

Harald Krenn

Die Stahlblech-Holz-Laschen- verbindung mit schrägen Schrauben

TET 7

MONOGRAPHIC SERIES TU GRAZ
TIMBER ENGINEERING & TECHNOLOGY



Harald Krenn

**Die Stahlblech-Holz-Laschenverbindung
mit schrägen Schrauben**

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 7

Harald Krenn

**Die Stahlblech-Holz-Laschenverbindung
mit schrägen Schrauben**

Diese Schrift wurde im November 2017 unter dem Titel "*Ein Beitrag zur Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben*" als Dissertation an der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften der Technischen Universität Graz eingereicht.

Gutachter:

Univ.-Prof. DI Dr. techn. Gerhard Schickhofer (Technische Universität Graz)

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß (Karlsruher Institut für Technologie)

© 2018 Verlag der Technischen Universität Graz

Titelbild Wennerbrücke bei St. Georgen, Steiermark / A
 (Quelle: Gerhard Schickhofer)

Layout Christina Fraueneder, TU Graz
 Stefan Schleich, TU Graz

Druck Medienfabrik Graz
 www.mfg.at

Verlag der Technischen Universität Graz
www.ub.tugraz.at/Verlag

Print

ISBN 978-3-85125-622-2

E-Book

ISBN 978-3-85125-623-9

DOI 10.3217/978-3-85125-622-2



Dieses Werk ist lizenziert unter einer Creative Commons Namensnennung
4.0 International Lizenz.

<https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/deed.de>

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Großen und Ganzen in zwei, durch eine mehrjährige Pause, getrennten Etappen, weshalb es an einigen Stellen möglich ist, dass es zu zeitlichen Sprüngen (die so gut wie möglich in erläuternden Fußnoten kenntlich gemacht wurden) kommen kann. Die titelgebende Projektidee entstand im Jahre 2006 im Zuge meiner Tätigkeit an der holz.bau forschungs gmbh aufgrund eines konkreten Bauvorhabens, in dem die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde erstmals in großem Maßstab praktisch eingesetzt wurde.

Da es bis dahin kaum theoretische und keine praktischen Untersuchungen zum Tragverhalten der Schraubengruppe gab, wurde ein Forschungsvorhaben initiiert, für das ich während meiner Tätigkeit als Universitätsassistent am Institut für Holzbau und Holztechnologie der Technischen Universität Graz in den Jahren 2006 bis 2010 die Projektverantwortung trug.

Nach dem Auslaufen dieses Dienstverhältnisses begann ich mit der Niederschrift der wissenschaftlichen Erkenntnisse aus dem Forschungsprojekt *n_eff*. Mit dem Beginn meines Arbeitsverhältnisses bei der KLH Massivholz GmbH im April 2011 begann die Ruhephase für diese Arbeit bis Ende 2016, wo ich mich entschloss, das angefangene Projekt nun doch endgültig abzuschließen. In dieser zweiten Phase der Arbeit an der Dissertation entstanden vor allem die umfassende Überarbeitung der Erstfassung sowie die Literaturstudie und Einarbeitung der wissenschaftlichen Erkenntnisse anderer ForscherInnen in, und rund um, diesen Themenbereich. Schlussendlich wird auch das bereits 2009 vorgeschlagene – und mittlerweile in der Praxis gut bewährte – baustatische Modell nochmals aufgegriffen und vertieft.

Danksagung

Mein aufrichtigster Dank gebührt zuallererst meiner Familie und meinen Kollegen bei der KLH Massivholz GmbH, die es erst durch ihren persönlichen Einsatz ermöglichten, mir einen Großteil der erforderlichen Zeit zu verschaffen und die leider zu oft meine Launen ertragen mussten. Manu, Helene und Mum – das kann ich nur schwer wieder gutmachen! Hannes, Luki und Andi – Danke für euer Verständnis!

Für seinen motivierenden Zuspruch in der Zielgerade, und natürlich für die interessierte Übernahme des Koreferats, möchte ich mich bei Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß ganz herzlich bedanken.

Besonderer Dank gilt meinem Hauptreferenten, Univ.-Prof. DI Dr. techn. Gerhard Schickhofer, der mir all dies erst ermöglichte, indem ich an der holz.bau forschungs gmbh sowie am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz tätig sein durfte.

Weiters bedanke ich mich bei em. Prof. DI Ernst Gehri für die inspirierenden Diskussionen zur Thematik der Verbindungen im Allgemeinen sowie der Schraubenverbindung im Besonderen zu Projektbeginn.

Mein Dank gilt meinen ehemaligen KollegInnen und guten Freunden an der holz.bau forschungs gmbh sowie dem Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz, mit denen ich auch noch nach so langen Jahren tief verbunden sein darf. Besonders hervorheben möchte ich hier Hildegard Weifnar, die für mich in jeder Lebenssituation eine einzigartige Freundin war und ist, sowie Thomas Moosbrugger, der mir immer Mut zusprach und für Diskussionen stets ein offenes Ohr hatte und nach wie vor hat. Nicht zuletzt bedanken möchte ich mich bei Thomas Bogensperger für seine ausgezeichnete Unterstützung bei den numerischen Untersuchungen. Aber auch bei meinen „Nachfolgern“ und früheren Weggefährten am Institut Andreas Ringhofer, Reinhard Brandner und Alexandra Thiel möchte ich mich an dieser Stelle bedanken.

Für die sorgsame Durchführung der unzähligen Prüfungen im Labor möchte ich Bernd Heissenberger, Thomas Kröpfl, Ylli Halili und nicht zuletzt Harald Meyer recht herzlich danken.

Dem Fachverband der Holzindustrie Österreichs, der zum Großteil für die Finanzierung des Forschungsprojektes *n_eff* verantwortlich zeichnete, sei an dieser Stelle ebenso gedankt wie den Firmen Schmid Schrauben Hainfeld GmbH und Würth Österreich GmbH für die zuverlässige Versorgung mit „Hardware“.

Harald Krenn

St. Katharina in der Wiel

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit zum Thema der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben steht in erster Linie im Zeichen nach der Frage der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln. Darüber hinaus wurden die wesentlichen Einflussparameter auf die Bemessung dieser Verbindungstechnik untersucht.

Eine allgemein gehaltene Einleitung zur Thematik der Verbindungstechnik im Holzbau und der Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben im Besonderen ist gefolgt von einer umfangreichen Literaturstudie hinsichtlich der Gruppenwirkung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Es kristallisierten sich neben der Verbindungsgeometrie und den holzspezifischen Eigenschaften, vor allem das Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels als maßgebliche Einflussparameter auf die Lastverteilung in einer Reihe heraus.

In einer umfangreichen Laborstudie mit Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen und unter 45° bzw. 30° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Teil- oder Vollgewinde, wurde neben dem Last-Verschiebungs-Verhalten der Verbindung insbesondere die Abhängigkeit der bemessungsrelevanten Größen Tragfähigkeit und Steifigkeit von der Anzahl der gleichzeitig beanspruchten Verbindungsmittel untersucht. Die hohe Leistungsfähigkeit und die Praxistauglichkeit dieser Verbindungstechnik konnte damit unter Beweis gestellt werden.

Auf Basis vorhandener mechanischer Modelle wurden die, aus den experimentellen Untersuchungen ermittelten, Eingangsgrößen zur rechnerischen Ermittlung der wirksamen Anzahl untersucht. Das im Labor festgestellte Verhalten konnte damit in befriedigendem Maße bestätigt werden.

Den Abschluss der Arbeit bildet die Vorstellung eines Bemessungsmodells für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen für verschiedene Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes. Die zugehörigen Anwendungsgrenzen sowie notwendige Hinweise für die Baupraxis bilden dabei den Rahmen für die praktische Anwendbarkeit dieser Regeln.

Abstract

The present work dealing with single steel-to-timber shear connections with inclined self-tapping screws is mainly focusing on the relevant number of effective screws in a connection. An investigation of the main influential parameters for the design of this type of connection is a crucial part of this work.

A general introduction to joints in timber structures with special focus on self-tapping screws is followed by an extensive review of available literature regarding the group action of joints with dowel-type fasteners. Besides geometrical and wood-specific properties, the main influential parameter on the distribution of forces along a row of fasteners is the load-displacement-behaviour of the single fastener.

To study the load-displacement-behaviour of single steel-to-timber shear connections with inclined self-tapping screws, either under an angle between screw axis and grain direction of 45° or 30° has been carried out using fully or partially threaded screws. The influence of the number of fasteners acting together in a group was studied on the level of ultimate limit as well as on serviceability limit. The performance and practicability of this type of connection was clearly demonstrated in the laboratory.

The input-parameters extracted from the laboratory tests were applied in available mechanical models to study the effective number of fasteners mathematically. The used models were able to adequately validate the observed effects in the laboratory.

The work is concluded by a design proposal for single steel-to-timber shear connections with self-tapping screws applied under different angles between screw axis and grain direction. Application limits for the proposed design methods are given besides useful hints for engineering practice.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort	i
Danksagung	iii
Kurzfassung	v
Abstract	vii
Inhaltsverzeichnis	ix
Bezeichnungen – Symbole	xv
1 Einleitung	1
1.1 Allgemeines	2
1.2 Motivation	5
1.3 Ziel und Vorgehensweise	6
1.3.1 Ziel	6
1.3.2 Vorgehensweise	7
1.4 Das „gegenständliche Verbindungssystem“	7
1.5 Gliederung dieser Arbeit	8
2 Grundlagen der Verbindungstechnik	9
2.1 Allgemeines	9
2.1.1 Tragfähigkeit	10
2.1.2 Steifigkeit	12
2.1.3 Duktilität	13
2.1.4 Brandschutz	14
2.1.5 Dynamische Beanspruchung	15
2.1.6 Langzeitverhalten	16
2.1.7 Weitere Einflüsse auf die Verbindungstechnik	17
2.2 Modellierung von Verbindungen	20
2.3 Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben	20
2.3.1 Kurzer Rückblick zur Entwicklung der Schrägschraubenverbindung	20
2.3.2 Definition und Begriffe	23
2.3.3 Einsatzgebiete und Anwendungsmöglichkeiten	29
2.3.4 Bemessung von Schraubenverbindungen auf Herausziehen	30
2.3.5 Bemessung von Schraubenverbindungen auf Abscheren	35
2.3.6 Kombinierte Beanspruchung von Schrauben	41
2.3.7 Vor- und Nachteile der Verbindungstechnik mit Schrauben	43
2.4 Versagensarten von Verbindungen	44
2.4.1 Lokales Versagen des Holzes im Verbindungsbereich (Aufspalten)	44
2.4.2 Versagen des Verbindungsmittels	46
2.4.3 Versagen der Anschlussteile	47
2.4.4 Versagen eines größeren Holzbereiches (Blockscheren)	47
2.4.5 Versagen des gesamten Holzquerschnitts (Nettobruch)	48

2.5	Das Tragverhalten einer Gruppe von Verbindungsmittel	48
2.6	Leistungsfähigkeit (Wirkungsgrad h) von Verbindungen	49
2.7	Zusammenfassung	51
3	Stand der Forschung	53
3.1	Einleitung.	53
3.2	Tragwirkung von Schraubenverbindungen	53
3.2.1	Abscheren	54
3.2.2	Herausziehen.	58
3.2.3	Kombinierte Beanspruchung	66
3.2.4	Optimale Konfiguration.	74
3.3	Laschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben	78
3.3.1	Blaß & Bejtka 2001 [14].	79
3.3.2	Bejtka & Blaß 2002 [8]	83
3.3.3	Kevarinmäki 2002 [50]	88
3.3.4	Blaß et al. 2006 [18]	93
3.3.5	Krenn & Schickhofer 2006-2010 [52], [53], [54], [55]	102
3.3.6	Brunauer 2009 [28] unter Bezugnahme auf [56]	102
3.3.7	Gehri 2010 [40].	105
3.3.8	Tomasi et al. 2010 [86]	110
3.3.9	Brandl 2015 [27]	117
3.3.10	Blaß und Streib 2016 [24] für Pollmeier Massivholz GmbH & Co. KG	121
3.3.11	Girhammar et al. 2017 [41]	122
3.4	Die Problematik der wirksamen Anzahl	134
3.4.1	Einleitung	134
3.4.2	Einflüsse auf die Gruppenwirkung	137
3.4.3	Das Vorgehen bei Schraubenverbindungen	144
3.5	Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen	145
3.5.1	Einleitung	145
3.5.2	Arnovljevic 1908 [1] und 1909 [2], [3].	146
3.5.3	Fillunger 1919 [32]	148
3.5.4	Volkersen 1938 [90], 1944 [91] und 1953 [92]	150
3.5.5	Fahlbusch (1949).	159
3.5.6	Doyle 1964 [31].	159
3.5.7	Isyumov 1967	161
3.5.8	Lantos 1967 [58] & 1969 [59]	162
3.5.9	Cramer 1968 [29].	169
3.5.10	Van der Put 1976	175
3.5.11	Wilkinson 1986 [96].	176
3.5.12	Blaß 1990 & 1991 [9], [10], [11], [12]	179
3.5.13	Zahn 1991 [97]	183
3.5.14	Gehri 1992 [37].	184
3.5.15	Mettem 1992.	185
3.5.16	Blaß 1995, C15 in [20]	185
3.5.17	Jorissen 1998 [49].	186
3.5.18	Mischler 1998 [67]	193
3.5.19	Mischler & Gehri 1999 [68]	195

3.5.20	Komatsu et al. 2002	196
3.5.21	Gattesco & Toffolo 2004 [36]	196
3.5.22	Quenneville et al. 2006 sowie Quenneville 2008 und 2010	199
3.5.23	Sandhaas 2012 [80]	199
3.6	Literaturstudie zur wirksamen Anzahl rein axial beanspruchter Schrauben.	200
3.6.1	Blaß & Laskewitz 1999 [22].	201
3.6.2	Jablonkay 1999 [46]	202
3.6.3	Gehri 2001 [38]	202
3.6.4	Gehri 2009 [39]	203
3.6.5	Plieschounig 2010 [73]	204
3.6.6	Mahlknecht 2011 [60]	208
3.6.7	Mahlknecht & Brandner 2013 [61]	212
3.6.8	Plüss 2014 [74]	218
3.6.9	Mahlknecht 2016 [63]	218
3.7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen aus den Literaturstudien	219
3.7.1	Wirksame Anzahl in Laschenverbindungen	219
3.7.2	Schraubenverbindungen parallel beansprucht	221
4	Experimentelle Untersuchungen	225
4.1	Einleitung	225
4.1.1	Vorversuche.	225
4.1.2	Einreihige Versuche	226
4.1.3	Mehreihige Versuche	226
4.2	Mechanische Eigenschaften der Einzelteile der Verbindung	227
4.2.1	Eigenschaften der Einzelbretter des Ausgangsmaterials	227
4.2.2	Eigenschaften der Brettschichtholzträger	229
4.2.3	Eigenschaften der blockverklebten Brettschichthölzer.	231
4.2.4	Holzkörper aus Esche	231
4.2.5	Verwendete Schrauben.	232
4.3	Prüfprogramm	234
4.3.1	Allgemeines	234
4.3.2	Konstant gehaltene Parameter	234
4.3.3	Variierte Parameter	235
4.3.4	Gesamtübersicht über das Prüfprogramm	237
4.4	Prüfkonfiguration	238
4.4.1	Allgemeines zu den Prüfkörpern	238
4.4.2	Allgemeines zur Prüfkonfiguration	239
4.4.3	Vorversuche.	241
4.4.4	Einreihige Prüfungen (Reihen E_45 und E_30)	242
4.4.5	Mehreihige Prüfungen (Reihe M_45).	244
4.5	Durchführung und Auswertung der Prüfungen.	246
4.5.1	Herstellung der Verbindung	246
4.5.2	Schnittstelle Prüfkörper – Lasteinleitung – Prüfmaschine	247
4.5.3	Steuerung und Messtechnik.	247
4.5.4	Prüfnorm	249
4.5.5	Statistische Auswertung	250

4.6	Ergebnisse der Prüfungen	250
4.6.1	Allgemeines	250
4.6.2	Versuchsreihe E_45_VG	251
4.6.3	Versuchsreihe E_30_VG	253
4.6.4	Versuchsreihe E_30_TG	256
4.6.5	Versuchsreihe M_45_VG	259
4.6.6	Resumee zum Einfluss der Parametervariation nach 4.3.3	265
4.6.7	Steifigkeiten	266
4.7	Versagensarten	275
4.8	Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen	278
5	Modellierung für das vorliegende Verbindungssystem	281
5.1	Modifizierte Johansen-Gleichungen für einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Schrauben	281
5.1.1	Kräftegleichgewicht und Definition der Parameter	282
5.1.2	Johansen-Gleichungen für die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit Schrauben in allgemeiner Form	286
5.1.3	Maßgebliche Gleichung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen	287
5.2	Anwendung des Bemessungsvorschlags auf die Versuchsergebnisse	288
5.3	Vorhandene Modelle zur Bestimmung der wirksamen Anzahl	291
5.3.1	Eingangsparameter	291
5.3.2	Lösung nach Volkersen	293
5.3.3	Lösung nach Lantos/Cramer	297
5.3.4	Lösung nach Jorissen	299
5.4	Wirksame Anzahl: Federmodell	300
5.5	Wirksame Anzahl: Numerische Untersuchungen	303
5.5.1	Einleitung	303
5.5.2	Modell eingespannter Stützenfuß	303
5.5.3	Laschenverschiebungen – wirksame Anzahl $n_{ef,SLS}$	307
5.6	Zusammenfassung	309
6	Bemessungsvorschlag	311
6.1	Baustatisches Modell	311
6.1.1	Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen	311
6.1.2	Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse	313
6.2	Grenzzustände der Tragfähigkeit (ULS)	314
6.2.1	Mindestabstände	314
6.2.2	Erforderliche Eigenschaften der Schraube für die Bemessung	316
6.2.3	Empfohlene axiale Grenzschlankheit $l_{ax,gr}$ für die Vordimensionierung	316
6.2.4	Wirksame Anzahl n_{ef}	318
6.2.5	Bemessungsgleichungen für Einschraubwinkel zwischen 30° und 60°	318
6.2.6	Nachweis des Nettoquerschnitts	320
6.2.7	Nachweis gegen Blockscherversagen	321
6.3	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS)	321
6.4	Anwendungsgrenzen	321
6.5	Empfehlungen für die Baupraxis	322

6.5.1	Wahl der Werkstoffe und Abmessungen	322
6.5.2	Herstellung der Verbindung	323
6.5.3	Querzugsicherung	324
6.5.4	Klimaeinflüsse.	325
6.5.5	Ermüdung	325
6.5.6	Brandschutz	325
6.5.7	Wirkungsverlust der Reibung.	326
6.5.8	Montage der Stahllaschen	326
7	Zusammenfassung und Ausblick	329
7.1	Zusammenfassung und Resumee	329
7.2	Ausblick und offene Fragestellungen	330
	Bibliographie	331
	Abbildungsverzeichnis	339
	Tabellenverzeichnis	351
	Anhang A – Eigenschaften der Holzprobekörper	355
	Anhang A.1 – Vorversuche	355
	Anhang A.2 – Einzelbretter.	357
	Anhang A.3 – Einreihige Prüfungen	357
	Anhang A.3.1 – 45°-Prüfungen	357
	Anhang A.3.2 – 30°-Prüfungen	364
	Anhang A.4 – Mehrreihige 45°-Prüfungen	369
	Anhang B – Eigenschaften der Schrauben	371
	Anhang C – Dokumentation des Prüfvorganges	375
	Anhang C.1 – Prüfungen zur Schraubefestigkeit.	375
	Anhang C.2 – Prüfungen zur Laschenverbindung.	376
	Anhang C.3 – Vorversuche	376
	Anhang C.4 – Einreihige Prüfungen	377
	Anhang C.4.1 – 45°-Prüfungen	377
	Anhang C.4.2 – 30°-Prüfungen	377
	Anhang C.5 – Mehrreihige Prüfungen	378
	Anhang C.5.1 – Definition von serieller, paralleler und gemischter Anordnung	378
	Anhang D – Versagensarten und Bruchformen	381
	Anhang D.1 – Vorversuche	381
	Anhang D.2 – Einreihige Prüfungen	382
	Anhang D.2.1 – Einzelbretter.	382
	Anhang D.3 – Mehrreihige 45°-Prüfungen	383
	Anhang E – Eigenschaften der Stahllaschen	385
	Anhang E.1 – Vorversuche	385
	Anhang E.2 – Einreihige Prüfungen	387

Anhang E.2.1 – 45°-Prüfungen.	388
Anhang E.2.2 – 30°-Prüfungen.	389
Anhang E.3 – Mehrreihige Prüfungen	390
Anhang F – Prüfergebnisse	393
Anhang F.1 – Reihe E_45_VG_A1	393
Anhang F.2 – Reihe E_30_VG_B	399
Anhang F.3 – Reihe E_30_TG_A2	402
Anhang F.4 – Reihe M_45_VG_A1	406
Anhang G – Last-Verschiebungs-Diagramme	415
Anhang G.1 – Einreihige Prüfungen	415
Anhang G.1.1 – 45°-Prüfungen	415
Anhang G.1.2 – 30°-Prüfungen	419
Anhang H – Ergebnisse von zusätzlichen Prüfungen	423
Anhang H.1 – Versuchsreihe E_45_VG_A1_R – Reibung	423
Anhang H.1.1 – Prüfergebnisse	423
Anhang H.1.2 – Auswertung	425
Anhang H.2 – Versuchsreihe E_45_VG_T – Schraubentausch	427
Anhang H.3 – Versuchsreihe E_30_VG_B_R – Reibung	428
Anhang H.3.1 – Prüfergebnisse	428
Anhang H.3.2 – Auswertung	430
Anhang H.4 – DMS-Messungen	432
Anhang H.4.1 – Lastüberprüfung Zugprüfmaschine	432
Anhang H.4.2 – Aufteilung der Kräfte auf die einzelnen Scherfugen.	432
Anhang H.5 – Spezialschraube 8 x 80 mm	434
Anhang I – Ergebnisse der FE-Modellierung	435
Anhang I.1 – Spannungsbilder Stützenfuß	435
Anhang I.1.1 – Nicht überkreuzte Anordnung.	435
Anhang I.1.2 – Überkreuzte Anordnung	437
Anhang J – VBA Quelltexte	439
Anhang J.1 – Simulation: Federmodell (Excel)	439
Anhang K – ABAQUS Quelltexte	443
Anhang K.1 – Spannungen quer zur Holzfaser in der Stabachse	443
Anhang K.1.1 – Überkreuzte Schrauben	443
Anhang K.1.2 – Nicht überkreuzte Schrauben	457

Bezeichnungen – Symbole

Bezeichnungen

BSH	Brettschichtholz
BSP	Brettsperrholz
BTZ	Bautechnische Zulassung
VH	Vollholz
DOP	Leistungserklärung (engl. <i>declaration of performance</i>)
DGL	Differentialgleichung
DMS	Dehnmessstreifen (engl. <i>straining gage</i>)
ETB	Europäische Technische Bewertung (engl. <i>ETA – European technical assessment</i>)
ETA	Europäische Technische Zulassung (engl. <i>ETA – European technical approval</i>)
EYM	European Yield Model (Kurzbezeichnung der Berechnungsmethode für die Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln nach der Theorie von JOHANSEN 1949 [47])
LVL	Furnierschichtholz (engl. <i>laminated veneer lumber</i>)
SLS	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (engl. <i>Serviceability Limit State</i>)
ULS	Grenzzustand der Tragfähigkeit (engl. <i>Ultimate Limit State</i>)

Indizes

ax	die axiale Richtung betreffend
c	Druck (engl. <i>compression</i>)
d	Bemessungswert (engl. <i>design</i>)
ef	effektive (wirksame) Größe
h	Lochleibung
k	charakteristische Größe
m	Biegung (engl. <i>moment</i>)
mean	Mittelwert (engl. <i>mean</i>)
rel	relative Größe
ser	Gebrauchstauglichkeit (engl. <i>serviceability</i>)
t	Zug (engl. <i>tension</i>)
tens	Zug (engl. <i>tension</i>)
tor	Torsion

- u bezeichnet den Wert auf dem Bruchniveau (engl. *ultimate*)
v Schub, Abscherbeanspruchung
y bezeichnet den Wert an der Fließgrenze (engl. *yield*)

Variablen

- α Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung des Holzes [°]
 β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes [°]
 γ Winkel zwischen Schraubenebene (wird durch mehrere Schrauben gebildet) und einer Ebene parallel zur Seitenfläche des Holzes [°]
 δ Verschiebung [mm]
 μ_0, μ Haft- bzw. Gleitreibungskoeffizient in Abhängigkeit der zusammenwirkenden Materialien
 a_1 Abstand von Verbindungsmitteln hintereinander in Faserrichtung [mm]
 a_2 Abstand von Verbindungsmitteln untereinander rechtwinklig zur Faserrichtung [mm]
 a_3 Abstand von Verbindungsmitteln in Faserrichtung zum Holzende [mm]
 a_4 Abstand von Verbindungsmitteln rechtwinklig zur Faserrichtung zum Holzrand [mm]
 d Durchmesser (bei Verbindungsmitteln gleich dem Nenndurchmesser) [mm]
 d_1 Innendurchmesser des Gewindes (= Gewindekerndurchmesser) [mm]
 d_{ef} wirksamer Durchmesser [mm]
 A Querschnittsfläche [mm²]
 E Elastizitätsmodul [N/mm²]
 F Bezeichnung für eine Kraft [N]
 M Bezeichnung für ein Moment [Nm]
 N Bezeichnung für eine Normalkraft [N]
 V Bezeichnung für eine Querkraft [N]
 f_{ax} Ausziehparameter einer Schraube [N/mm²]
 f_{h} Lochleibungsfestigkeit [N/mm²]
 f_{tens} Zugtragfähigkeit einer Schraube [N]

Weitere Zeichen

- C Nachgiebigkeit (engl. *compliance*)
 f Bezeichnung einer Festigkeit
Funktion von einer oder mehrerer Variablen
 l Länge
 γ_{M} Teilsicherheitsbeiwert für ein Material
 γ_{G} Teilsicherheitsbeiwert für eine ständige Einwirkung
 γ_{Q} Teilsicherheitsbeiwert für eine veränderliche Einwirkung
 ρ Rohdichte [kg/m³]

Φ Steifigkeitsparameter (Volkersen)

ψ Geometrieparameter (Volkersen)

1 Einleitung

Auf dem Gebiet der Verbindungstechnik hat es im Holzbau in etwa ab dem Jahr 2000 aufgrund des, im Vergleich zur Vergangenheit in bishin undenkbar Dimensionen ^(a), neu verfügbaren Verbindungsmittels *selbstbohrende Holzschraube mit Vollgewinde* rasante Entwicklungen gegeben, die im überzogenen Wortlaut mit einer *Revolution für den Holzbau* ^(b) gleichgesetzt werden können. Ein ähnlich hoher Einfluss auf den Holzbau der Gegenwart kann wohl nur den Entwicklungen im Bereich der flächenförmigen Holzwerkstoffe im Allgemeinen und vor allem der Markteinführung von Brettsper Holz (BSP) ^(c) im Besonderen attestiert werden. Durch die nahezu parallele Entwicklung dieser beiden Produkte – und selbstverständlich auch infolge des erhöhten globalen Umweltbewusstseins – erfuhr der Holzbau innerhalb der Bauwirtschaft im vergangenen Jahrzehnt eine ungeahnte Blüte, die wohl auch weiterhin mit einem stetig steigenden Marktanteil einhergehen wird. ^(d)

Infolge des großen Innovationspotentials in der Schraubentechnologie, womit auch relativ kurze Entwicklungszyklen für einzelne Produkte einhergingen, stand – und steht nach wie vor – die wissenschaftliche Forschung im Bereich des konstruktiven Holzbaus vor der großen Herausforderung, in kurzer Zeit geeignete – und natürlich zuverlässige – baustatische Modelle für die neuen Anwendungsbereiche zur Verfügung zu stellen. In vielen Bereichen ist dies dank der intensiven Forschungstätigkeit an mehreren europäischen Universitäten und Forschungseinrichtungen innerhalb der letzten Jahre ^(e) sehr gut gelungen. Die vorliegende Arbeit soll – trotz der langen Zeitspanne in der sie entstand – einen Beitrag zur Schließung der Lücke zwischen innovativer Anwendungspraxis im Baugeschehen und gesicherter wissenschaftlicher Erkenntnis im Forschungslabor darstellen, um dadurch die Wettbewerbsfähigkeit des Baustoffes Holz zu erhalten bzw. weiter zu stärken.

Auf den nachfolgenden Seiten findet sich die Motivation zur Themenstellung mit Hintergrundinformation sowie eine tiefer gehende Einleitung und die Erläuterung der Vorgehensweise sowie der Ziele der vorliegenden Arbeit.

-
- a. *Bis ca. zum Jahr 2000 waren selbstbohrende Holzschrauben (umgangssprachlich auch als „Spanplattenschrauben“ bezeichnet) vorwiegend zur Befestigung von Beplankungen auf Untergrund aus Vollholz oder Brettschichtholz in Verwendung. Aufgrund dieses Anwendungsbereiches waren die verfügbaren Dimensionen wohl auch mit etwa 6 x 120 mm beschränkt. Um das Jahr 2000 wurden die ersten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde und Dimensionen ab 8 mm Nenn Durchmesser und 200 mm Schraubenlänge bauaufsichtlich zugelassen.*
 - b. *Durch den Einsatz der neuen und deutlich tragfähigeren selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde, die sehr flexibel auf verschiedenste Art als Verbindungsmittel eingesetzt werden konnten, eröffneten sich bishin ungeahnte Möglichkeiten sowie eine deutlich einfachere (im Vergleich zu zimmermannsmäßigen Verbindungen) Ausbildung von Knoten und Anschlüssen im Holzbau.*
 - c. *Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in Brettsper Holz sind nicht Teil dieser Arbeit, wurden aber von anderen Forschern untersucht, weshalb es vom Autor auch als gerechtfertigt empfunden wird, an dieser Stelle auf dieses Produkt zu verweisen und die Ergebnisse, welche die beiden Produkte betreffen auch aufzuzeigen und soweit als nötig zu interpretieren.*
 - d. *Hierbei handelt es sich um eine persönliche Einschätzung des Autors, der sich in der Vergangenheit intensiv (durch die jeweilige Tätigkeit und Beschäftigung) mit beiden genannten Produkten auseinandersetzte.*
 - e. *Dieser Zeitraum ist zum Zeitpunkt des Abschlusses dieser Arbeit wohl auf den Begriff „Jahrzehnt(e)“ zu erweitern und der Leser sei an dieser Stelle nochmals darauf hingewiesen, dass zwischen Beginn und Abschluss dieser Arbeit nahezu ein Jahrzehnt lag.*

1.1 Allgemeines

Durch das Marktangebot von Schrauben für den Einsatz im konstruktiven Holzbau mit Längen bis zu 800 mm ^(a) und Durchmessern zwischen 6 mm und 16 mm ^(b) ergaben sich neue Möglichkeiten im Umgang mit den sogenannten Problemzonen ^(c) des Holzbaus einerseits, sowie für den Bereich der eigentlichen Verbindungen von zwei oder mehreren Holzteilen untereinander bzw. mit Stahlteilen andererseits.

Problemzonen

Die *Problemzonen* (Bereiche in Holzbauteilen mit Beanspruchungen quer zur Faserrichtung, in erster Linie mit Querkzugbeanspruchung) stellen aufgrund der vergleichsweise geringen Festigkeiten (und Steifigkeiten) seit jeher das kritischste Thema für den konstruktiven Holzbau dar. Durch die Anwendung von sogenannten zimmermannsmäßigen Verbindungen, die weltweit auf eine sehr lange und vielfältige Tradition zurückblicken, war jede Verbindung von zwei oder mehreren Bauteilen untereinander nur durch den Druckkontakt möglich. Weil in Stößen oder Knoten naturgemäß nicht alle anschließenden Stäbe ausschließlich Druckkräfte aufweisen können, wurde durch langjährige Erfahrung und Probieren eine Verbindungsgeometrie ^(d) entwickelt, um auch Zugkräfte anschließen zu können. Die lokale Kraftübertragung geschieht dabei aber immer über Druckkontakt – durch die Umleitung von Zug in Druck treten in derartigen Verbindungen aber neben den Normalspannungen parallel zur Faser (Druck und Zug) immer auch Spannungskomponenten quer zur Faser (Querdruk oder Querkzug) sowie häufig auch Schubspannungen auf. Mit dem Aufkommen von metallischen Bestandteilen (z. B. Bauklammern ^(e)) und in weiterer Folge von stiftförmigen metallischen Verbindungsmitteln (z. B. Nägel) war es möglich, kritische Bereiche gegen Querkzug zu sichern bzw. eine andere, gutmütigere Verbindungsgeometrie zu wählen. In jüngerer Zeit wurden zur Querkzugsicherung häufig auch andere, teilweise deutlich effizientere Maßnahmen (z. B. außen aufgeklebte Holzwerkstoffplatten oder eingeklebte Gewindestangen) eingesetzt, aber erst durch die Verfügbarkeit der selbstbohrenden Holzschraube mit Vollgewinde in baupraktischen Dimensionen konnten die *Problemzonen* teilweise ^(f) entschärft werden. Den entscheidenden Vorteil der Schraube im Vergleich zu allen anderen Methoden der Verstärkung stellt die hohe Wirtschaftlichkeit (geringer Materialaufwand für das Verbindungsmittel selbst, relativ schneller und einfacher ^(g) Einbau) dar.

Stellvertretend für die umfangreiche Forschungstätigkeit an diversen Institutionen sei hier auf die Publikation von BEJTKA 2003 [6] verwiesen, worin von den aktuellen ^(h) Forschungsergebnissen zum Thema

-
- a. Diese Zahl bezieht sich ca. auf das Jahr 2010. Aktuell (2017) sind Schrauben (bei sehr großen Längen auch als „Schraubstangen“ bezeichnet) bis zu einer Länge von 3000 mm im Handel zu erwerben.
 - b. Diese Zahl bezieht sich ca. auf das Jahr 2010. Aktuell sind „Schraubstangen“ für die Anwendung als Querkzugverstärkungsmittel mit einem Nenndurchmesser bis zu 20 mm verfügbar.
 - c. Als „Problemzonen“ werden vom Autor alle jene Bereiche eines tragenden Holzbauteiles bezeichnet, in denen durch das Auftreten von planmäßigen und/oder unplannmäßigen Spannungen quer zur Faserrichtung (infolge Last, Temperatur oder Feuchteänderung) des Holzes kommt oder kommen kann.
 - d. Als typisches Beispiel kann hier eine so genannte „Schwalbenschwanzverbindung“ genannt werden, mit der es möglich ist Längs- und Querkräfte (auch in mehrere Richtungen) zu übertragen. Durch die lokale Geometrie treten hier aber auch immer Querdruk- und -zugspannungen sowie Schubspannungen bzw. eine Kombination davon auf.
 - e. Ugs. in Österreich als „Klampe“ bezeichnet
 - f. Teilweise deshalb, weil es durch das Einbringen der, im Vergleich zum Holz quer zur Faserrichtung sehr steifen, Schrauben zu einer Sperrwirkung kommen kann, die bei Änderungen des Umgebungsklimas, welche mit einer Verringerung der Holzfeuchte einhergehen, auch zum unerwünschten Aufreißen des Holzes quer zur Faserrichtung und somit zu einem Querkzugversagen kommen kann.
 - g. Einfach deshalb, weil für das Einkleben von Gewindestangen oder das Aufkleben von außen liegenden Verstärkungen mit Holzwerkstoffen geeignetes Personal mit spezieller Qualifikation als Grundvoraussetzung anzusehen ist.
 - h. Dies bezieht sich ca. auf das Jahr 2010, wobei die zum damaligen Zeitpunkt präsentierten Ergebnisse bis heute gültig und repräsentativ sind.

der Querkzug- und Querdrukverstärkungen unter Anwendung von selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde berichtet wird. Es wurde beispielsweise eine einfache, schnelle und somit auch effiziente Lösung angeboten, Bereiche wie Trägersauflager, in denen auf engstem Raum hohe Druckkräfte quer zur Faser in das Holz eingeleitet werden müssen, mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde zu verstärken. Im Weiteren wird über die Verstärkung von Bauteilbereichen in denen geometriebedingt planmäßige Querkzugbeanspruchungen auftreten berichtet. Als klassische Beispiele dafür sind Queranschlüsse, ausgeklinkte Trägersauflager, Durchbrüche oder die Firstbereiche von Satteldachträgern mit geneigtem Untergurt sowie parallelgurtige Träger mit gekrümmter Stabachse zu nennen.

In jüngerer Zeit lag der Hauptfokus der Forschungsarbeiten zum Themenbereich der Verstärkungen auf dem Gebiet der Schubverstärkung von BSH-Bauteilen oder punktgestützten Platten aus Brettsperholz.

BLAß ET AL. 2010 [21] berichten von Schubverstärkungen mit innen liegenden selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde oder Gewindestangen ^(a) zur Erhöhung bzw. der Erhaltung ^(b) der Schubtragfähigkeit von hoch beanspruchten, meist gedrunenen, Brettschichtholzbauteilen. Dabei sind durchaus nennenswerte Steigerungen der Tragfähigkeit in der Höhe von rund 30 % möglich, wobei sich dieser Wert aus einer Erhöhung der Schubfestigkeit infolge des auftretenden Querdruks (Druckstrebe im Fachwerkmodell) und der Aufnahme von Schubkräften durch die geneigt angeordneten zugbeanspruchten Schrauben oder Gewindestangen (Zugstrebe ^(c) im Fachwerkmodell) zusammensetzt.

Die Schubverstärkung von gekrümmten Trägern sowie Satteldachträgern mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde oder mit eingeklebten Gewindestangen wurde von DIETSCH ET AL. 2013 [30] untersucht. Dabei zeigte sich, dass die Tragfähigkeitssteigerung kleiner ausfällt als bei parallelgurtigen Trägern, die Maßnahmen können aber zur Ertüchtigung bestehender Konstruktionen wirkungsvoll eingesetzt werden.

In der Arbeit von MESTEK 2011 [65] wird von der Anwendung geneigt angeordneter selbstbohrender Holzschrauben mit Vollgewinde als Schubverstärkung für punktgestützte BSP-Platten berichtet und aufgezeigt, dass die Querkrafttragfähigkeit der Platten um bis zu 50 % ^(d) gesteigert werden kann.

AUGUSTIN ET AL. 2017 [4] berichten von Untersuchungen an BSH/BSP-Rippenelementen mit ausgeklinkten Auflagern. Aufgrund der Geometrie der nicht bis zum Auflager durchlaufenden Brettschichtholzrippe – und damit der fehlenden direkten Auflagerung – kommt es zu nicht unerheblichen Querkzug- und Schubspannungen in der Fuge nahe der Ausklinkungsecke. In den experimentellen Untersuchungen konnte der äußerst positive Effekt einer Verstärkung mit Vollgewindeschrauben nachgewiesen werden.

Abschließend sei jedoch noch in allerhöchster Entschiedenheit darauf hingewiesen, dass auch die Verstärkung (insbesondere gegen Querkzugbeanspruchungen) mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde einen gut überlegten und materialgerechten Konstruktionsentwurf niemals ersetzen kann!

