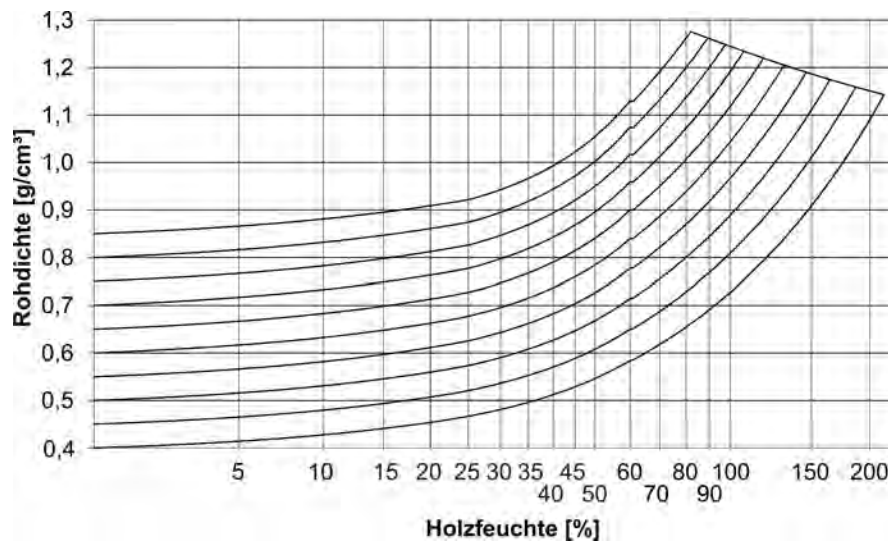


Abb. A.3.1: Rohdichte von Eschenholz in Abhängigkeit der Holzfeuchte nach Kollmann (1941, S. 67)

Nach ON EN 384 (2004, S. 10) soll die Rohdichte wie folgt adaptiert werden: „Wenn die Holzfeuchte mehr als 12 % beträgt, ist die Rohdichte je Prozent Holzfeuchte um 0,5 % zu verringern; wenn die Holzfeuchte weniger als 12 % beträgt, ist die Rohdichte je Prozent Holzfeuchte um 0,5 % zu erhöhen.“ Weiterhin heißt es:

„Wenn nicht alle Probekörper bis zum Bruch geprüft werden, darf die Rohdichte jedes Probekörpers aus der Masse und dem Volumen des gesamten Probekörpers bestimmt und durch die Division mit 1,05 auf die an kleinen fehlerfreien Proben nach ISO3131:1975 bestimmte Rohdichte umgerechnet werden. Diese enthält nicht den Einfluss der Holzfeuchte; er ist gegebenenfalls gesondert zu berücksichtigen.“

Diese Passage wurde nicht angewendet, da die Dichteunterschiede zwischen Ästen und fehlerfreiem Holz bei Laubholz nicht so gravierend sind wie beim Nadelholz und daher die Rohdichte von Kleinproben und solchen im Bauteilmaßstab sich nicht signifikant unterscheiden.

## A.4 Histogramme

Um die Klassenbreiten  $h$  festzulegen wurden die Regeln nach Scott (1979, S. 608)

$$h = \frac{3,49 \sigma}{\sqrt[3]{n}} \quad (\text{A.7})$$

$h$  Klassenbreite

$\sigma$  Standardabweichung

$n$  Anzahl der Messungen

und nach Freedman und Diaconis (1981, S. 454)

$$h = \frac{2 \cdot (Q_3 - Q_1)}{\sqrt[3]{n}} \quad \text{angewendet.} \quad (\text{A.8})$$



$Q_1$  25 %-Quartil

$Q_3$  75 %-Quartil

Die Anzahl der Klassen  $m$  kann man nach [Sturges \(1926, S. 65\)](#),

$$m = 1 + 3,32 \cdot \log(n) \quad (\text{A.9})$$

Stauch,

$$m = \sqrt{n} \quad (\text{A.10})$$

sowie nach [Gottwald \(1999\)](#)

$$m = 1 + \frac{\log(n)}{\log(2)} \quad (\text{A.11})$$

und [Panofsky und Brier \(1958\)](#)

$$m = 5 \lg(n) \quad (\text{A.12})$$

sowie [DIN 52 183 Teil 1 \(1970\) Statistische Auswertungsverfahren](#) (dort Tabelle 16) festgelegt werden.

Die Ergebnisse nach den Gleichung (A.7) bis (A.12) bzw. Tabelle A.4.1 eröffnen eine breite Spanne möglicher Klassenbreiten und -anzahlen. Die gewählten stellen einen Kompromiss mit sinnvollen Klassenbreiten dar.

## A.5 Mess- und Prüftechnik

### A.5.1 Klemmeinheit

Die Klemmeinheit *647 Hydraulic Wedge Grip* des Labors für konstruktiven Ingenieurbau der TU Graz wurde von der Firma MTS CORPORATION OF MINNEAPOLIS (Minnesota, USA) hergestellt und erreicht eine Klemmkraft von bis zu 250 kN. In die keilförmigen Klemmbanken ist eine v-förmige, vertikale Nut eingearbeitet, deren Profilierung das nahezu schlupffreie Klemmen von zylindrischen Profilen ermöglicht.

### A.5.2 Klimaschrank

Mit dem Konstantklimaschrank *KBF 240* der Firma BINDER GMBH (Tuttlingen/Deutschland) des INSTITUT FÜR MATERIALPRÜFUNG UND BAUSTOFFTECHNOLOGIE können 240 Liter Rauminhalt bei einer relativen Luftfeuchte von 40 % bis 90 % zwischen 10 und 90 °C klimatisiert werden. Am 15.11.2007 wurde er mit einer Zwei-Punkt-Kalibrierung gewartet.

### A.5.3 Digitaler Messschieber 150 mm

Digitaler Messschieber *MarCal 16 EX* ohne Datenausgang (150 mm, Ziffern-Fehlergrenze G 0,01 mm) der Firma CARL MAHR HOLDING GMBH (Göttingen/Deutschland)

#### A.5.4 Digitaler Messschieber 350 mm

Digitaler Messschieber *MarCal 16 EX* ohne Datenausgang (350 mm, Ziffern-Fehlergrenze G 0,01 mm) der Firma CARL MAHR HOLDING GMBH (Göttingen/Deutschland)

#### A.5.5 Präzisionswaage

Die Präzisionswaage *GP3202-0CE* (Genauigkeitsklasse II nach Richtlinie 90/384/EWG vom 20. Juni 1990) der Firma *Sartorius AG* (Göttingen/Deutschland) hat einen Wägebereich bis 3200 g, der Ziffernschritt  $d$  beträgt 0,01. Die Standardabweichung der Reproduzierbarkeit beträgt  $\pm 0,01$  g und die Linearitätsabweichung  $\pm 0,02$  g.

#### A.5.6 Rahmenpresse

Die Rahmenpresse der Firma HUBERT WEETSLINTNER (Taiskirchen, Österreich) ist mit sechs senkrechten, handhydraulischen Druckelementen ausgestattet. Pro Zylinder können 34,3 kN Presskraft (3,5 t) erzeugt werden. Die größte Klemmhöhe beträgt 147 cm.

#### A.5.7 Heizplattenpresse

Die Heizplattenpresse *LZT 160-SF* der Firma MASCHINENFABRIK LANGZAUNER GES.M.B.H. (Lambrechten, Österreich) hat eine beheizbare Pressfläche von 1 300 mm  $\times$  3 000 mm. Der Pressdruck kann mit sechs oder zehn Hydraulikzylindern  $\varnothing$  80 mm unter der Pressfläche mit 40 bis 300 bar Öldruck aufgebracht werden. Die Öffnungsautomatik kann zeitgesteuert erfolgen.

#### A.5.8 Waage

Die Waage EA60EDE-I der Firma *Sartorius AG* (Göttingen/Deutschland) hat einen Wägebereich bis 60 kg, der Ziffernschritt  $d$  beträgt 2 g. Die Auflagefläche misst 505 mm  $\times$  402 mm. Die Reproduzierbarkeit beträgt  $\pm 2,0$  g und die Linearitätsabweichung  $\pm 10,0$  g.

#### A.5.9 Universalprüfmaschine

Die Universalprüfmaschine *lignum\_uni\_275* der der Technischen Universität Graz wurde von der Firma ZWICK GMBH & CO. KG (Ulm/Deutschland) hergestellt. Die Traverse im Lastrahmen ist mit einem spielfreien Kugelgewindetrieb verfahrbar. Die Kraftmessdose von GASSMANN TESTING AND METROLOGY GMBH (Bickenbach/Deutschland) vom Typ 512 (Klasse 0,5 nach DIN 7500-1 (2004) zwischen 500 N und 250 kN auf Zug, Klasse 0,5 zwischen 1 250 N und 250 kN auf Druck) ist eingebaut und kann zur Genauigkeitssteigerung im unteren Lastbereich durch die Kraftmessdose von GASSMANN TESTING AND METROLOGY GMBH mit einem Messbereich von 20 N bis 10 kN ( Klasse 0,5 nach DIN 7500-1 (2004) von 20 N bis 10 kN auf Zug und Druck) ergänzt werden.

### A.5.10 Zugprüfmaschine

Am 2. August 2005 wurde die *lignum\_z\_850* der Technischen Universität Graz vom Physikalisch-Technischen Prüfdienst des Bundesamtes für Eich- und Vermessungswesen kalibriert und in die Klasse I nach **DIN 7500-1 (2004)** eingeordnet, d. h. der Fehler über den kalibrierten Messbereich liegt unter 1,0 %.

Die maximale Zugkraft der Maschine beträgt 850 kN. Der Probekörper wird zwischen den Riffelblechen der 300 mm langen Klemmbacken über Reibung fixiert, indem die Klemmbackenpaare mit je zwei Hydraulik-Zylindern zusammen gepresst werden. Beide Paare der Klemmbacken sind über rote Widerlager mit den blauen Stahlträgern verbunden (siehe **A.5.1**), wobei bei einem Paar Hydraulikzylinder zwischen Klemmapparat und Widerlagern, beim anderen Kraftmessdosen eingebaut sind. Eine Klemmeinheit ist also horizontal verschieblich, die andere kaum. Es wurde die Zugkraft über die zwei integrierten Kraftmessdosen vom Typ *TC4-TM* (Genauigkeitsklasse 1 gemäß **ON EN 10 002-1 (2002)**) der Firma MESSPHYSIK LABORGERÄTE GMBH (Fürstenfeld, Österreich) gemessen.

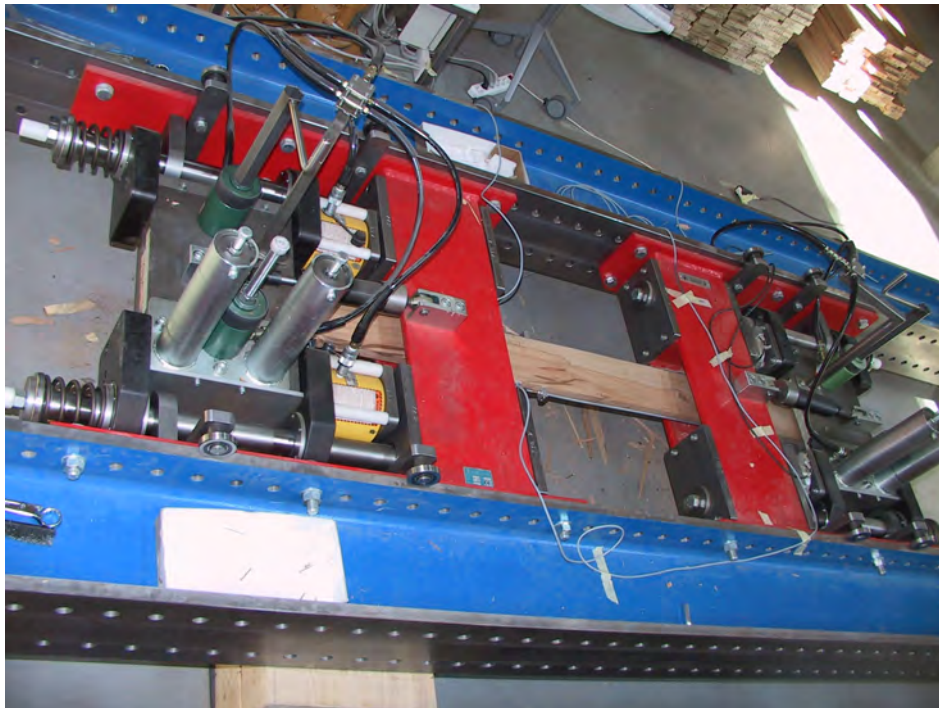


Abb. A.5.1: ZUGPRÜFMASCHINE LIGNUM\_z\_850 der Technischen Universität Graz

### A.5.11 Induktive Wegaufnehmer

Bei den verwendeten induktiven Wegaufnehmer handelte es sich um Wegtaster bzw. Tauchanker der Firma HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH (Darmstadt/Deutschland) der Genauigkeitsklasse 1. Der verwendete Messbereiche betrug entweder 10 oder 20 mm und die Kennwerttoleranz  $\pm 1\%$ .

### A.5.12 DD1 Dehnungsaufnehmer

„Das Grundgerät ist ein Wegaufnehmer, der die Verschiebung der Spitze einer Tastzunge in ein elektrisches Signal umformt. Die Umformung erfolgt mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen, die in einer Vollbrückenschaltung auf der Messzunge innerhalb des Gerätes angeordnet sind“ (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 2003, S. 7). Der Aufnehmer ist auf die Empfindlichkeit von 1 mV/V Speisespannung und je Millimeter Messweg kalibriert, wobei diese für den Messbereich von  $\pm 2,5$  mm Messweg mit der Unsicherheit kleiner 0,5 % gilt. DD1 Dehnungsaufnehmer der Firma HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH (Darmstadt/Deutschland) entsprechen der Genauigkeitsklasse 0,1, d. h. die Kennwerttoleranz beträgt  $\pm 0,1$  %.