-
- a. Hier sind Gewindestangen mit einem Gewinde gemäß DIN 7998 [104] gemeint, welches dem der Sechskant-Holzschrauben entspricht. Diese Gewindestangen sind nicht für die Einklebung vorgesehen und weisen kein metrisches Gewinde auf.
 - b. Infolge wechselnder klimatischer Umgebungsbedingungen können Risse im BSH entstehen, wodurch sich die Schubtragfähigkeit weit über das Maß der Berücksichtigung durch den Abminderungsfaktor k_{cr} gemäß Abschnitt 6.1.7. der EN 1995-1-1 [107] reduzieren kann.
 - c. Eine Anordnung der Verstärkungsmittel als druckbeanspruchtes Element ist theoretisch möglich, wirkt sich aber nicht tragfähigkeitssteigernd aus, weil durch die Kraftumlenkung im Holz eine Zugspannung quer zur Faser entsteht, die wiederum reduzierend auf die Schubfestigkeit wirkt.
 - d. In Abhängigkeit der Position der Punktstützung (Plattenmitte, Rand oder Eck). Für die umfanggelagerte Platte betrug die maximal erzielbare Tragfähigkeitssteigerung ca. 25 %.

Verbindungen

Für das umfangreiche Themengebiet der *Holzverbindungen* im eigentlichen Sinn – und hier sind ausschließlich die Verbindungen des Ingenieurholzbaus mit stiftförmigen Verbindungsmitteln gemeint – ergibt sich durch das neu entwickelte Produkt ^(a) *selbstbohrende Holzschraube* zum Einen die Möglichkeit, das spröde Versagen des Holzes in klassischen, auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln wie beispielsweise Stabdübeln, durch eine Verstärkung rechtwinklig zur Faserichtung zu verhindern (BLAß ET AL. 2001 [23]) und die Tragfähigkeit in der Verbindung sogar zu steigern (BEJTKA 2005 [7]). Zum Anderen kann die Schraube selbst entweder in Holz-Holz- oder Holz-Stahlblech-Verbindungen sehr wirkungsvoll als Verbindungsmittel eingesetzt werden, weil sie bei vorwiegender Beanspruchung auf Zug ihr gesamtes Potential, nämlich die große Zugtragfähigkeit und den beachtlichen Auszieh Widerstand mit der zugehörigen hohen axialen Steifigkeit, ausspielen kann. Somit lassen sich leistungsfähige Haupt-Nebenträger-Anschlüsse sowohl ohne (BLAß ET AL. 2002 [15]) als auch mit Stahlblechformteilen (HUDE 2005 [44]) herstellen. BLAß ET AL. 2001 [14] sowie BEJTKA ET AL. 2002 [8] und KEVARINMÄKI 2002 [50] berichten in den Jahren 2001 und 2002 erstmals von Holz-Holz-Zuglaschenstößen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Vollgewindeschrauben, die hinsichtlich ihrer Tragfähigkeit und vor allem ihrer Steifigkeit gegenüber herkömmlichen Stabdübelverbindungen konkurrenzfähig sind, was insbesondere für den Herstellungsaufwand ^(b) und die Passgenauigkeit der Bauteile gilt.

Die Anwendung der geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschraube mit Vollgewinde in Zuglaschenstößen mit Stahlblechen als Zuglasche stellt daher die logische Erweiterung der vorhandenen Forschungsergebnisse und Einsatzgebiete dar ^(c). Da bei derartigen Anschlüssen die Anzahl der in einer Verbindung zusammenwirkenden Schrauben sehr groß sein kann, ist die Kenntnis der gemeinsamen Wirkung als Gruppe unerlässlich für die Wirtschaftlichkeit. Die Ergebnisse eines umfangreichen Forschungsprojektes wurden von KRENN ET AL. 2009 [54] international vorgestellt und diskutiert – diese Veröffentlichung stellt die Basis für die vorliegende Arbeit dar, in der in umfangreicher Form über die getätigten Untersuchungen (experimentell und numerisch) berichtet werden soll.

Da zwischen dieser Veröffentlichung und der Fertigstellung dieser Dissertation ein größerer Zeitraum lag, wurde auch von anderen Forschern an der Thematik der wirksamen Anzahl von selbstbohrenden Schrauben gearbeitet. Diese befassen sich jedoch hauptsächlich mit der Gruppenwirkung von rein axial beanspruchten Schraubengruppen und schließen neben dem Brettstichholz auch Verbindungen in Brettsperrholz ein.

Die wichtigsten Forschungsarbeiten zu diesem Thema stellen hauptsächlich Diplom- oder Masterarbeiten die am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz betreut wurden dar. Namentlich zu nennen sind hier vor allem die Arbeiten von PLIESCHOUNIG 2010 [73], MAHLKNECHT 2011 [60] und PLÜSS 2014 [74], auf die im Detail in späteren Kapiteln dieser Arbeit eingegangen wird.

In jüngerer Zeit stand die Forschungsarbeit an Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben in Verbindung mit Bauteilen aus Brettsperrholz im Fokus. Dabei wurden von BLAß ET AL. 2007 [25] umfangreiche Untersuchungen zur Lochleibungsfestigkeit, Ausziehtragfähigkeit und zu den Randabständen von Holzschrauben in BSP durchgeführt und erste grundlegende Anwendungsregeln für die Praxis vorgeschlagen. Die Ergebnisse von umfangreichen Untersuchungen zur axialen Tragfähigkeit von selbstboh-

a. Dies bezieht sich in etwa auf das Jahr 2000.

b. Das Einbringen der geneigt angeordneten Holzschrauben mit Vollgewinde für Zuglaschenverbindungen stellt im Vergleich zur Herstellung einer gleichwertigen Stabdübelverbindung einen deutlich geringeren Arbeitsaufwand dar. Weiters ist die erzielbare Steifigkeit der Verbindung in der Regel erheblich höher.

c. Dies bezieht sich in etwa auf das Jahr 2006.

renden Holzschrauben in Vollholz, Brettschichtholz und Brettsperrholz wurden zusammenfassend von RINGHOFER ET AL. 2015 [78] publiziert. Dabei gelang es ihm mittels eines mehrparametrischen Modells die Ausziehtragfähigkeit von Holzschrauben für die unterschiedlichen Holzprodukte VH, BSH und BSP bei Anordnung unter beliebigen Winkeln zur Faserrichtung bzw. zur Oberfläche allgemein zu beschreiben.

1.2 Motivation

Die volle Leistungsfähigkeit und Praxistauglichkeit der *selbstbohrenden Holzschraube mit Vollgewinde* für die Anwendung in Zuglaschenstößen oder Anschlüssen von Fachwerkkzugdiagonalen entfaltet sich dann, wenn die geneigt eingedrehten Schrauben mit *außen liegenden Stahlblechen*, in denen die Schraubenköpfe verankert sind, kombiniert werden. Der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes beträgt bei diesem Typ von Verbindungen in der Regel 45° , was zu einem relativ günstigen Kraftfluss zwischen den einzelnen Elementen der Verbindung führt. Dadurch entsteht – einhergehend mit allen Vorteilen der werkseitigen Vorfertigung – ein Verbindungssystem, das die Einleitung sehr großer Kräfte in das Holz auf engstem Raum ermöglicht und in der Regel ein besonders hohes Steifigkeitspotential aufweist. Um diese Möglichkeiten für die Praxis allgemein nutzbar zu machen, bedarf es anerkannter Rechenverfahren, konstruktiver Randbedingungen sowie der Kenntnis aller tragfähigkeitsrelevanten Eingangsgrößen für diese Verbindung.

Die vorliegende Arbeit bezieht sich auf das aktuelle ^(a) Forschungsgeschehen zum gegenständlichen Themenbereich und in erster Linie auf ein Forschungsprojekt, das im Jahre 2006 am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz in Kooperation mit der holz.bau forschungs gmbh und dem Fachverband der Holzverarbeitenden Industrie Österreichs (FHI) als Wirtschaftspartner gestartet wurde, um die wichtigsten Einflussparameter auf das Trag- und Verformungsverhalten einer Holz-Stahlblech-Laschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben zu untersuchen.

Den für alle Forschungsprojekte im Zweig der Bauingenieurwissenschaften wichtigen Bezug zur Baupraxis stellte ein Bauvorhaben des renommierten oberösterreichischen Ingenieurholzbauunternehmens WIEHAG (Altheim, AT) aus dem Jahre 2005 dar, bei dem das gegenständliche Verbindungssystem in einer bisher unbekanntenen Größenordnung erstmalig eingesetzt wurde. Im Zuge der Überdachung des sogenannten VIP-Hangars am Flughafen Wien (FRITZEN 2006 [34] berichtet darüber in einer Baustellenreportage) mit parallelgurtigen Fachwerkträgern und einer freien Spannweite der Dachtragkonstruktion von 75 m, wurde der Zugstoß des Fachwerkuntergurttes mit einer Verbindung von insgesamt 162 (je Stoßseite) selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in Kombination mit außen liegenden Stahlblechen ausgeführt (siehe Abb. 1.1). Die durch die Schraubenverbindung zu übertragende Normalkraft (Bemessungswert) in diesem Zugstoß bewegt sich in einer Größenordnung von ca. 1.200 kN.

a. Dies bezieht sich in etwa auf das Jahr 2010.



Abb. 1.1: Laschen und Kopfplatte für die Verbindung im Stoß des Fachwerk-Untergurtes der Überdachung des VIP-Hangars am Flughafen Wien (Foto: G. Meinhardt)

1.3 Ziel und Vorgehensweise

Bei der Bemessung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln im Grenzzustand der Tragfähigkeit herrscht in der wissenschaftlichen Fachwelt (stellvertretend für diverse Veröffentlichungen zum Thema sei hier auf JORISSEN 1997 [49] verwiesen) allgemeiner Konsens darüber, dass die Gesamttragfähigkeit der Verbindung bei Verwendung von mehreren Verbindungsmitteln in einer Gruppe in der Regel ^(a) kleiner als die Summe der Einzeltragfähigkeiten der Verbindungsmittel ist. Dieser Umstand findet selbstverständlich auch in den Bemessungsnormen – wie zum Beispiel der, seit 1. Juli 2009 auch in Österreich gültigen, europäischen Holzbaunorm ON EN 1995-1-1 [107] – ihren Niederschlag. Dies gilt sowohl für Verbindungen mit mehreren, auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln (wie z. B. Stabdübel oder Nägel) als auch für Gruppen von axial beanspruchten Schrauben – auch dann, wenn diese nicht rechtwinklig zur Holzoberfläche, sondern unter einem Winkel β zwischen Schraubenschraube und Faserrichtung eingedreht sind. Uneinigkeit bzw. Forschungsbedarf besteht hingegen über die Größenordnung dieser Abminderung für Verbindungen mit axial belasteten selbstbohrenden Holzschrauben, was durch ein Zitat von em. Prof. E. Gehri aus dem Jahre 2006 zur Festlegung dieses Parameters im Eurocode 5 vor einiger Zeit bekräftigt wurde:

Dieser Wert soll den Ingenieur zum Nachdenken anregen und zur Vorsicht mahnen, darf jedoch nicht als absoluter, endgültiger Wert, der dem tatsächlichen Verhalten entspricht, angesehen werden. ^(b)

1.3.1 Ziel

Aus diesem Zusammenhang ergibt sich die übergeordnete Fragestellung (und damit das Ziel) für die vorliegende Arbeit, nämlich die Frage nach dem *Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel* (selbstbohrende Voll- oder Teilgewindeschrauben mit Senkkopf) auf das Trag- und Verformungsverhalten der Verbindung. Damit verbunden erfordern weitere wichtige Themenbereiche wie die baustatische Modellierung

a. Es gibt einzelne Ausnahmen von dieser Regelung; diese werden in nachfolgenden Kapiteln noch näher beleuchtet.
 b. Dieses Zitat entspricht nicht dem exakten Wortlaut dar, gibt jedoch den inhaltlichen Sinn wieder.

oder die Nachweisführung der oben beschriebenen Laschenstöße eine wissenschaftlich und technisch fundierte Lösung.

Auf Basis der Aufarbeitung des bisherigen Kenntnisstandes zur wirksamen Anzahl von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Abscherverbindungen besteht das Ziel in einer Erweiterung des Wissens in diesem Bereich auf Verbindungen mit geneigt angeordneten, axial belasteten selbstbohrenden Holzschrauben, wobei in erster Linie die Ergebnisse der umfangreichen experimentellen Untersuchungen berücksichtigt werden sollen. Die Erkenntnisse aus den Experimenten und den zugehörigen Modellen sollen einen Einblick in das spezifische Last-Verformungs-Verhalten der Verbindung geben, sowie alle möglichen Versagensmechanismen für derartige Verbindungen identifizieren, um geeignete Konstruktionsprinzipien festzuschreiben und ein zuverlässiges – und dennoch möglichst einfaches – Bemessungsmodell für die Praxis zur Verfügung zu stellen.

1.3.2 Vorgehensweise

Die Vorgehensweise zur Lösung der vorliegenden Fragestellung spiegelt sich in der Gliederung dieser Arbeit wider: Anfangs wird ein allgemeiner Überblick und eine Einleitung in die Thematik der Verbindungstechnik im Holzbau unter besonderer Berücksichtigung des Verbindungsmittels *selbstbohrende Holzschraube* gegeben und der Stand der Forschung auf diesem Gebiet beleuchtet.

Ein Hauptteil der vorliegenden Arbeit besteht in der Analyse der vorhandenen Literatur zum Thema der *wirksamen Anzahl* von Verbindungen mit Gruppen von stiftförmigen Verbindungsmitteln.

Im Weiteren wird intensiv auf die Methoden und Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen im Rahmen des bereits beschriebenen Forschungsvorhabens eingegangen. Die Gegenüberstellung der praktischen Untersuchungen mit numerischen Simulationen – aber auch einfachen Handrechnungsmodellen – stellt einen weiteren Bestandteil dieser Arbeit und einen wichtigen Beitrag zur Verifikation der Prüfungen dar.

Am Ende der Arbeit steht die ausführliche Vorstellung eines mechanischen Modells für Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde und außen liegenden Stahlblechen sowie der Vorschlag für die Berücksichtigung der wirksamen Anzahl n_{ef} in diesen Verbindungen zur Berücksichtigung in der Praxis und der europäischen Normung.

1.4 Das „gegenständliche Verbindungssystem“

Innerhalb dieser Arbeit ist recht häufig vom *gegenständlichen Verbindungssystem* die Rede. Damit meint der Verfasser die Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindung mit geneigt (Winkel von 45° bzw. 30° zwischen Faserrichtung und Schraubenachse) eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Diese Verbindung ist in erster Linie dadurch charakterisiert, dass die Richtung der äußeren Kraft parallel zur Faserrichtung des Holzes verläuft. Die Verbindung kann – muss aber nicht zwingend – symmetrisch zur Stabachse sein. Der Terminus wird vom Verfasser immer dann angewendet, wenn es um die Gegenüberstellung von wissenschaftlichen Erkenntnissen anderer Forscher mit den Eigenen geht.

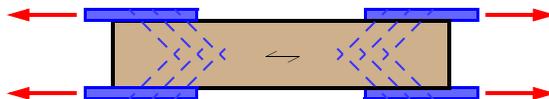


Abb. 1.2: Schema des „gegenständlichen Verbindungssystems“ mit außen liegenden Stahlblechen, geneigt angeordneten Schrauben und äußerer Kraft, die parallel zur Scherfuge angreift

Im Gegensatz dazu werden auch Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse häufiger genannt. Sie sind dadurch charakterisiert, dass die Richtung der äußeren Kraft parallel zur Schraubenachse verläuft und nicht parallel zur Faserrichtung der Holzteile. Diese Verbindungen sind in der Regel nicht symmetrisch.

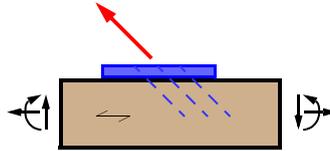


Abb. 1.3: Schema eines Stahlblech-Holz-Zuganschlusses mit geneigt angeordneten Schrauben und äußerer Kraft, die parallel zur Schraubenachse angreift

1.5 Gliederung dieser Arbeit

Die vorliegende Arbeit ist im Großen und Ganzen in vier wesentliche Teile gegliedert, was sich grundsätzlich auch in den einzelnen Kapiteln widerspiegelt.

Am Beginn findet sich im ersten Teil neben der Einleitung eine allgemeine Beschreibung der Verbindungstechnik im Holzbau mit speziellem Fokus auf Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben (Kapitel 1 und 2).

Der zweite Teil umfasst eine, nach Ansicht des Verfassers, doch sehr umfangreiche Auseinandersetzung mit dem Stand der Forschung zum Thema der Schraubenverbindungen im Allgemeinen und der Laschenverbindungen im Speziellen, wobei der Hauptfokus im Kapitel 3 naturgemäß auf den Hintergründen und Forschungsarbeiten zum Thema der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln liegt.

Der dritte Teil (Kapitel 4) behandelt eine Neuaufbereitung der bereits publizierten Daten aus den experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem mit übersichtlicher Darstellung der Ergebnisse.

Der vierte, und letzte Teil umfasst die Kapitel 5 und 6 in denen die Erkenntnisse aus der Literaturstudie und den experimentellen Untersuchungen miteinander in Verbindung gebracht werden, wobei sich das Kapitel 5 in erster Linie mit der Anwendung vorhandener Modelle zur wirksamen Anzahl auf die vorliegenden Daten beschäftigt. Das 6. Kapitel beinhaltet schließlich einen Bemessungsvorschlag für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben und stellt das wesentliche Resultat der vorliegenden Arbeit dar.

Die Zusammenfassung und Schlussfolgerungen stehen am Ende der Arbeit und sollen auch einen Ausblick auf offen gebliebene Fragestellungen sowie Empfehlungen aus Sicht des Verfassers für mögliche weitere Forschungsarbeiten zum Themenbereich bereitstellen.

2 Grundlagen der Verbindungstechnik

2.1 Allgemeines

Das konstruktive Bauen mit Holz ist wegen der natürlich vorgegebenen Randbedingungen (stabförmige Produkte mit beschränkten Querschnittsabmessungen) im Besonderen durch eine effiziente Verbindungstechnik geprägt. Vielfach sind die Bauteilabmessungen nicht durch die Schnittgrößen am Stab bestimmt, sondern werden durch die erforderliche Verbindungstechnik an Knoten und Anschlüssen maßgeblich beeinflusst. Mit diesem Umstand wird häufig der Begriff der *Leistungsfähigkeit einer Verbindung* bzw. deren *Wirkungsgrad* (siehe Abschnitt 2.6) verbunden und die Bestrebungen zur Steigerung des Wirkungsgrades einer Verbindung sind seit jeher eng mit dem Ingenieurholzbau verbunden.

Bei Entwurf und konstruktiver Detaillierung von Verbindungen sind neben der Sicherstellung der erforderlichen *Tragfähigkeit* (2.1.1) und *Steifigkeit* (2.1.2) insbesondere die *Duktilität* (2.1.3) sowie weitere technische Anforderungen wie der *Brandschutz* (2.1.4), das Verhalten bei *dynamischer Beanspruchung* (2.1.5) und das *Langzeitverhalten* (2.1.6) zu berücksichtigen. Alle oben genannten Gesichtspunkte können die Herstellungs- und Montagekosten in einem erheblichen Maße beeinflussen, weshalb der zweckmäßigen Auswahl des optimalen Verbindungsmittels für eine Konstruktionsaufgabe des Ingenieurholzbaus eine maßgebende Bedeutung für die Wirtschaftlichkeit und die Konkurrenzfähigkeit einer Lösung zukommt. Als Folge dieser Überlegungen ergibt sich die Schlussfolgerung, Verbindungen in einer Konstruktion möglichst einfach zu gestalten, deren Anzahl möglichst gering zu halten und die Größe der Bauteile dennoch an die spezifischen Gegebenheiten in der Fertigung, im Transport zur Baustelle und in der Montage anzupassen.

Die Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau kennt unterschiedlichste Möglichkeiten der Verbindung zwischen zwei oder mehreren Bauteilen aus Holz untereinander oder mit Bauteilen aus anderen Baustoffen. Zu unterscheiden ist im Wesentlichen zwischen traditionellen *zimmermannsmäßigen Verbindungen* und den *Verbindungen des modernen*^(a) *Ingenieurholzbaus*, wobei sich die letztgenannte Gruppe wiederum in *Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln* (z. B. Nägel, Stabdübel, Schrauben) und *Verbindungen mit „flächförmigen“ Verbindungsmitteln* (z. B. Einlass- und Einpressdübel, Nagelplatten) sowie in die *geklebten Verbindungen* (z. B. Schäftung oder eingeklebte Stahlstäbe) gliedern lässt (BLAß ET AL. 1995 [20]). Am bedeutendsten für die Verbindungstechnik des Ingenieurholzbaus sind zweifelsohne die Verbindungen mit metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln, zu denen bekanntlich auch diverse Holz-Holz- und Holz-Stahlblech-Schraubenverbindungen – entweder mit üblichen, flachen Knotenblechen oder aber speziellen Blech- oder Stahlformteilen – zu zählen sind.

a. Der Begriff „modern“ ist nicht wertend zu verstehen. Auch ausgeklügelte zimmermannsmäßige Verbindungen können modern sein und finden insbesondere aufgrund der immer leistungsfähigeren CNC-Abbundmaschinen erneut eine häufigere Anwendung in der Baupraxis.

Die ursächliche Unterscheidung liegt in der Art der Lastübertragung von einem Bauteil auf ein anderes. Bei den zimmermannsmäßigen Verbindungen steht in erster Linie der direkte Druckkontakt zwischen den Bauteilen im Vordergrund und sie kommen häufig ganz ohne metallische Verbindungsmittel aus. Die Verbindungen des Ingenieurholzbaus hingegen sind durch die metallischen Verbindungsmittel selbst charakterisiert.

Die Gemeinsamkeit innerhalb dieser Vielfalt von verschiedenen Verbindungsmitteln liegt jedoch in der Art und Weise, wie die Verbindungseigenschaften (z. B. Tragfähigkeit, Steifigkeit, etc.) bestimmt und einer späteren Bemessung zugrunde gelegt werden: In der Reduktion einer – aus einer Gruppe von Verbindungsmitteln bestehenden – Gesamtverbindung auf ein einzelnes Verbindungsmittel. Diese Reduktion ist erforderlich, da es eine Vielzahl an Konfigurationen gibt, eine zu übertragende Kraft z. B. mit Stabdübeln von einem Holzbauteil auf ein anderes zu übertragen. Hierbei können sowohl der Stiftdurchmesser und die Stahlqualität als auch die Abstände und die Art der Lasche (Holz oder Stahlblech) variieren. Alle denkbaren Konfigurationen zu prüfen und daraus Kennwerte für das Trag- und Verformungsverhalten der jeweiligen Konfiguration für die Bemessung zur Verfügung zu stellen, kann nicht gelingen und wurde deshalb auch niemals angestrebt. Stattdessen wurden die Einflüsse der beteiligten Komponenten (im Falle der Stabdübelverbindung handelt es sich um den Stiftdurchmesser und das Fließmoment des verwendeten Stiftes^(a)) sowie die Lochleibungsfestigkeit der beteiligten Hölzer^(b)) untersucht, diese so weit als möglich unabhängig voneinander im Labor geprüft, und parallel dazu baustatische Modelle entwickelt, mit denen aus wenigen Eingangsparametern die Tragfähigkeit eines einzelnen Verbindungsmittels rechnerisch bestimmt werden kann. Die Basis für diese rechnerische Ermittlung der Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln stellt die Arbeit von JOHANSEN 1949 [47] dar.

Um die Gesamttragfähigkeit der Verbindung ermitteln zu können, bedarf es in weiterer Folge der Berücksichtigung der Anzahl und der Anordnung der einzelnen Verbindungsmittel. Die Geometrie der Verbindung bestimmt in Kombination mit der tatsächlichen Anzahl an Verbindungsmitteln die Abstände der einzelnen Verbindungsmittel untereinander, sowie von den Holzrändern und vom Holzende. Diese wiederum müssen den Anforderungen in den Konstruktionsnormen (z. B. ON EN 1995-1-1 [107]) entsprechen. Bei Einhaltung dieser Mindestabstände erfolgt abschließend die Multiplikation der Einzeltragfähigkeit des verwendeten Verbindungsmittels nach JOHANSEN 1949 [47] mit der Anzahl der Scherflächen und einer wirksamen Anzahl n_{ef} ^(c), wobei dieser Wert (auch *Gruppenwirkung* genannt, siehe insbesondere Abschnitt 3.4) wiederum in den Konstruktionsnormen angegeben ist.

2.1.1 Tragfähigkeit

Die Tragfähigkeit bzw. Leistungsfähigkeit einer Verbindung ist zuoberst von der Tragfähigkeit (im weiteren Sinn durch die Festigkeit) der zu verbindenden Holzteile begrenzt und ist besonders vom Kraftfluss im Verbindungsbereich beeinflusst. Abgesehen von Kontaktstößen zur Druckkraftübertragung (bei Stabilitätsuntersuchungen sind diese besonders zu beachten) und geklebten, geschäfteten Verbindungen (z. B. einer Keilzinkenverbindung) werden die zu übertragenden Zugkräfte zumeist über lokalen Druck

-
- a. Das Fließmoment eines Stiftes hängt in erster Linie vom Stiftdurchmesser, von der Festigkeit des verwendeten Stahls und ganz besonders vom Biegewinkel ab (vgl. BLAß ET AL. 2000 [19]). Die Bestimmung des Fließmomentes nach Norm erfolgt gemäß dem in ON EN 409 [117] angegebenen Prüfverfahren.
 - b. Die Lochleibungsfestigkeit des Holzes in einer Verbindung hängt in erster Linie von der Rohdichte (und damit von der Holzart und der Festigkeitsklasse), dem Verbindungsmitteldurchmesser, der Beanspruchungsrichtung (Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung), dem Bohrlochdurchmesser, der Holzfeuchte und der Lasteinwirkungsdauer ab. Bei verfeinerter Betrachtung zeigt sich, dass auch die Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels, die Lage im Stamm, die Jahrringbreite, der Spätholzanteil, das Vorhandensein von Ästen oder anderen Holzfehlern, die chemische Beschaffenheit wie Lignin- und Harzgehalt, die Probengröße und auch die Belastungsgeschwindigkeit einen Einfluss besitzen (vgl. KOLLMANN 1955 [51]). Die Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit nach Norm erfolgt gemäß dem in ON EN 383 [115] angegebenen Prüfverfahren.
 - c. Die wirksame Anzahl berücksichtigt die ungleichmäßige Belastung der einzelnen Verbindungsmittel infolge der natürlichen Wuchseigenschaften des Holzes sowie von baupraktisch unvermeidbaren Toleranzen. Sie hängt bei Einhaltung von Rand- und Mindestabständen im Falle der Verwendung von schlanken Verbindungsmitteln hauptsächlich von der Anzahl der Verbindungsmittel, die hintereinander in einer Reihe angeordnet sind ab. Im Falle von gedrunghenen Verbindungsmitteln trifft dies in der Regel aber nicht zu, da es zu einem vorzeitigen Aufspalten des Holzes quer zur Faserrichtung kommt (vgl. JORISSEN 1988 [49]).

(z. B. Lochleibungsdruck bei Stabdübeln oder Teilflächendruck bei Dübeln besonderer Bauart) oder Schub (z. B. eingeklebte Gewindestange) in die metallischen Verbindungsmittel eingeleitet. Auch bei der selbstbohrenden Holzschraube als Verbindungsmittel werden die Kräfte über Schub in der Mantelfläche und in weiterer Folge durch eine mechanische Verzahnung in die Schraube eingeleitet.

Die *Umlenkung* der *globalen Zugkräfte* in *lokale Druckkräfte* geht mit zusätzlichen Beanspruchungen in den zu verbindenden Bauteilen überein (meist treten Querkzugbeanspruchungen auf) und durch zusätzliche Störstellen (infolge Bohrungen, Schlitzungen, Einkerbungen) kommt es zu einer weiteren Schwächung der Holzbauteile im Verbindungsbereich. Eine Minimierung dieser Störbereiche und Kraftumlenkungsbereiche geht mit einer Steigerung der Leistungsfähigkeit der Verbindung (vgl. 2.6) einher. Die Bestrebungen nach Optimierung der Leistungsfähigkeit führten häufig zur Entwicklung neuer Verbindungsmittel und Verbindungssysteme. In diesem Kontext sind wohl auch die rasanten Entwicklungen des vergangenen Jahrzehnts zum Thema *selbstbohrende Holzschraube* zu sehen.

Bei der Bemessung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, zu denen neben Stabdübeln oder Nägeln auch die selbstbohrenden Holzschrauben zu zählen sind, herrscht im europäischen Ingenieurholzbau, unabhängig von der angewandten Bemessungsnorm (EN 1995-1-1 [107], DIN 1052 [103] oder SIA 265 [123]) die übereinstimmende Regelung, dass die Gesamttragfähigkeit einer Verbindung nicht der Summe der Einzeltragfähigkeiten der Verbindungsmittel entspricht. Dabei wird die Tragfähigkeit einer auf Abscheren beanspruchten Verbindung generell wie folgt berechnet:

$$F_{v,ef,Rk} = n_{ef} \cdot m \cdot R_{v,Rk} \quad [2-1]$$

- $F_{v,ef,Rk}$ effektive charakteristische Tragfähigkeit parallel zu einer Verbindungsmittelreihe, die hintereinander in Faserrichtung angeordnet sind [N]
 n_{ef} wirksame Anzahl der Verbindungsmittel, die in Faserrichtung hintereinander liegen, abhängig von deren Anordnung
 m Anzahl der Verbindungsmittelreihen
 $R_{v,Rk}$ charakteristische Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel in Faserrichtung [N]

Für die Berechnung der Gesamttragfähigkeit einer Verbindung mit einer Gruppe von axial belasteten Schrauben gilt derzeit die folgende Regelung:

$$F_{ax,ef,Rk} = n_{ef} \cdot F_{ax,Rk} = n^{0,9} \cdot F_{ax,Rk} \quad [2-2]$$

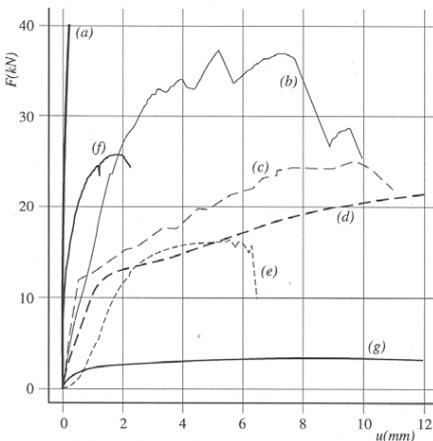
- $F_{ax,ef,Rk}$ effektive charakteristische Tragfähigkeit einer Gruppe von Schrauben, die gemeinsam in einer Verbindung wirken [N]
 n_{ef} wirksame Anzahl der Verbindungsmittel, die in der Gruppe zusammenwirken, unabhängig von deren Anordnung und Geometrie
 $F_{ax,Rk}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit pro Schraube in Richtung parallel zur Schraubenachse [N]

Bei Anwendung der oben angegebenen Regelung für die Berechnung der wirksamen Anzahl in Verbindungen mit sehr vielen gleichzeitig wirkenden Schrauben kommt es sehr schnell zu einer gravierenden Abminderung der Tragfähigkeit der Gesamtgruppe. Für das Beispiel des Zuglaschenstoßes aus Abbildung 1.1 auf Seite 6, in der je Verbindungsseite jeweils 81 geneigt angeordnete Schrauben eingebaut sind, würde sich eine theoretische Abminderung auf rund 52 effektiv wirkende Verbindungsmittel ergeben – und dadurch nur etwa 65 % der Leistungsfähigkeit nutzbar sein^(a). Dass diese Abminderung für derartige Verbindungssysteme zu konservativ ist, soll durch die Ergebnisse dieser Arbeit untermauert werden.

2.1.2 Steifigkeit

Der Begriff der *Steifigkeit* bzw. der *Nachgiebigkeit* bedeutet im Zusammenhang mit Verbindungen und Verbindungsmitteln deren Verformungsverhalten bei mechanischer Beanspruchung. Sie können prinzipiell in Nachgiebigkeiten infolge *lastunabhängiger Wege* (wie z. B. Schlupf^(a)) und in Nachgiebigkeiten infolge *lastabhängiger Wege* (elastische und plastische Verschiebungen in der Verbindung) unterschieden werden. Die Steifigkeit einer Verbindung steht in engem Bezug zum Bruchverhalten (vgl. Abb. 2.1). So versagen *sehr steife Verbindungen* (z. B. Keilzinkenverbindungen oder sonstige Klebeverbindungen) nahezu spröde, *steife Verbindungen* (z. B. Einlass- und Einpressdübelverbindungen, gedrungene Stabdübelverbindungen und auch Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben) hingegen weisen ein etwas gutmütigeres Verhalten mit geringerem Verformungsvermögen auf. *Weiche Verbindungen* (z. B. alle Verbindungen mit schlanken, auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln) zeigen ein ausgeprägtes plastisches Vermögen und sind dadurch in der Lage, größere Verformungen in den Knoten aufzunehmen^(b), welche gegebenenfalls das Tragverhalten der Gesamtkonstruktion beeinflussen können und deshalb in der statischen Berechnung zu berücksichtigen sind.

Im nachfolgend abgebildeten Kraft-Verschiebungs-Diagramm (Abb. 2.1) ist das experimentelle Trag- und Verformungsverhalten von verschiedenen Verbindungsmitteln bzw. Verbindungen beispielhaft dargestellt. Bedeutende Unterschiede in den Tragfähigkeiten sind aufgrund der Unterschiedlichkeit der einzelnen Verbindungsmittel inhärent, die Variabilität in den Steifigkeiten ist abgesehen von den Kurven (a), (f) und (g) gering, dennoch zeigen sich deutliche Unterschiede im Verhalten bei Verformungen die größer als 1 bis 2 mm sind. Weiters wird deutlich, dass die maximale Tragfähigkeit und die Steifigkeit der Verbindung im Gebrauchszustand verhältnismäßig genau bestimmt werden können.



- (a) geklebte Verbindung (125 cm²)
- (b) Einlassdübel ($d = 100$ mm)
- (c) zweiseitiger Einpressdübel ($d = 62$ mm)
- (d) Stabdübel ($d = 14$ mm)
- (e) Bolzen ($d = 14$ mm)
- (f) Nagelplatte (100 cm²)
- (g) Nägel ($d = 4,4$ mm)

Abb. 2.1: Typische Arbeitslinien (Last-Verschiebungs-Diagramme) unterschiedlicher Verbindungsmittel bzw. Verbindungen (aus [20])

- a. Von den projektverantwortlichen Ingenieuren für das genannte Bauvorhaben konnte in Erfahrung gebracht werden, dass für die konkrete Verbindung in der Bemessung eine etwa 10 %-ige Abminderung berücksichtigt wurde.
- a. Als Schlupf werden jene Wege (in der Regel nahezu beanspruchungsfrei) bezeichnet, die bei der Überwindung eines Lochspiels bis zum Anpressen der Verbindungsmittel an die Lochwand auftreten (vgl. z. B. den Anfangsbereich der Arbeitslinie des Bolzens (e) in Abbildung 2.1 auf Seite 12).
- b. Weiche Verbindungen sind aufgrund ihrer großen Verformungsmöglichkeit und der damit einhergehenden Energiedissipation sehr gut geeignet, um außergewöhnlichen Beanspruchungen wie z. B. Erdbebenlasten standzuhalten.

Neben der Kenntnis des Verformungsverhaltens von Verbindungen für Berechnungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS) ist für Berechnungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) ebenfalls ein Kennwert zur Beschreibung der Steifigkeit einer Verbindung (Verschiebungsmodul K_u) erforderlich, welcher sich wiederum nicht immer ganz einfach mit guter Genauigkeit bestimmen lässt^(a). Um dieser Schwierigkeit entgegenzuwirken, wurde in den aktuell gültigen Bemessungsnormen festgelegt, dass der Verschiebungsmodul im Grenzzustand der Tragfähigkeit vereinfacht zu zwei Drittel des Verschiebungsmoduls im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit anzunehmen ist.

$$K_u = \frac{2}{3} \cdot K_{ser} \quad [2-3]$$

K_u Verschiebungsmodul im Grenzzustand der Tragfähigkeit [N/mm]

K_{ser} Verschiebungsmodul im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit [N/mm]

Einhergehend mit den aktuellen Entwicklungen im Holzbau hinsichtlich des immer stärkeren Einsatzes von Brettsperrholz (BSP) für Bauwerke mit großen Höhen (10 und mehr Geschoße), erlangt die genaue Kenntnis der Steifigkeit eine noch größere Bedeutung, da die Holzbauteile (BSP) in ihrer Ebene (bei Scheibenbeanspruchung) eine sehr große Steifigkeit aufweisen. Die Nachgiebigkeiten von BSP-Bauwerken stammen zum Großteil aus den Anschlüssen der Platten untereinander – also den Verbindungen, weshalb deren genauer Kenntnis eine ungemein wichtigere Rolle zukommt^(b).

2.1.3 Duktilität

Der Baustoff Holz weist, für die meisten Beanspruchungsarten (Zug, Druck^(c), Biegung^(d), Schub, Querkzug) ein weitgehend sprödes Bruchverhalten auf, d. h. das Versagen tritt unangekündigt bereits im elastischen Bereich der Arbeitslinie auf. Da dieses Verhalten für Konstruktionen im Bauwesen unerwünscht ist, sollten in einer guten Holzkonstruktion Bauteilbereiche vorhanden sein, die ein duktileres^(e) Verformungsverhalten aufweisen. Die Forderung nach einer möglichen Schnittkraftumlagerung wird in der Regel^(f) von den – aufgrund der begrenzten Bauteilabmessungen erforderlichen – Verbindungen zwischen den einzelnen Elementen eines Gesamtbauteiles (z. B. Fachwerkknoten) erfüllt.

Für Verbindungen ist daher ein hohes Maß an Verformungsvermögen, d. h. ein zahlenmäßig großes Ver-

-
- Im Gegensatz zum Verschiebungsmodul K_{ser} , welcher innerhalb des Bereichs zwischen 10 % und 40 % der tatsächlichen Bruchlast (annähernd linearer Bereich) ermittelt wird, soll der Verschiebungsmodul K_u das tatsächliche Verformungsverhalten für den Grenzzustand der Tragfähigkeit abbilden. Da viele der üblichen Verbindungsmittel jedoch ein sehr stark nichtlineares Verhalten (vgl. z. B. das Last-Verschiebungs-Diagramm für die Einlassdübel in Abb. 2.1) aufweisen, ist die direkte Ermittlung des Verschiebungsmoduls K_u für den Traglastzustand aus der Arbeitslinie meist nicht möglich.
 - Meist wird davon ausgegangen, dass eine Unterschätzung der Steifigkeit als auf der sicheren Seite liegend zu betrachten ist. Es gibt jedoch Fälle, in denen genau das zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Verfälschung der Ergebnisse führen kann (z. B. Erdbebenberechnungen, in denen die Eigenfrequenz eines Gebäudes unterschätzt wird).
 - Bei gedrungenen Querschnitten sind Spannungsumlagerungen möglich, diese sind jedoch nur kaum von praktischer Relevanz für den Ingenieurholzbau. Bei schlanken Querschnitten treten Stabilitätsprobleme auf, und das Versagen entspricht schlussendlich dem eines biegebeanspruchten Bauteils.
 - Trotz einer begrenzten plastischen Spannungsumlagerungsmöglichkeit in der Biegedruckzone versagen Biegeträger aus Holz in der Regel in der Zugzone – und damit spröde.
 - Duktilität (aus dem Lateinischen von *ducere* (= ziehen) abgeleitet) ist die Fähigkeit eines Werkstoffes unter Kraftereinwirkung zur plastischen, bleibenden Verformung. Kennzeichen eines duktilen Bruchs sind größere plastische Verformungen vor dem Bruch, d. h. das Versagen kündigt sich durch erkennbare Verformungen („duktil“) an. (vgl. dazu GREINER 2007 [42])
 - Es ist auch möglich Einzelelemente aus anderen Werkstoffen als Holz innerhalb eines Tragwerks anzuordnen, die diese Funktion erfüllen können (z. B. Stahlteile mit ausreichend hohem Plastizierungsvermögen).

hältnis zwischen Bruchverformung u_u und der Verformung an der Elastizitätsgrenze u_y (siehe Abb. 2.2) erwünscht. Dieses Maß wird als (statisches) Duktilitätsmaß D_s bezeichnet und Verbindungsmittel können mithilfe dieses Maßes hinsichtlich ihres Verformungsverhaltens klassifiziert werden, wobei Verbindungsmittel bzw. Verbindungen mit einem Duktilitätsmaß von $D_s < 6$ als duktil bezeichnet werden können ^(a). Ein derartiger Wert ist am ehesten mit schlanken stiftförmigen Verbindungsmitteln (z. B. Stabdübel oder Nägel) zu erreichen.

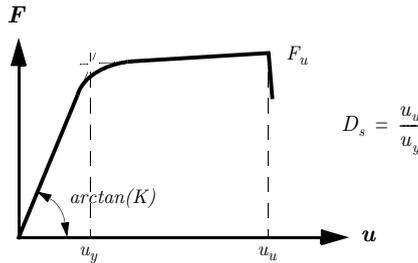


Abb. 2.2: Idealisiertes Last-Verschiebungs-Diagramm (Arbeitslinie) einer Verbindung bzw. eines Verbindungsmittels (in Anlehnung an MISCHLER 1997 [66])

Die Duktilität in einer Verbindung wirkt sich sowohl positiv auf das Gesamttragverhalten des Tragwerks als auch auf das Tragverhalten der Verbindung aus. Für das Gesamttragwerk ergibt sich durch die Möglichkeit der Schnittkraftumlagerung in der Regel eine höhere Beanspruchbarkeit und die Eigenschaften des spröden Grundmaterials Holz werden dadurch kompensiert. Für die Verbindung – naturgemäß aus einer Gruppe von Verbindungsmitteln bestehend – bedeutet dies, dass eine Summierung der Beanspruchbarkeiten der einzelnen Verbindungsmittel aufgrund der gleichmäßigeren Beanspruchung infolge plastischer Verformungen in den Stiften ermöglicht wird ^(b).

2.1.4 Brandschutz

Aufgrund seines organischen Aufbaues ist Holz brennbar. Der Werkstoff Holz setzt sich aus den Bestandteilen Zellulose (45 %), Hemizellulose (20 %) und Lignin (35 %) zusammen, welche chemisch gesehen wiederum aus Kohlenstoff, Sauerstoff und Wasserstoff bestehen. Bei der Erwärmung von Holz setzt eine thermische Zersetzung der Holzsubstanz ein, wobei Holzkohle und brennbare Gase gebildet werden. Die durch den Abbrand entstehende Holzkohle ist eine natürliche Wärmedämmschicht (Pyrolyseschicht ^(c)) mit sehr geringer Wärmeleitfähigkeit, die das dahinter liegende Holz vor einem weiteren Temperaturanstieg – und damit vor Festigkeits- und Steifigkeitsverlusten schützt.

Das Brandverhalten von ungeschützten Verbindungen in Holzbauteilen ist aufgrund der ausgezeichneten

-
- Werte für das Duktilitätsmaß einer Verbindung bzw. eine Klassifizierung werden von RACHER 1995 (C1 in [20]) angegeben und sind beispielsweise auch in der schweizer Holzbaunorm SIA 265 [123] zu finden.
 - Eine Summierung der Einzeltragfähigkeiten von schlanken Verbindungsmitteln setzt jedoch voraus, dass die geforderten Mindestabstände eingehalten sind und ein Aufspalten des Holzes im Bereich der Verbindungsmittel zuverlässig verhindert werden kann (entweder durch genügend große Abstände oder durch lokale Verstärkungsmaßnahmen). Weiters ist es notwendig, dass die Toleranzen in der Herstellung der Verbindung möglichst gering gehalten werden.
 - Pyrolyse (aus dem Griechischen von pyr (= Feuer) und lysis (=Auflösung) zusammengesetzt) ist die Spaltung chemischer Verbindungen, wobei durch hohe Temperaturen Bindungsbrüche innerhalb von großen Molekülen erzwungen werden. Bei Holz geschieht dieser Vorgang bereits im Temperaturbereich zwischen 100 °C und 200 °C (vor der Entzündung) und ohne zusätzliche Sauerstoffzufuhr.

Wärmeleitfähigkeit der – meist metallischen (Stahl oder Aluminium bzw. deren Legierungen) – Verbindungsmittel deutlich ungünstiger als das von reinen Holzbauteilen. Deshalb sind Verbindungen sinnvollerweise ^(a) vor direkter Brandeinwirkung durch brandschutztechnische Verkleidungen mit Holz, Holzwerkstoffen, Gipskartonplatten oder anderen geeigneten Materialien bzw. Brandschutzanstrichen zu schützen. Dies gilt insbesondere für Verbindungen mit außen liegenden Stahlblechen wie z. B. einer Holz-Stahlblech-Schraubenverbindung mit geneigt angeordneten Schrauben, dem Gegenstand dieser Arbeit.

2.1.5 Dynamische Beanspruchung

Wegen der, für nahezu alle Beanspruchungsarten ^(b) linearen Elastizität von Holz ist das Verhalten bei dynamischer Beanspruchung in hohem Maße vom verwendeten Verbindungssystem – und damit in weiterer Folge von den nachfolgend aufgezählten Parametern – abhängig:

- Lochleibungsfestigkeit des Holzes
- Fließfähigkeit des Stahles
- Schlankheitsgrad des Verbindungsmittels
- Mindestabstände

Diese Parameter stehen in engem Bezug zu auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln, was deutlich macht, dass andere Verbindungssysteme (z. B. Dübel besonderer Bauart) aufgrund ihres Last-Verformungs-Verhaltens (vgl. Abb. 2.1) für dynamische Beanspruchung als weniger gut geeignet einzustufen sind. Durch die Einhaltung der Mindestabstände und die Verwendung von schlanken Stiften ^(c) kann gewährleistet werden, dass ein Sprödbbruch, des die Verbindung umgebenden Holzes, vermieden wird. Erst dadurch wird das plastische Verhalten des Holzes im Bereich des Grenzlochleibungsdrucks sowie die plastische Verformung der auf Biegung beanspruchten Stifte aus Stahl ermöglicht. Bei Wechselbeanspruchung entstehen Hohlräume im Bereich des plastifizierten Holzes, die jedoch bei erneuter, meist deutlich geringerer Belastung, wieder geschlossen und anschließend weiter verformt werden, wenn der Stift wieder in der Lochwandung anliegt.

In Summe kann bei Verwendung von schlanken Verbindungsmitteln aus bevorzugt weichen Stählen davon ausgegangen werden, dass ein Tragfähigkeitsverlust durch zyklische Beanspruchung weitgehend zu vermeiden ist. Obwohl selbstbohrende Holzschrauben mit Voll- oder Teilgewinde aus gehärtetem Stahl mit Zugfestigkeiten im Bereich von 1.000 N/mm^2 bestehen, zeigte sich bei Experimenten mit zyklischer Belastung (SANDHAAS 2009 [81] berichtet u. a. von zyklischen Prüfungen an Schraubenverbindungen in Brettsperrholz), dass diese ein ausgeprägtes, duktiles Verhalten aufweisen, wenn sie auf Abscheren beansprucht sind.

Für Verbindungen mit axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben (diese sind rein geometrisch gesehen ebenso als sehr schlanke Verbindungsmittel zu betrachten) ist diese Aussage nicht mehr allgemein gültig (vgl. Arbeitslinien in Abbildung 2.10 auf Seite 35). Bei diesen Verbindungen ist es zielführend und häufig die einzige Möglichkeit, ein ausreichendes Verformungsvermögen nur in den

-
- a. Eine „Überdimensionierung“ der Anschlussbauteile zur Erreichung eines längeren Brandwiderstandes ist zwar möglich, jedoch nicht effizient. Die Stahlteile an der Oberfläche (z. B. Schrauben- oder Nagelköpfe sowie Stirnflächen von Stabdübeln) führen zu einem erhöhten Wärmeeintrag in das Holzinne, weshalb ungeschützte Verbindungen dennoch nur einen Brandwiderstand von max. 15 bis 20 Minuten aufweisen.
 - b. Ein nicht linear-elastisches Verhalten zeigt sich in ausgeprägter Weise bei Druckbeanspruchung rechtwinklig zur Faser und in abgeschwächter Form bei Druckbeanspruchung parallel zur Faser (Druck und/oder Biegedruck).
 - c. CECCOTTI 1995 (C17 in [20]) schlägt vor, über die normativ geforderten Mindestabstände hinauszugehen, um die Spaltgefahr des Holzes weiter zu verringern. Als ausreichend schlankes Verbindungsmittel, das auch für Erdbebenbeanspruchung geeignet ist, nennt er Stifte mit einem t/d -Verhältnis von mehr als 8. Dieser Wert kann jedoch bei anderen Werkstoffkombinationen, die von Holz-Holz abweichen, variieren.

Anschlussteilen (Stahlteilen) vorzusehen ^(a) und die Verbindung selbst mit ausreichender Überfestigkeit zu bemessen, sodass ein Versagen der spröden Bestandteile mit ausreichender Sicherheit ausgeschlossen werden kann.

2.1.6 Langzeitverhalten

Die Festigkeiten von Holz als visko-elastischem Material sind abhängig von der Dauer und Intensität der einwirkenden statischen oder dynamischen Beanspruchung sowie von der Holzfeuchte innerhalb des Bauteiles, welche durch das Umgebungsklima (Temperatur und relative Luftfeuchtigkeit ^(b)) entscheidend beeinflusst wird. Wegen der hohen, lokalen Beanspruchung des Holzes im Bereich von Verbindungsmitteln (Spannungsspitzen) und der naturgemäß üblichen Lage von Verbindungen im Bereich der Hirnholzenden (erhöhter Feuchteintrag und -transport begünstigen Holzfeuchteänderungen) ist der Einfluss einer wechselnden Holzfeuchte auf das Trag- und Verformungsverhalten mechanischer Holzverbindungen größer, als jenes auf die Holzbauteile selbst.

Der Bemessungswert der *Tragfähigkeit* einer Verbindung mit mechanischen, auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln hängt bekanntlich maßgebend sowohl von der Lochleibungsfestigkeit des Holzes als auch vom Biege widerstand des Stahlstiftes ab. Durch Veränderung der Holzfeuchte werden allerdings nur die Eigenschaften des Holzes beeinflusst, was wiederum zur Folge haben kann, dass sich der maßgebende Versagensmechanismus (basierend auf den Gleichungen nach JOHANSEN 1949 [47]) bei einer Bemessung innerhalb der Nutzungsdauer ändern kann. In der Regel ist jedoch aufgrund der üblichen Belastungssituation im Holzbau ^(c) dennoch die Kurzzeittragfähigkeit maßgebend.

Bei Berechnung der *Verformung* von Verbindungen ist hingegen zu beachten, dass die Kriechverformungen von Holzverbindungen unter ständiger (oder quasi-ständiger) Last wesentlich größer als jene der Holzbauteile selbst sind. Dabei zeigten Versuche, dass die Langzeitverformungen in den Verbindungen abhängig vom Belastungsgrad (Anteil der ständigen Last an der Gesamtlast) und vom eingesetzten Verbindungsmittel zwei bis zehn Mal so groß wie für das Holzbauteil ^(d) selbst sein können (siehe VAN DE KUILEN 1992 [88] und VAN DE KUILEN ET AL. 2007 [89]). Es zeigt sich, dass in Holzverbindungen in der unmittelbaren Umgebung der Verbindungsmittel sehr große Verformungen auftreten können, ohne dass diese zu einem tatsächlichen Versagen der Verbindung führen.

Die Dauerstandfestigkeit ^(e) von Holz beträgt im Normalklima rund 50 % bis 60 % der im Kurzzeitversuch (Prüfung von Verbindungen gemäß Prüfnorm ON EN 26891 [121]) gemessenen Festigkeit, und sinkt bei erhöhtem Feuchtegehalt erheblich (vgl. VAN DE KUILEN 1995 in C18 [20]).

Über das Langzeitverhalten von Verbindungen mit axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben mit Voll- oder Teilgewinde ist derzeit nur wenig bekannt. Ein Forschungsprojekt am Institut für Holzbau

a. Falls das erforderliche Verformungsvermögen an anderen Stellen des Tragwerks vorhanden ist, tritt diese Aussage natürlich in den Hintergrund.

b. Bei Bauteilen die direkter Sonneneinstrahlung ausgesetzt sind, hat auch diese einen großen Einfluss auf die – kaum gleichmäßige – Holzfeuchte innerhalb des Querschnitts.

c. Ein verhältnismäßig niedriger Anteil des ständig wirkenden Eigengewichts steht einem hohen Anteil an veränderlichen Nutzlasten gegenüber. Dies führt – aufgrund des niedrigen Kombinationsbeiwertes der Haupteinwirkungen Schnee und Wind (siehe dazu Tabelle A.1.1 der EN 1990 [106]) – dazu, dass die quasi-ständige Belastung nicht sehr stark von der ständigen Einwirkung infolge Eigengewicht abweicht.

d. Im Eurocode 5 [107] sind Deformationsbeiwerte k_{def} für Holz oder Holzwerkstoffe angegeben, welche auch für Verbindungen gültig sind.

e. Die Dauerstandfestigkeit ist gleich groß wie jene Spannung, der ein Werkstoff bei unendlich langer Belastungsdauer gerade noch ausgesetzt werden kann, ohne zu versagen.

und Holztechnologie der TU Graz zur Untersuchung des Langzeitverhaltens von axial belasteten selbstbohrenden Holzschrauben ^(a) hat ergeben, dass die Dauerstandfestigkeit zwischen 60 % und 70 % der Kurzzeitfestigkeit liegt.

Damit liegen die Werte für den Modifikationsbeiwert k_{mod} zur Berücksichtigung der Holzfeuchte und der Lasteinwirkungsdauer zumindest für Schrauben die unter einem Winkel zwischen 45° und 90° zur Faserrichtung eingedreht sind im gewohnten Bereich für das Grundmaterial.

2.1.7 Weitere Einflüsse auf die Verbindungstechnik

Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung bzw. zwischen Schraubenachse und Faserrichtung

Wegen der ausgeprägten Orthotropie des Baustoffes Holz ist eine ebenso ausgeprägte Abhängigkeit der, für die Verbindungstechnik, in erster Linie entscheidenden Eigenschaften wie Lochleibungsfestigkeit und Ausziehfestigkeit von der Faserrichtung inhärent. Es ist festzustellen dass der Einfluss bei auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln (Lochleibungsfestigkeit) höher ist als bei auf Herausziehen beanspruchten Schrauben. Weiters ist auffallend, dass die Reduktion der genannten Festigkeiten im Vergleich zum Unterschied zwischen Druck- oder Zugfestigkeit parallel und quer zur Faser doch deutlich geringer ausfällt. Der Einfluss auf die Festigkeit wird in der Regel über eine Hankinson-Formulierung mit quadratischer Potenz und unterschiedlich großen Parametern (für die Lochleibungsfestigkeit liegt die maximale Reduktion in etwa zwischen 1,4 und 2,2 und für die Ausziehfestigkeit im Bereich zwischen 20 % und 40 %) realisiert ^(b).

Rissbildung infolge Schwinderscheinungen

Trotz sorgfältiger Trocknung weist Holz lokal unterschiedliche Holzfeuchten auf. Aufgrund dieser Feuchtedifferenzen entstehen innerhalb der Holzstruktur Zwängungskräfte, die bei Überschreitung der Querszugfestigkeit in der Regel zu Rissen führen werden, wenn die geometrischen Randbedingungen dafür (durch große Querschnittsabmessungen) gegeben sind. Wegen der besonderen Neigung der Eck- und Endbereiche von Schnitthölzern ^(c) zum Aufspalten sind gerade Verbindungen, die naturgemäß meist am Holzende angeordnet sind, anfällig für derartige Rissbildung infolge Schwinderscheinungen. Bei Bauteilen aus Brettschichtholz oder Brettspertholz, die aus einzelnen Lamellen mit begrenzten Abmessungen aufgebaut sind, ist das Schwindverhalten – und damit auch die Gefahr des Entstehens von Rissen – als deutlich günstiger im Vergleich zum Vollholz einzustufen. Bei Brettspertholzelementen verbessert sich das Schwindverhalten neben dem Aufbau aus geometrisch begrenzt großen Einzellamellen noch durch die positive Wirkung des gesperrt, geschichteten Struktur des Gesamtquerschnitts ^(d).

Spaltwirkung durch das Einbringen von Verbindungsmitteln ohne Vorbohren

Stiftförmige Verbindungsmittel, wie Nägel oder Schrauben, werden häufig ohne Vorbohren in ein Holzbauteil eingebracht, was wiederum ein lokales Aufspalten des Holzes bewirken oder einen Riss initiieren kann. Wenn dadurch die Kraftübertragung der Verbindungsmittel stark reduziert bzw. gänzlich verloren

-
- a. Informationen zum Versuchsplan und zum Versuchsaufbau können PIRNBACHER 2007 [72] entnommen werden.
 - b. Der Vorteil dieser Formulierung, die sich an die grundlegende trigonometrische Identität $\sin(x)^2 + \cos(x)^2 = 1$ anlehnt, besteht darin, dass es keine Unstetigkeiten oder Sprünge in der Abminderungsfunktion gibt, was für normative Regelungen im Holzbau (unglücklicherweise, nach Ansicht des Verfassers) nicht unbedingt die Regel darstellt.
 - c. Hier sind Bauteile aus Vollholz (VH) mit größeren Querschnittsabmessungen zum Einsatz als tragender Bauteil (z. B. Deckenbalken oder Sparren in einer Dachkonstruktion) gemeint.
 - d. Bei einigen BSP-Aufbauten kann es aufgrund einer sehr ungleichmäßigen Aufteilung der Lagen in die beiden Tragrichtungen dennoch zu größeren Schwind- und Quellerscheinungen kommen.

geht, kann die Tragfähigkeit der Verbindung nicht mehr gewährleistet werden. Risse, die z. B. durch das Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben entstehen und äußerlich nicht oder nur schwer zu erkennen sind, können bei Belastung der Verbindung ein weiteres Risswachstum fördern und so zum Versagen durch Aufspalten des Holzes führen. Die Gründe für Rissbildung und Risswachstum sind unterschiedlicher Natur und können in materialspezifische, geometrische und verbindungsmitteleinspezifische Einflüsse gegliedert werden^(a). Durch die Einhaltung der normativ vorgegebenen Mindestabstände sind derartige Versagensmechanismen in der Regel jedoch auszuschließen.

Über das Spaltverhalten von Holz beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben wurden von UIBEL 2012 [87] umfangreiche Untersuchungen durchgeführt und dokumentiert. Im Allgemeinen zeigte sich, dass durch das Eindrehen der Schrauben ohne Vorbohrung des Holzes (dies gilt ausschließlich für Nadelholz) Risse entstehen, deren Einfluss auf die Tragfähigkeit bei Beanspruchung auf Abscheren zu beachten ist, bei axialer Beanspruchung (auf Herausziehen) jedoch ohne bemerkenswerten Einfluss sind^(b). Diese Aussage gilt jedoch allein für die Einzelschraube – für Verbindungen mit mehreren gleichzeitig wirkenden axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben wurde beobachtet (unter anderem von MAHLKNECHT 2011 [60]), dass es bei Unterschreitung der Mindestabstände in Faserrichtung hintereinander (a_1) zwar nicht sofort zu einem Aufspalten kommt, der Gesamtwiderstand der Gruppe jedoch aufgrund der induzierten Querkzugspannungen geringer ist als bei Einhaltung der geforderten Mindestabstände.

Für selbstbohrende Holzschrauben die in Bauteile aus Laubholz eingedreht werden schreibt die Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] zwingend ein Vorbohren für Schrauben mit einem Nenndurchmesser von mehr als 6 mm vor. Dabei ist das Führungsloch für den Gewindeteil der Schrauben mit $0,7 d$ vorzubohren^(c). HÜBNER 2003 [43] berichtet von sehr hohen Einschraubdrehmomenten beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben in Laubholzprobekörpern (Buche, Eiche und Esche), obwohl gemäß der normativen Regelung vorgebohrt wurde. Die Spaltneigung von Laubhölzern ist hingegen trotz der teilweise sehr hohen Rohdichte in vielen Fällen geringer als beim Nadelholz, weil die dafür im Wesentlichen verantwortlichen Festigkeiten (Schub- und Querkzugfestigkeit) bei Laubhölzern zum Teil beträchtlich höher als beim Nadelholz sind (vgl. SANDHAAS 2012 [80]).

Gruppenwirkung

Holzverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln enthalten in der Regel mehrere Verbindungsmittel. Aufgrund von in der Praxis unvermeidbaren Ungenauigkeiten (Fertigungstoleranzen beim Einbau der Verbindungsmittel bzw. Abweichungen von der planmäßigen Geometrie der zu fügenden Teile) kommt es in einer Verbindung selbst dann zu einer ungleichmäßigen Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel, wenn die Verbindungsmittel duktil sind. Deswegen entspricht der Tragwiderstand einer Gruppe von Verbindungsmitteln in der Regel nicht der Summe der Widerstände der einzelnen Verbindungsmittel, weshalb die Tragfähigkeit der Verbindungsmittelgruppe in Abhängigkeit des Verbindungsmitteltyps und der Verbindungsgeometrie zu reduzieren ist. Ziel dieser Arbeit ist es, ein geeignetes Modell zur Berücksichtigung der bisher genannten Einflüsse auf die Gruppenwirkung von Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und außen liegenden Stahlblechen zu finden.

a. BLAß ET AL. 2008 [26] benennen Holzart, Rohdichte, Jahrringbreite, Holzfeuchte und Jahrringlage als materialspezifische Eigenschaften des Baustoffes Holz. Abstände und Holzdicken in Bezug zum Verbindungsmitteldurchmesser sowie die Anordnung der Verbindungsmittel im Anschlussbild werden als geometrische, und Spitzen-, Kopf-, Gewinde- und Schaftausbildung sowie Querschnittsform und Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels selbst als verbindungsmitteleinspezifische Einflüsse bezeichnet.

b. Dies gilt für die untersuchten Geometrien der Schrauben (es wurden Schrauben mit unterschiedlicher Spitzen-, Schaft- und Kopfform mit einem Nenndurchmesser zwischen 5 mm und 12 mm untersucht).

c. Für Schrauben mit teilweise glattem Schaft sollte das Führungsloch auf der Länge des Schaftes den selben Durchmesser wie dieser aufweisen.

Holzart

Die Holzart hat naturgemäß einen sehr großen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten von Verbindungen weil die wesentlichen beeinflussenden Eigenschaften (Steifigkeit, Festigkeit, Rohdichte) deutliche Größenunterschiede aufweisen. In der Vergangenheit und bis zum aktuellen Zeitpunkt wurden in der Regel hauptsächlich stab- und flächenförmige Bauteile aus Nadelholz in der Konstruktion eingesetzt, weshalb die normativen Vorgaben auch darauf abgestimmt sind und Anwendungsregeln, die insbesondere Laubhölzer berücksichtigen, noch ausreichend Optimierungspotential aufweisen. Doch auch bei den Nadelhölzern (europäischer Provenienz) hebt die Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] zwei Holzarten besonders hervor: Bei Nagelverbindungen in Bauteilen aus Weißtanne (*abies alba*) oder Douglasie (*pseudozugemenezisi*) sind größere Randabstände einzuhalten und die Nagellocher sind bei Unterschreitung einer Mindestholzdicke ^(a) vorzubohren, weil diese Hölzer eine deutlich größere Spaltneigung aufweisen als z. B. die Fichte (*picca abies*).

Für Verbindungsmittel in Laubhölzern liegen aktuelle Berichte unter anderem von HÜBNER 2012 [43] (Buche, Esche und Robinie), SANDHAAS 2012 [80] (Buche und Azobé) oder BLAß ET AL. 2016 [24] (Bau-Buche ^(b)) vor. Daraus geht hervor, dass sich stiftförmige Verbindungsmittel in Laubhölzern durchaus gutmütig verhalten (geringere Spaltneigung) und aufgrund der hohen Rohdichte der geprüften Hölzer (Mittelwerte bis zu 1.120 kg/m³), aber auch duktilem Verhalten unter Lochleibungsbeanspruchung (beobachtet bei der Buche) sehr effizient für Verbindungen im Holzbau sein können.

Holzfeuchte

Bekanntlicherweise hat die Holzfeuchte einen erheblichen Einfluss auf die Holzeigenschaften – insbesondere auf die Steifigkeit und die Druckfestigkeit. Dabei verringern sich die verschiedenen charakteristischen Kennwerte zwischen 1 % und 4 % je Prozentpunkt der Holzfeuchtesteigerung ^(c) Δu bis zum Erreichen des Fasersättigungspunktes bei ca. 30 % Holzfeuchte in etwa linear. Auch bei einer Verringerung der Holzfeuchte (im Grenzfall bis auf den Darrzustand bei 0 %) zeigt sich eine abnehmende Tendenz, die jedoch für den baupraktischen Bereich ($u_{\min} > 6 \%$) kaum eine nennenswerte Größe erreichen. Grundsätzlich sind Verbindungen stärker von Holzfeuchteänderungen betroffen als die Holzbauteile selbst weil sie zum Einen naturgemäß am Ende der Bauteile liegen und sich durch den Feuchtetransport vom Hirnholzende her schnell eine größere Feuchteänderung einstellen kann. Zum Anderen liegt im Bereich der Kontaktstellen der Verbindungsmittel (z. B. Lochleibungsspannung) eine konzentrierte, sehr hohe Beanspruchung vor, die sich deutlich von der Spannungssituation im Bauteil selbst unterscheidet. Dennoch wird normativ keine Unterscheidung hinsichtlich der Bemessungssituation Bauteil bzw. Verbindung für die Berücksichtigung der Holzfeuchte (über den Modifikationsbeiwert k_{mod}) ^(d) gefordert.

Hinsichtlich des Einflusses der Holzfeuchte auf das axiale Tragverhalten von selbstbohrenden Holzschrauben schlagen RINGHOFER ET AL 2014 [79] ein nichtlineares Modell für die Anpassung des Ausziehparameters f_{ax} vor. Es zeigt sich, dass für die Nutzungsklassen 1 und 2 (Holzfeuchte $\leq 18 \%$) mit einer maximalen Abminderung von rund 20 % im Vergleich zur Referenzholzfeuchte von 12 % zu rechnen ist ^(e). Für höhere Holzfeuchten kann die Abminderung jedoch mehr als 50 % des Wertes bei Referenzholzfeuchte betragen.

-
- a. Für die beiden genannten Holzarten Weißtanne und Douglasie ist der normative Wert der Mindestholzdicke doppelt so groß wie für Bauteile aus Fichtenholz.
 - b. Produktname für Buchen-Furnierschichtholz der Fa. Pollmeier mit Festigkeiten bis zu GL 70
 - c. Als Basis gilt die Bezugsholzfeuchte von 12 %.
 - d. Der Modifikationsbeiwert k_{mod} dient nicht nur zur Berücksichtigung des Einflusses der Holzfeuchte sondern auch der Lasteinwirkungsdauer wird damit Rechnung getragen. Beide Effekte wurden damit in einem Beiwert „verpackt“.
 - e. Vgl. insbesondere Abbildung 7 in RINGHOFER ET AL. 2014 [79], die auch Prüfungen an Laubholz berücksichtigt.

Der Einfluss der Holzfeuchte auf die axiale Tragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben, die in Laubholz eingebracht sind, wurde von mehreren Autoren untersucht, stellvertretend wird auf die Zusammenfassung von HÜBNER 2013 [43] verwiesen. Dieser gibt an, dass die Reduktion der Ausziehtragfähigkeit je nach Holzart im Bereich von 1 % bis 3 % je Prozent Holzfeuchteerhöhung beträgt.

2.2 Modellierung von Verbindungen

Um das Verhalten von Verbindungen in statischen Berechnungen wirklichkeitsnah zu berücksichtigen, sind verschiedene Stufen der baustatischen Modellbildung für einzelne Verbindungsmittel bzw. Gesamtverbindungen möglich. Abhängig von den zu berechnenden Parametern ist die Tiefe des Detaillierungsgrades im baustatischen Modell zu variieren, wobei die Bandbreite von linear-elastischen bis hin zu nichtlinearen Modellen reicht. In Abb. 2.3 sind Last-Verschiebungs-Zusammenhänge von Verbindungen für die Berechnung in den Grenzzuständen der Gebrauchstauglichkeit (SLS) und der Tragfähigkeit (ULS) beispielhaft angeführt, wobei diese Modelle als idealisierte und vereinfachte Abbildung der Realität zu betrachten sind. Dennoch zeigte sich – auch in der intensiven Literaturstudie – dass diese idealisierten Modelle in der Praxis bestens verankert und daher bewährt sind, da sich das Verhalten der Verbindung zumeist ausreichend genau beschreiben lässt.

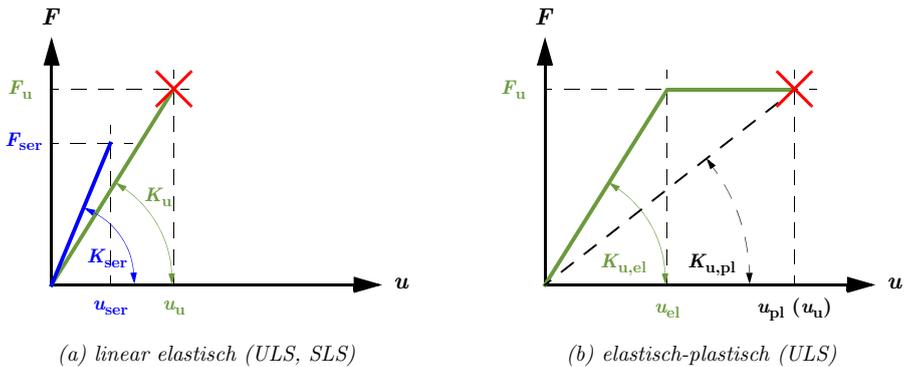


Abb. 2.3: Idealisierte Modelle zur Abbildung des Last-Verschiebungs-Verhaltens von Verbindungen

2.3 Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben

2.3.1 Kurzer Rückblick zur Entwicklung der Schrägschraubenverbindung

Holz-Beton-Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben

Der erste Vorschlag zur Umsetzung einer auf Abscheren beanspruchten Verbindung mit geneigt angeordneten Schrauben stammt von MEIERHOFER 1993 [64], der an der EMPA in Dübendorf in der Schweiz forschte. Durch den Einsatz von unter einem Winkel von 45° zur Faserrichtung geneigt eingedrehte Holzschrauben, sollte die Wirksamkeit von Holz-Beton-Verbundkonstruktionen – und insbesondere das Problem der Steifigkeit in der Schubverbindung zwischen Holzträger und Betonplatte – verbessert werden. Durch den innovativen Einsatz der Schrauben ergaben sich im Versuch wesentlich höhere Tragfähigkeiten und Steifigkeiten im Vergleich zu herkömmlich, rechtwinklig zur Schubfuge eingedrehten Schrauben

oder ähnlichen stiftförmigen Verbindungsmitteln ^(a).

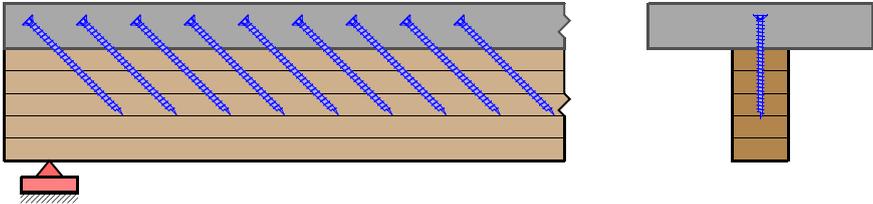


Abb. 2.4: Geneigt eingedrehte selbstbohrende Holzschrauben als Schubverbindungsmittel in Holz-Beton-Verbundkonstruktionen als erstes dokumentiertes Einsatzgebiet (nach [64])

Holz-Holz-Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben

Auch BLAß 2000 [13] berichtet von der Anwendung von geneigt, gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben als Verbindungsmittel zur Herstellung eines annähernd schubstarren Verbundes zwischen Holzträger und Betonplatte und bezieht sich dabei auf MEIERHOFER 1993 [64]. Er beschreibt zusätzlich die Erweiterung des Wirkungsprinzipes auf Koppelpfettenanschlüsse und Aufsparrendämmsysteme oder die Verstärkung von zimmermannsmäßigen Haupt-Nebenträgeranschlüssen ^(b) durch selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde. Schlussendlich skizziert er auch eine klassische zweischnittige Holz-Holz-Zuglaschenverbindung, in der – im Gegensatz zur bisher gängigen Praxis – die Verbindungsmittel nicht rechtwinklig zur Kraft- und Faserrichtung angeordnet sind, sondern unter einem Winkel von 45°. Dadurch wird die Tragfähigkeit, und vor allem die Steifigkeit, der Verbindung enorm erhöht.

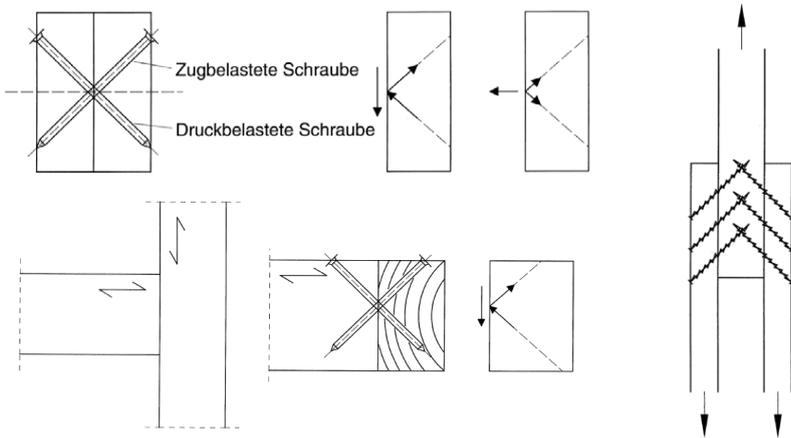


Abb. 2.5: Anwendungsbeispiele für geneigt angeordnete selbstbohrende Holzschrauben (aus [13])

a. Senkrecht zur Schubfuge eingedrehte Schrauben wirken wie ein Kopfbolzen – sind jedoch aufgrund des geringeren Durchmessers im Vergleich zu den Kopfbolzen des Stahl-Beton-Verbundbaus und der geringen Lochleibungsfestigkeit des Holzes beim Einsatz im Holzbau weniger effizient.
 b. Mittels automatisierter Holzbearbeitung (CNC) hergestellte Holz-Holz-Anschlüsse.

Die Beispiele von BLAß 2000 [13] sind in der Abb. 2.5 wiedergegeben, wobei der Verfasser besonders auf die Skizze der Zuglaschenverbindung rechts hinweisen möchte. Bereits hier ist die Lage und Länge der Schrauben so gewählt, dass sich die Schrauben in der Achse des Mittelholzes übergreifen. Auf die immanente Bedeutung dieses Details wird im Laufe der vorliegenden Arbeit noch mehrmals hingewiesen werden.

Die Problematik, die allen vorangehend beschriebenen Anwendungen gemein ist, war das (zum damaligen Zeitpunkt) noch sehr lückenhafte Wissen um die axiale Tragfähigkeit von Schrauben, deren Achse nicht rechtwinklig auf die Holzfaserrichtung ($\beta \neq 90^\circ$)^(a) steht. Erst durch intensive Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet von vielen Institutionen weltweit wurde dieses Wissen für die allgemeine Praxis anwendbar gemacht und damit der Rahmen für den massentauglichen Einsatz geschaffen.

Holz-Stahlblech-Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben

Die Anwendung der Holz-Stahlblech-Verbindung mit außen liegenden Stahlblechen und geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde geht ursprünglich wohl auch auf den Einsatz als Haupt-Nebenträger-Anschluss zurück.

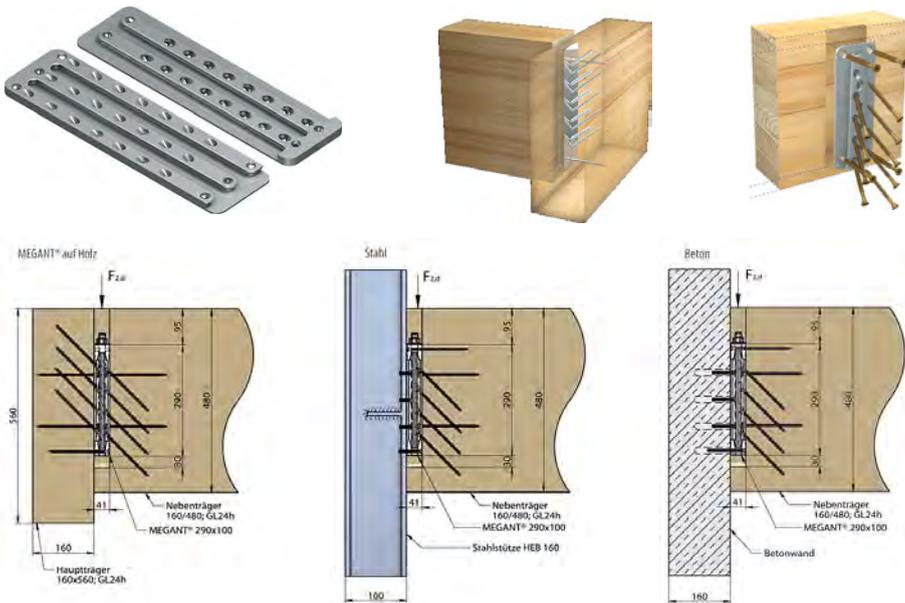


Abb. 2.6: Beispiele für Haupt-Nebenträger-Anschlüsse mit Stahlblechformteilen wie sie aktuell am Markt angeboten werden^(b)

- a. Der Winkel β beschreibt dabei den Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung. Im Gegensatz dazu ist mit α der Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung bezeichnet (analog zu allen derzeit gültigen Normen und vielen Publikationen).
- b. Die Abbildungen waren im Internet (Stand: Juli 2017) unter den Suchbegriffen „Sherpa XL Verbinder“ oder „Knapp Megant“ zu finden.

Im Gegensatz zu einer zimmermannsmäßigen Verbindung mit vorgefräßigem Schwalbenschwanz wurden jedoch seriengefertigte Stahl- oder Aluminiumformteile auf die beteiligten Holzelemente geschraubt und diese anschließend miteinander verbunden ^(a). Eine effiziente Verbindung zwischen Holz und Stahl/Aluminium konnte nur durch die Schrägverschraubung sichergestellt werden. Zunächst blieb der Maßstab der angebotenen Verbinder noch relativ klein (die Verbinder in Abb. 2.6 stellen aktuelle Dimensionen dar und sind daher nicht repräsentativ für den damaligen Kenntnisstand), wurde jedoch durch die intensiven Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet rasch vergrößert.