Tab. A.2.3: Mechanische Kenngrößen der fehlerfreien Probekörpern von Buche, Edelkastanie, Eiche, Esche und Robinie

Quelle	Holzart	Rohdichte		Darrdichte		Druckfestigkeit N/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit parallel N/mm <sup>2</sup>	Querkzugfestigkeit N/mm <sup>2</sup>	Biegefestigkeit N/mm <sup>2</sup>	Torsionsfestig. N/mm <sup>2</sup>	Scherfestigkeit N/mm <sup>2</sup>
		kg/m <sup>3</sup>		kg/m <sup>3</sup>							
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Fichte <i>Picea abies</i> Karst.	450	420	330-470-680	300-430-640	45	85	-	71	-	6,25
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Kiefer <i>Pinus silvestris</i> L.	530	490	330-510-890	300-490-860	50	102	-	89,5	-	9,2
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Buche <i>Fagus sylvatica</i> L.	760	680	540-690-910	490-680-880	58	117	-	108	-	8,85
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Edelkastanie <i>Castanea sativa</i> Mill.	580	530	540-720-910	490-680-880	53-123	135	7,0	105-123	15,0	8,0
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Eiche <i>Quercus robur</i> L.	710	650	590-620-680	530-590	41-62-99	57-135-180	7,0-10,7	74-123-210	15,0-19,0	6,5-8,0-19,0
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Eiche <i>Quercus petraea</i> L.	710	650	590-620-680	530-590	40-52-57	115-142	-	81,5	-	8,55
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Esche <i>Fraxinus excelsior</i> L.	720	670	430-690-960	390-650-930	46	128,50	-	64-77-91	-	8-9,5
Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Esche <i>Fraxinus excelsior</i> L.	450-690-860	-	430-690-960	390-650-930	58	99	-	98	-	10,40
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	430-690-960	390-650-930	54-61-67	50-90-180	2,6-4,0-9,6	74-88-105	11,0-20,0	6,0-11,0-13,0
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	430-690-960	390-650-930	48-65-70	50-90-180	2,6-4,0-9,6	78-110-117	11,0-20,0	6,0-11,0-13,0
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	450-720-860	410-650-820	51	145	-	113,5	-	12,7
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	450-720-860	410-650-820	44-52	130-165	7,0	102-120	18,6	12,8
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	450-720-860	410-650-820	23-52-80	70-165-293	7,0-11,2	58-105-210	13,8-18,6-23,5	9,0-12,0-14,6
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	580-730-900	540-740-870	65	131,5	-	132	-	14,3
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	580-730-900	540-740-870	59-73	148	4,3	120-150	-	16,0
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	770	720	580-730-900	540-740-870	62-72-81	88-136-184	≈ 4, 3	103-136-169	-	11-13-16

Tab. A.2.4: Mechanische Kenngrößen der fehlerfreien Probekörpern von Buche, Edelkastanie, Eiche, Esche und Robinie (Fortsetzung)

Quelle	Holzart	E-Modul parallel N/mm <sup>2</sup>	E-Modul radial N/mm <sup>2</sup>	E-Modul tangential N/mm <sup>2</sup>	Quetsch- senkrecht N/mm <sup>2</sup>	Brinell-Härte parallel N/mm <sup>2</sup>	Brinell-Härte senkrecht N/mm <sup>2</sup>	diff. Schwind- maß radial %	diff. Schwind- maß tangential %
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Fichte <i>Picea abies</i> Karst.	11 000 7 300–11 000–21 400	–	–	–	31 32	14 12,0	0,17 0,15–0,19	0,32 0,27–0,36
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Kiefer <i>Pinus silvestris</i> L.	11 900 6 900–12 000–20 100	–	–	–	40 35–40–95	18,5 13–19–24	0,17 0,17	0,31 0,30
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Buche <i>Fagus sylvatica</i> L.	14 350 16 000 10 000–16 000–18 000	–	1 160	–	71 72 ≈ 72	34,5 34,0 ≈ 34	0,21 0,20 0,20	0,41 0,41 0,40
Sell (1997) Wagenführ (2007)	Edelkastanie <i>Castanea sativa</i> Mill.	9 500 6 400–9 000	–	–	–	36 27–38–47	19,0 15–23	0,14 0,14	0,27 0,23
Sell (1997) Wagenführ (2007) Wagenführ (2007)	Eiche Stieleiche <i>Quercus robur</i> L. Traubeneiche <i>Q. petraea</i> L.	12 500 10 000–11 700–13 200 9 200–13 000–13 500	–	–	11	58 50–66 50–66	32,5 24–34 24–34	0,20 0,20 0,20	0,32 0,32 0,32
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Esche <i>Fraxinus excelsior</i> L.	12 900 13 000 4 400–13 400–18 100	1 500	850	–	64 65 37–41	38,0 37–41 –	0,19 0,21 –	0,33 0,38 –
Sell (1997) Scharfe (2011) Wagenführ (2007)	Robinie <i>Robinia pseudoacacia</i> L.	13 350 13 500 9 000–11 300–13 600	–	–	36–65–100	71 74 67–78–88	48,5 48,0 28–34–47	0,23 0,24 0,23	0,35 0,38 0,35

Tab. A.2.5: Gesamtvorrat nach Baumarten im Ertragswald nach ÖWI 1992–1996 (2007)

Baumart	Gesamtvorrat [10 <sup>3</sup> vfm]	Anteil [%]	Veränderung [10 <sup>3</sup> vfm]
Fichte	606 350	61,4	12 948
Tanne	45 601	4,6	-335
Lärche	67 322	6,8	-138
Weißkiefer	75 554	7,6	-6 794
Summe Nadelholz	808 866	81,9	6 048
Rotbuche	90 768	9,2	2 463
Eiche	23 257	2,4	784
Hainbuche	6 866	0,7	86
Esche	15 092	1,5	2 202
Ahorn	10 760	1,1	891
Edelkastanie	1 004	0,1	140
Robinie	1 804	0,2	-124
Summe Hartlaub	153 635	15,6	6 611

Tab. A.2.6: Gesamtvorrat nach Baumarten im Ertragswald nach ÖWI 2000–2002 (2007)

Baumart	Gesamtvorrat [10 <sup>3</sup> vfm]	Anteil [%]	Veränderung [10 <sup>3</sup> vfm]
Fichte	673794	61,5	66508
Tanne	47977	4,4	2282
Lärche	73182	6,7	5761
Weißkiefer	76911	7,0	1181
Summe Nadelholz	886759	81,0	76669
Rotbuche	101470	9,3	10700
Eiche	26685	2,4	3337
Hainbuche	8145	0,7	1270
Esche	19409	1,8	4261
Ahorn	12968	1,2	2111
Edelkastanie	1297	0,1	307
Robinie	2344	0,2	555
Summe Hartlaub	177277	16,2	23363

Tab. A.4.1: Anzahl der Klassen im Histogramm nach DIN 52 183 Teil 1 (1970)

Anzahl der Beobachtungswerte	Anzahl der Klassen
$n = 100$	$m \geq 10$
$100 < n \leq 1000$	$m \geq 13$
$1\ 000 < n \leq 10\ 000$	$m \geq 16$
$10\ 000 < n \leq 100\ 000$	$m = 20$



# Anhang B

## Querdruck

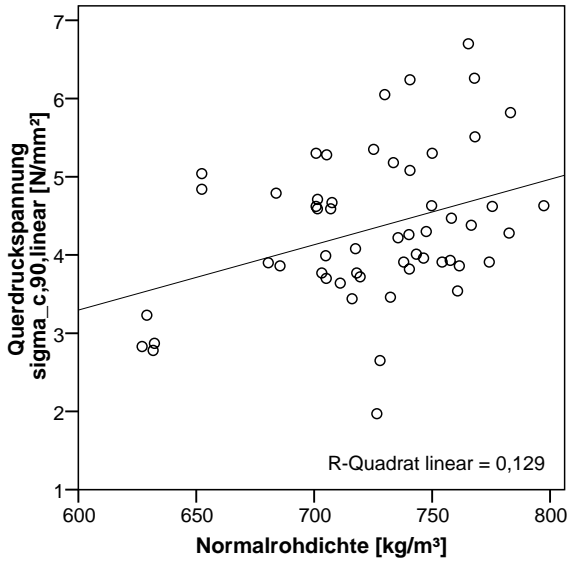
### B.1 Equipment für Digitalfotografie

Tab. B.1.1: Kameras, Objektive und Stativ für die Digitalfotos

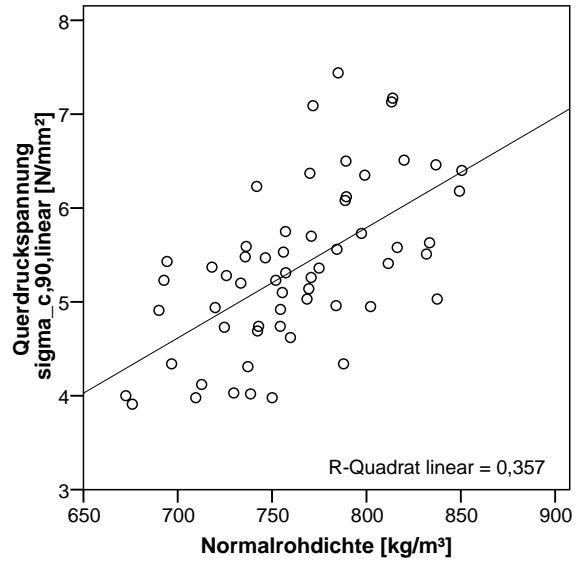
	Südseite	Nordseite
Kamera	Nikon D80	Nikon D70s
Auflösung	10,2 Megapixel (CCD-Sensor)	6,1 Megapixel (CCD-Sensor)
Bildformat	3872 × 2592	3008 × 2000
Empfindlichkeit	ISO 200	ISO 200
Farbprofil	Adobe RGB (1998)	Adobe RGB (1998)
Belichtungsmessung	Matrixmessung	Matrixmessung
Blitz	ohne	ohne
Dateiformat	RAW - Format (*.nef)	RAW - Format (*.nef)
Objektiv	Sigma AF 105 mm 2,8 EX DG Makro	Nikon AF 85 mm 1.8D
Festbrennweite	105 mm, effektiv 157 mm	85 mm, effektiv 127 mm
Lichtstärke	1 : 2,8	1 : 1,8
Blende	6,3	5,6
Stativ	Manfrotto 055 Pro mit 3D-Kopf	Manfrotto 190 CL mit Kugelkopf