Die Anwendung als direkte Verbindung zwischen Holzteilen wurde in der Praxis in größerem Maßstab unter anderem von der renommierten oberösterreichischen Ingenieurholzbauunternehmung WIEHAG vorangetrieben. Dabei wurden größere Schraubengruppen z. B. für die Zugverbindung eines Fachwerkuntergurtes oder den Anschluss der Zugdiagonalen des Fachwerks eingesetzt. Durch die Anwendung im großen Maßstab wurde schlussendlich die Frage nach der wirksamen Anzahl derartiger Verbindungen aufgeworfen, weil die Bemessungsnorm [107] für eine große Anzahl von Schrauben eine sehr unwirtschaftliche Abminderung vorschrieb. Aus diesem Grund wurde – neben eigenen Untersuchungen der Fa. WIEHAG an der Universität Stuttgart – gegenständliches Forschungsvorhaben gestartet und die Ergebnisse daraus von KRENN ET AL. 2009 [54] der wissenschaftlichen Fachwelt zur Diskussion gestellt.



Abb. 2.7: Anwendungsbeispiele als Fachwerkknoten (aus [34])

2.3.2 Definition und Begriffe

In diesem Abschnitt werden in Kurzform die wichtigsten Bestandteile einer Schraube definiert und die zugehörigen Begriffe im Speziellen auch anhand der Abb. 2.8 erläutert. Das Hauptaugenmerk dieser Beschreibung liegt naturgemäß auf den selbstbohrenden Holzschrauben, denen sich die vorliegende Arbeit in erster Linie widmet. Vergleiche mit genormten Schrauben (z. B. insbesondere jenen nach DIN 571 [101]) und Rückblicke auf historische Entwicklungen wurden nur dort angestellt, wo es dem Verfasser von Relevanz erscheint. Die nachfolgende Abbildung zeigt vier unterschiedliche Schraubentypen, die sich teilweise in den nachfolgend erläuterten Parametern unterscheiden und sollen die Beschreibungen beispielhaft bildlich ergänzen.

a. Als frühe Anbieter von derartigen Lösungen sind zum Beispiel die österreichischen Unternehmen Vinzenz Harrer GmbH (www.harrer.at) oder KNAPP (www.knapp-verbinder.com) zu nennen.

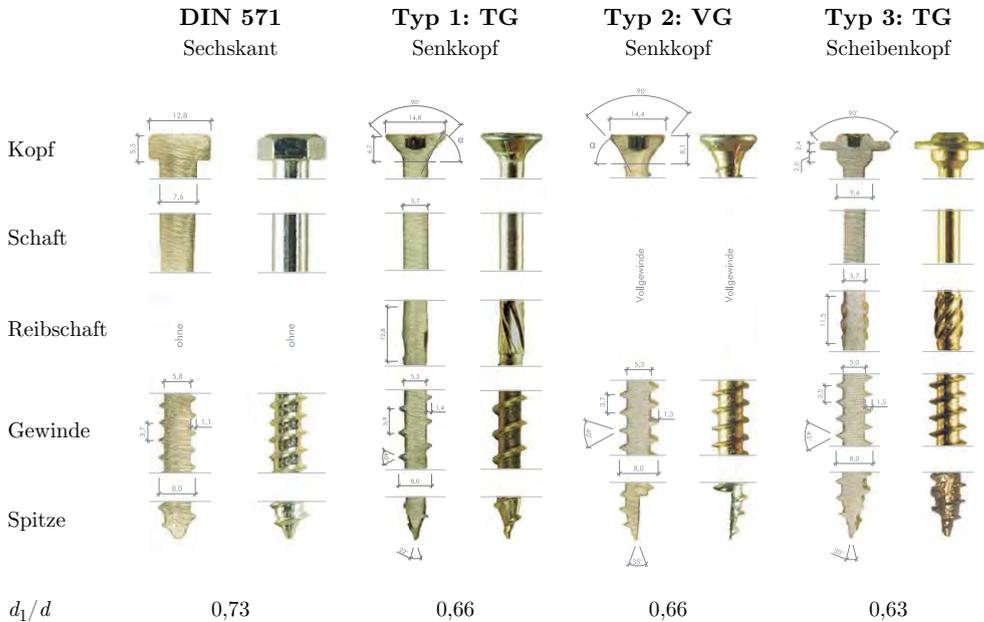


Abb. 2.8: Schraubenvergleich hinsichtlich unterschiedlicher geometrischer Ausbildung (modifiziert aus und in Anlehnung an [82])

Selbstbohrende Holzschraube

Der Begriff *selbstbohrende Holzschraube* umfasst ein Produkt, dass sich ursprünglich aus den genormten Verbindungsmitteln nach DIN 97^(a) entwickelt hat. Die häufig anzutreffende Bezeichnung „SPAX[®]“ ist dabei weitverbreitet und leitet sich vom Markennamen der Produktreihe eines führenden, innovativen deutschen Schraubenherstellers ab. Den Titel „selbstbohrend“ erhielt das Produkt wegen seiner Spitzengeometrie, die das Eindrehverhalten der Schraube und das Spaltverhalten des Holzes entscheidend beeinflusst und erst dadurch die Anwendungsmöglichkeit in der Praxis für die aktuell vorhandenen großen Längen^(b) und Durchmesser ermöglichte.

Die selbstbohrende Holzschraube gehört wie ihre klassischen Verwandten^(c) zur Familie der stiftförmigen

a. DIN 97:2016 legt die Eigenschaften für Senk-Holzschrauben mit Schlitz für Gewindedurchmesser von 1,6 mm bis 10 mm fest, die außerhalb zulassungspflichtiger Bereiche eingesetzt werden.

b. Je nach Definition reichen die derzeit am Markt angebotenen Schraubenlängen bis 800 mm bzw. bis 3.000 mm, wenn zusätzlich zu den Schrauben, die als eigentliches Verbindungsmittel eingesetzt werden, auch die sogenannten Schraubstangen, welche zur Querzugverstärkung dienen, hinzugezählt werden.

c. Die Sechskant-Holzschrauben nach DIN 571 [101] als klassischer Verwandter (und einer der Vorgänger) der selbstbohrenden Holzschraube, wird aufgrund ihrer Geometrie (relativ dicker Schaft und damit größerer Biege widerstand) vorwiegend in auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit außen liegenden Stahlblechen eingesetzt. Die axiale Steifigkeit ist jedoch im Vergleich zu geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben deutlich geringer. Ihre axiale Beanspruchbarkeit ist im Vergleich zur selbstbohrenden Holzschraube aufgrund des relativ größeren Kerndurchmessers, und der damit verbundenen geringeren Gewindetiefe, ebenso deutlich geringer.

Verbindungsmittel und kann auf Abscheren beansprucht werden. Durch die ausgezeichnete Verankerungswirkung ihres Gewindes im Holz ist die selbstbohrende Holzschraube allerdings besonders leistungsfähig, wenn sie in Richtung ihrer Achse beansprucht wird. Kombinationen in der Tragwirkung aus Abscheren und Herausziehen sind sehr häufig, meist wird jedoch (oft aus praktischen Gründen) der rechnerische Anteil aus ihrer Tragfähigkeit auf Abscheren vernachlässigt^(a) weil dieser im Vergleich zur axialen Komponente deutlich kleiner ist. Auch die großen Steifigkeitsunterschiede geben Anlass dazu, nur die größere (die Axiale) der beiden Komponenten in Rechnung zu stellen und somit eine steifere Verbindung zu erhalten. In den meisten Fällen ergibt sich durch diese Vernachlässigung eine „duktile Reserve“ in der Bemessung, was zu einer Verbesserung des Gesamttragverhaltens der Konstruktion beitragen kann^(b).

Kopfform und Kopfdurchmesser

Die Form des Schraubenkopfes hängt sehr stark von der Art der Kraftübertragung zwischen dem zum Eindrehen verwendeten Werkzeug und der Schraube ab. Die aktuell im konstruktiven Holzbau eingesetzten selbstbohrenden Schrauben haben in der Regel einen im Grundriss kreisrunden Kopf mit einem Schrauben-Mitnahmeprofil in Vielrundform („Torx“) zur Kraftübertragung. Als häufigste *Kopfformen* sind bei selbstbohrenden Holzschrauben der *Senkkopf* (vgl. Typen 2 und 3 in Abb. 2.8), der *Zylinderkopf* (ohne Abbildung), der *Scheibenkopf* (vgl. Typ 4 in Abb. 2.8) und der *Sechskant-Kopf* (vgl. Typ 1 in Abb. 2.8) zu nennen, wobei Mischformen möglich sind und aus ausführungstechnischen Gründen vorteilhaft sein können. Bei Schrauben mit Senkkopf^(c) beträgt der Kopfdurchmesser rund das doppelte des Nenndurchmessers, bei Zylinderkopfschrauben^(d) hingegen unterscheiden sich Kopf- und Nenndurchmesser nahezu nicht. Schrauben mit Scheibenkopf^(e) hingegen weisen einen im Vergleich zum Nenndurchmesser sehr großen Kopfdurchmesser auf. Die Größe des Sechskant-Kopfes (Schlüsselweite) ist für Schrauben gemäß DIN 571 [101] genormt und hängt bei den aktuell vorhandenen Mischformen vom Nenndurchmesser der Schraube ab, wobei die Schlüsselweite wiederum Normmaßen entspricht.

Antrieb

Die *Antriebe* zur Kraftübertragung des Eindrehwerkzeuges auf die Schraube können allgemein in *Außen-Kraftangriff* und *Innen-Kraftangriff* eingeteilt werden, wobei Kombinationen daraus von manchen Herstellern ebenfalls angeboten werden^(f). Als klassischen Vertreter einer Schraube mit Außen-Kraftangriff ist die Sechskant-Holzschraube mit genormten Abmessungen nach DIN 571 [101] zu nennen. Die häufigste Form des Innen-Kraftangriffs bei Schrauben zur Anwendung im konstruktiven Ingenieurholzbau

-
- a. Dies gilt für Schrauben deren Winkel zwischen Schraubenachse und Holzoberfläche kleiner als ca. 60° ist.
 - b. In Fällen, in denen der Anteil der Tragfähigkeit infolge der Wirkung auf Abscheren sehr klein ist, wenn die Einschraubwinkel sehr flach werden, ist es jedoch nahezu unmöglich, diesen Anteil überhaupt zu aktivieren weil dazu eine nennenswerte Verformung parallel zur Scherfuge auftreten muss – diese ist bei axial beanspruchten Schrauben aber nur sehr gering (vgl. Abbildung 2.10 auf Seite 35).
 - c. Der Senkkopf kann wohl als „Allrounder“ bezeichnet werden, da er sich sowohl – wie der Name schon sagt – sehr gut in das Holz (hier ist von europäischem Nadelholz die Rede) versenken lässt und dennoch einen genügend großen Widerstand gegen Kopfdurchziehen aufweist. Schrauben mit Senkkopf sind sowohl in der Ausführung mit Teilgewinde als auch mit Vollgewinde verfügbar.
 - d. Der Zylinderkopf ist aufgrund seiner Geometrie besonders gut für ein tieferes Versenken der Schraube und damit des Schraubenkopfes in das Holz geeignet (hier erweitert sich der Anwendungsbereich wohl auch auf Laubhölzer). Schrauben mit Zylinderkopf weisen zumeist ein Vollgewinde auf.
 - e. Durch den Scheibenkopf (häufig auch als Tellerkopf bezeichnet) entsteht eine sehr große Kontaktfläche zwischen Schraubenkopf und Holzoberfläche, was ein Versenken der Schraube (auch in Nadelholz) nahezu unmöglich macht. Im Gegenzug steigt dadurch der Widerstand gegen Kopfdurchziehen sehr stark. Schrauben mit Tellerkopf weisen zumeist nur ein Teilgewinde auf.
 - f. Einige Schraubenhersteller stellen ihre Schrauben mit einem sogenannten „Dualkopf“ in Sechskantform aus, welcher sowohl mit einem Torx-Bit als auch mit einem herkömmlichen Schraubenschlüssel eingedreht werden können.

stellt der sogenannte „Torx“ Antrieb (auch als Innenvielzahn bzw. Vielrundprofil bezeichnet) dar. Dieser entwickelte sich aus den ursprünglichen Schlitz-, Kreuzschlitz- sowie Innensechskant-Antrieben und stellt eine optimierte Form der Kraftübertragung dar ^(a).

Schrauben mit Außen-Kraftangriff sind für Verbindungen geeigneter Schraubenanordnung sowohl bei Holz-Holz- als auch bei Stahlblech-Holz-Verbindungen ungeeignet, weil zum Einen das Versenken der Schrauben in das Holz oder das Stahlblech nicht mit vertretbarem Aufwand möglich sind und zum Anderen das erforderliche Festziehen bei Holz-Holz-Verbindungen nicht und bei Stahlblech-Holz-Verbindungen nur sehr unwirtschaftlich möglich ist.

Durchmesser

Mit dem Begriff des *Durchmessers* einer Schraube ist zumeist der *Nenndurchmesser d* bezeichnet, der in der Regel zugleich dem Gewindeaußendurchmesser entspricht. Weiters sind der *Gewindekerndurchmesser d_1* und der *Schaftdurchmesser* zu nennen, wobei der Gewindekerndurchmesser im Bereich der Schraube mit Gewinde gemessen wird und in der Regel etwas kleiner als der Schaftdurchmesser ist. Bei selbstbohrenden Holzschrauben weist der Gewindekerndurchmesser (als einer der maßgebenden Parameter für die Zugtragfähigkeit der Schraube selbst) je nach Produkt und Hersteller rund 50 % und 75 % des Nenndurchmessers auf ^(b). Der Absolutwert des Durchmessers hat generell einen sehr großen Einfluss auf die Verarbeitung in der Praxis. Schrauben mit großem Durchmesser benötigen für das Einbringen in das Holz einen größeren Kraftaufwand und müssen gegebenenfalls vorgebohrt ^(c) werden um überhaupt eingedreht werden zu können.

Der *Kopfdurchmesser d_h* der Schraube ist erheblich vom Typ der Schraube und damit von der *Kopfform* der Schraube abhängig, und beeinflusst daher entscheidend den Widerstand der Schraube gegen Kopfdurchziehen, welches bei Schrauben mit Teilgewinde von sehr großer Bedeutung für die axiale Tragfähigkeit ist.

Gewinde

Als *Gewinde* wird jener Teil der Schraube bezeichnet, der für die Übertragung der Verankerungskräfte vom Holz in den Schraubenschaft verantwortlich ist. Es gibt – in Abhängigkeit des gewünschten Einsatzgebietes der Schraube – mehrere Möglichkeiten der Gewindeausbildung (neben der Gewindelänge sind auch die Gewindeganghöhe und die Gewindetiefe wichtige Parameter). Hier sind als häufigste Vertreter die *Vollgewindeschraube* und die *Teilgewindeschraube* zu nennen. Der Vorteil der Vollgewindeschraube liegt in der ausgezeichneten Verankerungswirkung aufgrund des über die gesamte Schraubenlänge ausgebildeten Gewindes. Für den konstruktiven Holzbau ist jedoch zu beachten, dass zwei miteinander zu verbindende Bauteile durch Vollgewindeschrauben nicht zusammengezogen werden können, was insbesondere für die Ausführung auf der Baustelle von großer Bedeutung ist ^(d). Für diesen Zweck werden häufig Teilgewindeschrauben verwendet, deren Nachteil jedoch die geringere axiale Tragfähigkeit aufgrund der geringeren Gewindelänge einerseits und dem geringen Kopfdurchziehungswiderstand

-
- a. Das Schrauben-Mitnahmeprofil in Vielrundform „Torx“ (engl. Torque – Drehmoment) wurde im Jahre 1971 von der US-amerikanischen Firma TEXTRON INC., Rockford, Illinois entwickelt und unter dem Patent US 003 584 667, 1971-1991 angemeldet.
 - b. Bei Sechskant-Holzschrauben nach DIN 571 [101] entspricht der Nenndurchmesser auch dem Außendurchmesser des glatten Schaftes (Schaftdurchmesser) der Schraube.
 - c. Die Erfordernis des Vorbohrens ist insbesondere abhängig von der Holzart und der Spitzenform der Schraube. Bei Laubhölzern ist es wegen der hohen Rohdichte nahezu unmöglich Schrauben (derzeit vorhandene Produkte) ohne Vorbohren einzubringen.
 - d. Der Verfasser ist sich aber bewusst, dass die Zimmerer vor Ort sehr genau um diesen Umstand wissen. Hier liegt das Problem eher auf Seite der Planer.

andererseits ist ^(a). Um die jeweils positiven konstruktiven und baustatischen Eigenschaften der beiden Schraubentypen zu vereinen, wurden sogenannte *Doppelganggewindeschrauben* entwickelt, deren Charakteristikum darin liegt, dass die beiden Gewindebereiche der Schraube eine unterschiedliche Gewindesteigung aufweisen ^(b).

Weitere wichtige Begriffe bezüglich des Gewindes einer Schraube sind die *Gewindetiefe* und die *Gewindeganghöhe*. Als Gewindetiefe wird rechnerisch die halbe Differenz zwischen Nenndurchmesser (entspricht dem *Gewindeaußendurchmesser*) und dem Gewindekerndurchmesser bezeichnet. Sie wird rechtwinklig zur Schraubenachse gemessen und kann mit dem folgenden formalen Zusammenhang dargestellt werden: $t_G = 0,5 \cdot (d - d_1)$. Die Gewindeganghöhe hingegen ist das Maß für den Abstand zweier benachbarter Windungen in Richtung parallel zur Schraubenachse, und beeinflusst in erster Linie die Geschwindigkeit mit der die Schraube eingedreht werden kann. Es zeigt sich aber auch – vor allem bei Verschraubung in Laubholz (siehe z. B. JABLONKAY 1999 [46]) – dass es sinnvoll sein kann, den Parameter Gewindeganghöhe auf die jeweils zu verschraubende Holzart abzustimmen.

Außerdem unterscheiden sich Schraubengewinde durch die *Flankenform* und die *Flankenneigung*. Als Flankenneigung wird jener eingeschlossene Winkel bezeichnet, der durch die obere und die untere Gewindeflanke gebildet wird.

Spitze

Ein besonderes Merkmal von selbstbohrenden Holzschrauben ist deren *Spitze*. Erst durch Weiterentwicklungen betreffend der Spitzenform konnten die Schrauben die Attribute „selbstbohrend“ oder „selbstschneidend“ – und damit ihre derzeitige Stellung im konstruktiven Ingenieurholzbau – erlangen. Die Schraubenspitzen sind grob in zwei unterschiedliche Gruppen einzuteilen: Zum Einen gibt es die „echten Bohrspitzen“, die das zu verdrängende Material tatsächlich an die Holzoberfläche fördern (zumindest teilweise), und damit diesen Titel auch verdienen. Zum Anderen gibt es Spitzenformen, die das zu verdrängende Holz anschnitten, das Holz im Bereich der Schraube aber nur in die nähere Umgebung hin verdrängen. Als Beispiele für Spitzenformen sind unter anderen die *Bohrspitze*, die *Cut-Spitze* und die *Halbspitze* zu nennen, wobei diese Bezeichnungen je nach Hersteller variieren.

Schaft

Der *Schraubenschaft* bezeichnet jenen Teil der Schraube, der in der Regel unprofiliert, d. h. glattschaftig, ausgebildet ist. Nennenswerte glattschaftige Bereiche sind naturgemäß nur an Schrauben mit einem Teilgewinde vorhanden und stellen grundsätzlich nur eine Verlängerung des Systems Schraubenschaft-Schraubenschaft-Schraubenschaft dar. Die Länge des glatten Schaftes ist abhängig von der Schraubennennlänge, da die Länge des Gewindeteils meist im Bereich von $10 \cdot d$ bis $12 \cdot d$ liegt ^(c), und daher über unterschiedliche Schraubennennlängen konstant bleibt. Schrauben mit größeren Längen – und damit längeren glattschaftigen Bereichen – weisen zwischen Gewinde und glatttem Schaft oftmals einen profilierten Bereich ^(d), den *Reibenschaft*, auf. Dieser Reibenschaft soll durch Aufreiben des Holzkanales den Reibwiderstand des glatten Schaftes beim Einschrauben vermindern und so ein Einbringen von lan-

a. Das fehlende Gewinde kann nicht durch einen noch so großen Schraubenschaft kompensiert werden.

b. Die Steigung des Gewindes ist auf der Seite mit der Schraubenspitze größer als auf der Seite mit dem Schraubenschaft, was dazu führt, dass der vordere Schraubenteil „schneller“ als der Schraubenschaft mit dem Kopf ist. Aus diesem Grund werden zwei Holzteile aneinander gepresst, wenn sie miteinander verschraubt werden.

c. Die Gewindelänge von Schrauben mit Teilgewinde ist grundsätzlich auf die konstruktiven Erfordernisse (Geometrie der zu verbindenden Holzteile für ein spezifisches Anwendungsgebiet) und die Tragfähigkeit des Kopfes abgestimmt.

d. Der Reibenschaft ist prinzipiell ähnlich einem Gewinde, wobei die Steigung des Reibgewindes ca. um das 5 - 10-fache größer als die Steigung des Verankerungsgewindes ist. Auch der Außendurchmesser des Reibgewindes ist deutlich kleiner als der Nenndurchmesser und nur geringfügig größer als der Schaftdurchmesser.

gen Schrauben erleichtern bzw. erst ermöglichen.

Beschichtung

Zur Reibungsverminderung und zum Korrosionsschutz der Schraube werden diese in der Regel mit einer *Beschichtung* versehen. Als Beschichtungsmaterial kommt Wachs, Silikon oder Polymere zur Anwendung. Dabei erweichen die Beschichtungsmaterialien durch die beim Eindrehen entstehende Wärme und senken somit den Eindrehwiderstand. Nach dem Abkühlen bildet die Beschichtung oftmals einen Verbund mit dem umgebenden Holz und kann so als Klebstoff ^(a) zwischen den beiden Elementen dienen.

Montage

Selbstbohrende Holzschrauben werden in der Praxis in der Regel mit einem elektrischen Schraubgerät (akkubetrieben oder bei großem Kraftaufwand auch mit Netzspannung) in das Holz eingedreht. Dabei wird in den meisten Fällen ohne zusätzliche Hilfsmittel wie Führungsschienen oder dergleichen gearbeitet. Für jene Fälle in denen es auf eine exakte Lage der Schrauben innerhalb des Holzes ankommt, werden von einigen Geräteherstellern auch entsprechende Hilfsmittel (z. B. Lehre mit der Möglichkeit verschieden Einschraubwinkel einzustellen) verwendet.

Das *drehmomentgesteuerte* Anziehen von Schrauben kommt wegen seiner Wirtschaftlichkeit im überwiegenden Maße zur Anwendung. Dabei können die Schrauben mit einem üblichen elektrischen Einschraubgerät (Drehschrauber) eingedreht werden, dessen Reaktionsmoment auf den Bediener jedoch beachtlich sein kann.

Als *impulsgesteuerte* Anziehen von Schrauben wird jenes Verfahren bezeichnet, bei dem anstatt eines elektrischen Einschraubgerätes ein druckluftbasiertes Einschraubgerät (Drehschlagschrauber) verwendet wird. Der Vorteil liegt hier im vergleichsweise geringen Reaktionsmoment das auf den Bediener wirkt.

Im Anschluss an das maschinelle Eindrehen sollte alle Schrauben in mindestens zwei Arbeitsgängen ^(b) mit einem Drehmomentschlüssel bis zum gewünschten Anziehdrehmoment nachgezogen, sodass alle Verbindungsmittel annähernd ^(c) dieselbe Vorspannung aufweisen. Dies ist bei Stahlblech-Holz-Verbindungen von ganz besonderer Bedeutung.

Mittlerweile sind maschinelle Einschraubgeräte (elektrisch oder pneumatisch) am Markt verfügbar, die über eine Anzeige des aktuellen Drehmomentes verfügen und somit die Verwendung eines von Hand geführten Drehmomentschlüssels überflüssig machen – und natürlich die erforderliche Arbeitszeit zum Herstellen der Verbindung deutlich verringern können. Pneumatische Geräte (Drehschlagschrauber) sind jedoch aufgrund der größeren Ungenauigkeiten weniger gut geeignet als Elektrische (Drehschrauber).

Das *drehwinkelgesteuerte* Anziehen findet im Maschinenbau und der industriellen Fertigung seine häufigste Anwendung weil es als eines der genauesten Verfahren zur Aufbringung einer gewünschten Vorspannkraft gilt. Für den Holzbau ist dieses Verfahren jedoch weniger gut geeignet, weil in Abhängigkeit der verwendeten Schraube und des vorhandenen Holzes eine relativ aufwendige Montagevorschrift er-

-
- a. Dieser Haftverbund stellt jedoch im Gegensatz zum mechanischen Verbund infolge Verzahnung keine nennenswerte Größe dar.
 - b. Persönliche Erfahrung des Verfassers: Um eine annähernd gleichmäßige Vorspannung zu erreichen sind mindestens zwei Anziehvorgänge mit Drehmomentkontrolle erforderlich.
 - c. Eine gleiche Vorspannung aller Schrauben zu erreichen bedarf sicherlich einiger Erfahrung mit dem Eindrehen von Schrauben. Dennoch kann gerade wegen der dem Material Holz inhärenten Eigenschaften (insbesondere der Äste) nicht durch ein Drehmoment allein gewährleistet werden, dass das Vorspannniveau für alle Schrauben gleich ist.

mittelt werden müsste. Es gilt das bereits in einer vorigen Fußnote Erwähnte: Die Vorspannkraft kann bei Schrauben nicht durch das Anziehmoment sichergestellt werden. Dafür wären andere Verfahren erforderlich, die beispielsweise die Höhe der Kontaktkraft zwischen Schraubenkopf und Stahlblech messen können. Alternativ dazu wäre es denkbar, mit so genannten Messschrauben^(a) zu arbeiten.

Für alle angesprochenen Verfahren gilt, dass aufgrund der dem Holz immanenten Inhomogenitäten^(b) mit teilweise größeren Streuungen bei der Vorspannkraft zu rechnen ist. Weiters ist zu bedenken, dass die erzielten Werte der Vorspannung wohl nur kurzzeitig wirkungsvoll sein werden.

2.3.3 Einsatzgebiete und Anwendungsmöglichkeiten

Aufgrund der umfangreichen Entwicklungen auf dem Gebiet der selbstbohrenden Holzschrauben mit Teil- oder Vollgewinde stellen diese mittlerweile das wohl am häufigsten verwendete Verbindungsmittel im Holzbau dar. Die gute Verfügbarkeit, die einfache Montage und der hohe Wirkungsgrad des Allrounders selbstbohrende Holzschraube haben vielfach die klassischen Verbindungsmittel wie Nägel oder Stabdübel^(c) abgelöst. Insbesondere im Bauen mit Brettsper Holz werden Verbindungen zwischen den großformatigen Platten meist ausschließlich^(d) mit dem Verbindungsmittel Schraube hergestellt.

Schrauben werden sowohl zur Befestigung von Sekundärbauteilen an Primärbauteilen als auch zur Herstellung einer direkten Verbindung oder eines direkten Anschlusses zwischen zwei oder mehreren Bauteilen verwendet. Sie werden dabei entweder als klassisches, auf Abscheren beanspruchtes stiftförmiges Verbindungsmittel (weniger wirksam, jedoch sehr effizient in der Praxis) als auch als axial beanspruchtes Verbindungsmittel auf Zug eingesetzt. Sehr oft kommt es aufgrund der Geometrie oder der Lage der Schraube im Holz zu einer gemischten Beanspruchung, wobei in der Bemessungspraxis zumeist eine der beiden Komponenten (in der Regel jene mit dem geringeren rechnerischen Widerstand) vernachlässigt wird.

Weil eine Aufzählung aller möglichen Einsatzgebiete und Anwendungsmöglichkeiten von selbstbohrenden Holzschrauben niemals umfassend sein kann, wird an dieser Stelle darauf verzichtet. Einige der, dem Verfasser als wichtigste erscheinende, Möglichkeiten sollen dennoch angesprochen werden, insbesondere weil sie in ihrer Tragwirkung häufig eine Ähnlichkeit mit dem Gegenstand dieser Arbeit haben:

- Haupt-Nebenträgeranschlüsse (mit und ohne zusätzliche Metallformteile)
- Sanierungsmaßnahmen zur Ertüchtigung von Decken in Altbauten mit Holz-Beton-Verbund
- Sanierungsmaßnahmen zur Ertüchtigung von Dachtragwerken in Altbauten
- Koppelfettenverbindung

a. Der Verfasser ist sich sehr wohl bewusst, dass diese Messschrauben in der Baupraxis niemals zur Massenanwendung kommen werden. Für die Labortechnik bzw. zur Bauwerksüberwachung wäre deren Einsatz aber jedenfalls zu bedenken. WOLFTHALER, F.: Entwicklung einer Messschraube und Anwendung auf das Bauwerksmonitoring und die Prüftechnik. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2015.

b. Hier ist insbesondere das Vorhandensein von Ästen (als Bereiche mit deutlich höherer Rohdichte – und damit einem deutlich höheren Eindrehwiderstand) im Bereich des Schraubengewindes gemeint. Schlimmstenfalls kann es dadurch sogar zum Abreißen der Schraube aufgrund eines „Überdrehens“ (Überschreitung des Bruchdrehmomentes $f_{tor,k}$) kommen.

c. Aufgrund der mittlerweile weit verbreiteten Verfügbarkeit von modernen, computergesteuerten Abbundanlagen erleben Stabdübel als klassisches, sehr günstiges, und dennoch sehr effizientes Verbindungsmittel wieder eine „Renaissance“.

d. Stahlblechformteile wie z. B. Winkel die mit Kammägeln oder speziell dafür angepassten Schrauben am Holz befestigt werden können, kommen aus montagetechnischen Gründen für die Verbindung zwischen Wänden und darunterliegenden Decken oder im Anschluss zu Stahlbeton ebenso regelmäßig zum Einsatz.

2.3.4 Bemessung von Schraubenverbindungen auf Herausziehen

Die Bemessung von Verbindungen mit Schrauben erfolgt normgemäß entsprechend der europäischen Bemessungsnorm für Holzbauwerke, in Österreich der ON EN 1995-1-1 [107] unter Berücksichtigung des nationalen Anwendungsdokumentes ON B 1995-1-1 [113]. Dabei sind in Abhängigkeit der Geometrie und der gewünschten Wirkungsweise der Verbindung sowie der Detailausbildung einer oder mehrere der nachfolgend aufgelisteten Nachweise zu erbringen:

- das Ausziehversagen des eingeschraubten Gewindeteils der Schraube im Holz
- das Abreißversagen des Schraubenkopfes, die in Verbindung mit Stahlblechen verwendet werden; der Abreißwiderstand des Schraubenkopfes sollte größer sein als die Zugfestigkeit der Schraube
- das Durchziehversagen des Schraubenkopfes durch das umgebende Holz
- das Abreißen der Schraube auf Zug
- das (elastisch gebettete) Knickversagen der Schraube bei Druckbelastung
- das Scherversagen entlang des Umfanges einer Gruppe von Schrauben, die in Verbindung mit Stahlblechen ^(a) verwendet wurde (Blockscherversagen)

Eine weitere Möglichkeit der Bemessung von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben besteht darin, dass – bei Vorhandensein einer technischen Zulassung für ein Schraubenprodukt – die in dieser Zulassung angegebenen Nachweismodelle angewandt werden. Um dieses Nachweisformat anzuwenden, ist es in Österreich erforderlich, dass für die verwendete Schraube zumindest eine nationale *Bautechnische Zulassung* (BTZ), eine *Europäische Technische Zulassung* (European Technical Approval – ETA) oder eine *Europäische Technische Bewertung* (European Technical Assessment – ETA, seit 1. Juli 2013) mit zugehöriger *Leistungserklärung* (Deklaration of Performance – DOP) vorliegt. In der Regel verweisen diese technischen Zulassungen auch auf das national gültige Normungsdokument, weshalb sich die zu erbringenden Nachweise selten unterscheiden. Durch die Zulassung werden jedoch häufig zusätzliche, über die Bemessungsnorm hinausgehende, Informationen oder Nachweisbedingungen angegeben, um das Einsatzgebiet und die Anwendungsmöglichkeit des jeweiligen Produktes zu erweitern.

Im Folgenden sind die am Beginn dieses Abschnittes aufgelisteten erforderlichen Nachweise für axial beanspruchte Schrauben entsprechend der europäischen Bemessungsnorm ON EN 1995-1-1 [107] en détail angegeben. Aus Gründen der Durchgängigkeit innerhalb dieser Arbeit wurden einige Bezeichnungen angepasst und Bemessungsgleichungen zusammengefasst.

Herausziehen des Gewindes aus dem Holz

Wenn die Schrauben die Anforderungen der ON EN 14592 [120] erfüllen und einen Nenndurchmesser von 6 mm bis 12 mm sowie ein Verhältnis des Gewindekerndurchmessers zum Schraubennendurchmesser d_1/d zwischen 0,60 und 0,75 aufweisen, ist der charakteristische Wert der Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung in Nadelholz wie folgt zu ermitteln:

$$F_{ax, \beta, Rk} = n_{ef} \cdot \frac{0,52 \cdot \sqrt{d} \cdot f_{ef}^{0,9} \cdot \rho_k^{0,8} \cdot k_d}{1,2 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta} \quad [2-4]$$

a. Über ein Blockscherversagen (im klassischen Sinn) von Schraubengruppen bei reinen Holz-Holz-Verbindungen liegen dem Verfasser keine Informationen vor – es ist jedoch davon auszugehen, dass es bei Schraubenverbindungen mit anderen Holzarten als Nadelhölzern durchaus zu einer derartigen Versagensform kommen kann.

- $F_{ax,\beta,Rk}$ charakteristischer Wert des Auszieh Widerstandes einer Verbindung mit unter einem Winkel β zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben [N]
- n_{ef} wirksame Anzahl an Schrauben [-]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
- l_{ef} wirksame Länge des Gewindeteils [mm]
- ρ_k charakteristischer Wert der Rohdichte [kg/m³]
- k_d Beiwert zur Berücksichtigung des Schraubendurchmessers [-]
- $\beta^{(a)}$ Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung, mit $\beta \geq 30$ [°]

$$k_d = \min \left\{ \begin{matrix} d \\ 8 \\ 1 \end{matrix} \right\} \tag{2-4.a}$$

$$n_{ef} = n^{0,9} \tag{2-4.b}$$

n Anzahl der Schrauben, die in einer Verbindung zusammenwirken

Wenn die Anforderungen bezüglich des Nenndurchmessers d sowie des Gewindekerndurchmesser d_1 gemäß ON EN 14592 [120] nicht erfüllt sind, sollte der charakteristische Wert der Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung wie folgt ermittelt werden:

$$F_{ax,\beta,Rk} = n_{ef} \cdot \frac{f_{ax,k} \cdot d \cdot l_{ef}}{1,2 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta} \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_d} \right)^{0,8} \tag{2-5}$$

- $f_{ax,k}$ der nach EN 14592 [120] bestimmte charakteristische Ausziehparameter rechtwinklig zur Faserrichtung für die zugehörige Rohdichte ρ_a [N/mm²]
- ρ_a die zugehörige Rohdichte für $f_{ax,k}$ [kg/m³]

Kopfabreißen bei Verbindungen mit Stahlblechen

Der Nachweis des Kopfabreißen von Schrauben, die in Kombination mit außen liegenden Stahlblechen angeordnet sind, wird vereinfacht dadurch geführt, indem durch den Schraubenhersteller zu gewährleisten ist, dass der Widerstand der Schraube gegen Kopfabreißen größer ist als die Zugtragfähigkeit der Schraube selbst (vgl. Abschnitt 6.3 der ON EN 14592 [120]). Bei Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben und außen liegenden Stahlblechen kann es durch die Relativverschiebung zwischen Holzoberfläche und Stahlblech lokal zu Kerbwirkungen im Bereich des Schraubenkopfes durch die Kanten der Bohrung/Fräsung zur Aufnahme des Schraubenkopfes im Stahlblech kommen. In diesem Fall ist es von besonderer Bedeutung, dass der Widerstand des Schraubenkopfes gegen Abreißen deutlich größer ist als die Zugtragfähigkeit der Schraube im Schaft- und Gewindebereich.

Einen Beitrag zur Sicherheit gegen das lokale Versagen im Kopfbereich können Schrauben mit einem verstärkten Schaft im Bereich des Schraubenkopfes liefern, wobei sich zusätzlich dazu – aufgrund einer

a. Im Quelldokument [107] wird der Winkel zwischen Schraubenachse mit α bezeichnet. Zur Unterscheidung zum Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung, der für die Bestimmung der Tragfähigkeit bei auf Abscheren beanspruchten Verbindungen erforderlich ist, wurde die Winkelbezeichnung jedoch geändert um Verwechslungen zu vermeiden.

besseren Passung an die Lochgeometrie im Stahlblech – eine Verringerung der Nachgiebigkeit in der Gesamtverbindung ergeben kann. Eine ausreichende Verformungskapazität (elastisch und plastisch) ist hierbei sicherzustellen, damit eine Lastumlagerung von stärker beanspruchten Schrauben auf weniger stark beanspruchte Verbindungsmittel ermöglicht wird.

Kopfdurchziehen durch das Holz oder den Holzwerkstoff

Der charakteristische Wert des Widerstandes des Schraubenkopfes gegen Durchziehen durch Holz oder Holzwerkstoffe ist bei Axialbeanspruchung und einem Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes von $\beta \geq 30^\circ$ mit Anwendung der nachstehenden Gleichung zu ermitteln:

$$F_{ax,\beta,Rk} = n_{ef} \cdot f_{head,k} \cdot d_h^2 \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0,8} \quad [2-6]$$

$F_{ax,\beta,Rk}$ charakteristischer Durchziehewiderstand der Verbindung mit unter einem Winkel β zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben [N]

n_{ef} Wirksame Anzahl an Schrauben gemäß Gl. [2-4.b] [-]

$f_{head,k}$ charakteristischer Durchziehparameter der Schraube, der gemäß ON EN 14592 [120] für die zugehörige Rohdichte ρ_a bestimmt wurde [N/mm²]

d_h Durchmesser des Schraubenkopfes [mm]

ρ_k charakteristischer Wert der Rohdichte [kg/m³]

ρ_a zugehörige Rohdichte des Prüfkörpers gemäß ON EN 14592 [kg/m³]

Abreißen der Schraube

Der charakteristische Wert der Zugtragfähigkeit der Schraubenverbindung ist normgemäß wie folgt zu ermitteln:

$$F_{t,Rk} = n_{ef} \cdot f_{tens,k} \quad [2-7]$$

$F_{t,Rk}$ charakteristische Zugtragfähigkeit ^(a) der Verbindung [N]

n_{ef} Wirksame Anzahl an Schrauben gemäß Gl. [2-4.b] [-]

$f_{tens,k}$ charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube, der gemäß ON EN 14592 [120] bestimmt wurde [N] ^(b)

In den Bautechnischen Zulassungen für Schrauben ist für den Zugwiderstand der Schraube gegen Abreißen der sogenannte charakteristische Wert der Zugtragfähigkeit angegeben, wobei in den älteren Zulassungen die Bezeichnung für $f_{tens,k}$ meist durch $R_{t,u,k}$ ersetzt ist (vgl. z. B. [130], was dem Verfasser als grundsätzlich richtig erscheint).

-
- a. Im Quelldokument ist der Begriff der „Zugfestigkeit der Verbindung“ genannt, dies wurde aber, um einer korrekten, konsistenten Terminologie willen vom Verfasser angepasst.. Dazu ist auch das in der nächsten Fußnote Angemerkte zu berücksichtigen.
- b. Die Bezeichnung $f_{tens,k}$ deutet aufgrund ihrer Notation („f“ in Kleinbuchstaben) auf den ersten Blick auf eine Festigkeit hin. Dies sollte in den entsprechenden Normen auf ein „F“ in Großbuchstaben abgeändert werden, um kenntlich zu machen, dass dieser Kennwert die Einheit Newton aufweist, und es sich nicht um eine Festigkeit handelt. Der Verfasser empfindet diesen Begriff als äußerst unglücklich und verwirrend gewählt, er geht wohl auf eine nicht fachgerechte Übersetzung zurück (dies sind zumindest die Erfahrungen des Verfassers hinsichtlich Normungsarbeit).