### B.2 Streudiagramme

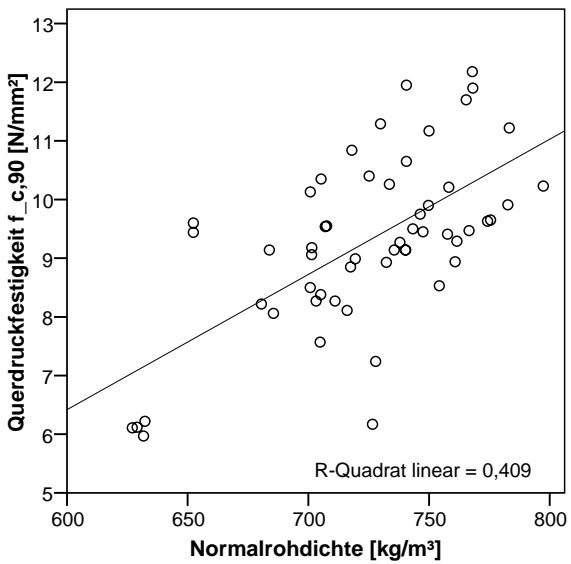
### B.3 Mittelkurven



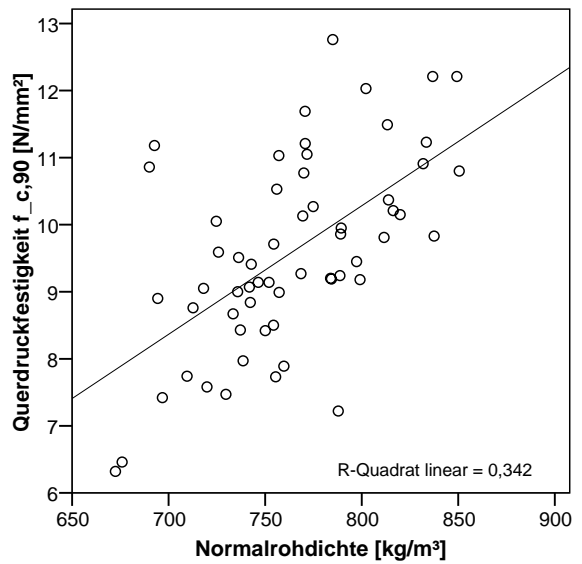
(a) Buche, linear-elastischer Bereich



(b) Esche, linear-elastischer Bereich

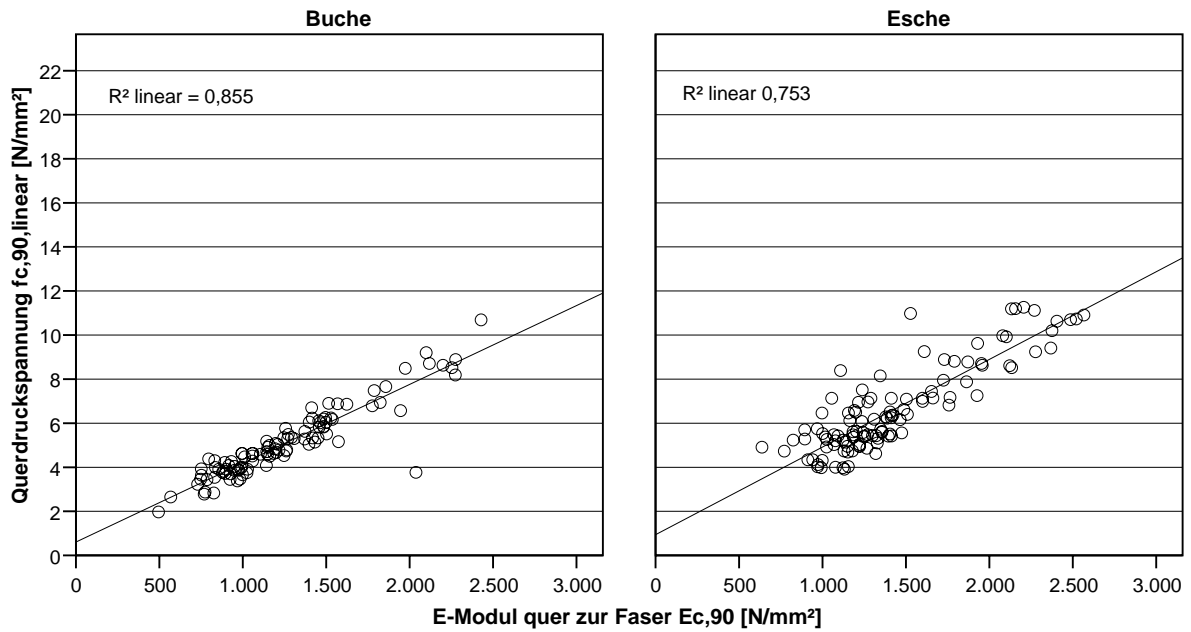


(c) Buche nach ON EN 408

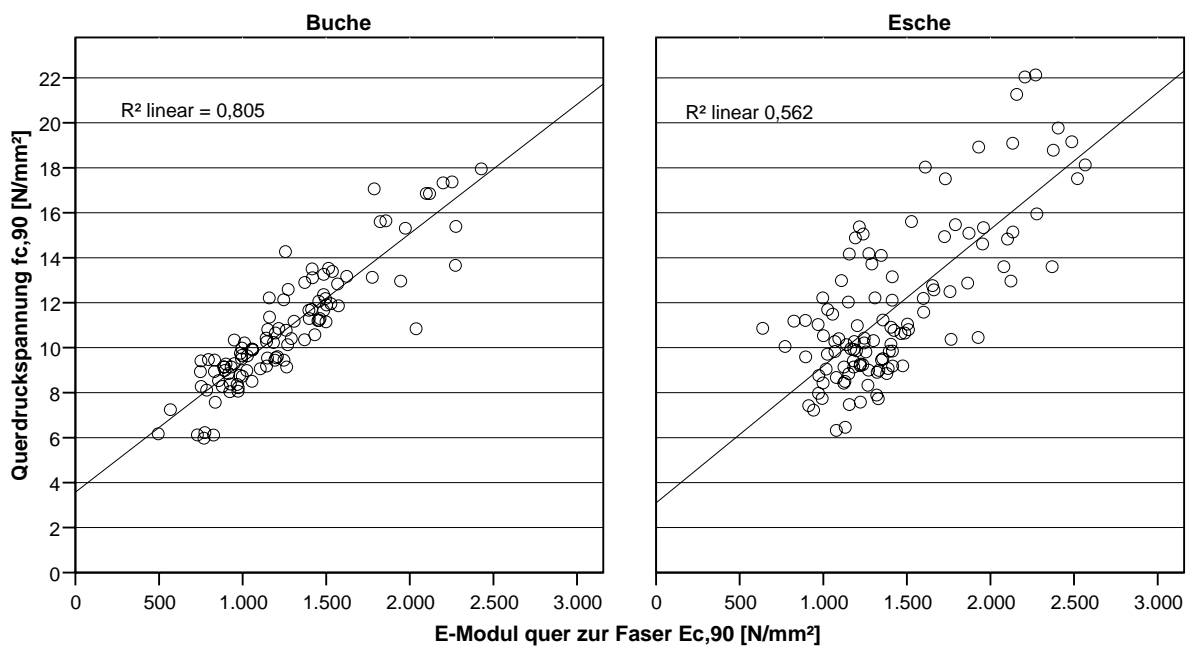


(d) Esche nach ON EN 408

Abb. B.2.1: Querdruckspannung  $\sigma_{c,90,linear}$  bzw. Querdruckfestigkeit  $f_{c,90}$  vs. Normalrohndichte  $\rho_{12}$

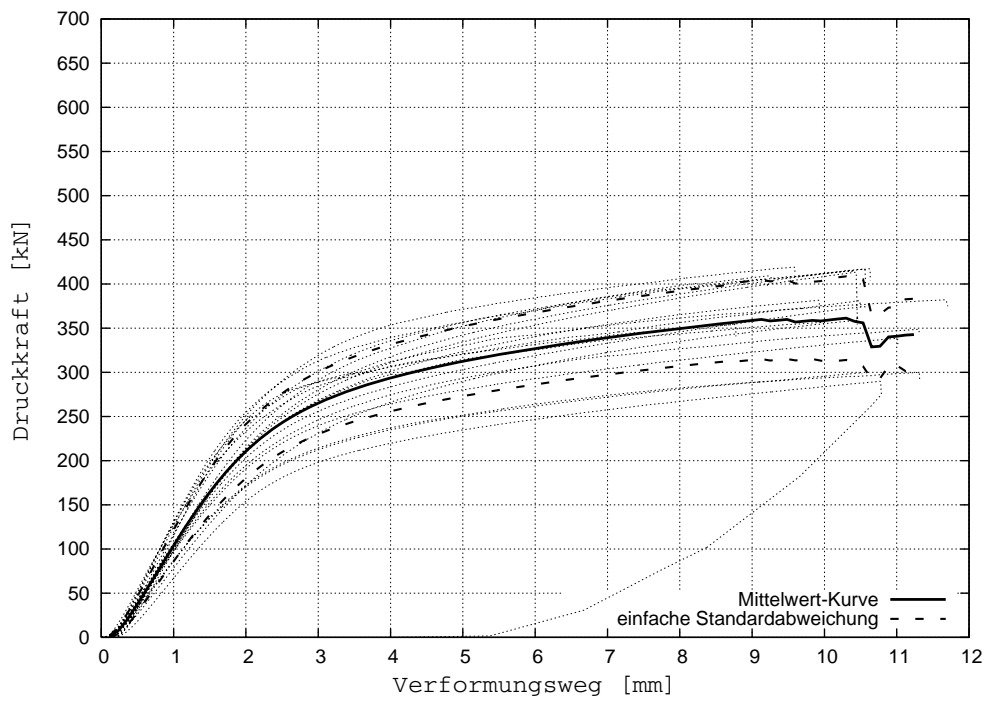


(a) elastische Querdruckspannung vs. Querdruck-Elastizitäts-Modul

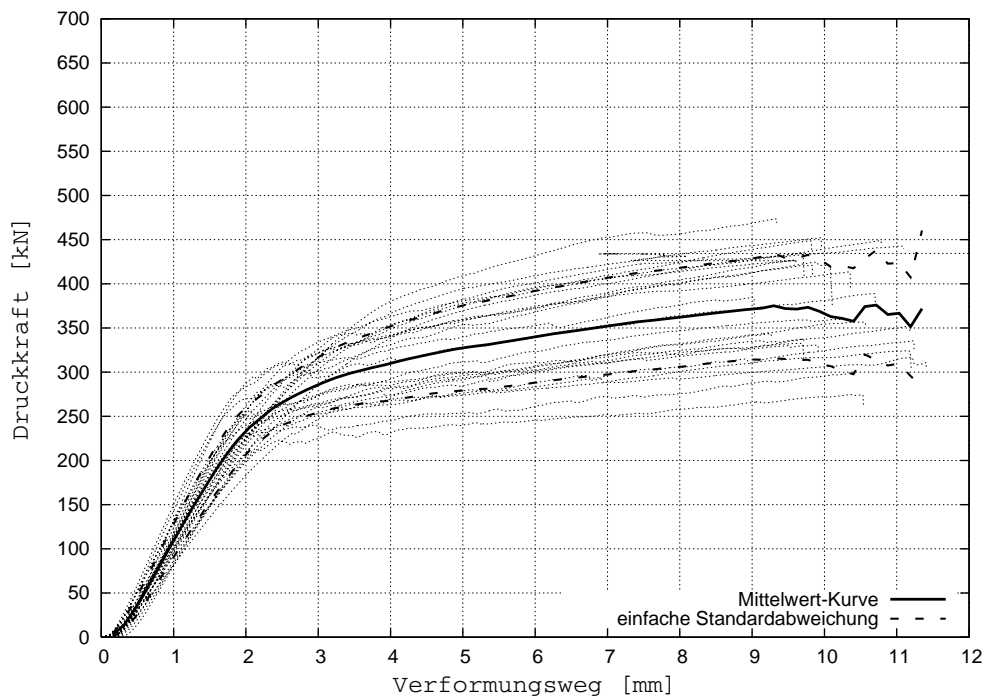


(b) Querdruckfestigkeit  $f_{c,90}$  vs. Querdruck-Elastizitäts-Modul

Abb. B.2.2: Streudiagramme Querdruckfestigkeit vs. Querdruck-Elastizitäts-Modul

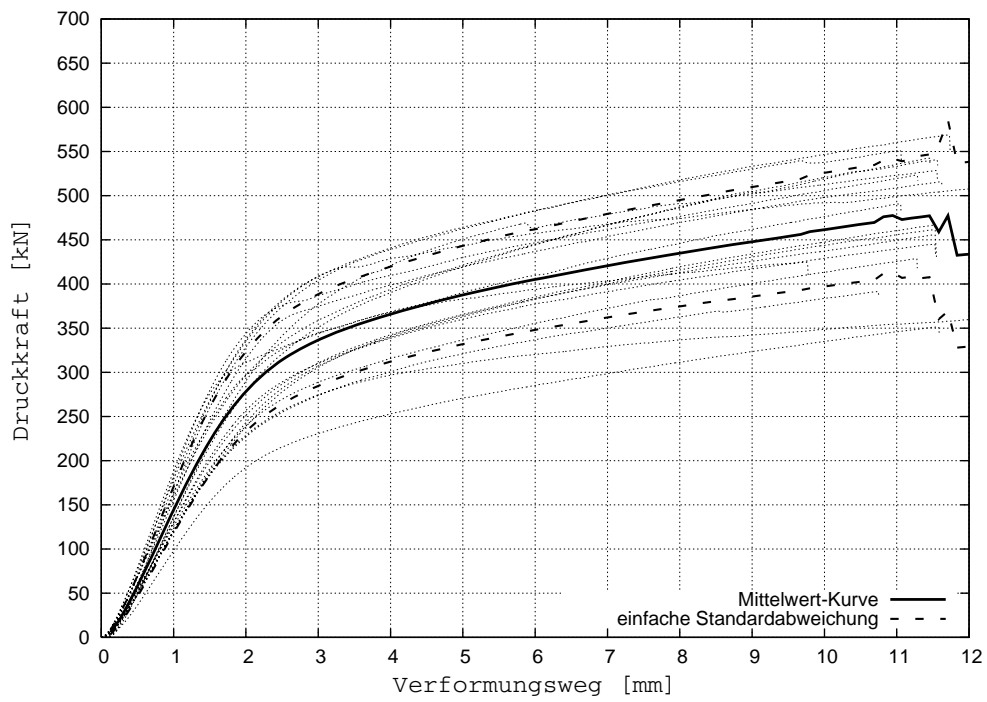


(a) Buche

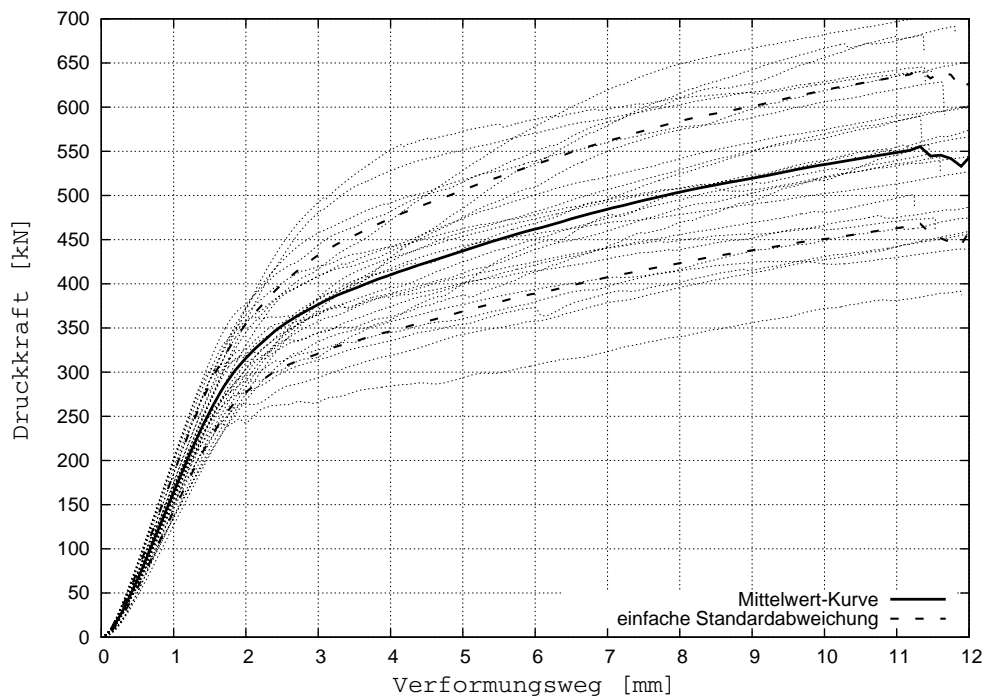


(b) Esche

Abb. B.3.1: Kraft-Weg-Diagramme für Querdruckprüfungen an Schwellen mit einseitigem Vorholz

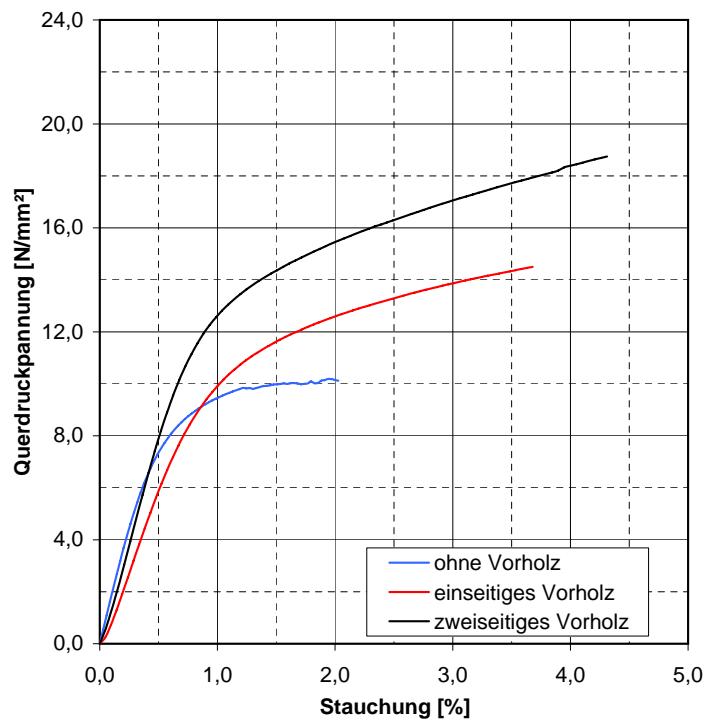


(a) Buche

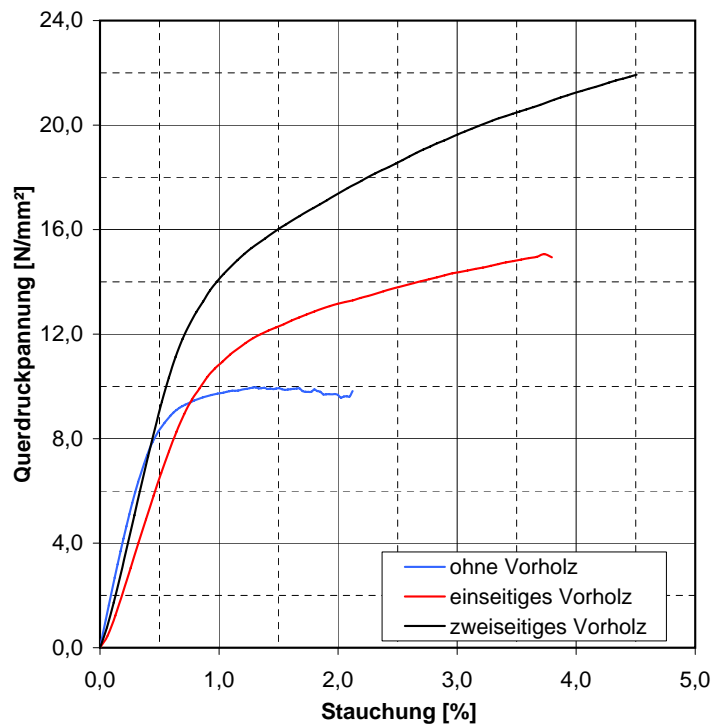


(b) Esche

Abb. B.3.2: Kraft-Weg-Diagramme für Querdruckprüfungen an Schwellen mit beidseitigem Vorholz



(a) Buche



(b) Esche

Abb. B.3.3: Spannungs-Stauchungs-Diagramme mit gemittelten Kurven für Querdruckprüfungen

# Anhang C

## Holzbauschrauben

### C.1 Geometrie amerikanischer Holzschrauben

Tab. C.1.1: Geometrie amerikanischer Holzschrauben (*wood screws*) nach **W. L. Fuller Inc.** (2011)

Nr.	Schaftdurchmesser $d_s$			Kopfdurchmesser $d_k$			Kerndurchmesser $d_2/d_s$		Gewinde- steigung $p$		Kern- zu Schaft $d_k/d_s$
	[in]	[in]	[mm]	[in]	[in]	[mm]	[in]	[mm]	[/in]	[mm]	[-]
0	1/16	0,060	1,52	3/64	0,119	3,02	0,040	1,02	32	0,79	0,67
1	5/64	0,073	1,85	3/64	0,146	3,71	0,046	1,17	28	0,91	0,63
2	3/32	0,086	2,18	1/16	0,172	4,37	0,054	1,37	26	0,98	0,63
3	7/64	0,099	2,51	1/16	0,199	5,05	0,065	1,65	24	1,06	0,66
4	7/64	0,112	2,84	5/64	0,225	5,72	0,075	1,91	22	1,15	0,67
5	1/8	0,125	3,18	5/64	0,252	6,40	0,085	2,16	20	1,27	0,68
6	9/64	0,138	3,51	3/32	0,279	7,09	0,094	2,39	18	1,41	0,68
7	5/32	0,151	3,84	7/64	0,305	7,75	0,102	2,59	16	1,59	0,68
8	5/32	0,164	4,17	7/64	0,332	8,43	0,112	2,84	14	1,81	0,68
9	11/64	0,177	4,50	1/8	0,358	9,09	0,122	3,10	14	1,81	0,69
10	3/16	0,190	4,83	1/8	0,385	9,78	0,122	3,30	13	1,95	0,68
11	13/64	0,203	5,16	9/64	0,411	10,44	0,130	3,53	12	2,12	0,68
12	7/32	0,216	5,49	9/64	0,438	11,13	0,139	3,76	11	2,31	0,69
14	1/4	0,242	6,15	5/32	0,491	12,47	0,148	4,19	10	2,54	0,68
16	17/64	0,268	6,81	3/16	0,544	13,82	0,162	4,67	9	2,82	0,69
18	19/64	0,294	7,47	13/64	0,597	15,16	0,184	5,18	8	3,18	0,69
20	5/16	0,320	8,13	7/32	0,650	16,51	0,204	5,66	8	3,18	0,70
24	3/8	0,372	9,45	1/4	0,756	19,20	0,260	6,60	7	3,63	0,70



## C.2 Vertikalschnitt durch die Prüfeinrichtung

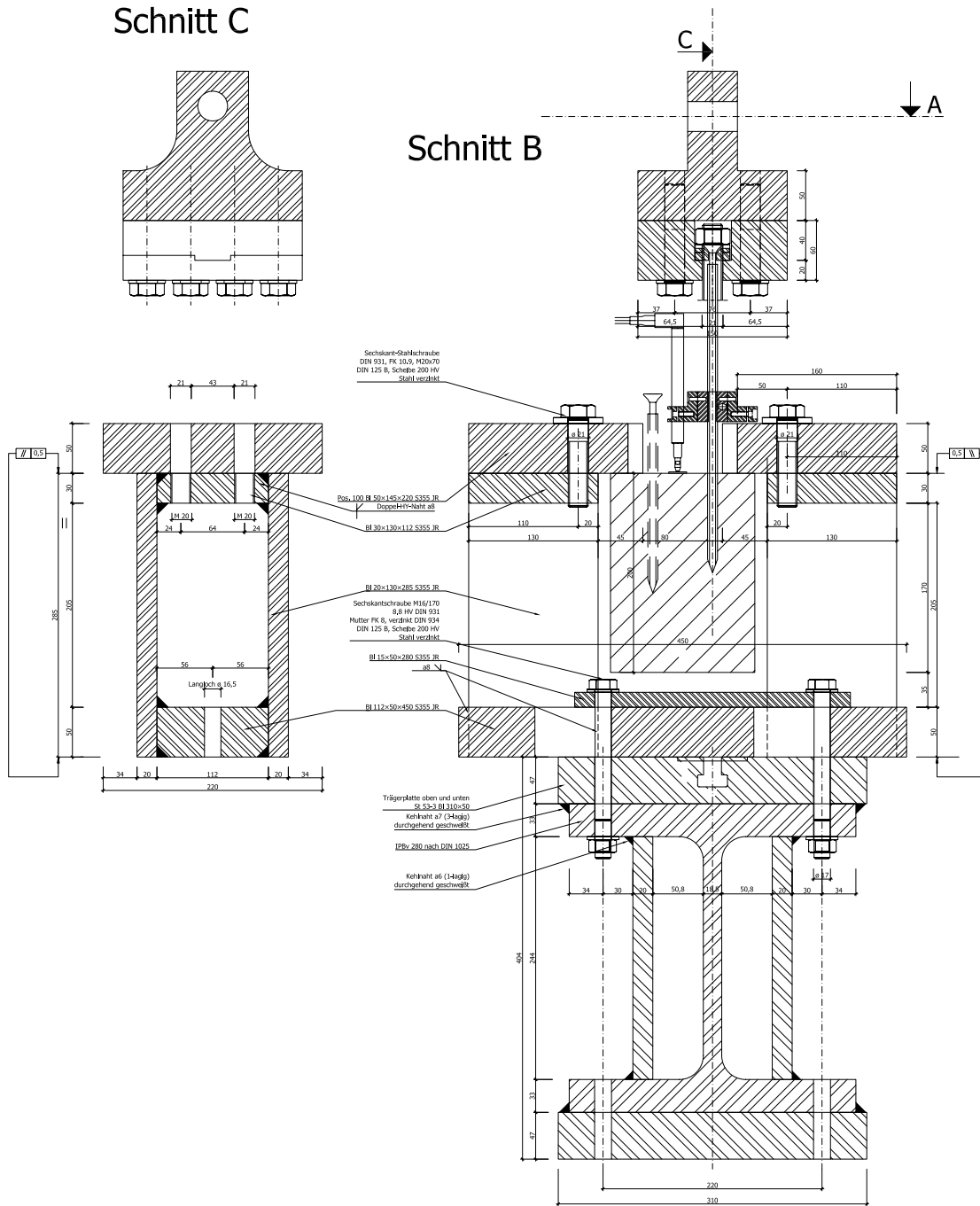
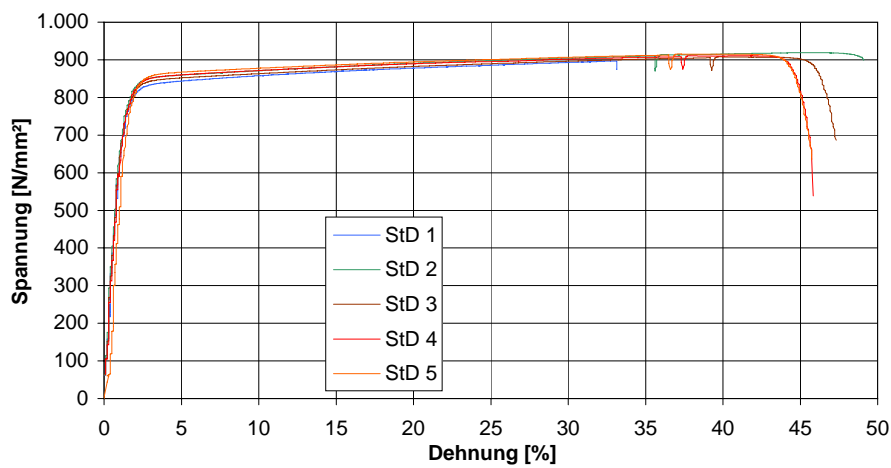


Abb. C.2.1: Versuchsanordnung zum Ausziehen von Schrauben

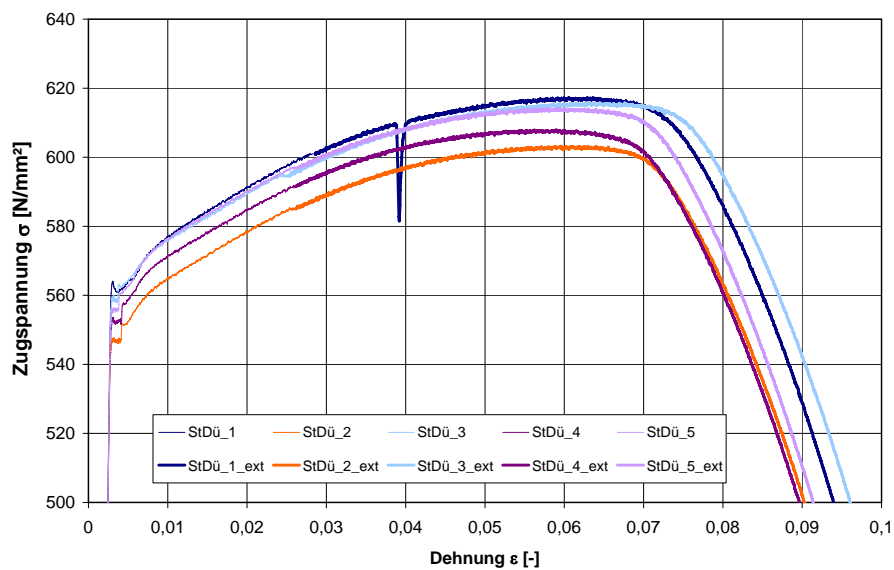
# Anhang D

## Lochleibungsprüfungen

### D.1 Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Stabdübel



(a) Stabdübel  $\varnothing 6$  (Werkstoff-Nr. 1.4301)



(b) Stabdübeln  $\varnothing 12$  (S235 JR)

Abb. D.1.1: Spannungs-Dehnungs-Diagramme für Stabdübel bei Zugprüfungen

## **D.2 Überblick der Prüfserien**

Tab. D.2.1: Überblick zu den eigenen Laubholz-Serien

Serie	Holzart	Zug- oder Druckversuch	Nenn-	Kraft-	Probe-	mittlere	Breite	Länge	mittlere
			durchmesser	Faserwinkel	körperanzahl	Dicke			Holzfeuchte
			$d$	$\alpha$	$n$	$t_{\text{mean}}$	$b$	$l$	$u_{\text{mean}}$
			[mm]	[°]	[Stück]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
ES_C6_00	Esche	Druck	6	0	35	12,20	42	117	10,9
ES_C6_30	Esche	Druck		30	30	12,20	60	155	10,6
ES_C6_60	Esche	Druck		60	31	12,20	95	188	10,8
ES_C6_90	Esche	Druck		90	30	12,20	120	240	10,6
ES_C8_00	Esche	Druck	8	0	34	16,10	54	158	10,4
ES_C8_30	Esche	Druck		30	30	16,00	90	182	10,2
ES_C8_60	Esche	Druck		60	30	16,00	110	250	10,0
ES_C8_90	Esche	Druck		90	30	16,10	110	320	9,9
ES_C12_00	Esche	Druck	12	0	44	24,20	72	168	10,7
ES_C12_15	Esche	Druck		15	30	24,20	80	220	10,2
ES_C12_30	Esche	Druck		30	30	24,10	88	272	10,6
ES_C12_45	Esche	Druck		45	30	24,10	100	324	10,2
ES_C12_60	Esche	Druck		60	30	24,10	107	376	9,9
ES_C12_75	Esche	Druck		75	51	24,10	120	428	10,1
ES_C12_90	Esche	Druck		90	51	24,10	120	480	10,1
ES_C16_00	Esche	Druck	16	0	30	30,20	96	224	10,6
ES_C16_30	Esche	Druck		30	30	30,30	118	362	10,3
ES_C16_60	Esche	Druck		60	30	30,20	138	502	10,2
ES_C16_90	Esche	Druck		90	30	30,20	150	640	10,6
ES_C20_00	Esche	Druck	20	0	50	37,50	120	280	11,0
ES_C20_30	Esche	Druck		30	30	37,50	146	454	10,9
ES_C20_60	Esche	Druck		60	30	37,30	170	600	11,3
ES_C20_90	Esche	Druck		90	30	37,40	170	600	11,0
ES_C12_00_100	Esche	Druck	12	0	44	23,44	72	168	4,3
ES_C12_90_100	Esche	Druck		90	42	23,64	120	480	4,6
ES_C12_00_200	Esche	Druck	12	0	43	24,70	72	168	16,5
ES_C12_90_200	Esche	Druck		90	42	24,71	120	480	16,0
ES_C12_00_300	Esche	Druck	12	0	42	24,77	72	168	18,9
ES_C12_90_300	Esche	Druck		90	42	25,05	120	480	19,0
BU_C06_00	Buche	Druck	6	0					
BU_C06_90	Buche	Druck		0					
BU_C12_00	Buche	Druck	12	0	44	24,08	72	168	10,3
BU_C12_30	Buche	Druck		30	49	24,09	88	272	10,7
BU_C12_60	Buche	Druck		60	40	24,08	107	376	10,5
BU_C12_90	Buche	Druck		90	41	24,12	120	480	10,4
BU_C20_00	Buche	Druck	20	0					
BU_C20_90	Buche	Druck		0					
ROB_C06_00	Robinie	Druck	6	0					
ROB_C06_90	Robinie	Druck		0					
ROB_C12_00	Robinie	Druck	12	0	47	24,14	72	168	9,8
ROB_C12_30	Robinie	Druck		30	42	24,13	88	272	10,4
ROB_C12_60	Robinie	Druck		60	42	24,08	107	376	10,1
ROB_C12_90	Robinie	Druck		90	42	24,16	120	480	10,0
ROB_C20_00	Robinie	Druck	20	0					
ROB_C20_90	Robinie	Druck		0					
Gesamtanzahl					1 378				