Knickversagen der Schraube bei Beanspruchung auf Hineindrücken

Beim Einsatz von Schrauben zur Verstärkung von Holzbauteilen hinsichtlich der Tragfähigkeit auf Querdruck z. B. im Bereich von Trägersauflagern oder Lasteinleitungsbereichen ist neben dem Nachweis des Widerstandes gegen Hineindrücken der Schraube in das Holz (entspricht von der Tragfähigkeit her dem Nachweis gegen Herausziehen nach Gl. [2-4]) sicherzustellen, dass die Schraube im Holz nicht ausknickt. Als baustatisches Modell liegt dieser Forderung ein über die gesamte Schraubenlänge elastisch quer gebetteter Knickstab zugrunde. In Abhängigkeit der Rohdichte werden in den technischen Zulassungen für Schrauben Bettungsziffern c_h angegeben, mit deren Hilfe der charakteristische Wert der ideal-elastischen Knicklast $N_{ki,k}$ ermittelt werden kann.

BEJTKA 2005 [7] gibt für den Wert der elastischen Bettung in Abhängigkeit der Rohdichte des Holzes ρ , dem Nenndurchmesser der Schraube d und dem Winkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung folgenden formalen Zusammenhang (auf dem Niveau eines Mittelwertes) an:

$$c_h = \frac{(0,22 + 0,014 \cdot d) \cdot \rho}{1,17 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [2-8]$$

Diese Gleichung wurde im Rahmen eines Forschungsvorhabens aus 400 Lochleibungsversuchen mit Schrauben deren Nenndurchmesser zwischen 6 mm und 12 mm betrug für Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$ und 90°) ermittelt.

Der charakteristische Wert der ideal-elastischen Knicklast $N_{ki,k}$ lässt sich daraufhin mit nachstehender Gleichung ermitteln:

$$N_{ki,k} = \sqrt{c_h \cdot E_s \cdot J_s} \quad [2-9]$$

E_sElastizitätsmodul des Schraubenstahls (210.000 N/mm²)

J_sFlächenträgheitsmoment der Schraube für den Gewindekerndurchmesser d_1 [mm⁴]

Eine gleichmäßige Lastverteilung ist dadurch sicherzustellen, dass die Schraubenköpfe (vorzugsweise kommen Schrauben mit Senkkopf zum Einsatz) plan mit der Holzoberfläche versenkt werden und zudem eine Lastverteilungsplatte aus Stahl angeordnet wird.

Blockscherversagen einer Schraubengruppe

Bei Holz-Stahlblech-Verbindungen mit einer Gruppe von Schrauben kann es unabhängig von der Lage der Schraubenverbindung (sowohl im Bereich des Holzendes als auch in Bereichen die weiter vom Holzende entfernt sind)^(a) zu einem Scherversagen entlang der äußersten Verbindungsmittelreihen oder zu einem Zugversagen des Holzquerschnittes hinter der letzten Schraubenreihe bzw. zu einer Kombination aus den beiden Versagensarten kommen. Das in Anhang A der ON EN 1995-1-1 [107] angegebene Nachweisverfahren für rechtwinklig zur Faserrichtung eingebrachte stiftförmige Verbindungsmittel ist für Verbindungen mit unter einem Winkel $\beta \neq 90^\circ$ zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holz-

a. Im Gegensatz zu Holz-Stahlblech-Verbindungen mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingebauten stiftförmigen Verbindungsmitteln wie Nägeln oder Stabdübeln, bei denen ein Blockscheren aufgrund der Belastungsrichtung nur an den Hirnholzenden auftreten kann, ist es bei Schraubenverbindungen die auch weiter von den Holzenden entfernt gelegen sind aufgrund der Belastungsrichtung (z. B. Anschluss einer Zugdiagonale) möglich, dass die Schraubengruppe entlang ihrer Begrenzungsflächen als Block herauschert. PLIESCHOUNIG 2010 [73] berichtet von Ausziehversuchen mit Schraubengruppen bei denen es – trotz Einhaltung der Mindestabstände gemäß Angaben in technischen Zulassungen – zu einem Versagen der gesamten Schraubengruppe mit gleichzeitigem Herauscheren des durch die Schrauben begrenzten Holzblockes kam.

schrauben und einer parallel zur Stabachse angreifenden äußeren Last nur bedingt anwendbar, da sich der Versagensmechanismus der geneigt eingedrehten Schrauben von jenem der rechtwinklig eingedrehten, und auf Abscheren beanspruchten, Schrauben deutlich unterscheidet.

Für Schraubengruppen, die durch eine äußere Last, welche in Richtung der Schraubenachse wirkt, belastet sind, stellt PLIESCHOUNIG 2010 [73] ein Verfahren zur Bestimmung der einzelnen tragfähigkeitswirksamen Komponenten Schub parallel zur Faser in den Begrenzungsflächen rechtwinklig zur Faserrichtung, Rollschub in den Begrenzungsflächen parallel zur Faserrichtung (Seitenflächen) und Querschub in einer von den Schraubenspitzen aufgespannten Ebene (Grundfläche), vor. Die einzelnen Anteile gliedern sich wie folgt: Der Schub- bzw. Biegewiderstand der Fasern gegen herausreißen trägt mit rund 60 % maßgebend zum Gesamtwiderstand bei. Der Rollschubwiderstand in den Seitenflächen beträgt rund 38 % und der Widerstand der Grundfläche (Ebene der Schraubenspitzen) beträgt nur rund 2 % ^(a). Eine vertiefte Untersuchung dieses Berechnungsvorschlages ist jedoch unumgänglich, insbesondere ist wegen der unterschiedlichen Steifigkeiten der drei verschiedenen Versagensarten eine derartige Interaktion zu hinterfragen. Auch wegen des Vorhandenseins von eventuellen Schwindrissen im Querschnitt sollte nach Meinung des Verfassers auf einen Beitrag zum Tragwiderstand durch die Querschubtragfähigkeit der Grundfläche verzichtet werden. Der Beitrag der einzelnen Komponenten zum Gesamtwiderstand hängt zweifelsfrei mit der Gesamtgeometrie des Anschlusses zusammen und die angegebenen Zahlenwerte sind wohl nur für die geprüfte Konfiguration gültig. Insbesondere der Anteil des Biegewiderstandes muss in höchstem Maße von der Größe des Anschlussbereichs im Verhältnis zur Schraubenlänge und der Bauteilgeometrie zusammenhängen.

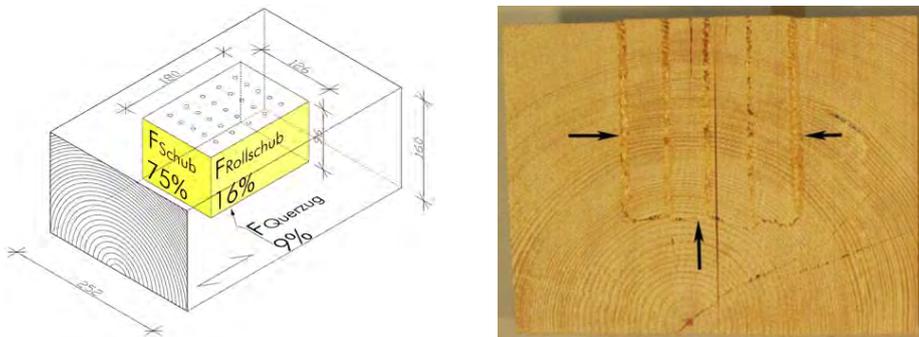


Abb. 2.9: Blockscherensversagen einer Schraubengruppe in Vollholz und anteilige Widerstände gegen das Versagen (aus [60])

Für rechtwinklig zur Faserrichtung eingebrachte selbstbohrende Holzschrauben wurden von MAHLKNECHT 2011 [60] insgesamt 188 Versuche an Gruppen zu je 16 bzw. 25 rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben mit 6 mm Nenndurchmesser in Vollholz und Brettsperrholz (Seitenfläche) durchgeführt. Als Referenzserie standen 400 Auszugsversuche an Einzelschrauben zur Verfügung. Dabei zeigte sich eine klare Abhängigkeit der Tragfähigkeit der Schraubengruppe von den Abständen untereinander parallel (a_1) und quer (a_2) zur Faserrichtung sowie von der Einbindetiefe des Gewindes

a. PLIESCHOUNIG 2010 [73] gibt für den Widerstand der Grundfläche gegen Querschubbruch einen Wert für die Querschubfestigkeit von $f_{t,90,mean} = 2,35 \text{ N/mm}^2$ an, was von ihm als Mittelwert einer Prüferserie bezeichnet wurde, welcher zur Zeit der Erstellung seiner Arbeit in einer parallel laufenden Diplomarbeit am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz ermittelt wurde. Vom Verfasser wurde mit dem charakteristischen Wert der Querschubfestigkeit von $f_{t,90,k} = 0,50 \text{ N/mm}^2$ gerechnet.

in das Holz (l_{ef}). Weiters zeigte sich, dass die Tragfähigkeit der Schraubengruppe immer kleiner als die Summe der Einzeltragfähigkeiten der Schrauben war, aber auch, dass dieser Effekt bei einer Verbindungsmittelgruppe in Brettsperrholz nicht so stark ausgeprägt war. Problematisch ist nach Ansicht des Verfassers an dieser Stelle die Verknüpfung des Versagensmodus *Blockscheren* mit den Effekten aus der Tragwirkung einer Gruppe von Verbindungsmitteln (*Gruppenwirkung*). Außerdem scheint hinsichtlich der Gruppenwirkung eine ausgeprägte Abhängigkeit vom Versagensmodus (Herausziehen des Gewindes aus dem Holz oder Abreißen der Schraube) vorhanden zu sein. Eine erweiterte Analyse dieser Vermutung soll Teil dieser Arbeit sein und deswegen wird an dieser Stelle auf nachfolgende Abschnitte verwiesen.

Die Effekte von Schraubengruppen in den Schmalseiten von BSP wurden von PLÜSS 2014 [74] untersucht. Dabei wurde festgestellt dass die Versagensart *Blockscheren* an den Schmalseiten von Brettsperrholz ebenso wenig von ausgeprägter Relevanz ist wie die *Gruppenwirkung*. Vielmehr lassen sich die Einflüsse wiederum auf die Mindestabstände sowie die Einbindetiefe zurückführen.

2.3.5 Bemessung von Schraubenverbindungen auf Abscheren

Auf Abscheren beanspruchte Holz-Holz- bzw. Holz-Stahlblech-Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben werden in der Bemessung – abhängig vom Nenndurchmesser der Schraube – behandelt wie andere Verbindungen mit vergleichbaren stiftförmigen Verbindungsmitteln. Schrauben mit einem wirksamen Durchmesser größer oder gleich 6 mm sind wie Stabdübel zu behandeln; bei einem kleineren wirksamen Durchmesser gelten die Regelungen der Nagelverbindungen. Die Ermittlung des Bemessungswertes der Tragfähigkeit basiert dabei auf der Theorie von JOHANSEN 1949 [47], die von einem ideal starr-plastischem Materialverhalten sowohl des Holzes bei Beanspruchung auf Lochleibung als auch des Stahlstiftes bei Biegebeanspruchung ausgeht (vgl. Abb. 2.10 (a)). Das Ausziehverhalten von Schrauben entspricht dieser Annahme jedoch in keinem Maße, da die Arbeitslinie einer axial beanspruchten Schraube bis zum Versagen als nahezu linear-elastisch zu bezeichnen ist. Nach dem Erreichen des Grenzwertes der Tragfähigkeit tritt ein sofortiger Lastabfall mit sprödem Versagen auf (vgl. Abb. 2.10 (b))^(a).

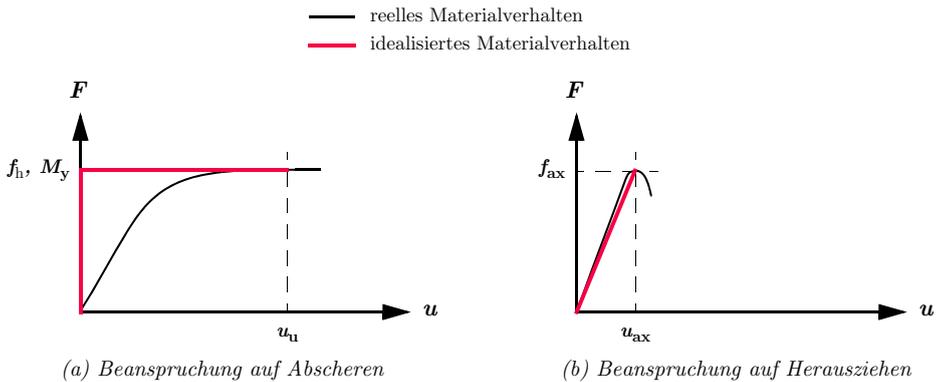


Abb. 2.10: Idealisierte Last-Verformungs-Linien von selbstbohrenden Holzschrauben bei unterschiedlicher Beanspruchung (vgl. u. a. BEJTKA [7])

a. Dies gilt, solange die maßgebende Versagensart der Schraubenverbindung das Herausziehen aus dem Holz oder das Überschreiten der Zugtragfähigkeit der Schraube selbst ist. Bei anderen Versagensarten wie z. B. dem Kopfdurchziehen ist ein gutmütigeres Verhalten zu beobachten.

Auf Abscheren beanspruchte Schraubenverbindungen können ein- oder mehrschnittig^(a) ausgebildet sein, wobei aufgrund der natürlichen Form der Schraube (als unsymmetrisches Verbindungsmittel mit dem Schraubenkopf auf der einen Seite und einer Schraubenspitze am anderen Ende) in der Regel eine einschneittige Verbindungsgeometrie vorherrscht^(b).

Die Tragfähigkeit einer Schraubenverbindung setzt sich aus einem Anteil aus der *Dübelwirkung* des Verbindungsmittels und einem Anteil aus der *Seilwirkung* zufolge einer Reibung zwischen den zu verbindenden Bauteilen zusammen. Die Gesamttragfähigkeit,^(c) der auf Abscheren beanspruchten, Verbindung setzt sich aus der Einzeltragfähigkeit multipliziert mit der Anzahl der vorhandenen Schrauben unter Berücksichtigung einer Reduktion (wirksame Anzahl in der Verbindungsmittelreihe n_{ef}) wie folgt zusammen:

$$F_{v,ef,Rd} = m \cdot n_{ef} \cdot F_{v,Rk} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \quad [2-10]$$

- $F_{v,ef,Rd}$ Effektiver Bemessungswert der Tragfähigkeit der Gesamtverbindung [N]
 m Anzahl der Verbindungsmittelreihen [-]
 n_{ef} wirksame Anzahl der Verbindungsmittel, die in Faserrichtung hintereinander liegen (für Verbindungen mit Holzschrauben erfolgt die Bestimmung gemäß Gl. [2-14]) [-]
 $F_{v,Rk}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel in Faserrichtung nach Johansen (vgl. für die einschneittige Holz-Stahlblech-Verbindung als Minimum aus den Gl. [2-11] bis Gl. [2-11.b]) [N]
 k_{mod} Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer und der Holzfeuchte [-]
 γ_M Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen (in den meisten europäischen Staaten derzeit mit $\gamma_M = 1,30$ festgelegt) [-]

Dübelwirkung

Der charakteristische Wert der Tragfähigkeit infolge der Dübelwirkung ist gemäß EN 1995-1-1 [107] nach den dort angegeben – und auf der Theorie von JOHANSEN 1949 [47] basierenden – Tragmodellen zu ermitteln. Dabei wird die Tragfähigkeit, in erster Linie durch den Widerstand des Holzes bei Lochleibungsbeanspruchung und durch den Biege- und Torsionswiderstand der Schraube begrenzt. Als Durchmesser d ist in der Berechnung ein wirksamer Durchmesser d_{ef} zu verwenden^(d).

-
- Der Begriff der mehrschnittigen Ausbildung inkludiert sinngemäß auch die häufigste Form der Mehrschnittigkeit: die Zweischnittigkeit.
 - Bei Ausbildung einer zweischnittigen auf Abscheren beanspruchten Schraubenverbindung ist darauf zu achten, dass die Mindesteindringtiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze nicht unterschritten wird. EN 1995-1-1 [107] legt eine Mindesteinbindetiefe auf der Seite der Schraubenspitze von $10 d$ fest, wobei diese Regelung genau genommen nur für Schrauben mit einem Nenndurchmesser kleiner 6 mm gilt. Für Schrauben mit einem größeren Nenndurchmesser fehlen Regelungen, weil diese Schrauben wie Stabdübel zu bemessen sind und deren Länge in der Regel der Bauteilbreite der Gesamtverbindung entspricht. Dennoch ist davon auszugehen, dass die Festlegung von $10 d$ auch für diesen Anwendungsfall Gültigkeit besitzt.
 - Die Gesamttragfähigkeit wird gemäß EN 1995-1-1 [107] als die „effektive Tragfähigkeit $F_{v,ef,Rk}$ einer Verbindungsmittelreihe ...“, multipliziert mit der Anzahl der Verbindungsmittelreihen bezeichnet.
 - Bei Schrauben mit Teilgewinde bei denen der glatte Schaft im Bereich der Scherfuge liegt, wobei die Einbindetiefe des glatten Schaftes auf der Seite mit der Schraubenspitze mindestens $4 d$ beträgt, darf der Durchmesser des glatten Schaftes als wirksamer Durchmesser in die Berechnung eingesetzt werden. In allen anderen Fällen ist der 1,1-fache Kerndurchmesser der Schraube als wirksamer Durchmesser d_{ef} zu berücksichtigen.

Der charakteristische Wert der Tragfähigkeit einer einschnittigen Holz-Stahlblech-Verbindung mit außen liegendem dickem Stahlblech ^(a) ist als das Minimum aus den nachstehenden Gleichungen zu ermitteln:

$$F_{v,Rk}^{I,dick} = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d_{ef} \quad [2-11]$$

$$F_{v,Rk}^{II,dick} = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d_{ef} \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d_{ef} \cdot t_1^2}} - 1 \right] \quad [2-11.a]$$

$$F_{v,Rk}^{III,dick} = 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d_{ef}} \quad [2-11.b]$$

$F_{v,Rk}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit pro Scherfuge und Verbindungsmittel [N]
 $f_{h,k}$ charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit des Holzes [N/mm²]
 t_1 Einbindetiefe der Schraube in das Holz [mm]
 d_{ef} wirksamer Durchmesser (für selbstbohrende Holzschrauben gilt: $d_{ef} = 1,1 \cdot d_1$) [mm]
 $M_{y,Rk}$ charakteristischer Wert des Fließmoments der Schraube [Nmm]

Der charakteristische Wert der Tragfähigkeit einer einschnittigen Holz-Stahlblech-Verbindung mit außen liegendem dünnen Stahlblech ist als das Minimum aus den nachstehenden Gleichungen zu ermitteln:

$$F_{v,Rk}^{I,duenn} = 0,4 \cdot f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d_{ef} \quad [2-12]$$

$$F_{v,Rk}^{III,duenn} = 1,15 \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d_{ef}} \quad [2-12.a]$$

Die Entscheidung, ob es sich bei einer Verbindung mit Schrauben um ein dünnes oder ein dickes Stahlblech handelt, hängt ursächlich mit der Begründung für diese Kategorisierung zusammen ^(b). Für Schraubenverbindungen ist zusätzlich zur Bedingung, dass die Blechdicke größer als der wirksame Durchmesser d_{ef} sein soll, auch zu berücksichtigen wie genau die Geometrie der Bohrung im Blech der Geometrie des Schraubenkopfes bzw. jener des Schaftes im Bereich des Schraubenkopfes entspricht. Mittlerweile sind z. B. Schrauben für vorgefertigte Verbindungssysteme (wie Haupt-Nebenträger-Anschlüsse mit Stahlblechformteilen) verfügbar, deren Geometrie im Kopfbereich genau auf das Gegenüber im Stahl- oder Aluminiumblech abgestimmt ist. Weiters gibt es spezielle Schrauben mit teilweise glattem, dem Nenndurchmesser entsprechenden, Schaft unter dem Schraubenkopf, mit denen sich hervorragende, auf Abscheren beanspruchte Holz-Stahlblech-Verbindungen realisieren lassen ^(c).

Seilwirkung

Die sogenannte Seilwirkung eines Verbindungsmittels entsteht prinzipiell durch eine Schrägstellung der Stiftachse infolge der Relativverschiebung in der Scherfuge (parallel zur Richtung der äußeren Kraft)

-
- Als dickes Blech werden Stahlbleche bezeichnet, deren Dicke größer oder gleich dem Durchmesser des Verbindungsmittels ist (siehe EN 1995-1-1 [107]). Für den Fall der Schraubenverbindung ist mit dem Durchmesser wohl der wirksame Durchmesser gemeint.
 - Der Grund für eine Unterscheidung in dicke und dünne Stahlbleche liegt darin, dass sich durch unterschiedliche Geometrieverhältnisse zwischen Blech und stiftförmigem Verbindungsmittel entweder eine Einspannung oder eine gelenkige Lagerung des Stiftes im Blech einstellt. Bei Vorliegen einer Einspannung bildet sich ein zusätzliches Fließgelenk im Stift, was wiederum zu einer Vergrößerung der Tragfähigkeit in der Verbindung führt. Dies ist bei dünnen Blechen nicht der Fall.
 - Ein Beispielprodukt ist die ASSY-Kombi Schraube der Würth Handels GesmbH gemäß ETA-11/0190:2013 [124]

zwischen den zu verbindenden Bauteilen. Das bedeutet, dass erst durch die Aktivierung von Axialkräften im Verbindungsmittel die Reibung in der Scherfuge in Rechnung gestellt werden darf. Eine Schrägstellung des Stiftes erfolgt entweder durch die Bildung eines Fließgelenks ^(a) in der Schraube, oder kann sich bei kleinen Holzdicken eine einfache Verdrehung ergeben.

Für den konkreten Fall der Holz-Stahlblech-Verbindung mit selbstbohrenden Holzschrauben bedeutet dies, dass im Versagensmodus I (Gl. [2-11]) bei dicken Blechen keine Seilwirkung in Rechnung gestellt werden darf, weil es sich um reines Lochleibungsversagen handelt. Der Versagensmodus I für dünne Bleche (Gl. [2-12]) stellt hingegen gewissermaßen einen Sonderfall dar. Grundsätzlich (gemäß Norm) darf auch hier keine Reibung in der Scherfuge berücksichtigt werden. Weil sich der Stift definitionsgemäß aber schräg stellt, müssen im Verbindungsmittel gleichgewichtsbedingte Axialkräfte aktiviert werden, die schlussendlich bei Schraubenverbindungen für die Aktivierung der Reibungskräfte in der Scherfuge verantwortlich sind. In den Versagensmodi II (Gl. [2-11.a]) und III (Gl. [2-11.b] und Gl. [2-12.a]) sind hingegen die Randbedingungen für die Aktivierung der Seilwirkung wegen der auftretenden Fließgelenke gegeben, weshalb folgender Anteil zum Tragwiderstand aus der Dübelwirkung addiert werden darf:

$$\mu \cdot F_{ax, Rk} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} F_{v, Rk}^I \text{ duenn} \\ F_{v, Rk}^{II} \\ F_{v, Rk}^{III} \end{array} \right\} \quad [2-13]$$

μ Gleitreibungskoeffizient in Abhängigkeit der Materialkombination [-]

$F_{ax, Rk}$ charakteristischer Wert des Ausziehwiderstandes der Schraube (als Minimum der Schraubentragfähigkeit berechnet aus Gl. [2-4], Gl. [2-6] und Gl. [2-7]) [N]

In Abhängigkeit des verwendeten Verbindungsmittels ist der Anteil aus der Seilwirkung an der Gesamttragfähigkeit mit maximal 100 % begrenzt, wenn Schrauben als Verbindungsmittel eingesetzt werden. Bei anderen Verbindungsmitteln liegt dieser Grenzwert zwischen 0 % (für Stabdübel) und 50 % (für runde Nägel und Sondernägel).

Der Gleitreibungskoeffizient wird in den wichtigsten europäischen Bemessungsnormen für den Holzbau mit $\mu = 0,25$ angegeben (vgl. EN 1995-1-1 [107] oder DIN 1052 [103]) ^(b). Der Verfasser geht davon aus, dass die Werte für den Reibungskoeffizienten in den Normen auf MÖHLER ET AL. 1969 [69] zurückgehen, der u. a. Versuche zur Bestimmung des Reibungskoeffizienten an zusammengespannten, trockenen Fichtenbrettern mit gehobelter Oberfläche durchführte. Dabei ergab sich für Holzfeuchten im Bereich zwischen 10 % und 20 % ein unterer Grenzwert von $\mu_{\min} = 0,223$ und ein Mittelwert von $\mu_{\text{mean}} = 0,300$ bei faserparalleler Beanspruchung (siehe Abb. 2.11). Nach Bereinigung um den Ausreißer (bei $\mu = 0,675$) ergibt sich ein Mittelwert von $\mu_{\text{mean}} = 0,269$, was bei einem Variationskoeffizienten von 11 % zu einem 5%-Fraktilwert (unter Annahme einer Normalverteilung) des Gleitreibungskoeffizienten von $\mu_{05} = 0,220$ führt. Der Verfasser schließt deshalb daraus, dass es sich beim eingangs erwähnten, normativen Wert um einen Bemessungswert handelt.

a. Die Ausbildung von Fließgelenken ist naturgemäß mit einer Verformung (Schrägstellung) des Verbindungsmittels verbunden.

b. Weitere Bemessungswerte des Reibungskoeffizienten sind in Tabelle 6.1 der EN 1995-2 [109] zu finden. Die angegebenen Werte gelten für die Bemessung von Brückendecks aus zusammengespannten Lamellen (Brettstapel) unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit und liegen etwas unter dem Wert von 0,25.

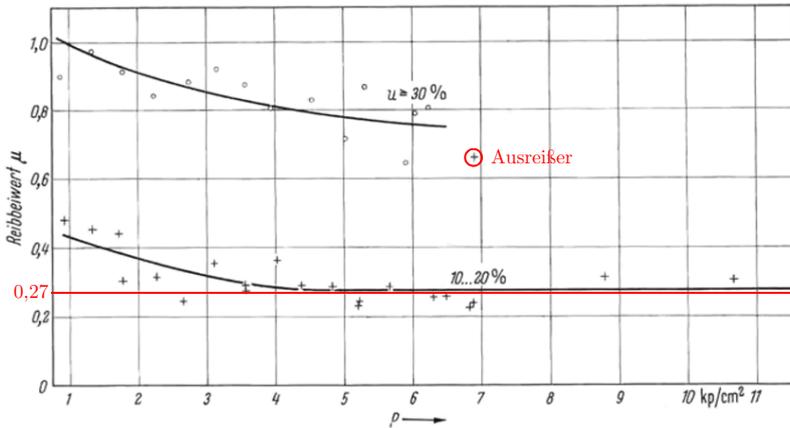


Abb. 2.11: Reibbeiwert μ für gehobeltes, trockenes (10 % - 20 %) sowie feuchtes (über 30 %) Fichtenholz in Abhängigkeit des Flächen drucks (kp/cm^2)^(a) (ergänzt aus [69])

Die Berücksichtigung der Reibung (mit einem Wert von $\mu = 0,25$) in einer statischen Berechnung wurde jedoch nur dann empfohlen, wenn die dauerhafte Wirkung des Anpressdruckes sichergestellt werden kann. Dieser Forderung wird bei Verbindungen mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingebrachten selbstbohrenden Holzschrauben nur dann mit ausreichender Sicherheit erfüllt, wenn es zu einer Verschiebung in der Verbindung kommt^(b). Bei Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben ist jedoch bereits bei sehr kleinen Relativverschiebungen (bis 1 mm) zwischen den zu verbindenden Bauteilen sichergestellt, dass der Anpressdruck in voller Höhe vorhanden ist, wenn die Oberflächenverarbeitung von ausreichender Qualität (z. B. maschinengehobelt) ist.

Werte für den *Gleitreibungskoeffizienten* von Stahl auf Holz können u. a. Tabellenwerken (vgl. dazu beispielsweise SCHNEIDER 2001 [83]) entnommen werden, in denen die Bandbreite mit $\mu = 0,50 \dots 1,20$ angegeben ist. Bei Anwendung dieser Werte ist jedoch zu berücksichtigen, dass Angaben über die Oberflächenbeschaffenheit des Holzes fehlen. Da es sich offenbar um ältere Quellen handelt, geht der Verfasser davon aus, dass die angegebenen Werte für sägeraues Holz gelten und daher für gehobelte Oberflächen als zu hoch anzusehen sind.

Ein normativ festgelegter Wert für den *Haftreibungskoeffizienten* findet sich in EN 12195-1 [110] (behandelt die Ladungssicherheitseinrichtungen auf Straßenfahrzeugen) und ist für die Materialkombination Schnittholz auf Stahlblech mit $\mu_0 = 0,40$ angegeben. Angaben über die Oberflächenbeschaffenheit des Holzes fehlen abermals, weshalb allein aufgrund des vergleichsweise hohen Wertes (der Gleitreibungskoeffizient ist bekanntlich kleiner als der Haftreibungskoeffizient) wiederum davon auszugehen ist, dass es sich um sägeraues Holz handelt^(c).

a. $1 \text{ kp}/\text{cm}^2 = 0,1 \text{ N}/\text{mm}^2$

b. Auch wenn die Schrauben beim Eindrehen einen gewissen Grad an Vorspannung in der Scherfuge erzeugen, ist mit einem erheblichen Nachlassen des Querdrucks infolge Relaxation zu rechnen. Weiters können Schwinderscheinungen dazu beitragen, dass kein vollflächiger Kontakt in der Scherfuge vorhanden ist.

c. Der Begriff „Schnittholz“ impliziert in der im Holzbau üblichen Sprache ungehobeltes Holz. Von der Annahme, dass die Begriffsbedeutung in einer Norm zu Ladesicherheiten von Ladegütern gleich ist, kann an dieser Stelle jedoch nicht ausgegangen werden.

SMITH 1983 [84] berichtet von Versuchen zur Bestimmung der Haft- und Gleitreibungskoeffizienten von Stahl auf sägerauhem und geschliffenen Holz zur Berücksichtigung der Reibung an der Bohrlochwandung von Verbindungen mit Stabdübeln. Ein entscheidender Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit sowie der Faserrichtung auf den Reibungskoeffizienten konnte nicht festgestellt werden weshalb er einen gemittelten Wert des Haftreibungskoeffizienten μ_0 mit 0,72 angibt. Für den Gleitreibungskoeffizienten wird ein Mittelwert von 0,65 (mit einem Variationskoeffizienten von ca. 11 %) angegeben, was unter Annahme einer Normalverteilung zu einem 5%-Fraktilwert von $\mu_{05} = 0,53$ führt.

Die Ergebnisse von MÖHLER einerseits sowie SMITH andererseits, sind dahin gehend so zu interpretieren, dass für die Reibung zwischen zwei Holzteilen (Anwendung z. B. in der Cruciani-Bauweise oder in der Brettstapel-Bauweise) geringere Reibbeiwerte anzusetzen sind als es für die Reibung eines stiftförmigen Verbindungsmittels in der Lochwandung der Fall ist.

Wirksame Anzahl n_{ef}

Die wirksame Anzahl der hintereinander in Faserrichtung angeordneten auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmittel kann gemäß EN 1995-1-1 [107] bestimmt werden und hängt vom Nenndurchmesser und dem Abstand der Verbindungsmittel hintereinander in Faserrichtung ab. Für auf Abscheren beanspruchte Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben hängt die wirksame Anzahl vom wirksamen Durchmesser und von den Schraubenabständen hintereinander ab. Sie kann gemäß nachstehender Gleichung berechnet werden:

$$n_{ef} = \begin{cases} n^{k_{ef}} & d_{ef} \leq 6 \text{ mm} \\ \min \left\{ n, n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{13 \cdot d_{ef}}} \right\} & d_{ef} > 6 \text{ mm} \end{cases} \quad [2-14]$$

- n_{ef} wirksame Anzahl der Schrauben, hintereinander in Faserrichtung [-]
- n Anzahl der Schrauben, die in einer Verbindung hintereinander in Faserrichtung zusammenwirken [-]
- k_{ef} Faktor in Abhängigkeit des wirksamen Durchmessers d_{ef} gemäß Gl. [2-14.a] [-]
- a_1 Abstand der Schrauben hintereinander in Faserrichtung [mm]
- d_{ef} wirksamer Durchmesser der Schraube

$$k_{ef} = \begin{cases} 0,70 & \text{für } d_{ef} < 5 \text{ mm} \\ 0,77 & \text{für } 6 \text{ mm} \geq d_{ef} \geq 5 \text{ mm} \end{cases} \quad [2-14.a]$$

2.3.6 Kombinierte Beanspruchung von Schrauben

Eine kombinierte Beanspruchung von Schrauben in einer Verbindung liegt dann vor, wenn sowohl eine Komponente rechtwinklig zur Schraubenachse als auch parallel zur Schraubenachse auftritt ^(a). Bei derartigen Beanspruchungsverhältnissen in einer Verbindung ist gemäß EN 1995-1-1 [107] der nachstehende Nachweis zu erbringen:

$$\left(\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}}\right)^2 \leq 1 \quad [2-15]$$

$F_{ax,Ed}$ Bemessungswert der Einwirkung parallel zur Schraubenachse [N]

$F_{ax,Rd}$ Bemessungswert des Auszieh Widerstandes der Schraube [N]

$F_{v,Ed}$ Bemessungswert der Einwirkung rechtwinklig zur Schraubenachse [N]

$F_{v,Rd}$ Bemessungswert der Tragfähigkeit bei Abscherbeanspruchung einer Schraube [N]

Auch die Verbindungsmittel des gegenständlichen Verbindungssystems mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und außen liegenden Stahlblechen sind im Grunde einer kombinierten Beanspruchung ausgesetzt. In der Bemessung wird jedoch meist auf den Anteil der Tragfähigkeit infolge der Dübelwirkung verzichtet und nur die Axialkomponente, des aus der Kraftumlenkung entstehenden Kräfte dreiecks, berücksichtigt ^(b).

Um die Anwendbarkeit von Gl. [2-15] (wurde ursprünglich für Nagelverbindungen entwickelt) auf Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde zu überprüfen, wurden von LAGNER 2016 [57] rund 120 Versuche mit kombiniert beanspruchten Schrauben an einschnittigen Holz-Stahlblech-Verbindungen durchgeführt. Aufgrund des Fehlens normativer Vorgaben hinsichtlich Prüfkongfiguration, wurde eine eigene Prüftechnik dafür entwickelt.

Die Ergebnisse der Prüfungen mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde des Nenndurchmessers 6 mm unter axialer, lateraler und kombinierter Beanspruchung sowie die Interaktionskurve gemäß EN 1995-1-1 [107] (quadratische Interaktion) sind in Abb. 2.12 dargestellt. Es zeigt sich, dass die Einzelprüfergebnisse über der Interaktionskurve zu liegen kommen und auch die 5%-Fraktilwerte ^(c) außerhalb der einhüllenden Kurve zu finden sind. Es kann somit davon ausgegangen werden, dass die quadratische Interaktion gemäß Gl. [2-15] auch für Holz-Stahlblech-Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben und Vollgewinde auf der sicheren Seite liegend anwendbar ist. Um eine bessere Ausnutzung (höhere Wirtschaftlichkeit) zu erreichen, wurde mittels nichtlinearer Regressionsanalyse und der Methode der kleinsten Fehlerquadrate nach einer besseren Anpassung der Gleichung gesucht. Auf Basis der 5%-Fraktilwerte der Prüfergebnisse (ausschließlich Ergebnisse mit gleichzeitiger Lastaufbringung) zeigte sich, dass mit einer Potenz von 3,1 anstelle von 2,0 in Gl. [2-15] eine sehr gute Anpassung erreichbar ist, wobei anzumerken ist, dass dieser Parameter ohne weitergehende Untersuchungen ausschließlich für die geprüfte Konfiguration anwendbar ist.

-
- a. Eine kombinierte Beanspruchung von Schrauben in einer auf Abscheren beanspruchten Verbindung mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben ist theoretisch selbst dann gegeben, wenn die äußere Kraft nur rechtwinklig zur Schraubenachse wirkt. Wird in einer derartigen Verbindung die Seilwirkung berücksichtigt, ist die kombinierte Nachweisführung normgemäß nicht dezidiert ausgeschlossen. Der Beitrag der Axialkomponente zum Ausnutzungsgrad der Beanspruchbarkeit beträgt dann maximal 6,25 %.
- b. In der Regel werden die Schrauben unter einem Winkel von 45° zur Holzoberfläche geneigt eingedreht; bei diesem Winkel kommt der Großteil der Steifigkeit und der Tragfähigkeit in der Verbindung aus der axialen Komponente, weshalb der Anteil aus der Dübelwirkung häufig vernachlässigt wird. Dies ist auch darin begründet als eine Addition von Tragfähigkeiten nur bei annähernd gleichen Steifigkeitsverhältnissen zu rechtfertigen ist.
- c. Auswertung gemäß ON EN 14358 [119]

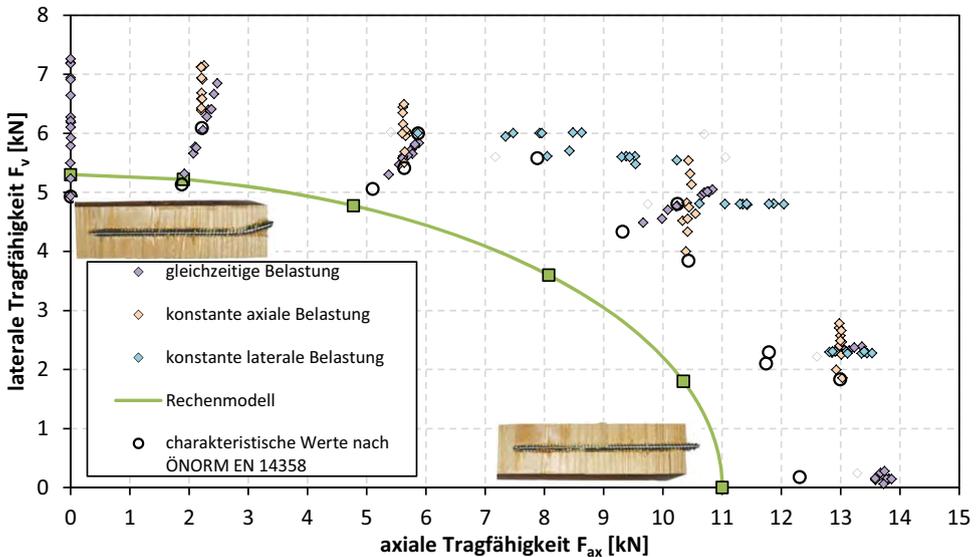


Abb. 2.12: Prüfergebnisse und Interaktionsbeziehung zwischen axialer und lateraler Tragfähigkeit einer Holz-Stahlblech-Verbindung mit Vollgewindeschrauben (adaptiert nach [57])

Ein Bemessungsvorschlag für symmetrische, aber einschnittige Holz-Holz-Verbindungen (erscheint wie eine symmetrische zweischnittige Verbindung) mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben wurde von BEJTKA ET AL. 2002 [8] vorgestellt. Hierbei handelt es sich um eine Erweiterung der Gleichungen von Johansen um den Einfluss des Einschraubwinkels α (dieser entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit dem Deltawinkel von β auf 90° : $\alpha = 90 - \beta$) und der axialen Tragfähigkeit der Schraube zu berücksichtigen. Dabei schlagen die Autoren vor, in der Berechnung des axialen Tragwiderstandes einen modifizierten Ausziehparameter $f_{1,mod,i,j}$ in Abhängigkeit der vorhandenen Querlast (entspricht der Lochleibungsbeanspruchung f_h) zu verwenden. Weiters hängt dieser modifizierte Ausziehparameter auch vom Versagensmodus nach Johansen (Index j: Ia, Ib, IIa, IIb oder III) und den Eigenschaften der zu verbindenden Holzteile (Index i: Holzart und Festigkeitsklasse) ab. Da die Berücksichtigung aller dieser Einflüsse in der Praxis zu aufwendig wäre, geben die Autoren als Vereinfachung folgenden Wert für den modifizierten Ausziehparameter $f_{1,mod,i,j}$ an:

$$f_{1,mod,i,j} = 0,7 \cdot f_{ax,i} \tag{2-16}$$

$f_{ax,i}$ aus Ausziehversuchen zu bestimmender Ausziehparameter ^(a) [N]

Alle modifizierten Johansen-Gleichungen sind in BEJTKA ET AL. 2002 [8] nachzulesen; zur Information und zu Modellvergleichen in weiteren Abschnitten dieser Arbeit (v. a. Kap. 5 und Kap. 6) wird an dieser Stelle dennoch die Gleichung für den Versagensmodus III nach Johansen angegeben, wobei davon aus-

a. Dieser Ausziehparameter ist gleichbedeutend mit dem in EN 1995-1-1 [107], Gleichung (8.39) angegebenen charakteristischen Wert der Ausziehfestigkeit (dieser sollte richtigerweise ebenfalls als „Ausziehparameter“ bezeichnet werden, da in die Formel bereits die Kreiszahl π eingearbeitet ist).

gegangen wird, dass die beiden zu verbindenden Holzteile die gleichen Holzeigenschaften aufweisen ^(a):

$$R_{v,Rk}^{III} = F_{ax,\beta,Rk} \cdot (\mu \cdot \cos \alpha + \sin \alpha) + (1 - \mu \cdot \tan \alpha) \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot d \cdot f_{h,1,k} \cdot \cos^2 \alpha} \quad [2-17]$$

α Winkel zwischen einer Richtung rechtwinklig auf die Faserrichtung und der Schraubenachse (90 - β) [°]

$$F_{ax,\beta,Rk} = 0,7 \cdot f_{ax,\beta,k} \cdot d \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} l_{ef,1} \\ l_{ef,2} \end{array} \right\} \quad [2-18]$$

$l_{ef,1(2)}$ wirksame Einschraublänge in die Holzteile 1 bzw. 2 [mm]

Für Holz-Holz-Verbindungen mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben ($\alpha = 0^\circ$) ergibt sich aus Gl. [2-17] unter Verwendung eines Reibungskoeffizienten von $\mu = 0,25$ die Johansen-Gleichung für den Versagensmodus III von einschnittigen Verbindungen (entspricht ^(b) Gleichung (8.6f) der EN 1995-1-1 [107]). Der einzige Unterschied liegt darin, dass es bei Gl. [2-17] – im Gegensatz zur normativen Vorgabe – keine Begrenzung des Anteils aus der Axialtragfähigkeit der Schraube mit dem Anteil aus der Dübelwirkung (Obergrenze von 100 % des Johansen-Anteils) gibt.