Tab. D.2.2: Überblick zu den Laubholz-Serien von Ehlbeck und Werner (1992a)

Serie	Holz- art	Zug- oder Druck- versuch	Nenn-	Kraft-	Probe-	mittlere		Breite	Länge	mittlere Holz- feuchte <sup>1</sup>
			durch- messer	Faser- Winkel	körper- anzahl	Dicke				
			$d$ [mm]	$\alpha$ [°]	$n$ [Stück]	$t_{\text{mean}}$ [mm]	$b$ [mm]	$l$ [mm]	$u_{\text{mean}}$ [%]	
AFZ_C8_00	Afzelia	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
AFZ_T16_00	Afzelia	Zug	16	0	5	32	-	-	-	
AFZ_T30_00	Afzelia	Zug	30	0	5	60	-	-	-	
AFZ_T8_00	Afzelia	Zug	8	0	5	16	-	-	-	
AZO_C16_30	Bongossi	Druck	16	30	5	32	96	224	-	
AZO_C16_45	Bongossi	Druck	16	45	5	32	96	224	-	
AZO_C16_60	Bongossi	Druck	16	60	5	32	96	224	-	
AZO_C16_90	Bongossi	Druck	16	90	5	32	96	224	-	
AZO_C30_90	Bongossi	Druck	30	90	5	60	180	420	-	
AZO_C8_00	Bongossi	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
AZO_C8_90	Bongossi	Druck	8	90	5	16	48	112	-	
AZO_T16_00	Bongossi	Zug	16	0	5	32	-	-	-	
AZO_T30_00	Bongossi	Zug	30	0	5	60	-	-	-	
AZO_T8_00	Bongossi	Zug	8	0	5	16	-	-	-	
BU_C16_00	Buche	Druck	16	0	5	32	96	160	-	
BU_C16_30	Buche	Druck	16	30	5	32	96	224	-	
BU_C16_45	Buche	Druck	16	45	5	32	96	224	-	
BU_C16_60	Buche	Druck	16	60	5	32	96	224	-	
BU_C16_90	Buche	Druck	16	90	5	32	96	224	-	
BU_C30_00	Buche	Druck	30	0	5	60	180	300	-	
BU_C30_30	Buche	Druck	30	30	5	60	180	420	-	
BU_C30_45	Buche	Druck	30	45	4	60	180	420	-	
BU_C30_60	Buche	Druck	30	60	5	60	180	420	-	
BU_C30_90	Buche	Druck	30	90	5	60	180	420	-	
BU_C8_00	Buche	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
BU_C8_30	Buche	Druck	8	30	5	16	48	112	-	
BU_C8_45	Buche	Druck	8	45	5	16	48	112	-	
BU_C8_60	Buche	Druck	8	60	5	16	48	112	-	
BU_C8_90	Buche	Druck	8	90	5	16	48	112	-	
BU_T8_00	Buche	Zug	8	0	5	16	-	-	-	
BU_T12_00	Buche	Zug	12	0	5	24	-	-	-	
BU_T16_00	Buche	Zug	16	0	5	32	-	-	-	
BU_T24_00	Buche	Zug	24	0	5	48	-	-	-	
BU_T30_00	Buche	Zug	30	0	5	60	-	-	-	
EI_C8_00	Eiche	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
EI_T8_00	Eiche	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
EI_C16_00	Eiche	Druck	16	0	5	32	96	160	-	
EI_C30_00	Eiche	Druck	30	0	5	60	180	300	-	
MEB_C8_00	Merlau	Druck	8	0	5	16	48	80	-	
MEB_T16_00	Merlau	Zug	16	0	5	32	-	-	-	
MEB_T16_30	Merlau	Zug	16	30	4	32	-	-	-	
MEB_T8_00	Merlau	Zug	8	0	5	16	-	-	-	
TEK_T8_00	Teak	Zug	8	0	5	16	-	-	-	
Gesamtanzahl					213					

<sup>1</sup> „Die Lagerung aller Hölzer zur Klimatisierung und die Durchführung der Versuche erfolgte im Prüflabor bei Normalklima DIN 50 014 – 20/65-2“ (Ehlbeck und Werner, 1992b, S. 16).

Tab. D.2.3: Überblick zu den Laubholz-Serien von [Whale, Smith und Hilson \(1986\)](#)

Serie	Holz- art	Zug- oder Druck- versuch	Nenn-	Kraft-	Probe-	mittlere	Breite	Länge	mittlere
			durch- messer	Faser- Winkel	körper- anzahl	Dicke			Holz- feuchte
			$d$ [mm]	$\alpha$ [°]	$n$ [Stück]	$t_{\text{mean}}$ [mm]	$b$ [mm]	$l$ [mm]	$u_{\text{mean}}$ [%]
GRE_T6_00	Greenheart	Zug	6	0	20	13,49	18	392	11,47
GRE_C6_90	Greenheart	Druck	6	90	20	14,79	33	348	11,48
GRE_T12_0	Greenheart	Zug	12	0	20	13,81	36	434	23,47
GRE_C12_90	Greenheart	Druck	12	90	20	14,19	66	696	23,53
GRE_C20_90	Greenheart	Druck	20	90	20	17,2	110	1160	39,42
GRE_T20_0	Greenheart	Zug	20	0	20	16,18	60	490	39,31
YAN_C6_00	Keruing	Druck	6	0	20	12,34	18	84	11,86
YAN_T6_00	Keruing	Zug	6	0	20	12,72	18	392	11,86
YAN_C6_90	Keruing	Druck	6	90	20	12,81	33	348	11,86
YAN_C12_0	Keruing	Druck	12	0	20	12,89	36	168	23,84
YAN_T12_0	Keruing	Zug	12	0	20	13,06	36	434	23,85
YAN_C12_90	Keruing	Druck	12	90	20	12,6	66	696	23,98
YAN_C20_0	Keruing	Druck	20	0	20	12,52	60	280	39,93
YAN_T20_0	Keruing	Zug	20	0	20	12,35	60	490	39,91
YAN_C20_90	Keruing	Druck	20	90	20		110	1160	
Gesamtanzahl					300				

### **D.3 Parameter für Rohdichte und Schwindmaße**



Tab. D.3.1: Parameter für Rohdichte und Schwindmaße der ausgewerteten Laubhölzer

Kurzzeichen	lateinischer Name	Rohdichte				Schwindmaße				
		Mittelwert $\rho_{mean}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Std.-Abw. $\sigma_\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Var.-Koeff. $VC_\rho$ [%]	charakt. $\rho_{05}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	longit. $\beta_l$ [%]	radial $\beta_r$ [%]	tangent. $\beta_t$ [%]	Volumen $\beta_v$ [%/%]	Volumen $\beta_{v,mean}$ [%/%]
BU	<i>Fagus sylvatica</i>	709	49	7,0	628	0,3	5,8	11,8	0,46 ... 0,60	0,53
ES	<i>Fraxinus excelsior</i>	760	66	8,6	652	0,2	4,6 ... 5,0	8,0 ... 8,4	0,43 ... 0,45	0,44
EI	<i>Quercus robur</i>	720	58	8,0	625	0,4	4 ... 4,6	7,8 ... 10,0	0,45	0,45
YAN	<i>Dipterocarpus alatus</i>	758	74	9,7	637	0,4	7,4	11,3	0,61	0,61
GRE	<i>Ocotea rodiaei</i>	985	79	8,0	855	-	6,5 ... 8,2	8,1 ... 9,6	0,49 ... 0,59	0,54
ROB	<i>Robinia pseudacacia</i>	798	62	7,8	695	0,1	3,2 ... 4,6	5,4 ... 7,2	0,4	0,40
AZO	<i>Lophira alata</i>	1100	88	8,0	955	0,3	7,4	8,7	0,51 ... 0,70	0,61
MEB	<i>Intsia bijuga</i>	802	64	8,0	696		0,4 ... 1,2	0,7 ... 2,6	0,26 ... 0,33	0,30
AFZ	<i>Afzelia quanzensis</i>	802	64	8,0	696	0,3 ... 0,4	3	3,3	5,4 ... 6,6 ... 8,1	0,36
TEK	<i>Tectona grandis</i>	652	50	7,7	570	0,4 ... 0,6	2,1 ... 3,0	4,2 ... 5,8	0,24 ... 0,32	0,28

Tab. D.3.2: Anteil der aufgespaltenen Probekörper je Serie

Serie	Gesamt- anzahl Proben $n_{\text{tot}}$ [Stück]	Anteil gespaltenener Proben [%]	Verformungsweg $w_{\text{max}}$		Verformungsweg $w_{\text{u}}$		Holz- feuchte $u$ [%]
			Min.	Mittel	Min.	Mittel	
			$w_{\text{max,min}}$ [mm]	$w_{\text{max,mean}}$ [mm]	$w_{\text{u,min}}$ [mm]	$w_{\text{u,mean}}$ [mm]	
BU_C12_00	42	38	0,71	4,36	1,24	4,46	10,30
BU_C12_30	48	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,67
BU_C12_60	39	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,50
BU_C12_90	40	8	4,21	4,95	4,21	4,95	10,41
ES_C6_00	35	34	1,11	4,41	1,68	4,78	10,93
ES_C6_30	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,59
ES_C6_60	31	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,83
ES_C6_90	30	10	4,23	4,93	4,23	4,93	10,57
ES_C8_00	34	53	2,51	4,26	2,73	4,26	10,38
ES_C8_30	28	4	2,96	4,93	3,94	4,93	10,15
ES_C8_60	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,00
ES_C8_90	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	9,94
ES_C12_00	44	70	1,08	3,71	1,53	3,75	10,67
ES_C12_15	30	40	2,03	4,34	2,03	4,34	10,23
ES_C12_30	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,57
ES_C12_45	28	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,20
ES_C12_60	30	3	4,84	4,99	4,84	4,99	9,90
ES_C12_75	51	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,09
ES_C12_90	51	2	3,38	4,97	4,68	4,98	10,09
ES_C12_00_100	44	98	0,08	1,68	0,16	1,76	4,29
ES_C12_90_100	42	2	4,87	5,00	4,87	5,00	4,55
ES_C12_00_200	43	0	4,98	5,00	4,98	5,00	16,49
ES_C12_90_200	42	0	5,00	5,00	5,00	5,00	16,03
ES_C12_00_300	42	0	5,00	5,00	5,00	5,00	18,87
ES_C12_90_300	42	2	4,87	5,00	4,87	5,00	19,01
ES_C16_00	28	46	2,50	4,37	2,50	4,37	10,58
ES_C16_30	30	7	0,00	4,82	3,97	4,92	10,33
ES_C16_60	30	43	2,67	4,54	2,67	4,54	10,18
ES_C16_90	30	0	4,98	5,00	4,98	5,00	10,60
ES_C20_00	50	58	2,43	4,27	2,43	4,27	10,99
ES_C20_30	30	13	3,61	4,83	3,61	4,83	10,93
ES_C20_60	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	11,29
ES_C20_90	30	0	5,00	5,00	5,00	5,00	11,03
ROB_C12_00	47	98	1,07	2,24	1,29	2,63	9,81
ROB_C12_30	42	90	1,72	3,67	2,21	4,19	10,43
ROB_C12_60	42	0	5,00	5,00	5,00	5,00	10,11
ROB_C12_90	29	0	5,00	5,00	5,00	5,00	9,80
FI_C8_00	56	100	0,40	0,59	0,63	0,97	9,25
FI_C8_90	56	21	3,09	4,89	3,09	4,89	9,12
FI_C12_00	64	100	0,37	0,64	0,54	1,03	10,41
FI_C12_10	14	100	0,40	0,77	0,85	1,14	10,64
FI_C12_20	14	100	0,49	0,90	0,90	1,19	10,68
FI_C12_25	51	100	0,45	0,76	0,67	1,24	9,76
FI_C12_30	14	100	0,78	1,00	1,08	1,36	10,73

Tab. D.3.2: Anteil der aufgespaltenen Probekörper je Serie  
(Fortsetzung)

Serie	Gesamt- anzahl Proben $n_{\text{tot}}$ [Stück]	Anteil gespaltener Proben [%]	Verformungsweg $w_{\text{max}}$		Verformungsweg $w_{\text{u}}$		Holz- feuchte $u$ [%]
			Min.	Mittel	Min.	Mittel	
			$w_{\text{max,min}}$ [mm]	$w_{\text{max,mean}}$ [mm]	$w_{\text{u,min}}$ [mm]	$w_{\text{u,mean}}$ [mm]	
FI_C12_40	14	100	0,89	2,26	2,45	3,61	10,75
FI_C12_50	65	83	0,92	2,68	1,18	3,96	10,06
FI_C12_60	14	64	1,09	3,11	3,12	4,79	10,69
FI_C12_70	14	36	1,15	4,11	1,76	4,69	10,75
FI_C12_80	14	36	1,62	4,19	2,19	4,76	10,74
FI_C12_90	65	35	0,51	4,31	0,51	4,75	10,15
FI_C20_00	41	100	0,80	1,17	1,20	1,79	9,89
FI_C20_90	51	41	1,96	4,49	2,72	4,91	10,61
FI_C20_00_100	55	100	0,65	1,28	0,89	2,12	10,31
FI_C20_00_200	14	100	0,83	1,22	0,92	1,98	9,97
KI_C12_00	113	100	0,55	1,11	0,94	1,60	11,61
KI_C12_90	78	8	4,70	4,98	4,70	4,98	12,99

Tab. D.3.3: Anteil der aufgespaltenen Probekörper je Serie von **Whale, Smith und Hilson (1986)**

Serie	Gesamtanzahl der Proben	Anteil gespaltener Proben	Verformungsweg $w_{max}$		Holz- feuchte
			Minimum	Durchschnitt	
			$w_{max,min}$ [mm]	$w_{max,mean}$ [mm]	
$N_{tot}$ [Stück]	[%]			u [%]	
FIS_C2,65_90	20	75	1,23	1,80	11,7
FIS_T2,65_00	14	36	1,47	1,97	14,4
FIS_C3,35_90	20	40	1,33	1,95	12,6
FIS_T3,35_00	20	40	1,55	1,98	13,8
FIS_T4_00	20	35	1,16	1,95	13,5
FIS_C4_90	20				
FIS_T5_00	20	20	0,98	2,04	14,0
FIS_C5_90	20	33	0,93	1,88	
FIS_T6_00	20	67	1,47	1,84	
FIS_C6_90	20	17	2,03	2,09	
FIS_T8_00	20	15	1,58	2,06	13,1
FIS_C8_90	20	10	1,02	2,02	12,3
FIS_C12_00	20	5	1,08	2,05	11,9
FIS_T12_00	20	70	1,18	1,75	11,7
FIS_C12_90	20	36	1,87	2,04	12,3
FIS_T16_00	20	40	0,95	1,91	13,1
FIS_C16_90	20	20	1,95	2,07	11,8
FIS_C20_00	20	60	0,98	1,73	12,5
FIS_T20_00	20	35	1,43	2,00	
FIS_C20_90	20	33	1,58	2,00	
PIS_T3,35_00	20				
PIS_C3,35_90	20	40	1,15	1,95	13,5
PIS_T6_00	20	0	1,87	2,08	12,9
PIS_C6_90	20	30	1,28	1,97	13,3
PIS_C12_90	20	30	1,18	1,96	
PIS_T12_00	20	33	0,77	1,84	
PIS_T20_00	20	20	1,59	2,05	13,1
PIS_C20_90	20	29	1,68	2,05	13,1
RWE_T2,65_00	20	0	1,58	2,00	
RWE_2,65_90	20	100	1,23	1,75	
RWE_C3,35_00	20	100	1,80	2,01	
RWE_T3,35_00	20				
RWE_C3,35_90	20	100	1,17	1,87	
RWE_T4_00	20	0	0,93	1,88	
RWE_C4_90	20	0	0,93	1,94	
RWE_T5_00	20	0	2,03	2,09	
RWE_C5_90	20	0	1,42	2,01	
RWE_C6_00	20	0	1,08	2,05	11,9
RWE_T6_00	20	0	1,02	2,02	12,3
RWE_C6_90	20	0	1,87	2,04	12,3
RWE_T8_00	20	100	1,18	1,75	11,7
RWE_C8_90	20	0	1,95	2,07	11,8
RWE_C12_00	20	0	2,03	2,09	11,4
RWE_T12_00	20	100	1,23	1,80	11,7
RWE_C12_90	20	0	2,10	2,10	11,7
RWE_T16_0	20	100	0,98	1,73	12,5
RWE_C16_90	20	0	1,88	2,08	13,1
RWE_C20_0	20	0	1,50	2,02	13,0

Tab. D.3.3: Anteil der aufgespaltenen Probekörper je Serie von **Whale, Smith und Hilson (1986)**  
(Fortsetzung)

Serie	Gesamtanzahl der Proben	Anteil gespaltener Proben	Verformungsweg $w_{max}$		Holz- feuchte
			Minimum	Durchschnitt	
	$N_{tot}$ [Stück]	[%]	$w_{max,min}$ [mm]	$w_{max,mean}$ [mm]	u [%]
RWE_T20_0	20	0	1,33	1,95	12,6
RWE_C20_90	20	0	1,61	2,07	13,0
SPF_T3,35_00	20	100	1,47	1,84	
SPF_C3,35_90	20	0	1,43	2,00	
SPF_T6_00	20	0	1,58	2,06	13,1
SPF_C6_90	20	0	1,55	1,98	13,8
SPF_T12_0	20	0	1,16	1,95	13,5
SPF_C12_90	20	0	0,95	1,91	13,1
SPF_T20_0	20	0	0,98	2,04	14,0
SPF_C20_90	14	0	1,47	1,97	14,4
WWE_T3,35_00	20	0	0,77	1,84	
WWE_C3,35_90	20	0	1,18	1,96	
WWE_T6_00	20	0	1,59	2,05	13,1
WWE_C6_90	20	0	1,68	2,05	13,1
WWE_C12_90	20	0	1,66	2,05	13,2
WWE_T12_0	20	0	1,15	1,95	13,5
WWE_T20_0	20	0	1,28	1,97	13,3
WWE_C20_90	20	0	1,48	2,05	13,1
GRE_T6_00	20	75	0,28	1,41	13,5
GRE_C6_90	20	50	0,52	1,46	14,8
GRE_C12_90	20	90	0,58	1,08	14,2
GRE_T12_0	20	100	0,74	1,24	13,8
GRE_C20_90	20	75	0,93	1,78	17,2
GRE_T20_0	20	90	0,69	1,38	16,2
YAN_C6_00	20	5	2,03	2,10	12,3
YAN_T6_00	20	20	1,58	2,03	12,7
YAN_C6_90	20	65	1,17	1,80	12,8
YAN_C12_0	20	55	1,38	1,95	12,9
YAN_T12_0	20	35	1,73	2,03	13,1
YAN_C12_90	20	0	2,10	2,10	12,6
YAN_C20_0	20	35	1,50	2,00	12,5
YAN_T20_0	20	40	1,38	2,00	12,4

## D.4 Überprüfung der Bemessungsmodelle

Tab. D.4.1: Anteile der Prüfungen je Serie, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit von Buchen-, Eschen- und Robinienholz größer war als das 5%-Quantil

Serie	Gl. (5.76)	Gl. (5.93)	Gl. (5.78)	Gl. (5.94)
BU_C06_00	0,98	1	1	1
BU_C06_90	0,95	1	1	1
BU_C12_00	0,89	0,93	0,93	0,98
BU_C12_30	0,77	0,88	0,90	0,96
BU_C12_60	0,48	0,90	0,90	0,98
BU_C12_90	0,88	0,95	0,95	1
BU_C20_00	0,93	1	1	1
BU_C20_90	0,97	1	0,97	1
ES_C06_00	1	1	1	1
ES_C06_30	0,93	1	0,93	0,97
ES_C06_60	0,84	0,94	0,90	0,94
ES_C06_90	0,97	1	0,97	1
ES_C08_00	0,94	1	0,97	1
ES_C08_30	0,86	0,96	0,89	0,96
ES_C08_60	0,77	0,93	0,87	0,93
ES_C08_90	0,93	0,97	0,97	0,97
ES_C12_00	0,77	1	0,95	1
ES_C12_15	0,83	0,93	0,93	0,97
ES_C12_30	0,9	0,97	0,93	0,97
ES_C12_45	0,97	1	0,97	1
ES_C12_60	0,87	0,97	0,97	0,97
ES_C12_75	0,94	1	1	1
ES_C12_90	0,90	1	1	1
ES_C16_00	0,93	1	1	1
ES_C16_30	0,97	1	0,97	1
ES_C16_60	0,83	0,97	0,90	0,97
ES_C16_90	0,97	0,97	0,97	0,97
ES_C20_00	0,98	1	1	1
ES_C20_30	0,97	1	1	1
ES_C20_60	1	1	1	1
ES_C20_90	1	1	1	1
ROB_C06_00	0,88	0,96	0,88	0,96
ROB_C06_90	0,88	0,92	0,88	0,92
ROB_C12_00	1	1	1	1
ROB_C12_30	0,95	1	1	1
ROB_C12_60	0,93	1	1	1
ROB_C12_90	0,98	1	1	1
ROB_C20_00	1	1	1	1
ROB_C20_90	0,86	1	0,95	1
Anzahl Serien $\leq 0,95$	23/39	7/39	12/39	3/39
Anzahl insgesamt	128/1355	30/1355	50/1355	19/1355
Prozent insgesamt	9,45 %	2,21 %	3,69 %	1,40 %

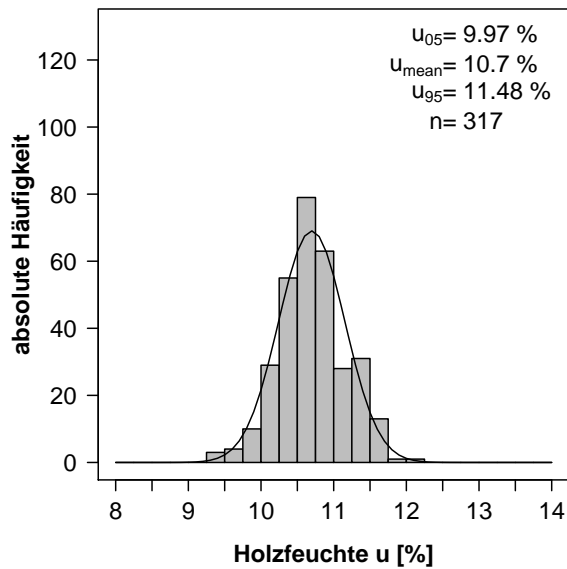
Tab. D.4.2: Anteile der Prüfungen je Serie, bei denen die empirische Lochleibungsfestigkeit von allen ausgewerteten Laubhölzern größer war als das 5%-Quantil der angegebenen Bemessungsmodelle

Serie	Gl. (5.80)	Gl. (5.95)	Gl. (5.82)	Gl. (5.96)
BU_C06_00	0,98	0,98	0,98	0,98
BU_C06_90	0,95	1	0,98	1
BU_C12_00	0,89	0,89	0,89	0,93
BU_C12_30	0,75	1	0,81	0,88
BU_C12_60	0,40	1	0,65	0,90
BU_C12_90	0,82	1	0,88	0,95
BU_C20_00	0,90	0,93	0,93	1
BU_C20_90	0,90	1	0,93	0,97
ES_C06_00	1	0,97	1	1
ES_C06_30	0,93	1	0,90	0,97
ES_C06_60	0,90	1	0,84	0,90
ES_C06_90	0,97	1	0,97	1
ES_C08_00	0,97	0,91	0,94	1
ES_C08_30	0,86	1	0,86	0,96
ES_C08_60	0,83	1	0,83	0,90
ES_C08_90	0,97	1	0,97	0,97
ES_C12_00	0,77	0,77	0,79	1
ES_C12_15	0,83	1	0,90	0,93
ES_C12_30	0,90	1	0,90	0,97
ES_C12_45	0,97	1	0,97	1
ES_C12_60	0,87	1	0,90	0,97
ES_C12_75	0,96	1	0,98	1
ES_C12_90	0,92	1	1	1
ES_C16_00	0,93	0,93	0,96	1
ES_C16_30	0,97	1	0,97	1
ES_C16_60	0,83	1	0,87	0,97
ES_C16_90	0,97	1	0,97	0,97
ES_C20_00	0,88	0,92	0,96	1
ES_C20_30	0,93	1	0,97	1
ES_C20_60	1	1	1	1
ES_C20_90	1	1	1	1
ROB_C06_00	0,92	0,88	0,88	0,96
ROB_C06_90	0,88	1	0,88	0,92
ROB_C12_00	1	1	1	1
ROB_C12_30	0,95	1	0,95	1
ROB_C12_60	0,93	1	1	1
ROB_C12_90	0,98	1	1	1
ROB_C20_00	0,95	0,95	1	1
ROB_C20_90	0,59	0,64	0,82	0,95
BU_C08_00	1	1	1	1
BU_C08_30	0,60	1	0,60	0,60
BU_C08_45	0,20	1	0,40	0,60
BU_C08_60	0,80	1	1	1
BU_C08_90	1	1	1	1
BU_C16_00	1	1	1	1
BU_C16_30	1	1	1	1
BU_C16_45	1	1	1	1
BU_C16_60	1	1	1	1
BU_C16_90	1	1	1	1
BU_C30_00	1	1	1	1

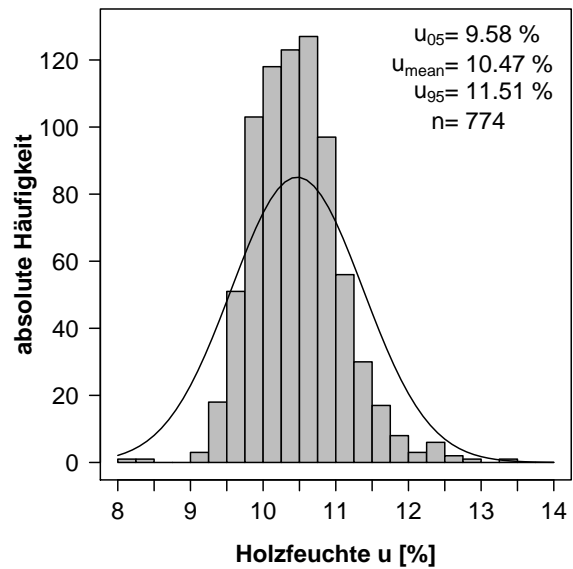


Tab. D.4.2: Anteil der Ausziehprüfungen mit größerer empirischer als charakteristischer Lochleibungs-  
festigkeit pro Prüfsreihe  
(Fortsetzung)

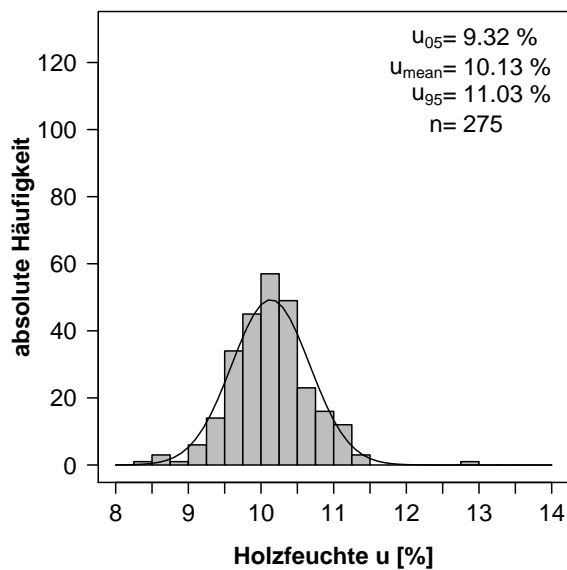
Serie	Gl. (5.80)	Gl. (5.95)	Gl. (5.82)	Gl. (5.96)
BU_C30_30	1	1	1	1
BU_C30_45	1	1	1	1
BU_C30_60	1	1	1	1
BU_C30_90	1	1	1	1
EI_C08_00	1	1	1	1
EI_C16_00	1	1	1	1
EI_C30_00	1	1	1	1
MEB_C8_00	1	1	1	1
AFZ_C8_00	1	1	1	1
AZO_C8_00	1	1	1	1
AZO_C8_90	1	1	1	1
AZO_C30_90	1	1	1	1
AZO_C16_30	1	1	1	1
AZO_C16_45	1	1	1	1
AZO_C16_60	0,80	1	0,80	0,80
AZO_C16_90	1	1	1	1
REI_C16_00	1	1	1	1
MAS_C16_00	1	1	1	1
ANG_C16_00	1	1	1	1
AZO_C16_00	1	1	1	1
TON_C16_00	1	1	1	1
Anzahl Serien $\leq 0,95$	27/71	8/71	22/71	10/71
Anzahl insgesamt	149/1540	40/1540	108/1540	41/1540
Prozent insgesamt	9,7 %	2,6 %	7,01 %	2,66 %