Wird die hier vorgeschlagene Reduktion des Ausziehparameters um rund 30 % mit den Ergebnissen von LAGNER 2016 [57] verglichen, so zeigt sich, dass bei Anwendung der in BEJTKA ET AL. 2002 [8] angegebenen modifizierten Johansen-Gleichungen auf einen Interaktionsnachweis verzichtet werden kann und es ausreichend ist, ausschließlich die Abscherbeanspruchung unter Berücksichtigung des axialen Beitrages zu überprüfen.

2.3.7 Vor- und Nachteile der Verbindungstechnik mit Schrauben

Montage

Die Montage, oder besser gesagt das „Einbringen des Verbindungsmittels“ Schraube gilt wegen dessen Einfachheit wohl als eines der größten *Vorteile* der Verbindungstechnik mit selbstbohrenden Holzschrauben. Mit entsprechendem Gerät und nach kurzer Unterweisung des Personals ist es nahezu jedem möglich, eine zufriedenstellende Herstellung einer Schraubenverbindung zustande zu bringen.

Im Vergleich zu herkömmlichen Verbindungen, mit vergleichbarem Trag- und Verformungsverhalten, mit Stabdübeln oder Passbolzen entfällt das aufwendige Vorbohren ^(c) der zu verbindenden Bauteile.

Bei sehr langen Schrauben besteht die Gefahr des Verlaufs der Schrauben aus ihrer planmäßigen Lage im Bauteil, was durchaus als *Nachteil* anzusehen ist. Aus diesem Grund beschränkt sich der Einsatz von langen Schrauben, wenn diese nahe an den Bauteilrändern oder -enden eingesetzt werden oder wenn eine exakte Positionierung unumgänglich ist (Anwendung als Verbindungsmittel ^(d)).

-
- Die Bezeichnungen der Originalarbeit wurden – mit Ausnahme des Winkels α – der besseren Lesbarkeit halber an die Notation in dieser Arbeit angepasst und auf dem Niveau der charakteristischen Werte angegeben.
 - Abweichend von den ursprünglich von JOHANSEN 1949 [47] angegebenen Bemessungsgleichungen gibt EN 1995-1-1 [107] noch einen Vorfaktor von 1,15 an. Dieser berücksichtigt die unterschiedlichen Teilsicherheitsbeiwerten für Stahl und Holz.
 - Durch die moderne CNC-Abundtechnologie kann dieser Nachteil mittlerweile wieder wettgemacht werden.
 - Bei Anwendung von langen Schrauben oder sogenannten Schraubstangen ist deren exakte Positionierung bzw. Lage im Holzbauteil nur von untergeordneter Bedeutung, solange die Schrauben nicht so stark verlaufen, dass sie an die Holzoberfläche treten und somit das Erscheinungsbild stark beeinträchtigen bzw. ihre Wirkung als Verstärkungsmittel gänzlich verlieren.

Wirtschaftlichkeit

Wegen der vorhin genannten *Vorteile* in der schnellen Montage und des Wegfalls von Vorbohrungen etc. sowie des materialseitig durchaus zu günstigen Preisen verfügbaren Verbindungsmittels Schraube, ist die Wirtschaftlichkeit der Schraubenverbindung wohl als wichtigster Grund dafür zu nennen, dass sich diese Art der Verbindung sowohl von Holzteilen untereinander als auch im Anschluss zu Stahlblechen im Holzbau etablieren konnte.

Brandschutz

Hinsichtlich des Brandschutzes sind Verbindungen (Holz-Holz-Verbindungen) im Holzbau generell als günstiger als im Stahlbau anzusehen, weil der Wärmeeintrag in die Stahlteile deutlich geringer ist. Im Vergleich zu Stabdübel- oder Passbolzenverbindungen ergibt sich für Schrauben ein etwas günstigeres Verhalten, weil die dem Brand ausgesetzten Oberflächen tendenziell kleiner sind (keine großen Bolzenköpfe bzw. Unterlegscheiben). Durch die Verwendung von Zylinderkopfschrauben, welche sehr leicht einige Zentimeter tief unter die Holzoberfläche versenkt werden können, kann das Verkleiden der Verbindung mit Brandschutzplatten oder „Opferholz“ in vielen Fällen entfallen.

Bei Stahlblech-Holz-Verbindungen (mit naturgemäß außen liegenden Stahlblechen) unterscheiden sich Schraubenverbindungen jedoch nicht von klassischen Verbindungen mit Passbolzen. Schlitzblechverbindungen mit Stabdübeln können hingegen in diesem Fall als brandschutztechnisch deutlich günstiger angesehen werden. Möglicherweise gibt es zukünftige Weiterentwicklungen des Verbindungsmittels Schraube, mit dem eine eingeschlitzte Stahlblechverbindung ohne Vorbohren hergestellt werden kann.

2.4 Versagensarten von Verbindungen

2.4.1 Lokales Versagen des Holzes im Verbindungsbereich (Aufspalten)

Holz weist aufgrund seiner ausgeprägten anisotropen Orthotropie normal zur Faser wesentlich geringere Festigkeiten als parallel zur Faser auf, und reagiert äußerst spröde auf Querkzugbeanspruchung. Allfällig vorhandene Schwindrisse erhöhen die Spaltneigung. Erwünscht sind somit Maßnahmen, die zu einer Verminderung der Aufspaltneigung (meist resultierend aus einer Kombination von Schub- und Querkzugbeanspruchung) führen. Solche Maßnahmen können sein:

- Die Einhaltung oder Überschreitung der geforderten Mindestabstände,
- das Vorbohren der Löcher,
- die Verwendung von Holz oder Holzwerkstoffen mit geringerer Spaltneigung oder von gesperrten Holzwerkstoffen (z. B. Brettsperrholz)
- oder die Querkzugsicherung mittels Vollgewindeschrauben oder außen liegenden Verstärkungsmitteln.

Im Gegensatz zu Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln kann es bei Zuglaschenverbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde auch zu einem Aufspalten des Holzes im Anschlussbereich kommen. Dieser äußert sich jedoch nicht darin, dass das Holz in einer Ebene, die parallel zur Faserrichtung verläuft und durch die Schraubenachse aufgespannt wird, aufspaltet, sondern durch eine Momentenbeanspruchung im Anschlussbereich infolge des exzentrischen Kraftangriffs. Eine detaillierte Erläuterung dieses Phänomens beim gegenständlichen Verbindungssystem der Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindung ist im Abschnitt 4.4.3 ab Seite 241 zu finden.

Mindestabstände und Vergrößerung des beanspruchten Holzvolumens

Durch eine Vergrößerung der Abstände zwischen den Verbindungsmitteln ^(a) bzw. zum Holzende (Vergrößerung des Vorholzes) kann der Aufspaltwiderstand pro Verbindungsmittel erhöht werden. Die spaltende Wirkung unterschiedlicher Verbindungsmittel zeigt sich deutlich in den Werten der geforderten Mindestabstände, die naturgemäß für jeden Verbindungsmitteltyp unterschiedlich sind.

Positiv auf die Tragfähigkeit und die Duktilität einer Verbindung wirkt es sich aus, wenn anstatt weniger großer, viele kleinere Verbindungsmittel angeordnet werden. Dadurch verteilen sich die, bereits deutlich geringeren, Spreizkräfte nochmals gleichmäßiger mit einer günstigen Gesamtauswirkung.

Vorböhen der Löcher

Durch das Vorböhen der Löcher für die Verbindungsmittel ^(b) kann in der Regel eine Verringerung der Gefahr des Aufspalten des Holzes erreicht werden, weil das zu verdrängende Holz an die Oberfläche gefördert wird und es somit nicht zu einer lokalen Verdichtung kommt. Wegen dieser Tatsache dürfen für Verbindungsmittel, die in vorgebohrte Löcher eingebracht werden auch höhere charakteristische Werte der Lochleibungsfestigkeit in Rechnung gestellt werden. Da die Bohrer ^(c) beim Vorböhen weniger verlaufen als die Verbindungsmittel beim Einbringen, ist auch die endgültige Lage des Verbindungsmittels im Holzquerschnitt genauer vorzubestimmen.

Der entscheidende Nachteil des Vorböhrens liegt im erhöhten erforderlichen Arbeitsaufwand ^(d) – und damit auf der Seite der Wirtschaftlichkeit. Dies mag wohl ein Grund dafür gewesen sein warum sehr viel Energie in die Weiterentwicklung der Schraubentechnologie vor ca. 15 Jahren investiert wurde; mit einem beachtlichen Erfolg!

Ersatz durch einen geeigneteren Holzwerkstoff im Anschlussbereich

Wird der Anschlussbereich in dem sich die Verbindung befindet durch eine anderes Material ersetzt, dass deutlich bessere Eigenschaften hinsichtlich Lochleibungsfestigkeit, Querkzugfestigkeit oder Steifigkeit aufweist, dann erhöht sich zum Einen die übertragbare Kraft und zum Anderen kann eine gutmütigere (= duktilere) Verbindung geschaffen werden. Eine wesentlich Voraussetzung dafür ist im Allgemeinen eine leistungsfähige Verbindung (in der Regel eine Universal-Keilzinkenverbindung) zwischen dem Regelbauteil (z. B. aus Brettschichtholz aus Fichte) und dem Anschlussbauteil (z. B. aus einem geeigneten Laubholz oder Holzwerkstoff).

Zum wirtschaftlichen Einsatz von Laubhölzern (im konkreten Fall handelt es sich um BSH aus Esche) im Bereich der Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben berichtet GEHRI 2010 [40] sowohl über experimentelle Untersuchungen als auch von Anwendungen im Baubereich. Er zeigt dabei auf, wie wichtig die Berücksichtigung des Kraftflusses in der Verbindung ist, und demonstriert dies anhand der Variation des Winkels zwischen Schraubenachse und Faserrichtung. Wenig überraschend stellt sich dabei

-
- a. Es geht hier in erster Linie um den Abstand a_1 der Verbindungsmittel hintereinander in Faserrichtung.
 - b. Hier sind jene Verbindungsmittel gemeint, die auch ohne Vorböhen eingebracht werden könnten wie z. B. Nägel, selbstbohrende Stabdübel und natürlich Schrauben. Klammern gehören auch zu dieser Gruppe, weisen aber aufgrund ihres vergleichsweise geringen Querschnitts keinen nennenswerten Beitrag zu einer Spaltwirkung. Abgesehen davon sind sie aufgrund ihres kleinen Durchmessers kaum in der Lage nennenswerte Lasten (bei Anwendung als konzentrierte Verbindung) zu übertragen.
 - c. In der Regel werden für kleinere Lochdurchmesser Spiralbohrer und für größere Lochdurchmesser Schlangenbohrer mit Zentrierspitze verwendet.
 - d. Durch moderne CNC-Abundanlagen können die Löcher jedoch sinnvollerweise bereits im Werk vorgebohrt werden. Auf eine gute Passung der Löcher im Holz und im Stahlblech ist jedoch zu achten.

heraus, dass eine Verschraubung am Holzende (Stahlplatte zur Lastverteilung am Hirnholzende) als die am effizientesten hinsichtlich der Tragfähigkeit und der Steifigkeit sowie des erforderlichen Holzquerschnittes ist, sich jedoch ausgesprochen spröde verhält und somit keine duktilen Reserven aufweist.

Die Verwendung von Bauteilen aus Brettsperrholz als trägerartiges Bauteil nimmt in der Baupraxis ständig zu, wobei ein Tragwerk nicht notwendigerweise ausschließlich aus BSP bestehen muss und soll ^(a). Dabei können BSP-Elemente z. B. als Fachwerkdigonale zum Einsatz kommen, an deren Enden in der Regel eine Verbindung mit stiftförmigen Verbindungsmitteln steht. Aufgrund der gesperrten Struktur des BSP-Elementes ist hier ein günstigeres Tragverhalten im Anschlussbereich zu erwarten.

Erhöhung des Aufspaltwiderstandes durch örtliche Verstärkungen des Holzes

Das Aufspalten des Holzes im Anschlussbereich stellt die gefährlichste Versagensform einer Verbindung dar, weil diese immer spröde – also unangekündigt auftritt, aber im Gegensatz zu sprödem Stahlversagen absolut ungenau rechnerisch eingeschätzt werden kann ^(b). Um das Aufspalten des Holzes quer zur Fasersrichtung zu verhindern wurden in der Vergangenheit, je nach verfügbaren Möglichkeiten, unterschiedliche Lösungsstrategien entwickelt.

Die älteren Entwicklungen zur Erhöhung des Aufspaltwiderstandes bestanden darin, dass außen liegende Querabsperungen aufgebracht werden (sei es durch Aufkleben von Sperrholz oder von faserverstärkten Kunststoffen). Analoge Wirkungen sind auch durch aufgepresste Nagelplatten zu erzielen, wobei dadurch sogar die Tragfähigkeit gesteigert werden kann weil die Lochleibungskräfte über die Verzahnung der Nagelplatte großflächiger in das Holz eingeleitet werden können (vgl. z. B. WERNER 2000 [94]).

Die aktuellsten Entwicklungen hinsichtlich Verstärkung von Anschlussbereichen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln (vorwiegend Stabdübelverbindungen) betreffen den Einsatz von Vollgewindeschrauben, die als Quersicherung eingebracht werden. Eine umfangreiche Arbeit zu dieser Thematik wurde von BEJTKA 2005 [7] vorgelegt. Darin ist nicht nur die verstärkende Wirkung der selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde dokumentiert, sondern auch die erhöhte Tragfähigkeit durch die Positionierung der Schrauben direkt an den Stabdübeln mittels erweiterter Johansen-Gleichungen demonstriert. Hinsichtlich des erforderlichen axialen Tragwiderstandes des Verstärkungsmittels liegen mittlerweile auch Veröffentlichungen vor – diese haben auch den in die Normung (z. B. die ON B 1995-1-1 [113]) bereits gefunden. Es wird hierin empfohlen, die Verstärkungsmittel auf 30 % der übertragbaren Kraft des auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmittels (in der Regel Stabdübel) zu bemessen.

2.4.2 Versagen des Verbindungsmittels

Das Versagen des für die Kraftübertragung verantwortlichen Verbindungsmittels selbst hat je nach Art der Beanspruchung (auf Abscheren oder axial) unterschiedliche Ausprägungen und Auswirkungen.

Auf Abscheren beanspruchte Verbindungsmittel

Bei Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln ist in der Regel ein großes Verformungsvermögen und die damit verbundene hohe Duktilität ein gewünschter Effekt. Das Duktilitätsmaß (D_s) kann dabei über die Schlankheit des Verbindungsmittels, und damit indirekt durch

a. Nach Ansicht des Verfassers. Jeder Baustoff ist dort einzusetzen wo er seine Leistungsfähigkeit am besten ausspielen kann.

b. Nach Ansicht des Verfassers ist ein Stahlversagen in der Verbindung anzustreben; zum Einen kann damit die Duktilität der Verbindung gesteuert werden – zum Anderen sind die Streuungen bei dieser Versagensart im Vergleich zu jenen des Holzversagens minimal – und damit sehr gut einschätzbar bzw. rechnerisch erfassbar.

die Wahl des Stiftdurchmessers, der Stahlfestigkeit und der Holzdicken gesteuert werden. Wenn das Fließmoment des Verbindungsmittels überschritten wird und es zu keinem Abfall der Kraft in der Verbindung kommt, kann dies zu einem Biegeversagen des Stiftes – und damit auch zu einem Totalversagen in der Gesamtverbindung – führen, wobei dieses Versagen durch das Führen der normgemäßen Nachweise (Johansen-Gleichungen) ausgeschlossen sein sollte. Bei Verbindungen mit Stahlblechen ist es jedoch denkbar, dass es durch lokale Überbeanspruchung des Stiftes an der Kante des Stahlbleches zu Kerbwirkungen kommt, die zu einem frühzeitigen Versagen des Verbindungsmittels führen.

Auf Herausziehen (axial) beanspruchte Verbindungsmittel

Bei Verbindungen mit auf Herausziehen beanspruchten Verbindungsmitteln (eingeklebte Stahlstäbe oder selbstbohrende Holzschrauben) hat das Versagen des Verbindungsmittels selbst in der Regel einen deutlich unangenehmeren Effekt als beim Abscheren. Dennoch ist es nach Ansicht des Verfassers erstrebenswert, bei derartigen Verbindungen dieses Versagen des Verbindungsmittels zu erreichen, weil durch die vergleichsweise minimalen Streuungen der Verbindungsmittel aus Stahl eine viel genauere Vorhersage des tatsächlichen Tragwiderstandes möglich ist, als durch den rechnerischen Ausziehungswiderstand einer Gewindestange oder einer Schraube.

Es wird deutlich, dass ein duktiles Verhalten allein durch das Verbindungsmittel kaum erreicht werden kann, weil das Stahlversagen in der Regel durch einen spröden Zugscherbruch charakterisiert ist. Eine Verbesserung dieses Verhaltens kann entweder durch duktile Anschlussbleche oder durch die Entwicklung von Verbindungsmitteln mit definierten Fließbereichen (denkbar wäre hier etwa die Verwendung von Gewindestangen aus gutmütigem ^(a) Stahl und ausreichend großer freier Länge ^(b) oder die Neuentwicklung von speziellen Vollgewindestrauben mit einem längeren glatten Schaftbereich) erreicht werden.

2.4.3 Versagen der Anschlussteile

Ein Versagen der Anschlussteile (in der Regel sind hier Stahlteile gemeint) sollte bei fachgerechter Nachweisführung ausgeschlossen sein, dennoch ist es denkbar, dass genau diese Anschlussteile die gewünschte Duktilität einer Verbindung zustande bringen. Dies kann gerade bei Verbindungen mit (vorwiegend) axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben die einzige Möglichkeit sein, um ein gutmütiges Verhalten der Gesamtverbindung zu erreichen. Deswegen sollte die Verbindung genau so ausgelegt werden ^(c), dass in der gesamten Verbindungskette (angefangen vom ungeschwächten Holz, über das Verbindungsmittel selbst, bis hin zum Anschlussstück) darauf geachtet wird, dass ein Holzversagen ausgeschlossen ist. Damit verbunden wäre bestenfalls ein optimal erreichbarer Wirkungsgrad (siehe Abschnitt 2.6) der Verbindung von 100 %.

2.4.4 Versagen eines größeren Holzbereiches (Blockscheren)

Das sogenannte Blockscherversagen einer Verbindung bezeichnet im Gegensatz zum Nettobruch nur ein teilweises Versagen des Holzes im Anschlussbereich infolge lokaler Überbeanspruchung. Mechanisch gesehen stellt diese Versagensart eine Kombination aus Zug-, Schub- und Querzugversagen dar, wobei die

-
- a. Als „gutmütig“ ist hier eine Stahlsorte gemeint, dessen Fließgrenze nicht nahe der Bruchgrenze liegt. Beispielsweise Gewindestangen der Festigkeitsklasse 4.8.
 - b. Mit „freier Länge“ ist jener Bereich der Gewindestange gemeint, der nicht in einem Haftverbund mit dem umgebenden Holz steht. Die Lage dieser Bereiche kann (aus Sicht des Verfassers) aus baupraktischen und wirtschaftlichen Gründen wohl nur innerhalb des Holzes sein.
 - c. Nach Ansicht des Verfassers

entsprechenden Anteile am Widerstand stark geometrieabhängig sind. Bei klassischen Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln ist die Häufigkeit des Auftretens dieser Versagensart von untergeordneter Bedeutung wenn die Mindestabstände eingehalten sind und es keine offensichtlichen Vorschädigungen an der Holzoberfläche gibt. Eine normative (jedoch als informativer Anhang) Nachweismethode ist z. B. in ON B 1995-1-1 [113] zu finden.

An Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben ist es aufgrund der geringen Abstände untereinander, der geringen Querschnittsschwächung durch die Verbindungsmittel selbst, die teilweise spaltende Wirkung der Schrauben und die naturgemäß hohe Beanspruchung nicht selten, dass diese Versagensart beobachtet werden kann (vgl. z. B. PLIESCHOUNIG 2010 [73] oder MAHLKNECHT 2011 [60]). Auch bei den experimentellen Untersuchungen des gegenständlichen Verbindungssystems Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindung konnte ein ansatzweises Blockscherversagen beobachtet werden (Details und nähere Ausführungen finden sich in Abschnitt 4.7 ab Seite 275 dieser Arbeit).

2.4.5 Versagen des gesamten Holzquerschnitts (Nettobruch)

Das spröde Versagen des gesamten Holzquerschnitts im Anschlussbereich (hier kann nur von einem Nettobruch die Rede sein) ist insbesondere bei Verbindungen mit hohem Wirkungsgrad (vgl. Abschnitt 2.6) von Bedeutung, weil die Bauteiltragfähigkeit (im Nettoquerschnitt) hinsichtlich Zug, Biegung oder Schub bereits durch geringe Querschnittsschwächungen überschritten sein kann. Insbesondere lokale Exzentrizitäten^(a) – und damit unerwünschte zusätzlich auftretende Biegemomente – können zu Überbeanspruchung im Holz führen. Um die Auswirkungen dieser Effekte verringern zu können ist es erneut erforderlich duktile Bereich in Verbindungen vorzusehen damit eine Kraftumlagerung möglich ist.

2.5 Das Tragverhalten einer Gruppe von Verbindungsmitteln

In der Regel wirken in einer Verbindung mehrere Verbindungsmittel zusammen; eine Summierung der Tragwiderstände setzt nicht nur ausreichende Duktilität der einzelnen Verbindungsmittel, sondern auch der gesamten Verbindung voraus. Durch die plastischen Verformungen der Verbindungsmittel werden die Einwirkungen gleichmäßiger auf die einzelnen Verbindungsmittel aufgeteilt. Dadurch werden zusätzlich auch auftretende Zwängungskräfte abgebaut und somit – bei statisch unbestimmten Systemen – eine Kraftumlagerung ermöglicht, was zum gewünschten Effekt führt.

Wird die erforderliche Duktilität nicht erreicht, kann es zum *Aufspalten* (vgl. 2.4.1) und in weiterer Folge zum sog. „Reißverschlussseffekt“ kommen, d. h. beim Versagen eines Verbindungsmittels fallen auch alle weiteren, in Faserrichtung hintereinanderliegenden Verbindungsmittel aus. Bei ausreichend großen Reserven muss dies nicht zwangsläufig zu einem Versagen in der Verbindung führen wenn die restlichen Verbindungsmittelreihen ausreichende Tragwiderstände aufweisen. In der Regel führt ein derartiges Versagen jedoch zum Verlust der Gesamttragfähigkeit in der Verbindung.

Auch die Möglichkeit des *Blockscherversagens* (vgl. 2.4.4) führt dazu, dass die rechnerisch erwartete

a. Als denkbare lokale Exzentrizität bei axial belasteten Schrauben gelten nicht nur eine ungleichmäßige Beanspruchung infolge Fertigungstoleranzen (ungleichmäßig stark angezogene Schrauben), sondern auch das Vorhandensein von Ästen im Gewindebereich; dadurch steigt die anteilige Steifigkeit – und naturgemäß auch die Beanspruchung – der jeweiligen Schraube deutlich an, was wiederum zu einer ungleichmäßigen Beanspruchung im Holz führt. Bei Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen ist davon auszugehen, dass diese Effekte von vernachlässigbarer Größenordnung sind. Auch bei Verbindungen mit auf Biegung beanspruchten Stiften kann es durch die lokalen Steifigkeitsunterschiede im Holz zu lokalen Exzentrizitäten kommen – diese sind in der Regel jedoch deutlich geringer ausgeprägt, weil es durch das Fließen des (bevorzugt schlanken) Stiftes zu Kraftumlagerungen kommen kann.

Tragfähigkeit der Verbindung nicht erreicht werden kann.

Weiters besteht die Möglichkeit zum *Nettobruch* (vgl. 2.4.5), d. h. zum Bruch des umgebenden Holzkörpers der zu verbindenden Teile im Bereich von Querschnittsschwächungen durch die Verbindungsmittel.

Die Bedeutung der Duktilität der Verbindungsmittel bzw. der Verbindung geht somit aus den oben erwähnten Ausführungen klar hervor. In der derzeit bestehenden europäischen Normung wird dieser Umstand zwar häufig durch qualitative Hinweise eingefordert, leider fehlen aber quantitative Festlegungen und somit objektivierbare Kriterien. Einzig in der Schweizer Holzbaunorm SIA 265 [123] wird dem Thema Duktilität umfangreiche Beachtung geschenkt und es wird auch der direkte Konnex zur Berechnung im außergewöhnlichen Lastfall Erdbeben gegeben, für den die Verformungskapazität in den Verbindungen das entscheidende Maß zur Beeinflussung des seismischen Verhaltens einer Holzkonstruktion darstellt.

Weiters wird deutlich, dass die sogenannte Gruppenwirkung – insbesondere bei Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben – nicht mit den oben erwähnten Versagensarten vermischt werden darf, weil bei dieser Verbindungsart in der Regel ein hoher Wirkungsgrad vorliegt, und genau diese Versagensarten dann häufiger auftreten können. Es zeigt sich auch klar, dass die Identifikation des Gruppeneffektes eine eingehende Kenntnis der Versagensart (Holzversagen, Stahlversagen oder gemischtes Versagen) sowie aller Einflussgrößen voraussetzt, weswegen dieser Thematik das komplette nachfolgende *Kapitel 3 – Stand der Forschung* gewidmet ist.

2.6 Leistungsfähigkeit (Wirkungsgrad η) von Verbindungen

Die Leistung einer Verbindung wird durch die Tragfähigkeit und die Steifigkeit der zu verbindenden Holzbauteile begrenzt und ist weitgehend eine Funktion des Kraftflusses im Verbindungsbereich. Die Erfassung der Beanspruchungen in einer Verbindung setzt die genaue Kenntnis des globalen Tragverhaltens der Struktur sowie der auf sie einwirkenden Kräfte voraus. Zu berücksichtigen ist, dass das Tragverhalten der Verbindungen den Kräfteverlauf in einem Tragwerk über dessen Nachgiebigkeit beeinflussen kann.

Verbindungen bewirken in Tragwerken stets Umlenkungen der Kräfte bzw. zusätzliche Beanspruchungen in den zu verbindenden Bauteilen und bilden somit Störstellen im Kraftfluss. Verbindungsarten mit größeren Störungen (infolge Bohrungen, Schlitzungen, Einkerbungen) oder mit Kraftumlenkungen (in der Regel werden bei mechanischen Verbindungen Zugkräfte über lokale Druck- und Schubkräfte in das umgebende Holz eingeleitet) weisen demzufolge geringere Leistungen auf. Dies drückt sich im Wirkungsgrad der Verbindung ($\eta < 1$) aus.

Der Wirkungsgrad ist sowohl hinsichtlich unterschiedlicher Beanspruchungen (Biegung, Normalkraft oder Schub) in der Regel von unterschiedlicher Größenordnung als auch in Hinblick auf die Steifigkeit nicht gleich jenem der Tragfähigkeit.

In Bezug auf die Anordnung (Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung) wird von GEHRI 2010 [40] eine äußerst anschauliche Skizze (Abb. 2.13) angegeben, die verdeutlicht, welchen großen Einfluss ein möglichst ungestörter Kraftfluss in der Verbindung auf deren Leistungsfähigkeit hat. Dabei vergrößern sich sowohl die Tragfähigkeit als auch die Steifigkeit der Verbindung beträchtlich, so dass es zu einer wirtschaftlicheren Ausbildung der Anschlussbereiche kommt. Dieses Verhalten ist in der nachstehenden Abbildung dargestellt.

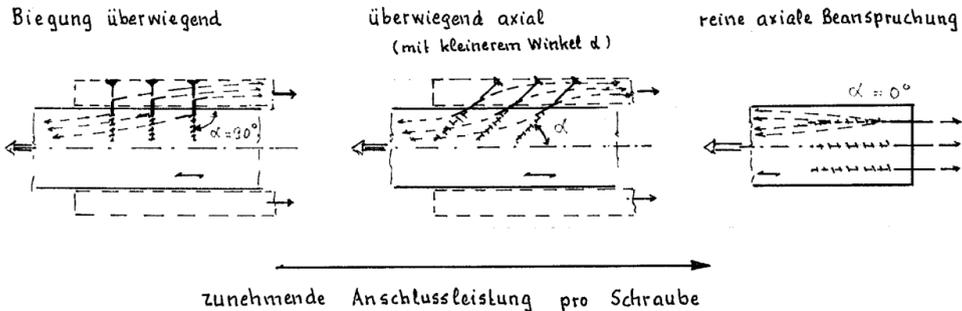


Abb. 2.13: Abhängigkeit der Anschlussleistung (und damit indirekt des Wirkungsgrades η) von der Anordnung der Verbindungsmittel hinsichtlich der Faserrichtung (aus [40])

Der Wirkungsgrad η gibt das Verhältnis des Tragwiderstandes und/oder der Steifigkeit des Bauteils mit der Verbindung zur Tragfähigkeit und/oder der Steifigkeit des Bauteils ohne Verbindung an, und ist somit eine Kennzahl für deren Leistungsfähigkeit. In der nachfolgenden Tabelle sind zur Orientierung abgeschätzte Wirkungsgrade für einige typische Verbindungarten aufgelistet.

Tab. 2.1: Wirkungsgrade η einiger typischer Verbindungen

Art der Verbindung		Wirkungsgrad η	
		optimal	durchschnittlich
Verklebung	Schäftung	1,00	0,90
	Keilzinkung	0,85	0,80
Verbindung mit stiftförmigen Verbindungsmitteln	vorwiegend axial belastet	1,00	0,85
	Holz-Stahlblech	0,80	0,65
	Holz-Holz	0,70	0,55

Die genannten Wirkungsgrade haben aus verständlichen Gründen unmittelbare Auswirkungen auf die Bemessung der Bauteile eines Tragwerkes. Abgesehen von den Verklebungen, bei denen ein Wirkungsgrad von $\eta \approx 1,0$ erreicht werden kann, ist es nicht sinnvoll im Rahmen der Bauteilbemessung (Vorbemessung) einen zu hohen Ausnutzungsgrad anzustreben, weil das maßgebende Bemessungskriterium für den Bauteil im Allgemeinen durch die Verbindung vorgegeben ist. Als Richtwert kann ein anzustrebender Ausnutzungsgrad von etwa 70 % in der Vorbemessung der Bauteile angegeben werden.

2.7 Zusammenfassung

Im vorliegenden Kapitel, das den Grundlagen der Verbindungstechnik im Holzbau gewidmet ist, wurden eingangs die allgemeinen Grundlagen für Verbindungen im Holzbau, unter besonderer Berücksichtigung der Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln dargestellt. Es zeigt sich, dass die Einflussparameter vielzählig sind und in unterschiedlichem Maße auf die jeweils betrachteten Kennwerte, wie beispielsweise der Tragfähigkeit oder der Duktilität, in der Verbindung wirken. Die wichtigsten Kennwerte einer Verbindung stellen naturgemäß die Tragfähigkeit und die Steifigkeit dar, aber auch die Duktilität rückt mit den immer umfassender werdenden Einsatzgebieten für den Holzbau stärker in den Vordergrund.

Ein weiterer essenzieller Teil des vorliegenden Kapitels beschäftigt sich mit den Grundlagen zur Verbindungstechnik mit Schrauben und insbesondere den selbstbohrenden Holzschrauben des modernen Ingenieurholzbaus. Nach einem kurzen Rückblick auf die Entwicklungen der Einsatzgebiete für Schrauben, die nicht rechtwinklig zur Holzoberfläche eingedreht sind, steht die Begriffsdefinition rund um das Thema der Schraube im Mittelpunkt. Ein Gutteil dieses Abschnittes beschäftigt sich schließlich mit den Bemessungsregeln für selbstbohrende Holzschrauben, so wie sie derzeit in den gültigen normativen Vorschriften verankert sind. Neben den Hintergrundanalysen zu den einzelnen Beanspruchungsarten Abscheren, Herausziehen sowie der kombinierten Beanspruchung, finden häufig auch Literaturverweise auf aktuelle und essenzielle Forschungsarbeiten zu den jeweiligen Themengebieten Platz.

Den unterschiedlichen Versagensarten von Verbindungen ist ein eigener Unterabschnitt des vorliegenden Kapitels gewidmet. Dabei werden die jeweiligen Versagen charakterisiert und es wird auf vorhandene, normativ verankerte Bemessungsmethoden hingewiesen. Wo dies nicht möglich ist, sind gegebenenfalls Literaturverweise auf jeweils relevante Forschungsarbeiten angegeben.

Die letzten Beiden Abschnitte beschäftigen sich mit der ursächlichen Fragestellung der vorliegenden Arbeit, nämlich dem Tragverhalten einer Gruppe von Verbindungsmitteln und der Leistungsfähigkeit von Verbindungen. Hinsichtlich des Tragverhaltens einer Verbindungsmittelgruppe erscheint es dem Verfasser auch an dieser Stelle als sehr wichtig darauf hinzuweisen, dass die Vielzahl der möglichen Versagensarten von Verbindungen gegebenenfalls in Zusammenhang mit der Gruppenwirkung stehen können. Die auftretenden Effekte sollten im Gegensatz dazu aber dort wo es sich vermeiden lässt, nicht miteinander vermischt werden. Als Beispiel sei hier das Blockscherversagen einer Gruppe von Schrauben genannt und mit dem Hinweis auf nachfolgende Abschnitte, insbesondere *Kapitel 3.6 – Literaturstudie zur wirksamen Anzahl rein axial beanspruchter Schrauben*, versehen.

Der Wirkungsgrad einer Verbindung stellt für den Ingenieur in der Baupraxis eine besonders wichtige Größe dar, weil die Wettbewerbsfähigkeit einer Holzkonstruktion nur durch eine hohe Effizienz der Verbindungstechnik gewährleistet werden kann. Die Ausführungen dieses Abschnittes stehen daher in besonderem Bezug zur Verbindungstechnik mit Schrauben – insbesondere der effizienten Verbindungstechnik von Zuglaschenverbindungen mit unter verschiedenen Winkeln geneigt angeordneten Verbindungsmitteln.

3 Stand der Forschung

3.1 Einleitung

Aufgrund der Tatsache, dass es sich beim gegenständlichen Verbindungssystem um eine Neuentwicklung^(a) handelt, sind die Forschungsergebnisse der Vergangenheit nur bedingt anwendbar. Dennoch soll in diesem Teil der vorliegenden Arbeit ein Überblick zur bisherigen wissenschaftlichen Tätigkeit betreffend die Tragwirkung von Schraubenverbindungen und der Laschenverbindungen mit Schrauben im Speziellen sowie eine Zusammenfassung zum Thema Gruppenwirkung von stiftförmigen Verbindungsmitteln im Allgemeinen gegeben werden. Hieraus können in weiterer Folge Schlussfolgerungen für das vorliegende Verbindungssystem gezogen werden.

Der erste Teil, das *Kapitel 3.2 – Tragwirkung von Schraubenverbindungen*, beschäftigt sich mit den Forschungsarbeiten im Bereich der Grundlagen wie z. B. der Lochleibungsfestigkeit und der Ausziehfestigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben. Im zweiten Teil, dem *Kapitel 3.3 – Laschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben*, wird von Forschungsvorhaben berichtet, die sich im weiteren Sinn mit der Thematik der Schrägverschraubung – auch unter Einbeziehung von außen liegenden Stahlblechen beschäftigen. Den Hauptteil dieses Abschnitts bilden die *Kapitel 3.4 – Die Problematik der wirksamen Anzahl* und *Kapitel 3.5 – Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen* worin eine umfangreiche Behandlung des Themas Gruppenwirkung^(b) in Hinblick auf bisherige Arbeiten auf dem genannten Gebiet zu finden ist.