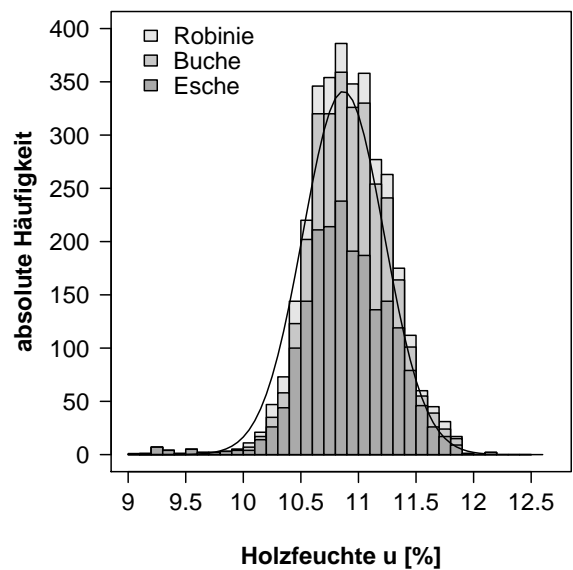
(a) Probekörper aus Buchenholz



(b) Probekörper aus Eschenholz



(c) Probekörper aus Robinienholz



(d) Probekörper aus Buchen-, Eschen- und Robinienholz

Abb. D.4.1: Histogramme der Holzfeuchten der Probekörper

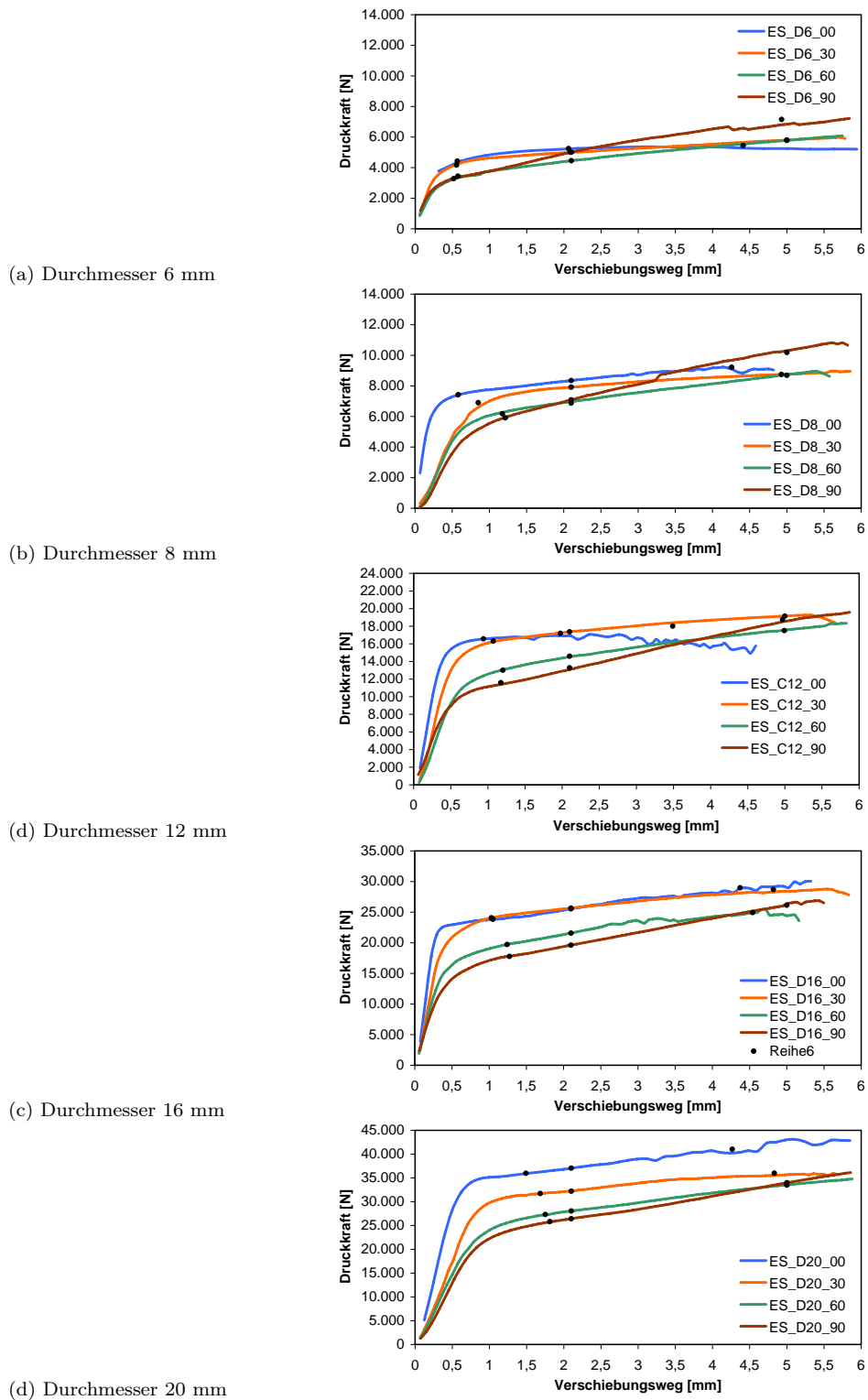


Abb. D.4.2: Gemittelte Last-Verformungs-Kurven der Lochleibungsversuche bei Eschenholz

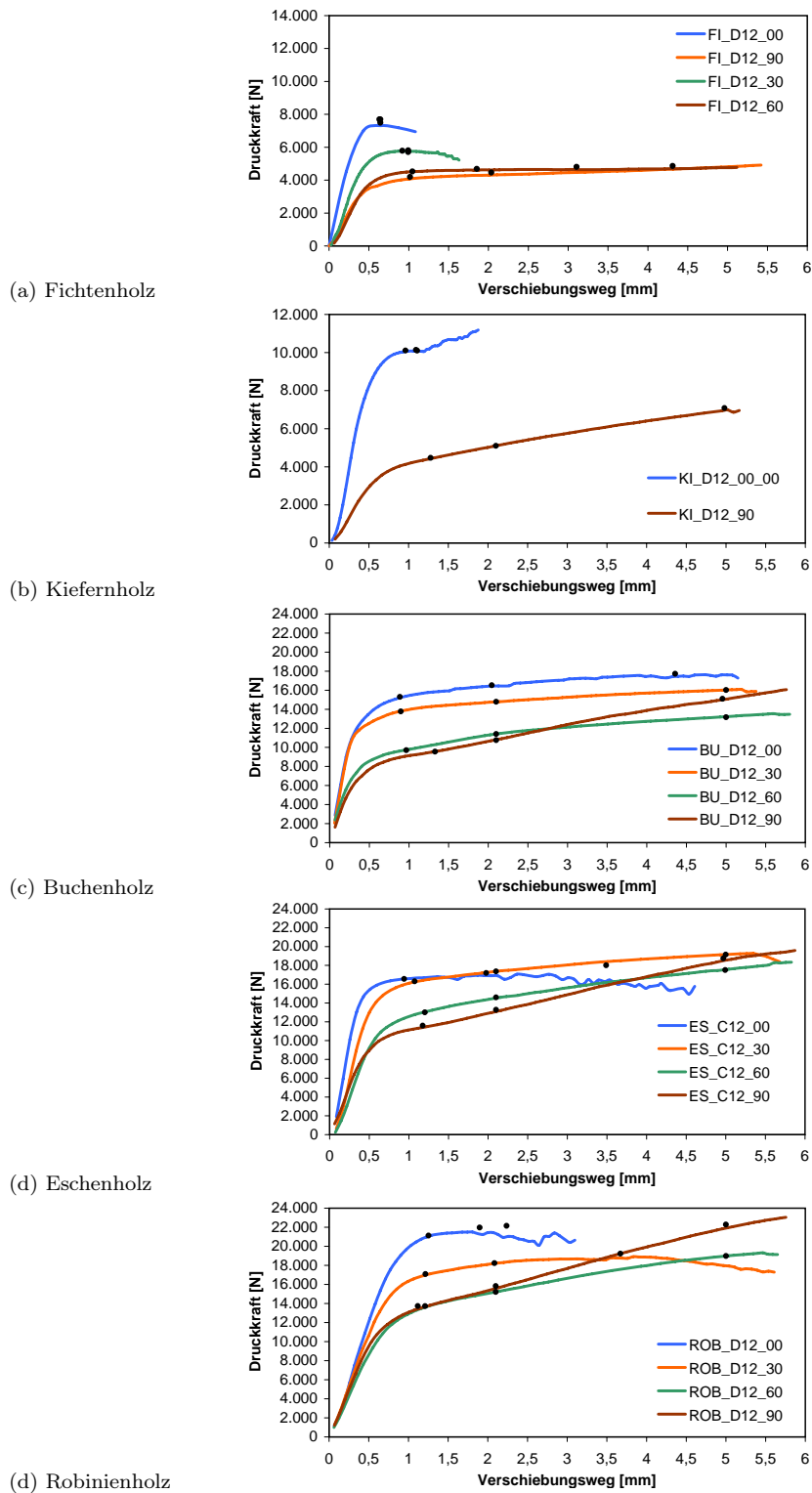
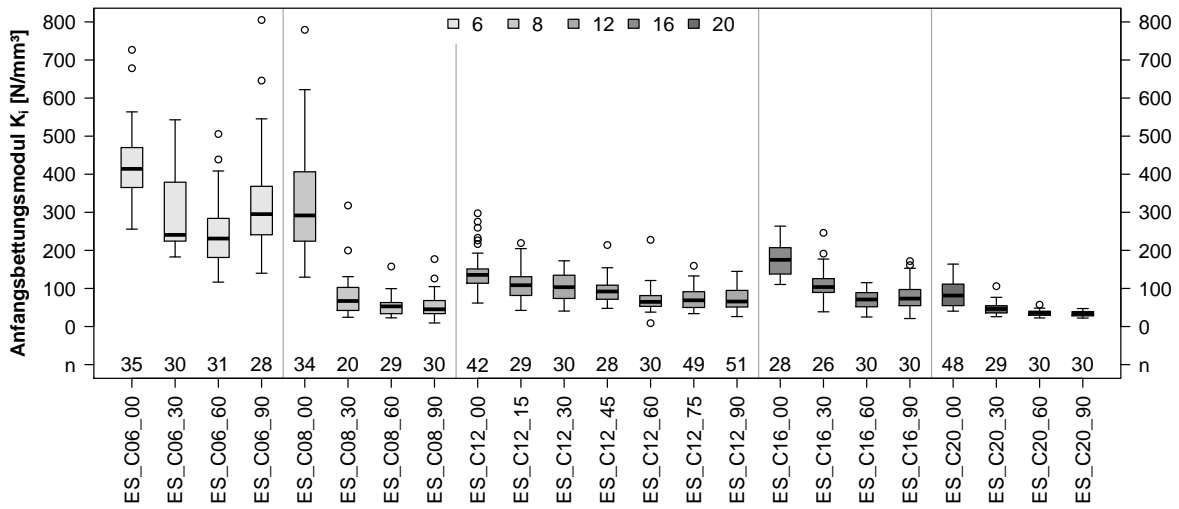
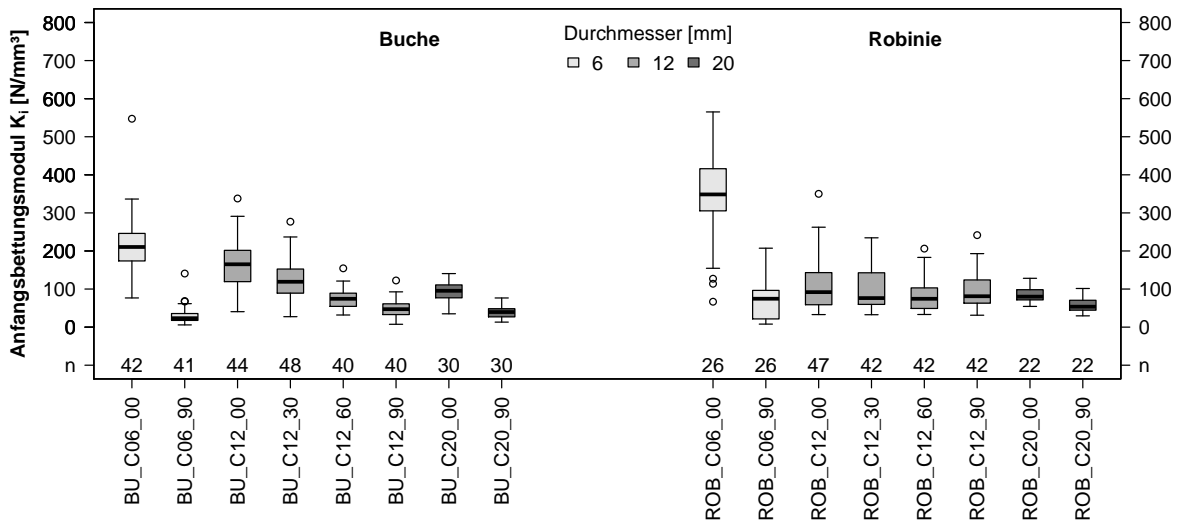


Abb. D.4.3: Gemittelte Last-Verformungs-Kurven der Lochleibungsversuche bei verschiedenen Holzarten und Durchmesser 12 mm

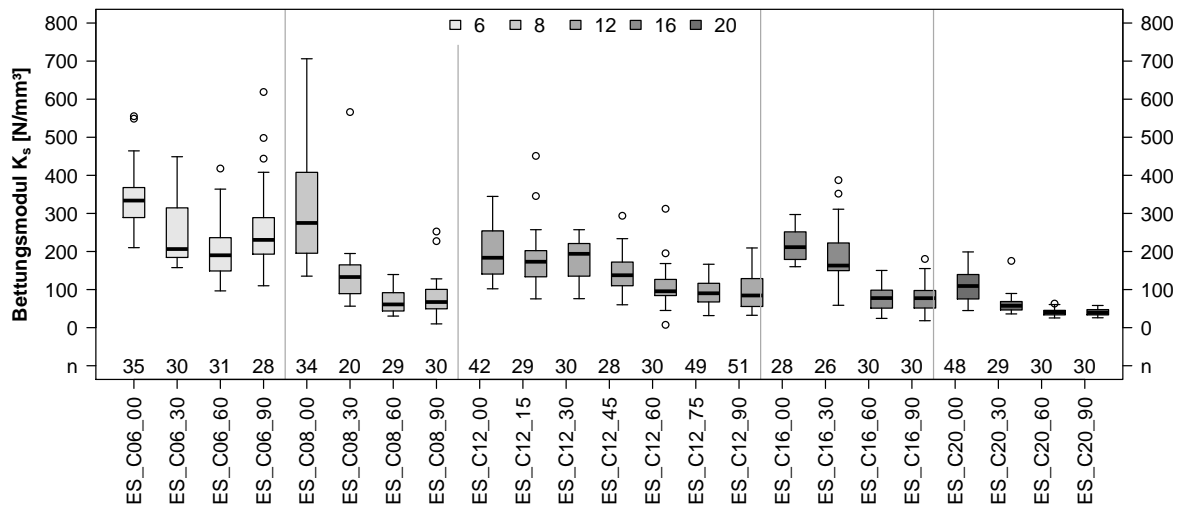


(a) Eschenholz

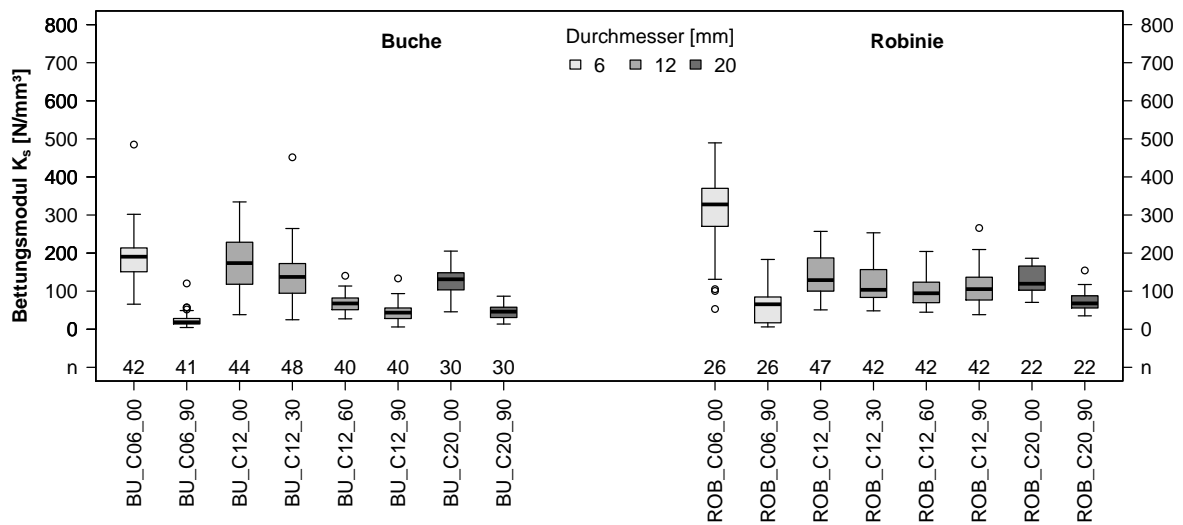


(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. D.4.4: Anfangsbettungsmodul  $K_i$  für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

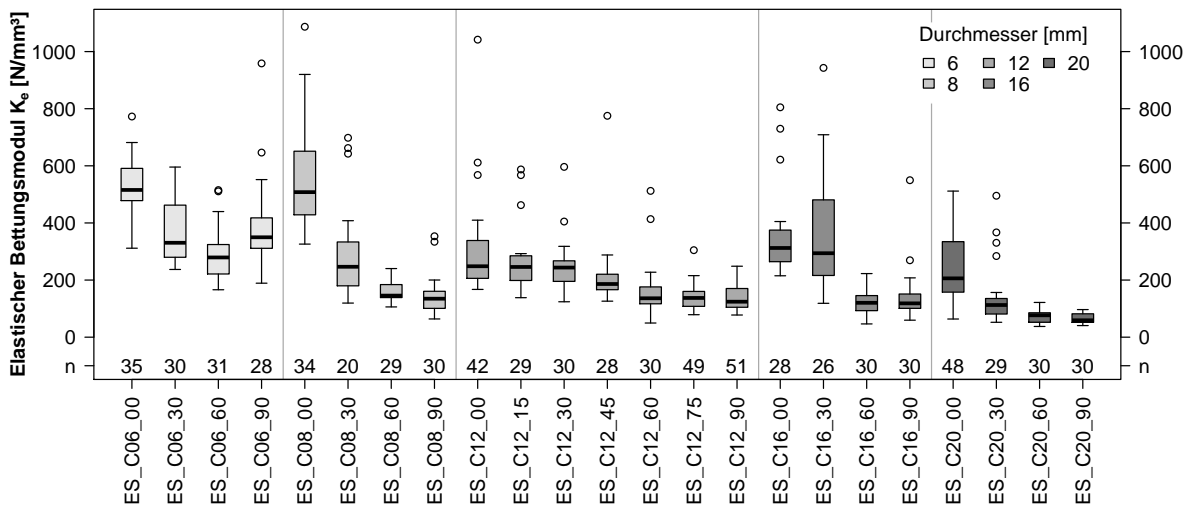


(a) Eschenholz

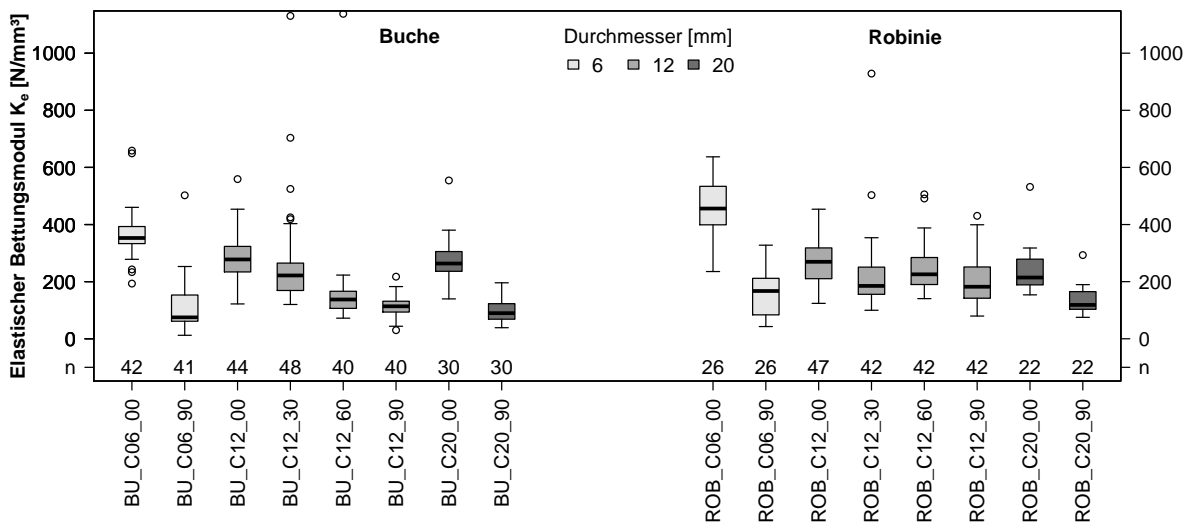


(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. D.4.5: Bettungsmodul  $K_s$  für Eschen-, Buchen- und Robinienholz



(a) Eschenholz



(b) Buchen- und Robinienholz

Abb. D.4.6: Elastischer Bettungsmodul  $K_e$  für Eschen-, Buchen- und Robinienholz

# Anhang E

## Stabdübelverbindungen mit Eschenholz

### E.1 Fließmoment

```
Myk.EN1995 <- function(d,fuk) {0.3*fuk*d^2.6/10^3}
Myk.HJB45  <- function(d,fuk) {0.8*fuk*d^3/6/10^3}
Myk.Scheer.alpha <- function(d,fyk,alpha)
  {0.9*1.7*pi*d^3/32*fyk*Mquer(alpha)/Mquer(10)}
Mquer      <- function(alpha) {(0.866+0.00295*alpha)*
  (1-exp(-0.248*alpha/0.866))}
### char. und mittlere Lochleibungsfestigkeit Esche
fh.ES.k    <- function(d,rho.k,alpha) {2.5*10^-3*d^-0.29*rho.k^1.6/
  ((1-0.48*d^0.28)*cos(alpha/180*pi)+0.48*d^0.28)}
fh.ES.mean <- function(d,rho.k,alpha) {2.7*10^-3*d^-0.24*rho.k^1.6/
  ((1-0.47*d^0.33)*cos(alpha/180*pi)+0.47*d^0.33)}
### char. Lochleibungsfestigkeit Nadelholz
fh.NH.k    <- function(d,rho.k,alpha) {0.082*(1-0.01*d)*rho.k/
  ((1.35+0.015*d)*(sin(alpha/180*pi))^2+(cos(alpha/180*pi))^2)}
### Holz-Holz-Holz-Verbindung
G.8        <- function(d,rho.k,alpha,t1){fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*t1*d}
G.9        <- function(d,fyk,rho.k,alpha,t1,b){fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*t1*d/
  (2+b)*(sqrt(2*b*(1+b)+4*b*(2+b)*Myk.Scheer.alpha(d,fyk,10)/
  (fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*t1^2*d)))}
G.8NH      <- function(d,rho.k,alpha,t1)      {fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*t1*d}
G.9NH      <- function(d,fuk,rho.k,alpha,t1,b) {fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*t1*d/
  (2+b)*(sqrt(2*b*(1+b)+4*b*(2+b)*Myk.EN1995(d,fuk)*10^3/
  (fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*t1^2*d)))}
G.17       <- function(d,fyk,rho.k,alpha,t1,a1){fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*t1*d*
  (sqrt(2+4*Myk.Scheer.alpha(d,fyk,a1)/(fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*d*t1^2))-1)}
G.18       <- function(d,fyk,rho.k,alpha,a1){sqrt(2)*
  sqrt(2*Myk.Scheer.alpha(d,fyk,a1)*fh.ES.k(d,rho.k,alpha)*d)}
G.16mean   <- function(d,rho.k,alpha,t1){fh.ES.mean(d,rho.k,alpha)*t1*d}
G.17mean   <- function(d,fyk,rho.k,alpha,t1,a1){fh.ES.mean(d,rho.k,alpha)*t1*d*
  (sqrt(2+4*Myk.Scheer.alpha(d,fyk,a1)/(fh.ES.mean(d,rho.k,alpha)*d*t1^2))-1)}
G.18mean   <- function(d,fyk,rho.k,alpha,a1){sqrt(2)*
  sqrt(2*Myk.Scheer.alpha(d,fyk,a1)*fh.ES.mean(d,rho.k,alpha)*d)}
G.17mean(8,553,760,,28)
```



```

G.17NH <- function(d,fuk,rho.k,alpha,t1,a1){fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*t1*d*
  (sqrt(2+4*Myk.HJB45(d,fuk)*10^3*Mquer(a1)/(fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*d*t1^2))-1)}
G.18NH <- function(d,fuk,rho.k,alpha,a1){sqrt(2)*
  sqrt(2*Myk.HJB45(d,fuk)*10^3*Mquer(a1)*fh.NH.k(d,rho.k,alpha)*d)}
d.min <- 6 # minimaler Durchmesser
d.max <- 30 # maximaler Durchmesser
d.step <- 0.1 # Schrittweite
n.points <- (d.max-d.min)/d.step+1; n.points
dd <- seq(d.min,d.max,d.step); dd
a1 <- matrix(10, ncol=n.points, nrow=2)
for (j in 1:4) {for (i in 1:n.points) {
d <- dd[i]
a1[1,i] <- atan(15/(2*sqrt(2*Myk.HJB45(d,1000)*10^3*Mquer(a1[i])/
  (fh.NH.k(d,350,0)*d))))*180/pi
a1[2,i] <- atan(15/(2*sqrt(2*Myk.HJB45(d,1000)*10^3*Mquer(a1[i])/
  (fh.NH.k(d,350,90)*d))))*180/pi}}; a1
winkel1000.350.0 <- a1[1,]
winkel1000.350.90 <- a1[2,]
a1 <- matrix(10, ncol=n.points, nrow=2)
for (j in 1:4) {for (i in 1:n.points) {
d <- dd[i]
a1[1,i] <- atan(15/(2*sqrt(2*Myk.Scheer.alpha(d,667,45)*Mquer(a1[i])/
  (fh.NH.k(d,350,0)*d))))*180/pi
a1[2,i] <- atan(15/(2*sqrt(2*Myk.Scheer.alpha(d,667,45)*Mquer(a1[i])/
  (fh.NH.k(d,350,90)*d))))*180/pi}}; a1
winkel667.350.0 <- a1[1,]
winkel667.350.90 <- a1[2,]
a1 <- matrix(10, ncol=n.points, nrow=2)
for (j in 1:4) {for (i in 1:n.points) {
f0 <- function(t1){G.17NH(dd[i],1000,350,0,t1,a1[1,i])-
  G.18NH(dd[i],1000,350,0,a1[1,i]) }
a1[1,i] <- atan(15/as.numeric(uniroot(f0, interval =c(1,2000))[1]))*180/pi
f90 <- function(t1){G.17NH(dd[i],1000,350,90,t1,a1[2,i])-
  G.18NH(dd[i],1000,350,90,a1[2,i]) }
a1[2,i] <- atan(15/as.numeric(uniroot(f90, interval =c(1,2000))[1]))*180/pi}}
Winkel1000.350.0 <- a1[1,]
Winkel1000.350.90 <- a1[2,]
a1 <- matrix(10, ncol=n.points, nrow=2)
for (j in 1:4) {for (i in 1:n.points) {
f0 <- function(t1){G.17(dd[i],553,670,0,t1,a1[1,i])-
  G.18(dd[i],553,670,0,a1[1,i]) }
a1[1,i] <- atan(15/as.numeric(uniroot(f0, interval =c(1,400))[1]))*180/pi
f90 <- function(t1){G.17(dd[i],553,670,90,t1,a1[2,i])-
  G.18(dd[i],553,670,90,a1[2,i]) }
a1[2,i] <- atan(15/as.numeric(uniroot(f90, interval =c(1,400))[1]))*180/pi}}
Winkel553.670.0 <- a1[1,]
Winkel553.670.90 <- a1[2,]

```

```
### Rohdichte 350 kg/m3, fyk=0,904*fuk, fuk=1000 N/mm2 Holz-Holz-Verbindung
m.1000.350.0 <- Myk.Scheer.alpha(dd, 0.904*1000,winkel900.350.0) ~ A*1000*ddB
fit.1000.350.0 <- nls(m.1000.350.0, start=list(A=0.3, B=2.6))
summary(fit.1000.350.0)
### Rohdichte 350 kg/m3, fyk=900 N/mm2 Holz-Holz-Verbindung
m.900.350.0 <- Myk.Scheer.alpha(dd, 900,winkel900.350.0) ~ A*900*ddB
fit.900.350.0 <- nls(m.900.350.0, start=list(A=0.3, B=2.6))
summary(fit.900.350.0)
### Rohdichte 670 kg/m3, fyk=553 N/mm2 Holz-Stahl-Verbindung
M.553.670.0 <- Myk.Scheer.alpha(dd,553,Winkel553.670.0) ~ A*553*ddB
Fit.553.670.0 <- nls(M.553.670.0, start=list(A=0.3, B=2.6))
summary(Fit.553.670.0)
```