3.2 Tragwirkung von Schraubenverbindungen

Das Trag- und Verformungsverhalten einer im Holz eingedrehten selbstbohrenden Holzschraube ist ganz allgemein durch verbindungsmittelspezifische, holzspezifische sowie last- und geometriespezifische Randbedingungen beeinflusst. Bei detaillierter Betrachtung können die nachfolgend aufgezählten Parameter als die Bedeutendsten identifiziert werden:

- *Schrauben- bzw. Gewindelänge*: Durch die Gewindelänge wird die Einbindetiefe des Gewindes im Holz und dadurch die Tragfähigkeit auf Herausziehen aus dem Holz bestimmt.
- *Schraubennennendurchmesser* und *Gewindetiefe*: Durch die Gewindetiefe wird die Qualität der Verankerungsleistung des Gewindes im Holz beeinflusst.
- *Kopfform*: Durch die Kopfform wird die Verankerung des Kopfes gegen Durchziehen desselben durch das Holz oder ein Stahlblech bestimmt. Je nach Anforderung an das Verbindungsmittel

a. Zum Zeitpunkt des Beginns der Arbeit in den Jahren 2006/07. Mittlerweile ist dieses Verbindungssystem in unterschiedlichen Größenordnungen und Anwendungsgebieten weitverbreitet im Einsatz.

b. Hier soll ein Überblick über die wichtigsten Publikationen zum Thema gegeben werden; die allermeisten Autoren beschäftigten sich jedoch mit der Gruppenwirkung von auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit Stabdübeln oder Nägeln. Dennoch erscheint es dem Verfasser von hoher Wichtigkeit die bisherigen Erfahrungen auf diesem Gebiet zu beleuchten.

ist eine geeignete Kopfform zu wählen.

- *Festigkeit des Schraubenstahls*: Sie gibt mit der vorhandenen Geometrie sowohl die Biegetragfähigkeit als auch die axiale Grenztragfähigkeit der Schraube vor, wobei es infolge Kerbwirkungen im Übergang zwischen Gewinde- und Schaftteil sowie im Bereich des Schraubenkopfes zu einer Verringerung der tatsächlichen Tragfähigkeit kommen kann.
- *Rohdichte des Holzes und Holzart*: Entscheidend für den Widerstand der Schraube gegen Herausziehen aus dem umgebenden Holz ist in erster Linie die Rohdichte – und damit verbunden auch die Holzart.
- *Einschraubwinkel*: Der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes (in der Notation dieser Arbeit mit β bezeichnet) bestimmt maßgebend die Qualität der Verankerungswirkung des Schraubengewindes im Holz. Aufgrund der winkelabhängigen Steifigkeit der Schraubenverbindung ist bei Veränderung des Eindrehwinkels auch mit einer Veränderung des Versagensmechanismus zu rechnen.
- *Belastungsrichtung*: Mit der Belastungsrichtung der Schraube ist in erster Linie die Art der Beanspruchung der Schraube gemeint. So können Schrauben entweder rechtwinklig zu ihrer Achse oder in Achsrichtung beansprucht werden. Kombinationen aus diesen beiden Beanspruchungen sind ebenso häufig. Der Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung des Holzes (in dieser Arbeit und auch normativ mit α bezeichnet) spielt bei der Ermittlung der Tragfähigkeit von Schraubenverbindungen im Vergleich zu Verbindungen mit anderen stiftförmigen Verbindungsmitteln eine geringere Rolle. ^(a) Querzugbeanspruchungen des Holzes sind jedoch nach Möglichkeit zu vermeiden bzw. ähnlich wie bei anderen Verbindungsarten zu berücksichtigen.
- *Schraubenanzahl*: Die Anzahl der in einer Verbindung zusammenwirkenden Schrauben hat, in Abhängigkeit von der Beanspruchung der Verbindung, naturgemäß einen Einfluss auf die Gesamttragfähigkeit der Verbindung.

In den nachfolgenden Abschnitten ist unter dem Begriff *Schraube* ausschließlich die selbstbohrende Holzschraube – vorwiegend mit Vollgewinde – zu verstehen. Andere Begriffsbedeutungen sind, wo es als notwendig erachtet wurde, gesondert erläutert.

Im Folgenden werden die unterschiedlichen Beanspruchungsarten (Abscheren, Herausziehen, kombinierte Beanspruchung) für Schrauben in Holzverbindungen und deren maßgebliche Einflussparameter in Kurzform beschrieben.

3.2.1 Abscheren

Die Tragwirkung einer auf Abscheren (Beanspruchung rechtwinklig zur Stiftachse) beanspruchten Schraube unterscheidet sich generell nicht von der Tragwirkung eines anderen stiftförmigen Verbindungsmittels wie z. B. einem Stabdübel oder Nagel und kann auf Basis der Johansen-Theorie (auch als *EYM – European Yield Model* bezeichnet) berechnet werden. Die Tragfähigkeit setzt sich aus der Dübelwirkung des Stiftes und einem Reibungsanteil infolge der Seilwirkung zusammen. Aufgrund des Vorhandenseins eines Gewindes – und dem damit verbundenen geringeren Kerndurchmesser des Verbindungsmittels – ergibt sich im Vergleich zu einem Stabdübel des gleichen Nenndurchmessers eine Verminderung des Fliehkomentes mit gleichzeitiger Reduktion der lochleibungsbeanspruchten Fläche im Holz. Durch die mechanische Verankerung des Schraubengewindes im Holz kommt es bei einer Schrägstellung des Verbindungsmittels zur Aktivierung von Längskräften im Verbindungsmittel. Diese

a. Dies ist dann gültig, wenn die Schrauben einer hauptsächlich axialen Beanspruchung ausgesetzt sind. Beim klassischen Einsatz als auf Abscheren beanspruchtes Verbindungsmittel treten hinsichtlich der Lochleibungsfestigkeit die gleichen Effekte auf, wie sie von anderen stiftförmigen Verbindungsmitteln bekannt sind.

Längskräfte wiederum verbessern den Druckkontakt zwischen den Holzoberflächen (bei einer Holz-Holz-Verbindung), was in weiterer Folge zur Aktivierung von Reibungskräften zwischen den Holzteilen führt.

In Summe ist davon auszugehen, dass eine auf Abscheren beanspruchte Schraube mit Vollgewinde im Vergleich zu einem Stabdübel des selben Nenndurchmessers eine höhere Tragfähigkeit aufweist, wenn durch die Schlankheitsverhältnisse sichergestellt ist, dass sich der Versagensmodus III ^(a) einstellen kann. Als maßgebende Gründe dafür sind folgende Punkte zu nennen:

- Trotz des geringeren Kerndurchmesser im Vergleich zum Stabdübel weisen Schrauben aufgrund ihrer hohen Stahlfestigkeiten ein annähernd gleich großes Fliehkmoment auf (Reduktion von $M_{y,Rk}$ auf nur ca. 80 % bei einer Durchmesserreduktion von 25 % bis 40 %).
- Die Lochleibungsbeanspruchbarkeit verringert sich in Abhängigkeit der verwendeten Schraube auf 66 % bis 83 % ^(b) im Vergleich zum Stabdübel.
- Der Anteil aus der Dübelswirkung darf infolge der Reibungseffekte (Seilwirkung) um bis zu 100 % vergrößert werden, und ist im Gegensatz dazu bei einem Stabdübel praktisch gleich Null.

Wird berücksichtigt, dass Fliehkmoment und Lochleibungsfestigkeit im Versagensmodus III nach Johansen in der Gleichung unter der Wurzel stehen, so reduziert sich deren Einfluss noch weiter und die Tragfähigkeitssteigerung infolge des Auftretens der Seilwirkung wird zum maßgebenden Einflussparameter.

Lochleibungsfestigkeit im Bereich des Schraubengewindes

BLAß ET AL. 2006 [18] geben als charakteristischen Wert der Lochleibungsfestigkeit von Holz für eine Beanspruchung durch den Gewindebereich von selbstbohrenden Holzschrauben die nachfolgende Gleichung Gl. [3-1] an. Die Ergebnisse basieren dabei auf 733 Versuchen mit Probekörpern der Holzart Fichte (*picea abies*), deren mittlere Rohdichte 420 kg/m^3 bei einem Variationskoeffizienten von 11,8 % betrug. Die Proben waren im Bereich der eingedrehten Schrauben fehlerfrei.

$$f_{h,s,k} = \frac{0,019 \cdot \rho_k^{1,24} \cdot d^{-0,3}}{2,5 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta} \tag{3-1}$$

- $f_{h,S,k}$ charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit im Gewindebereich [N/mm²]
- ρ_k charakteristischer Wert der Rohdichte des umgebenden Holzes [kg/m³]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
- β ^(c) Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes [°]

Bei genauerer Betrachtung von Gleichung Gl. [3-1] fällt auf, dass zwar der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung (β) einen Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit hat, der Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung (α) hingegen nicht. Dennoch kann sie für alle Winkelkombinationen von α und β zur Berechnung der Lochleibungsfestigkeit herangezogen werden, weil offensichtlich – wie bereits von WERNER 1993 [93] für Nägel und Klammern beobachtet wurde – in nicht vorgebohrten Löchern bei relativ kleinen Durchmessern der Einfluss der Beanspruchungsrichtung zu vernachlässigen ist. Werden

a. Als Versagensmodus III nach JOHANSEN 1949 [47] wird der duktile Versagensmodus mit zwei Fließgelenken pro Scherfuge bezeichnet.

b. EN 1995-1-1 [107] legt fest, dass der Einfluss des Schraubengewindes in der Bemessung mit einem wirksamen Durchmesser d_{ef} zu berücksichtigen ist, wobei d_{ef} gleich dem 1,1-fachen Kerndurchmesser d_j entspricht. Übliche Verhältnisse (d_j/d) zwischen Kern- und Nenndurchmesser von selbstbohrenden Holzschrauben bewegen sich im Bereich von 0,60 bis 0,75.

c. In der Quellpublikation [18] wird dieser Winkel unter anderem auch mit ε bezeichnet, dies wurde jedoch an die Notation der vorliegenden Arbeit angepasst.

Schrauben hingegen ins Hirnholz ($\beta = 0^\circ$) eingedreht und rechtwinklig zu ihrer Achse belastet, dann reduziert sich der Lochleibungswiderstand sehr deutlich auf 40 % des Basiswertes bei rechtwinkliger Anordnung bezüglich der Holzfaserrichtung.

Last-Verformungs-Verhalten unter Lochleibungsbeanspruchung

Um das Last-Verformungs-Verhalten von auf Abscheren beanspruchten Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben möglichst realitätsnah abbilden zu können, ist die Kenntnis der relevanten Parameter wichtig. In Anlehnung an WERNER 1993 [93] geben BLAß ET AL. 2006 [18] eine 3-parametrische Exponentialfunktion zur Abbildung des nichtlinearen Verhaltens der Lochleibungsbeanspruchung im Bereich von selbstbohrenden Holzschrauben an. Die Näherungsfunktion sowie die Definition der Parameter der Exponentialfunktion sind in Abb. 3.1 dargestellt und der formale Zusammenhang ist in Gleichung Gl. [3-2] in allgemeiner Form angegeben.

$$\sigma_{h,S}(f_{h,S}, w) = f_{h,S} \cdot [K_2 + K_3 \cdot (w - w_s)] \cdot \left[1 - e^{\left(-K_1 \cdot \frac{w - w_s}{K_2}\right)} \right] \leq f_{h,S} \tag{3-2}$$

- $\sigma_{h,S}$ Lochleibungsspannung Gewindebereich der Schraube [N/mm²]
- $f_{h,S}$ geprüfter Wert der Lochleibungsfestigkeit im Gewindebereich der Schraube [N/mm²]
- w Verformung [mm]
- w_s Anfangsverformung (Schlupf) [mm]
- K_1 Steifigkeitsparameter 1 (für den Anfangsverschiebungsmodul) [N/mm³]
- K_2 Steifigkeitsparameter 2 (für das Lochspiel) [N/mm²]
- K_3 Steifigkeitsparameter 3 (für den Verschiebungsmodul im über der Proportionalitätsgrenze) [N/mm³]

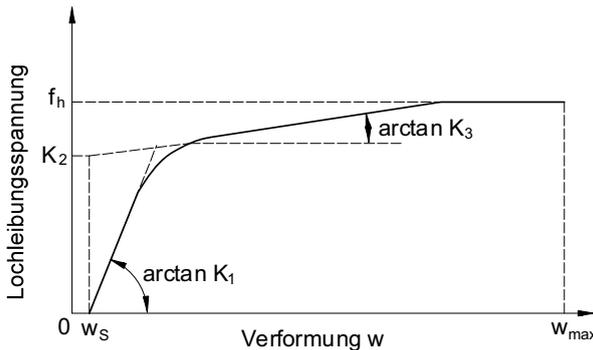


Abb. 3.1: Näherungsfunktion für den Zusammenhang zwischen Lochleibungsspannung und Verformung im Versuch (aus [18])

Die Parameter K_1 bis K_3 sowie die Anfangsverformung w_s sind für verschiedene Winkelkombinationen von α und β in BLAß ET AL. 2006 [18] angegeben und sind in dieser Arbeit in Tab. 3.1 zusammengefasst. Unglücklicherweise wurde die Winkelkombination des gegenständlichen Verbindungssystems ($\alpha = 0^\circ$ und $\beta = 45^\circ$) nicht untersucht, es ist jedoch der Hinweis auf die Zulässigkeit einer linearen Interpolation der einzelnen Parameter für Zwischenwerte zu finden. Das Ergebnis dieser Interpolation für das vorliegende Verbindungssystem ist nach Ansicht des Verfassers jedoch nicht befriedigend.

Tab. 3.1: Parameter der Näherungsfunktion nach [18] ergänzt um die interpolierten Werte für die Winkelkombination des gegenständlichen Verbindungssystems

Winkel		Parameter (Mittelwert und COV)			
α	β	K_1	K_2	K_3	w_s
°	°	N/mm ³	N/mm ²	N/mm ³	mm
0	90	1,287 (1 %)	1,029 (1 %)	-0,010 (15 %)	0,022 (9 %)
45	90	1,301 (1 %)	0,889 (1 %)	0,019 (6 %)	0,009 (20 %)
90	90	0,917 (1 %)	0,695 (1 %)	0,061 (2 %)	0,025 (7 %)
-	0	1,678 (1 %)	0,878 (0,3 %)	0,021 (4 %)	0,010 (12 %)
0	45	1,483	0,954	0,006	0,016

Fließmoment

Der charakteristische Wert des Fließmoments $M_{y,k}$ ist in der Regel den Angaben der Technischen Produktzulassung zu entnehmen und sollte für selbstbohrende Holzschrauben nicht gemäß der in EN 1995-1-1 [107] angegebenen Gleichungen ermittelt werden, weil die Stahlfestigkeiten deutlich höher sind und sich von Hersteller zu Hersteller wesentlich unterscheiden können. Die Fließgrenze f_y liegt dabei lt. BLAß ET AL. 2006 [18] aufgrund unterschiedlicher Methoden und Arten der Härtung in einem Bereich zwischen 1.000 und 2.000 N/mm² und kann aus diesem Grund nicht allgemeingültig angegeben werden.

Aus Untersuchungen zur Abschätzung des Fließmomentes von selbstbohrenden Holzschrauben wurden von BLAß ET AL. 2006 [18] die Höchstwerte der Fließmomente für 272 Schrauben unterschiedlicher Hersteller im Durchmesserbereich zwischen 3 mm und 12 mm auf Basis des vollplastischen Moments für kreisrunde Querschnitte ermittelt. Es zeigte sich, dass die Fließgrenze eine Durchmesserabhängigkeit aufweist und kleiner wird, wenn der Schraubenkerndurchmesser ansteigt, was mit nachstehender Gleichung mit einem Korrelationskoeffizienten von $R = 0,67$ beschrieben werden kann:

$$f_{y,S} = 2056 \cdot d_k^{-0,19} \tag{3-3}$$

$f_{y,S}$Fließgrenze von selbstbohrenden Holzschraube [N/mm²]
 d_kKerndurchmesser der selbstbohrenden Holzschraube [mm]

Da mit Gleichung Gl. [3-3] nur die Höchstwerte der Fließspannung, und damit verbunden die Höchstwerte des Fließmoments $M_{y,S}$ von selbstbohrenden Holzschrauben ermittelt werden können, die tatsächlich in einer Verbindung auftretenden Biegewinkel aber in der Regel kleiner sind als jene beim Höchstwert, wurden in weiterer Folge die Parameter einer Exponentialfunktion ermittelt. Damit lässt sich das auftretende Biegemoment $M_{y,S}$ in Abhängigkeit des tatsächlichen Biegewinkels ϕ mit einem Korrelationskoeffizienten von $R = 0,962$ beschreiben:

$$M_{y,S}(\phi) = \eta \cdot \frac{f_{y,S} \cdot d_k^3}{6} \tag{3-4}$$

$M_{y,S}(\phi)$Höchstwert des Fließmoments in Abhängigkeit des Biegewinkels [Nmm]
 ηAbminderungsfunktion in Abhängigkeit von Biegewinkel und Nenndurchmesser gemäß Gleichung Gl. [3-4.a] [-]

$$\eta = (1, 1083 - 2, 914 \cdot 10^{-4} \cdot \phi \cdot d) \cdot (1 - e^{-1,397 \cdot 10^{-2} \cdot \phi \cdot d}) \tag{3-4.a}$$

ϕ Biegewinkel [°]
 d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

Die Abhängigkeit des Fließmomentes von selbstbohrenden Holzschrauben vom in der Verbindung tatsächlich auftretenden Biegewinkel ist in Abb. 3.2 dargestellt.

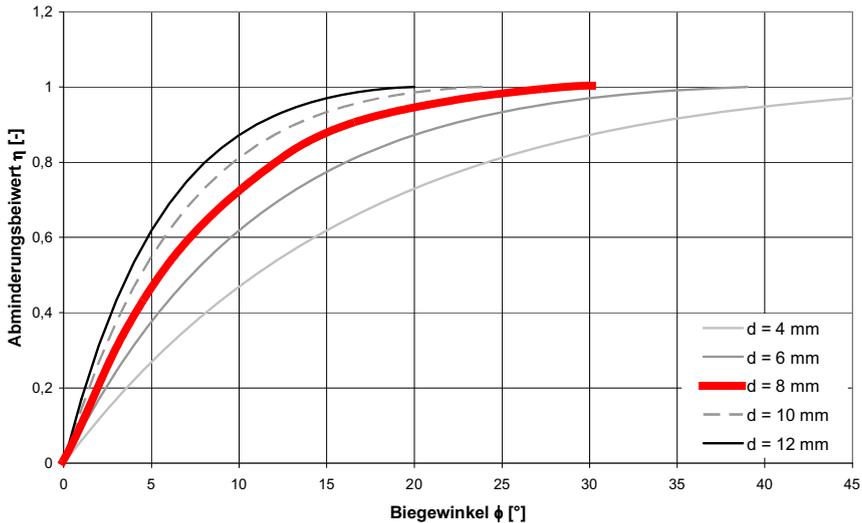


Abb. 3.2: Einfluss des Biegewinkels ϕ und des Nenndurchmessers d auf das Fließmoment $M_{y,S}$ von selbstbohrenden Holzschrauben (modifiziert aus [18])

Resumee

Durch die hohe Stahlfestigkeit der Schrauben und wegen der Aktivierung von Reibungskräften sind auf Abscheren beanspruchte Schraubenverbindungen annähernd so leistungsfähig wie Verbindungen mit Stabdübeln. Der charakteristische Wert der Lochleibungsfestigkeit im Gewindebereich kann für Schraubenverbindungen gemäß Gleichung Gl. [3-1] berechnet werden. Das Fließmoment der Schrauben im Gewindebereich sollte gemäß Herstellerangabe aus der Technischen Zulassung entnommen und gegebenenfalls mit Gleichung Gl. [3-4.a] an den tatsächlich auftretenden Biegewinkel angepasst werden. Das Last-Verformungs-Verhalten kann qualitativ jedenfalls auf Basis von Gleichung Gl. [3-2] ermittelt werden, der quantitative Verlauf muss aufgrund mangelnder Information bezüglich der maßgebenden Parameter genauer evaluiert werden.

3.2.2 Herausziehen

Eine auf Herausziehen (Beanspruchung parallel zur Stiftachse) beanspruchte Schraube ist korrekter Weise als axial beanspruchte Schraube zu bezeichnen, da das Herausziehen nur eine der möglichen Versagensarten bei axialer Beanspruchung darstellt. Generell können die Versagensarten in ein Holzversagen und ein Versagen der Schraube selbst eingeteilt werden. Zu Ersterem zählt neben dem Durchziehen des Schraubenkopfes durch das Holz – diese Versagensart ist für Vollgewindeschrauben nur selten, und bei

Verwendung von Stahlblechen überhaupt nicht maßgebend – das zuvor genannte Herausziehen des Gewindes aus dem Holz. Hierbei kommt es in Abhängigkeit des Winkels zwischen Schraubennachse und Faserrichtung entweder zu einem Versagen senkrecht zur Faser infolge eines Biegebruchs der Holzfasern ($\beta = 90^\circ$) oder zu einem parallelen Abscheren der Fasern ($\beta = 0^\circ$). Bei Winkeln dazwischen setzt sich das Bruchverhalten aus einer Kombination dieser beiden Versagensarten und zusätzlichen Stauchungen der Fasern zusammen (vgl. Abb. 3.3).

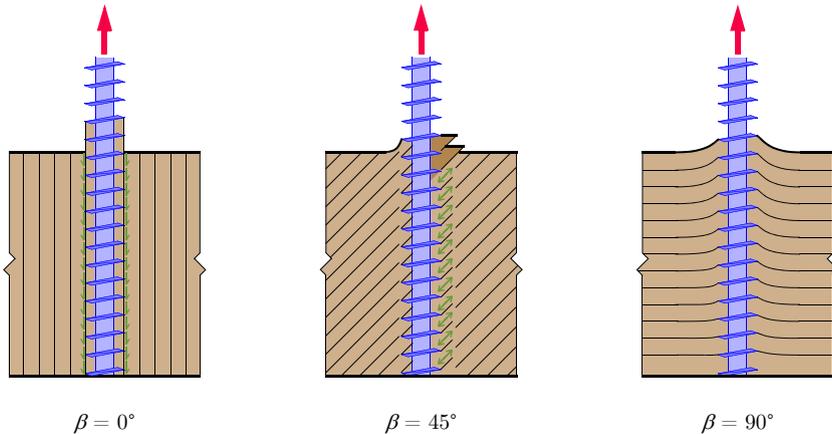


Abb. 3.3: Bruchmodelle von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an JABLONKAY 1999 [46])

Als Versagensarten, bei denen die Schraube selbst versagt, sind in erster Linie das Abreißen des Schraubenkopfes und das Abreißen der Schraube im Schaft- oder Gewindeteil bzw. genau im Übergang von Gewinde zu Schaft zu nennen. Dabei treten im Übergang von Gewinde zu Schaft aufgrund der Geometrieänderung meist Kerbwirkungen auf, die eine Reduktion der theoretischen Nettotragfähigkeit der Schraube mit sich bringen. Auch im Bereich des Schraubenkopfes entstehen bei Verbindungen mit außen liegenden Stahlblechen ^(a) infolge der Relativverschiebung des Bleches zur Holzoberfläche meist lokale Überbeanspruchungen, wenn die Kanten der Bohrung im Stahlblech auf den Schraubenquerschnitt gepresst werden. Hier ist ebenso von Kerbwirkungen die Rede.

Bei Verbindungen mit Stahlblechen ist es weiterhin möglich, dass es bei zu dünnen Blechen zu einem Durchstanzen der Schraubenköpfe durch das Blech kommen kann. Das Führen des Nettoquerschnittsnachweises am Stahlblech versteht sich ebenso wie der Querschnittsnachweis des angeschlossenen Holzes. Wenn Schrauben zur lokalen Verstärkung von Holz rechtwinklig zur Faserrichtung – beispielsweise im Bereich von Trägersauflagern – verwendet werden, ist zusätzlich zum Nachweis des Widerstandes des Schraubengewindes gegen Eindrücken in das Holz (entspricht dem Nachweis auf Herausziehen) ein Stabilitätsnachweis der Schraube selbst zu führen. Dieser Nachweis entspricht einem Knicknachweis wobei der Knickstab über seine gesamte Länge eine elastische Bettung quer zur Stabachse aufweist.

a. Bei vorgefertigten Aluminium-Formteilen wie sie häufig als fertiges Verbindungssystem angeboten werden sind die Beanspruchungen der Schrauben wegen des weicheren Materials Aluminium weniger groß und es ergibt sich insgesamt ein gutmütigeres Verhalten.

Ausziehparameter nach Blaß et al. 2006 [18]

Zur Berechnung des Ausziehparameters von selbstbohrenden Holzschrauben aus dem umgebenden Holz wird von BLAß ET AL. 2006 [18] die nachstehende Gleichung Gl. [3-5] angegeben ^(a). Dabei stützen sich die Parameter auf rund 1.200 Versuche mit Schrauben der Nenndurchmesser zwischen 6 mm und 12 mm sowie Winkelvariationen zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von 0° bis 90°. Der Korrelationskoeffizienten zwischen Prüfdaten und rechnerisch ermittelten Daten beträgt $R = 0,953$.

$$f_{ax,k} = \frac{0,52 \cdot l_{ef}^{-0,1} \cdot \rho_k^{0,8}}{\sqrt{d} \cdot (1,2 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta)} \quad [3-5]$$

- $f_{ax,k}$ charakteristischer Wert des Ausziehparameters [N/mm²]
 l_{ef} wirksame Einbindetiefe des Gewindes im Holz [mm]
 ρ_k charakteristischer Wert des Holzes [kg/m³]
 d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
 $\beta^{(b)}$ Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]

Ausziehparameter nach Frese et al. 2009 [33]

Ein weiteres Modell zur Berechnung der axialen Tragfähigkeit (Widerstand gegen Herausziehen) von selbstbohrenden Holzschrauben wurde von FRESE ET AL. 2009 [33] – basierend auf der Auswertung von rund 1850 Ausziehversuchen mit Einschraubwinkel $\beta = 45^\circ$ und 90° – vorgestellt.

Dabei stellte sich heraus, dass der Ausziehparameter ausschließlich von der Rohdichte des Holzes sowie vom Nenndurchmesser der Schraube abhängig ist. Für Nenndurchmesser zwischen 4 mm und 14 mm sowie Einschraubwinkel von 45° bis 90° wird folgende Gleichung zur Bestimmung des Ausziehparameters vorgeschlagen:

$$f_{ax,k} = 0,0872 \cdot \rho_k \cdot d^{-0,4119} \quad [3-6]$$

- $f_{ax,k}$ charakteristischer Wert des Ausziehparameters [N/mm²]
 ρ_k charakteristischer Wert des Holzes [kg/m³]
 d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

Der Einfluss der Einbindetiefe des Gewindes im Holz ist in dieser Gleichung nicht zu finden, dennoch geben die Autoren zusätzlich zum Ausziehparameter auch eine Gleichung zur Bestimmung der Ausziehtragfähigkeit an, in der ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Einbindetiefe des Gewindes im Holz dargestellt ist. Für Einbindetiefen zwischen 20 mm und 140 mm sowie Einschraubwinkel von 45° bis 90° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung stellen die nach Gl. [3-7] berechneten Tragfähigkeiten (auf logarithmischer Ebene) die beste Korrelation (R^2 von über 0,9) ^(c) zu den Versuchsdaten her.

-
- a. Blaß et al. 2006 [18] geben diese Gleichung vorbehaltlich weiterer Untersuchungen an anderen, als den geprüften Schrauben an. Dennoch hat diese Berechnungsmethode in unveränderter Form Eingang in das Änderungsblatt der europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1/A1 [108] gefunden und ist somit anerkannter Stand der Technik.
 b. In der Quellpublikation ist der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung mit α bezeichnet. Die Anpassung an die Notation in dieser Arbeit wurde aus Durchgängigkeitsgründen vorgenommen.
 c. Eine genauere Angabe kann vom Verfasser nicht gemacht werden, da von FRESE ET AL. 2009 [33] ein Korrelationskoeffizient nicht für die Werte am 5%-Fraktilniveau angegeben wurden.

$$\ln(R_{ax,k}) = 6,54 + l_{ef} \cdot (0,03265 - 1,173 \cdot 10^{-4} \cdot l_{ef}) + 2,35 \cdot 10^{-4} \cdot d \cdot \rho_k \quad [3-7]$$

- $R_{ax,k}$ charakteristischer Wert der Ausziehtragfähigkeit [N]
- l_{ef} wirksame Einbindetiefe des Gewindes im Holz [mm]
- ρ_k charakteristischer Wert des Holzes [kg/m³]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

Ausziehfestigkeit nach Ringhofer et al. 2015 [78]

Eine andere Möglichkeit zur Berechnung der axialen Tragfähigkeit im Holz wurde von RINGHOFER ET AL. 2015 [78] vorgestellt. Mit dem vorliegenden Modell ist es möglich, die Ausziehfestigkeit ^(a) universell für Vollholz (VH), Brettschichtholz (BSH) oder Brettsperrholz (BSP) mittels einiger weniger Parameter zu bestimmen.

$$f_{ax,k} = f_{ax,ref,k} \cdot k_{ax} \cdot k_{sys}(N) \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_{ref}}\right)^{k_p} \quad [3-8]$$

- $f_{ax,k}$ charakteristischer Wert der Ausziehfestigkeit [N/mm²]
- $f_{ax,ref,k}$ charakteristischer Referenzwert der Ausziehfestigkeit rechtwinklig zur Faser gemäß Gleichung Gl. [3-8.a] [N/mm²]
- k_{ax} Beiwert zur Berücksichtigung des Einschraubwinkels β [-]
- $k_{sys}(N)$ Beiwert zur Berücksichtigung des Holzproduktes (VH, BSH, BSP) [-]
- ρ_k charakteristischer Wert der Rohdichte [kg/m³]
- ρ_{ref} Referenzwert der Rohdichte mit der der charakteristische Referenzwert der Ausziehfestigkeit rechtwinklig zur Faser ermittelt wurde [kg/m³]
- k_p Beiwert zur Berücksichtigung des Einflusses der Rohdichte auf den charakteristischen Referenzwert der Ausziehfestigkeit in Abhängigkeit vom Einschraubwinkel β [-]

$$f_{ax,ref,k} = 0,013 \cdot \rho_{ref}^{1,11} \cdot d^{-0,33} \quad [3-8.a]$$

- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

$$k_{ax} = \begin{cases} 1,00 & 45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ \\ 0,64 \cdot k_{gap} + \frac{1 - 0,64 \cdot k_{gap}}{45} \cdot \beta & \text{für } 0^\circ \leq \beta < 45^\circ \end{cases} \quad [3-8.b]$$

- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]
- k_{gap} Beiwert zur Berücksichtigung von Fugen zwischen einzelnen Brettlagen von Brettsperrholz. In diesem Fall ist $k_{gap} = 0,90$ zu setzen. In allen anderen Fällen ist $k_{gap} = 1,00$

$$k_p = \begin{cases} 1,10 & \text{für } 0^\circ < \beta \leq 90^\circ \\ 1,25 - 0,05 \cdot d & \beta = 0^\circ \end{cases} \quad [3-8.c]$$

a. Die Ausziehfestigkeit unterscheidet sich vom Ausziehparameter lediglich dadurch, dass beim Ausziehparameter die Konstante π implizit in der Funktion integriert ist.

$$k_{sys} = \begin{cases} 1,00 & \text{für } VH \\ 1,13 & \text{für } BSH \\ 1,10 & \text{für } BSP \text{ und } N \geq 3 \end{cases} \quad [3-8.d]$$

N Anzahl der Lagen von BSP, in die das Schraubengewinde eingebettet ist ^(a) [-]

Insgesamt basieren die Ergebnisse auf der Auswertung von rund 8.000 Prüfungen zur Ausziehfestigkeit mit der Variation aller beeinflussenden Parameter und einem Korrelationskoeffizienten über alle Daten von $R = 0,883$. Nach Ansicht des Verfassers ist die Verwendung einer einzigen Bemessungsgleichung mit verschiedenen Parametern zur Berücksichtigung der maßgebenden Einflussgrößen sehr praxistauglich.

Auffällig ist, dass es im Modellvorschlag nach RINGHOFER ET AL. 2015 [78] keinen direkten Einfluss der Einbindtiefe des Gewindes (l_{ef}) auf die Ausziehfestigkeit gibt – dies steht im Widerspruch zu den Ergebnissen nach Gl. [3-5], die auf den Ergebnissen von BLAß ET AL. 2006 [18] basiert. Auch in der Publikation von FRESE ET AL. 2009 [33] ist festzustellen, dass ein Einfluss der Einbindtiefe auf den Ausziehparameter nicht erkannt wurde. Dennoch findet sich in Gl. [3-7] ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Ausziehtragfähigkeit und der Einbindtiefe wobei festzuhalten ist, dass der Anwendungsbereich der angegebenen Gleichung nur bei Einschraubblängen zwischen 20 mm und 140 mm liegt. Wird Gl. [3-7] über ihren Gültigkeitsbereich hinaus ausgewertet, sinkt das Ergebnis stark ab und nähert sich dem Wert Null an – weshalb es von höchster Wichtigkeit ist, die Anwendungsgrenzen einzuhalten.

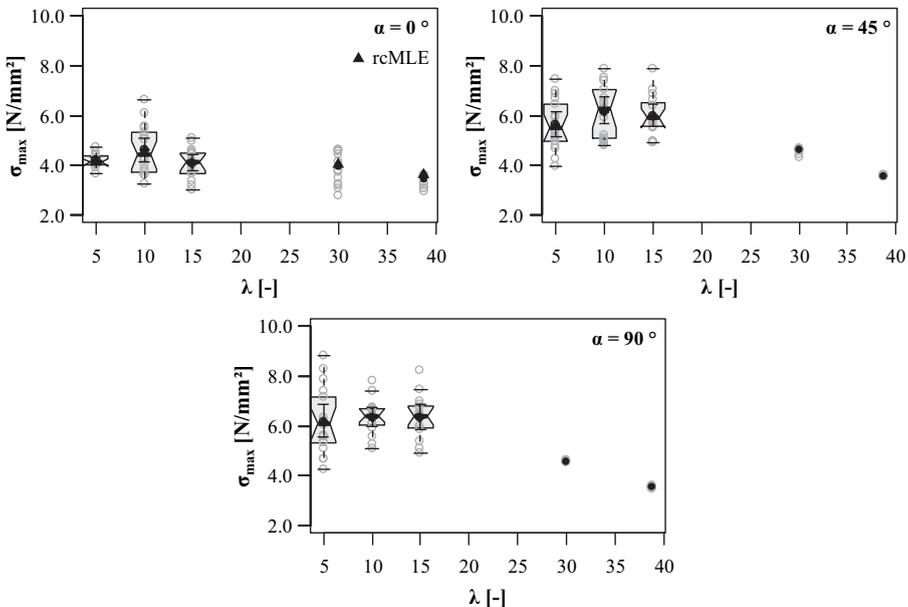


Abb. 3.4: Box-Plots für den Zusammenhang zwischen maximaler Ausziehfestigkeit (σ_{max}) und Schlankheit λ für drei definierte Einschraubwinkel β (aus [76])

a. Die Funktion der Gl. [3-8.d] ist nur dann gültig, wenn mindestens 3 Lagen vom Schraubengewinde durchdrungen werden.

Die Abb. 3.4 zeigt 3 Box-Plots für den Zusammenhang zwischen der Schlankheit $\lambda = l_{ef}/d$ und der maximalen Ausziehfestigkeit σ_{max} für drei konkrete Einschraubwinkel wie sie von RINGHOFER 2017 [76] publiziert wurden. Dabei vertritt er die These, dass trotz des in den Diagrammen zu erkennenden leichten Abfalls der Ausziehfestigkeit bei großen Schlankheiten und Einschraubwinkel über 45° wegen der allgemeinen Variation der Mittelwerte und des Medianes der Ausziehfestigkeit kein signifikanter Einfluss von λ_{ef} auf f_{ax} festzustellen ist.

Eine direkte Gegenüberstellung der Ergebnisse für die axiale Tragfähigkeit einer selbstbohrenden Holzschraube mit dem Nenndurchmesser von $d = 8$ mm, einem Einschraubwinkel β von 45° sowie einer Einbindelänge im Holz von $l_{ef} = 170$ mm sowie eines 5%-Fraktilwertes der Rohdichte von 420 kg/m^3 (vgl. Abbildung 4.2 auf Seite 230) ^(a) ergibt eine Differenz in der rechnerischen Tragfähigkeit von 51 %. Dabei beträgt der charakteristische Wert des Widerstandes unter Bezugnahme auf Gleichung Gl. [3-5] 17,07 kN und bei Gleichung Gl. [3-8] ergibt sich ein Wert von 25,75 kN. Bei Berechnung des charakteristischen Wertes der Tragfähigkeit gemäß der Technischen Zulassung für das verwendete Schraubenprodukt [130] ergibt sich $R_{ax,k}$ zu 16,45 kN, was etwa 96 % des Wertes gemäß Gleichung Gl. [3-5] entspricht. Eine Auswertung gemäß Gl. [3-7] ist nicht möglich, da die Einschraublänge von 180 mm außerhalb der Anwendungsgrenzen liegt.

Last-Verformungs-Verhalten unter axialer Beanspruchung

Das Last-Verformungs-Verhalten (vgl. Abb. 3.5) zeigt weiters, dass eine Beanspruchung unter einem Winkel $\beta > 0^\circ$ ein gutmütigeres (theoretisch duktileres) Verhalten aufweist, als eine im Hirnholz ($\beta = 0^\circ$) eingedrehte, axial belastete Schraube.

Betreffend des Last-Verschiebungs-Verhaltens von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben die rechtwinklig zur Faserrichtung eingedreht sind, berichten BLAß ET AL. 2006 [18] von 413 Versuchen zur Ermittlung der Ausziehtragfähigkeit, bei denen auch die Last-Verschiebungs-Diagramme aufgezeichnet wurden. Aus diesen Versuchen ergab sich mit einem Korrelationskoeffizienten von $R = 0,794$ die nachstehende Gleichung Gl. [3-9] zur Bestimmung von K_{ax} :

$$K_{ax} = 234 \cdot (\rho \cdot d)^{0,2} \cdot l_{ef}^{0,4} \quad [3-9]$$

K_{ax} Verschiebungsmodul unter Axialbeanspruchung [N/mm]
 ρ Rohdichte des umgebenden Holzes [kg/m³]
 d Nenndurchmesser der selbstbohrenden Holzschraube [mm]
 l_{ef} wirksame Einschraublänge [mm]

Die Gleichung ist jedoch ausschließlich für rechtwinklig zur Faserrichtung ($\beta = 90^\circ$) eingedrehte selbstbohrende Holzschrauben gültig. Für kleinere Einschraubwinkel konnten die Autoren, aus den unter anderen Winkeln eingedrehten und geprüften Schrauben, keine Gleichung mit der nötigen Korrelation ermitteln, da einige tragfähigkeitsrelevante Parameter nicht ausreichend variiert wurden. Die Versuche von KEVARINMÄKI 2002 [50] mit einem Einschraubwinkel von 45° wurden dennoch mit Gleichung Gl. [3-9] ausgewertet, es ergibt sich aber keine klar zu erkennende Korrelation zwischen Versuch und Rechnung, weshalb es empfohlen wird, die Verschiebungsmoduln für jeden Schraubentyp zu ermitteln.

a. Genau diese hier angegebenen Parameter entsprechen dem Großteil der geprüften Schraubenverbindungen im gegenständlichen Verbindungssystem.

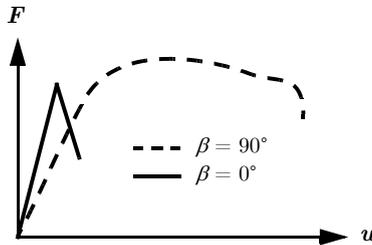


Abb. 3.5: Qualitativer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurven von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben in Bezug auf den Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung (nach JABLONKAY 1999 [46])

Aus der Technischen Zulassung für das verwendete Schraubenprodukt [130] kann, für unter 45° zur Faserrichtung eingeschraubte selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde des Durchmessers 8 mm, die nachstehende Gleichung zur Bestimmung des axialen Verschiebungsmoduls K_{ser} entnommen werden:

$$K_{ser} = 1200 \cdot l_{ef}^{0,4} \tag{3-10}$$

K_{ser} axialer Verschiebungsmodul für einen Einschraubwinkel von 45° [N/mm]
 l_{ef} wirksame Einschraublänge [mm]

Wird Gleichung Gl. [3-10] für eine wirksame Einschraublänge von 170 mm ausgewertet, ergibt sich im Vergleich zum Ergebnis der Gleichung Gl. [3-9] unter Verwendung einer Rohdichte von 454 kg/m³ (Mittelwert der Probekörper) nur ein Unterschied von 0,5 %, was darauf schließen lässt, dass sich Gleichung Gl. [3-9] auch für unter 45° zur Faserrichtung eingedrehte selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde des betreffenden Herstellers angewendet werden kann.

Als Ergänzung zum Verschiebungsmodul geben BLAß ET AL. 2006 [18] auch den Wert der axialen Grenzverschiebung δ_{ax} von auf Herausziehen beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben an, um das Last-Verschiebungs-Verhalten mit ausreichender Genauigkeit beschreiben zu können. In Abb. 3.6 ist ein typisches Last-Verschiebungs-Diagramm für axial beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben dargestellt, dass im Gegensatz zu Abb. 3.5 nach JABLONKAY 1999 [46] unabhängig vom Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von einem spröden Verhalten ausgeht.

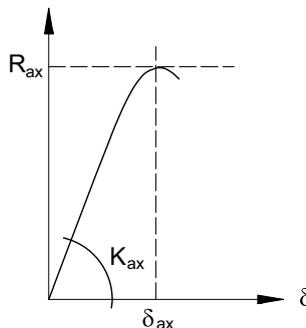


Abb. 3.6: Repräsentativer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurve für auf Herausziehen beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben (aus [18])

Der Verfasser geht davon aus, dass es sich bei dem dargestellten, theoretischen, doch sehr duktilen Verhalten für quer zur Faserrichtung eingedrehte Holzschrauben um eine zu positive Einschätzung von JABLONKAY 1999 [46] handelt bzw. dass die Darstellung übertrieben ist. Der qualitative Verlauf wird jedoch absolut nicht angezweifelt – eine Schraube im Hirnholz ist bei Holzversagen absolut spröde, bei Holzversagen im Seitenholz hingegen kündigt sich das Versagen durch eine Verringerung der Steigung im Last-Verschiebungs-Diagramm vor dem Maximalwert der Tragfähigkeit an.

Die Bestimmungsgleichung für die axiale Grenzverschiebung wird von BLAŠ ET AL. 2006 [18] mit einem Korrelationskoeffizienten von $R = 0,918$ für rechtwinklig zur Faser eingedrehte Schrauben bzw. mit $R = 0,798$ für unterschiedliche Einschraubwinkel β zwischen 0° und 90° angegeben ^(a):

$$\delta_{ax,\beta} = \frac{0,0016 \cdot d \cdot \sqrt{\rho \cdot l_{ef}}}{1,54 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta} \tag{3-11}$$

- $\delta_{ax,\beta}$ axiale Grenzverschiebung einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube unter einem beliebigen Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [mm]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
- ρ Rohdichte des Holzes [kg/m³]
- l_{ef} wirksame Einschraublänge [mm]

Die Korrelation hinsichtlich des Winkels ist nicht zufriedenstellend, wobei dies von den Autoren auf eine einzelne Gruppe von Schrauben ($d = 5$ mm) zurückgeführt wird. Nach Ansicht des Verfassers ist für das gegenständliche Verbindungssystem mit Schrauben des Nenndurchmessers 8 mm eine ausreichend gute Korrelation vorhanden, um die axiale Grenzverschiebung aus den Versuchen rück rechnen zu können.

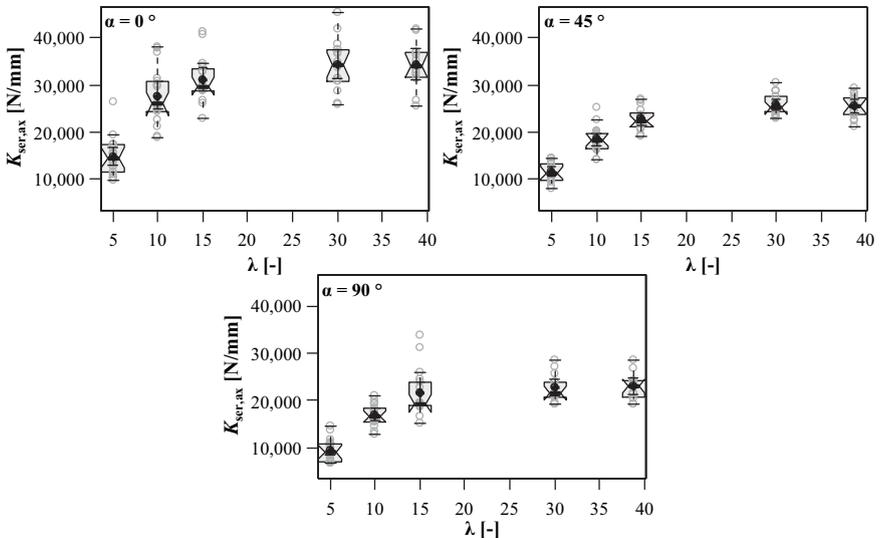


Abb. 3.7: Box-Plots für den Zusammenhang zwischen axialer Steifigkeit ($K_{ser,ax}$) und Schlankheit λ für drei definierte Einschraubwinkel β (aus [76])

a. Die Indizes wurden der Durchgängigkeit halber erneut an die in dieser Arbeit übliche Notation angepasst.

Hinsichtlich des Last-Verschiebung-Verhaltens gibt RINGHOFER 2017 [76] zu bedenken, dass die vorhandenen Modelle sehr große Abweichungen aufweisen, und dass die Größenordnung von $K_{ser,ax}$ offensichtlich auch von Parametern abhängt, die in den bisherigen Modellen nicht (Gewindesteigung p) oder nur unzureichend (Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung) implementiert sind.

Dennoch ergibt sich auch bei seiner Auswertung der Versuchsdaten ein sehr ausgeprägter Einfluss der Einbindtiefe l_{ef} auf die axiale Steifigkeit, was in Abb. 3.7 für drei unterschiedliche Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung dargestellt ist. Für höhere Schlankheiten ($\lambda > 30$) zeigt sich, dass sich die zu bestimmenden Ausziehsteifigkeiten einem konstanten Plateau annähern. Das Manko der Untersuchungen hinsichtlich axialer Steifigkeit von RINGHOFER 2017 [76] ist allerdings die Tatsache, dass alle Ergebnisse nur auf einem Nenndurchmesser von 8 mm beruhen, was die Anwendbarkeit auf das vorliegende Verbindungssystem nach Ansicht des Verfassers nicht einschränkt, weil hier ebenso alle experimentellen Untersuchungen mit dem gleichen Nenndurchmesser von 8 mm durchgeführt wurden.

Für einen gegebenen Einschraubwinkel von $\beta = 45^\circ$ kann aus der Quellpublikation die nachfolgende Gl. [3-12] zur Bestimmung des Mittelwertes der axialen Ausziehsteifigkeit extrahiert werden:

$$K_{ser,ax,45,mean} = 4304 \cdot l_{ef}^{0,32} \quad [3-12]$$

$K_{ser,ax,45,mean}$ Mittelwert des axialen Verschiebungsmodul für einen definierten
Einschraubwinkel von 45° [N/mm]
 l_{ef} wirksame Einschraublänge [mm]

Wird Gl. [3-12] wiederum für eine Einschraublänge von 170 mm ausgewertet, so ergibt sich im Vergleich zum Ergebnis nach Gl. [3-9] ein um 137 % höherer Wert für die axiale Steifigkeit $K_{ser,ax,45}$.

RINGHOFER 2017 [76] gibt zu bedenken, dass auch die Streuungen im Vergleich zu jenen beim Ausziehparameter, zu deutlich größeren Ungenauigkeiten im Ergebnis führen können und es hinsichtlich des Parameters der axialen Steifigkeit noch tiefergehender Untersuchungen bedarf.

Resumee

Verbindungen mit axial beanspruchten Schrauben weisen je nach Konfiguration und Einschraubwinkel unterschiedlichste Versagensarten auf. Das Trag- und Verformungsverhalten reicht von absolut spröde bis mittelmäßig duktil. Die axiale Tragfähigkeit kann als Minimum des Widerstandes gegen Herausziehen aus dem Holz auf Basis von Gleichung Gl. [3-5] und der Zugtragfähigkeit der Schraube, die in der Technischen Zulassung angegeben ist, ermittelt werden. Eine alternative Basis zur Berechnung der Ausziehtragfähigkeit stellen Gleichung Gl. [3-8] oder der in der Technischen Zulassung angegebene charakteristische Wert des Ausziehparameters dar. Das Last-Verschiebungs-Verhalten kann unter Verwendung der Gleichungen Gl. [3-9] und Gl. [3-11] oder aber auch mit Hilfe von Gl. [3-12] ermittelt werden, wobei die Genauigkeit der Ergebnisse doch größeren Streuungen unterworfen sein dürfte.

3.2.3 Kombinierte Beanspruchung

Die Problematik des gegenständlichen Verbindungssystems ist unter anderem dadurch charakterisiert, dass sich die Beanspruchung der Verbindungsmittel aus einer Kombination von Abscherbeanspruchung und Axialbeanspruchung zusammensetzt. Dies hat wiederum zur Folge, dass eine eindeutige Zuordnung zu normativen Vorgaben hinsichtlich der Abminderung der Tragfähigkeit infolge der Gruppenwirkung nicht praktikabel umsetzbar ist. Auch die Bestimmung der beiden Lastanteile Abscheren und Herausziehen ist nur schwer möglich und es stellt sich weiters – allein wegen der großen Steifigkeitsunterschiede zwischen den jeweiligen Versagensarten – die Frage nach der Notwendigkeit dieser Aufteilung bzw. der

Berücksichtigung der kombinierten Beanspruchung. Dennoch soll hier kurz berichtet werden, welche Einflüsse auf eine Nachweisführung von Bedeutung sein können und zu welchen Ergebnissen andere Forscher auf diesem Gebiet gelangt sind.

BLAß ET AL. 2006 [18] berichten von Versuchen zur Ermittlung des Ausziehwerstandes von selbstbohrenden Holzschrauben unter gleichzeitiger Wirkung einer Querbelastung in Vollholz der Holzart Fichte (*picea abies*). Die Einbindetiefe des Gewindes lag bei diesen Prüfungen zwischen $2,5 d$ und $3,3 d$ und die verwendeten Schrauben hatten einen Nenndurchmesser zwischen 6 mm und 12 mm. Außerdem wurden der Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung sowie der Winkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung jeweils in 15° -Schritten variiert. In den Versuchen wurde anfangs eine laterale Verschiebung $\delta_{la} \leq 5 \text{ mm}$ ^(a) aufgebracht oder es wurde bis zu einer vorgegebenen Grenzlochleibungsspannung belastet. Im Anschluss daran wurden die Schrauben bis zum Versagen auf Herausziehen beansprucht.

Die Ergebnisse dieser Versuche bestätigten die Erwartungen der Verfasser dahin gehend, als die axiale Tragfähigkeiten (Beanspruchung auf Herausziehen) von selbstbohrenden Holzschrauben des Durchmessers $d = 8 \text{ mm}$ bei einer Querverschiebung von 5 mm nur mehr 77 % bis 82 % des entsprechenden Wertes ohne Querbelastung betragen. Für Schrauben des Durchmessers $d = 12 \text{ mm}$ ergaben sich Abminderungen im Bereich zwischen 63 % und 82 % gegenüber unbelasteten Proben. Diese Werte stellen bezogene Mittelwerte dar und decken alle geprüften Winkelvariationen für α und β zwischen 0° und 90° dar. In weiterer Folge wurden für einige Winkelkombinationen Funktionen zur Berechnung des Ausziehparameters f_{ax} in Abhängigkeit der vorhandenen Lochleibungsspannung angegeben.

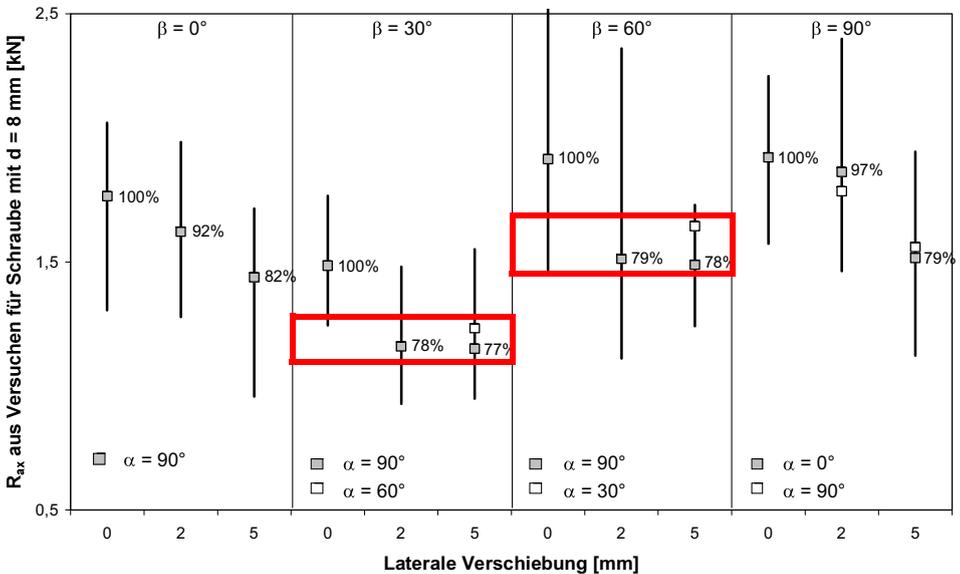


Abb. 3.8: Ausziehwerstand von selbstbohrenden Holzschrauben mit $d = 8 \text{ mm}$ in Abhängigkeit des Einschraubwinkels sowie der lateralen Verschiebung $\delta_{la} = 0; 2; 5 \text{ mm}$ (ergänzt aus [18])

a. BLAß ET AL. 2006 [18] nahmen an, dass die Lochleibungsfestigkeit des Holzes bei einer Querverschiebung von 5 mm erreicht sei. Um diese Annahme zu überprüfen wurde in jeder Prüferie die Tragfähigkeit auf Herausziehen jeweils mit einer Lateralschiebung von 0 mm, 2 mm und 5 mm untersucht.

Für Schrauben mit einem Nenndurchmesser von 8 mm (dieser Schraubendurchmesser kam auch in den experimentellen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit zur Anwendung) und verschiedene Winkel α und β ist eine Gegenüberstellung der Auszieh Widerstände in Abhängigkeit der lateralen Verschiebung δ_{la} in Abb. 3.8 angegeben. Eine Interpretation der Ergebnisse für die Einschraubwinkel $\beta = 30^\circ$ und $\beta = 60^\circ$ (der Einschraubwinkel in den experimentellen Untersuchungen der vorliegenden Arbeit lag entweder bei $\beta = 45^\circ$ oder $\beta = 30^\circ$) zeigt, dass die Tragfähigkeit bei einer Lateralverschiebung ab 2 mm auf etwa 80 % des Wertes ohne Querlast abfällt. Es ist also sehr wahrscheinlich, dass für die gegebene Konfiguration der Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde eine Reduktion der Ausziehfestigkeit ^(a) um etwa 20 % des Basiswertes zu erwarten ist.

Unglücklicherweise geben die Verfasser abermals keine Funktion zur Winkelkombination für das vorliegende Verbindungssystem mit einem Winkel zwischen Lochleibungskraft- und Faserrichtung von $\alpha = 45^\circ$ und einem Einschraubwinkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von $\beta = 45^\circ$ an. Für die Geometrie bei $\alpha = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$, wird zur Bestimmung des Ausziehparameters in Abhängigkeit einer gleichzeitig wirkenden Lochleibungsbeanspruchung Gl. [3-13] angegeben. Für die Anwendbarkeit dieser Gleichung auch auf Verbindungen mit geneigt angeordneten ($\beta = 45^\circ$) selbstbohrenden Holzschrauben sind dennoch folgende Argumente zu nennen:

- Der Basiswert des Ausziehparameters (der Abszissenabschnitt in der Regressionsgerade, Gl. [3-13]) verringert sich bei einer Axialbeanspruchung von Schrauben, die unter einem Winkel zwischen $45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$ zur Faserrichtung geneigt eingedreht sind, kaum bis geringfügig ^(b).
- Der Basiswert des Ausziehparameters wurde an Probekörpern aus Vollholz mit einem 5%-Fraktilwert der Rohdichte der Probekörper von 350 kg/m^3 ermittelt. Wird die Gleichung 2-4 auf Seite 30 hinsichtlich des Ausziehparameters unter Verwendung dieses Wertes der Rohdichte und einem Schraubendurchmesser von $d = 8 \text{ mm}$ ausgewertet, ergibt sich für eine Einschraubtiefe von $3 d$ (entspricht 24 mm Prüfkörperdicke) ein Wert von $f_{ax} = 14,51 \text{ N/mm}^2$ für den Ausziehparameter ohne Querbeanspruchung und damit für den Wert des Abszissenabschnitts (im Vergleich dazu werden von BLAß ET AL. 2006 [18] 14,393 als Ausziehparameter (= Abszissenabschnittswert) angegeben – was eine äußerst gute Übereinstimmung darstellt ^(c)).

Die oben genannten Punkte sprechen für die Anwendbarkeit der nachstehenden Gl. [3-13] (nach BLAß ET AL. 2006 [18], mit einer Reduktion der Genauigkeit auf jeweils zwei signifikante Stellen) zur Ermittlung des Ausziehparameters unter Berücksichtigung einer vorhandenen Lochleibungsspannung im Verankerungsbereich des Schraubengewindes bei kombinierter Beanspruchung.

a. Oder des Ausziehparameters nach der Terminologie von BLAß ET AL. 2006 [18].

b. PIRNBACHER ET AL. 2009 [71] berichten von einer umfangreichen Studie über die Ausziehfestigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben, in der unter anderem der Einfluss des Winkels zwischen Schraubenachse und Faserrichtung untersucht wurde. Dabei zeigte sich eine Festigkeitsabminderung für unter 45° zur Faser eingedrehte Schrauben um rund 15 % im Vergleich zum Basiswert rechtwinklig zur Faserrichtung.

BLAß ET AL. 2006 [18] geben in eine Gleichung zur Bestimmung der axialen Tragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben an (diese Gleichung entspricht jener der europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107]), wobei die Festigkeitsreduktion mit der Funktion $1,2 \cdot \cos^2\beta + \sin^2\beta$ zu berechnen ist. Für den vorliegenden Fall ergibt dies eine Abminderung von 10 % gegenüber dem Basiswert von unter 90° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben.

JABLONKAY 1999 [46] berichtet u. a. von Ausziehversuchen mit Winkelvariation zwischen 0° und 90° in denen sich zeigte, dass auf das Verhältnis zwischen den Tragfähigkeiten bei $\beta = 90^\circ$ und $\beta = 45^\circ$ auf Basis der 5%-Fraktilwerte einen Wert von 0,92 annimmt (eigene Auswertung des Verfassers der Versuchsergebnisse von JABLONKAY [46] für Fichte unter Berücksichtigung der Ausreißer).

RINGHOFER 2017 [76] gibt an, dass die Ausziehtragfähigkeit zwischen 90° und 45° nicht vom Winkel beeinflusst ist.

c. Die gute Übereinstimmung erscheint dem Verfasser wenig überraschend, da beide Gleichungen den selben Ursprung haben und die Funktion betreffend Schraubentragfähigkeit in der Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] – nach Kenntnisstand des Verfassers – auf die langjährigen Forschungsarbeiten aus Karlsruhe zurück gehen.

$$f_{ax} = 14 - 0,14 \cdot \sigma_h \tag{3-13}$$

- f_{ax} Ausziehparameter zur Bestimmung der axialen Tragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben [N/mm²]
- σ_h Wert der Lochleibungsspannung, die gleichzeitig mit einer axialen Beanspruchung einer selbstbohrenden Holzschraube wirkt [N/mm²]

Gl. [3-13] könnte in etwas umgewandelter Form nach Ansicht des Verfassers wie folgt formuliert werden:

$$f_{ax,mod} = f_{ax} \cdot \left(1 - \frac{f_h}{100}\right) \tag{3-13.a}$$

- $f_{ax,mod}$ modifizierter, reduzierter Ausziehparameter zur Berücksichtigung der lateral wirkenden Lochleibungsspannungen [N/mm²]
- f_h Lochleibungsfestigkeit [N/mm²]

Die Auswirkungen dieser Reduktion sind nach Ansicht des Verfassers jedoch für das vorliegende Verbindungssystem von untergeordneter Bedeutung, weil die Länge der auf Lochleibung beanspruchten Fläche von der Holzoberfläche gemessen nur relativ kurz ist und somit ein reduzierter Ausziehparameter die axiale Tragfähigkeit von Schrauben mit größerer Gewindelänge kaum beeinflusst. Die Reduktion des Ausziehwiderstandes infolge Lochleibungsbeanspruchung auf dieser Länge wirkt sich möglicherweise sogar positiv auf das Gesamtverhalten der Schraube und der Verbindung aus. Durch die Querbeanspruchung im oberflächennahen Verankerungsbereich kommt es zu einer Verformung, die kinematisch mit einer Verringerung der axialen Steifigkeit einhergeht, weswegen sich diese oberflächennahen Bereiche der Verankerungswirkung entziehen. Dadurch werden die tiefer gelegenen Holzbereiche stärker auf Herausziehen beansprucht, was nach Ansicht des Verfassers mit dem positiven Nebeneffekt von größerem Lasteintrag im Holzinneren und gleichzeitig günstigerem Kraftfluss verbunden sein könnte.

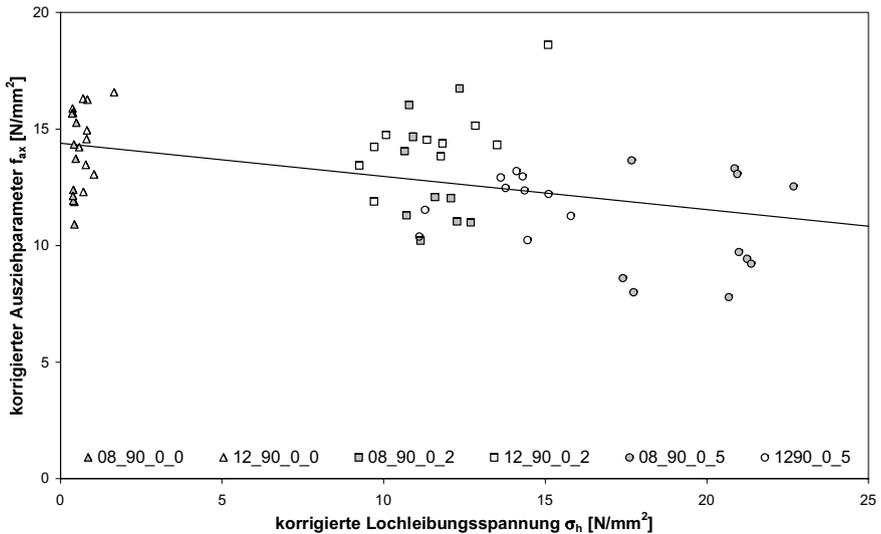


Abb. 3.9: Einfluss der lateralen Verschiebung δ_{la} auf den Ausziehparameter von rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit 8 mm und 12 mm Nenn-durchmesser bei Lochleibungsbeanspruchung parallel zur Faser (aus [18])

Eine andere versuchstechnisch gestützte Untersuchung zum Einfluss von gleichzeitig wirkender axialer und lateraler Beanspruchung von Schrauben (ausschließlich mit 6 mm Nenndurchmesser) wurde von LAGGNER 2016 [57] publiziert. Dabei wurden die Ergebnisse jedoch nicht wie vorhin beschrieben auf Basis der reduzierten Festigkeiten infolge der kombinierten Beanspruchung ausgewertet, sondern auf Basis der Tragfähigkeiten unter besonderer Berücksichtigung der schlussendlich anzuwendenden Interaktionsbeziehung (vgl. Gleichung 2-15 auf Seite 41). Prüftechnisch wurde dabei im Gegensatz zu den Versuchen von BLAß ET AL. 2006 [18] nicht weggesteuert vorbelastet, sondern kraftgesteuert. Folgende Szenarien werden unterschieden:

- reine axiale Beanspruchung
- reine laterale Beanspruchung
- zuerst laterale Beanspruchung (mind. 4,8 kN) und anschließende axiale Beanspruchung
- zuerst axiale Beanspruchung (mind. 2,2 kN) und anschließende laterale Beanspruchung
- gleichzeitige axiale und laterale Beanspruchung

Es zeigt sich aus den Prüfungen dass eine klare gegenseitige Beeinflussung der Widerstände vorhanden ist, wobei bei zu hoher lateraler Beanspruchung^(a) die Axialtragfähigkeit relativ schnell abnimmt, wobei dies, nach Ansicht des Verfassers, sehr deutlich von der gesamten Einbindetiefe des Schraubengewindes abhängig ist. Im Gegensatz dazu, wurde auf niedrigerem Lastniveau^(b) der axialen Vorbelastung eine geringfügige Steigerung der lateralen Tragfähigkeit beobachtet. Generell zeigt sich aber auch hier, dass die laterale Tragfähigkeit deutlich abnimmt, wenn die axiale Vorbelastung ihrem Grenzwert nähert. Dies gilt in gleichem Maße für jene Prüfungen, bei denen die Schrauben gleichzeitig in beiden Richtungen beansprucht waren, was dem Ergebnis nach qualitativ den Aussagen von BLAß ET AL. 2006 [18] entspricht.

Im Gegensatz zu BLAß ET AL. 2006 [18] untersucht LAGGNER 2016 [57] aber insbesondere die Interaktionsbedingung für gleichzeitig wirkende axiale und laterale Beanspruchung von selbstbohrenden Holzschrauben (siehe Gleichung 2-15 auf Seite 41) mit dem Ziel zur überprüfen, ob die angegebene quadratische Interaktionsbedingung (Potenzziffer von 2) gemäß Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] die tatsächlichen Verhältnisse für Schrauben abbilden kann. Er kommt dabei zu dem Schluss, dass die tatsächlichen Verhältnisse grundsätzlich gut mit einer quadratischen Interaktion abgebildet werden können, die Ausnutzung aber bei einem Lastniveau mit gleichzeitiger Beanspruchung zwischen 60 % und 80 % der Tragfähigkeit zu progressiv eingeschätzt wird.

Aus nichtlinearen Regressionsanalysen wurden daher Exponenten ermittelt, mit denen das tatsächliche Verhalten besser abgebildet – und somit eine wirtschaftlichere Bemessung ermöglicht würde. Auf dem Niveau der empirischen 5 %-Quantile ergab sich ein Exponent von 3,14 mit einem Korrelationskoeffizienten zwischen Prüfdaten und rechnerischer Annahme von $R = 0,999$. In Abb. 3.10 ist die Interaktionsbeziehung grafisch dargestellt, wobei zu erkennen ist, dass die laterale Tragfähigkeit bei sehr hoher axialer Beanspruchung etwas überschätzt wird.

a. Mit „zu hoch“ ist in etwa ein laterales Lastniveau von über 75 % der maximal erreichbaren Tragfähigkeit gemeint.

b. Mit „niedrigerem Niveau“ ist in etwa ein axiales Lastniveau von unter 20 % der maximal erreichbaren Tragfähigkeit gemeint.

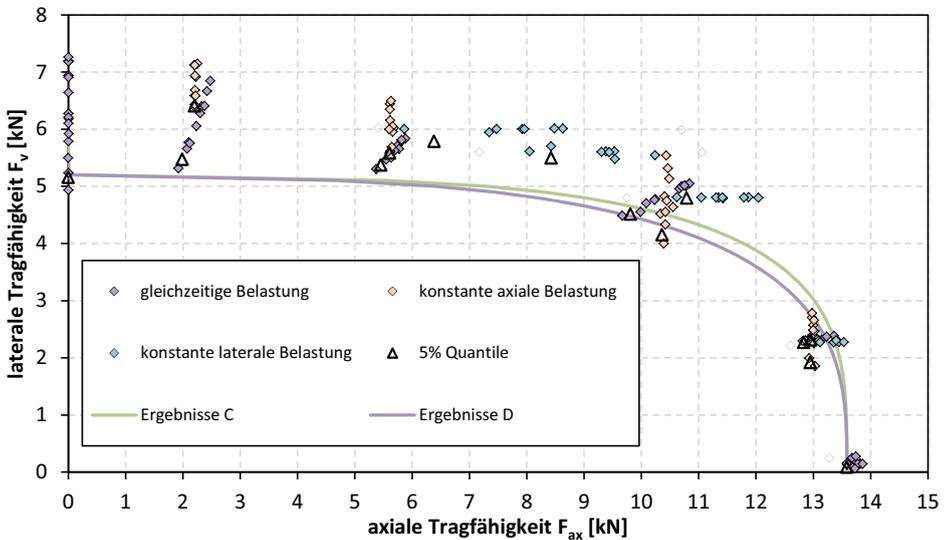


Abb. 3.10: Interaktionsbedingung mit dem Exponenten 3,1 (Ergebnisse D) auf dem Niveau der 5 %-Quantilwerte (aus [57])

Nach Ansicht des Verfassers wäre es bei dieser Thematik möglicherweise zielführend, eine Interaktion mit getrennten Exponenten (m und n) für die beiden Beanspruchungsarten zu suchen, um eine noch bessere Anpassung an die Versuchsergebnisse erreichen zu können. Dies soll und kann jedoch nicht Inhalt der vorliegenden Arbeit sein.

$$\left(\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}}\right)^m + \left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}}\right)^n \leq 1 \tag{3-14}$$

- $F_{ax,E(R)d}$ axiale Beanspruchung bzw. Widerstand [N]
- $F_{v,E(R)d}$ laterale Beanspruchung bzw. Widerstand [N]
- m Exponent für die axiale Beanspruchung [-]
- n Exponent für die laterale Beanspruchung [-]

Abschließend kann nochmals festgestellt werden, dass die gegenseitige Beeinflussung bei gleichzeitig wirkender axialer und lateraler Beanspruchung vorhanden ist und auf der sicheren Seite liegend mit der Interaktionsbedingung gemäß EN 1995-1-1 [107] abgebildet werden kann.

Last-Verformungs-Verhalten unter kombinierter Beanspruchung

Hinsichtlich des Last-Verformungs-Verhaltens von kombiniert beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben liegen relativ wenige publizierte Ergebnisse vor. Dennoch versucht LAGNER 2016 [57] für die Steifigkeiten eine Interaktionsbedingung aus den Versuchsergebnissen zu erkennen, was jedoch aufgrund der höheren Streuungen in den Ergebnissen (Variationskoeffizient von mindestens 20 %) kaum gelingt. In Abb. 3.11 sind alle Ergebnisse der Prüfungen aufgetragen und es ist klar ersichtlich, dass ein Zusammenhang zwischen axialer und lateraler Steifigkeit nicht zu erkennen ist.

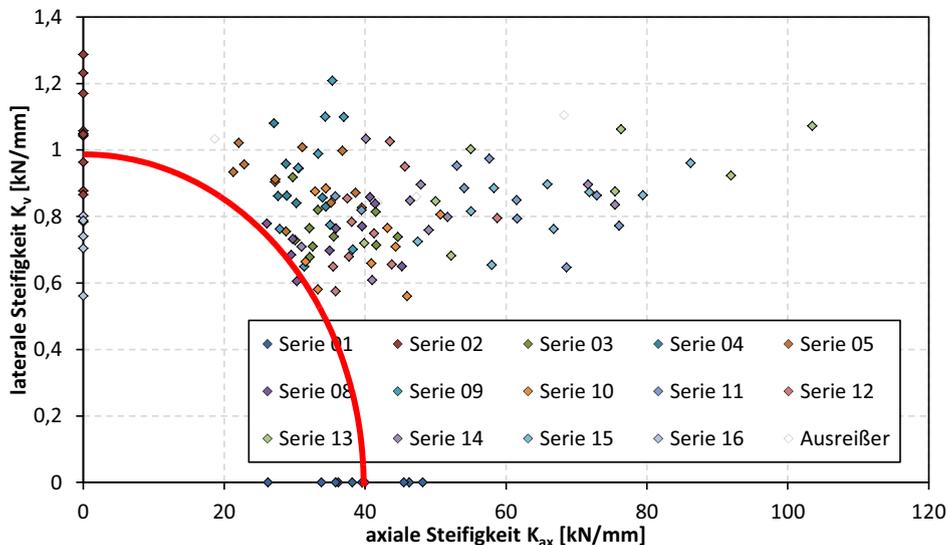


Abb. 3.11: Steifigkeiten von kombiniert beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben und quadratische Interaktions-Grenzkurve (modifiziert aus [57])

Nach Ansicht des Verfassers lassen sich die Ergebnisse jedoch zumindest dahingehend interpretieren, dass es bei Anwendung einer (konservativen) quadratischen Interaktionsbedingung (rote Kurve) keine Werte unter dieser Grenzkurve gibt.

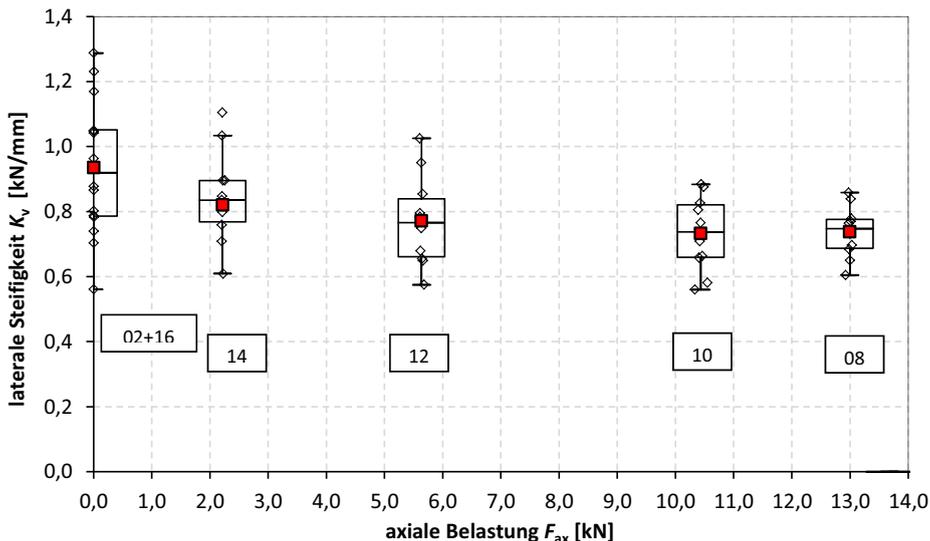


Abb. 3.12: Einfluss einer konstanten axialen Belastung auf die laterale Steifigkeit (aus [57])

In der Abb. 3.12 ist der Zusammenhang zwischen konstanter axialer Vorbelastung und lateraler Steifigkeit nach LAGNER 2016 [57] aufgetragen, wobei auch hier ein deutlich erkennbarer Zusammenhang fehlt, es jedoch tendenziell zu einer Reduktion des Verschiebungsmoduls für die Abscherbeanspruchung kommt, wenn die Schraube axial vorbelastet ist.

Resumee

Es zeigt sich, dass die Beanspruchbarkeit von Schrauben unter kombinierter (gleichzeitiger axialer und lateraler) Lasteinwirkung in einem merklichen Zusammenhang steht. Hinsichtlich der Tragfähigkeit kann dieser auf der sicheren Seite liegend mit einer quadratischen Interaktionsbedingung (wie sie auch in den derzeit gültigen Normenwerken zu finden ist) abgebildet werden. Betreffend der Steifigkeit ist diese klare Beziehung nicht deutlich erkennbar bzw. es fehlt an einer ausreichenden Datenmenge, um hier deutliche Einflüsse zu identifizieren. Wie bereits im vorigen Abschnitt erwähnt, ist die rechnerische Bestimmung der axialen Steifigkeit mit groben Unsicherheiten behaftet.

Nach Ansicht des Verfassers sind die Betrachtungen hinsichtlich der kombinierten Beanspruchung jedoch für das Verbindungssystem, welches Inhalt dieser Arbeit ist, aus folgenden Gründen nur von untergeordneter Bedeutung und damit vernachlässigbar:

- Das Verhältnis zwischen lateraler und axialer Tragfähigkeit wird in Abhängigkeit der Schraubenlänge und mit sinkendem Einschraubwinkel immer kleiner. Daher wird ein Großteil der Kräfte im Verbindungssystem durch die Verankerung des Gewindes in das Holz eingeleitet.
- Auch wenn es zu einer Reduktion der Lochleibungsfestigkeit infolge axialer Beanspruchung kommt, ist der Bereich in denen die Höchstwerte der Lochleibungsspannungen im Holz auftreten vergleichsweise klein ^(a). Dies gilt umgekehrt für die Reduktion der Ausziehfestigkeit ebenso. Der Großteil des Schraubengewindes liegt außerhalb der lochleibungsbeanspruchten Zone – und ist somit unbeeinflusst von jedweder ^(b) lateraler Verschiebung.
- Die Steifigkeitsunterschiede der beiden Beanspruchungsarten sind bereits bei kurzen Einschraublängen extrem hoch (Faktor 20 bis 100). Aus diesem Grund, sollte nach Ansicht des Verfassers, eine der Grundregeln der Baustatik angewendet werden, welche besagt, dass ein gleichzeitiges Wirken von mehreren Komponenten nur dann berücksichtigt werden sollte, wenn sie ein ähnliches Last-Verformungs-Verhalten aufweisen.
- Die Interaktionsbedingung muss, nach Ansicht des Verfassers, von der Versagensart (Holz- oder Stahlversagen) abhängig sein. Bei den Prüfungen zum gegenständlichen Verbindungssystem ist immer ein Zugversagen der Schraube unter dem Kopf aufgetreten.

a. Die Position des Fließgelenks in der Schraube liegt für das gegenständliche Verbindungssystem bei Berechnung nach der Theorie von JOHANSEN 1949 [47] für einschnittige Holz-Stahlblech-Verbindungen mit dünnem Blech beim Versagensmodus III (zwei Fließgelenke je Scherfuge) rund 30 mm von der Holzoberfläche entfernt. Die Stelle, an der theoretisch keine Lochleibungsspannungen wirken ist somit max. 60 mm von der Holzoberfläche entfernt, was in etwa einem Drittel des im Holz eingebetteten Schraubengewindes von 170 mm entspricht. Es ist also davon auszugehen, dass zumindest 60 % bis 70 % des im Holz eingebetteten Schraubengewindes nicht lochleibungsbeansprucht sind.

b. Abgesehen von der theoretischen Axialbeanspruchung infolge der Seilwirkung. Theoretisch deshalb, weil die beiden Versagensarten, nach Ansicht des Verfassers, zu hohe Steifigkeitsunterschiede aufweisen, um gleichzeitig auftreten zu können. Die Gültigkeit dieser Aussage hängt naturgemäß mit dem Einschraubwinkel zusammen.

3.2.4 Optimale Konfiguration

Im Holzbau sind es in der Regel die erforderlichen Stoßstellen und Verbindungsbereiche zwischen den einzelnen Holzbauteilen, die maßgebend für die Bemessung einer Tragkonstruktion sind. Aufgrund von Beschränkungen in der Herstellung und vor allem im Transport ist es erforderlich, dass die Einzelteile mit ihren begrenzten Abmessungen auf der Baustelle gestoßen werden. Dies erfordert zum Einen eine leistungsfähige Verbindung und zum Anderen sollte diese auch montagefreundlich sein, damit der Bauprozess zügig und wirtschaftlich ablaufen kann. Das vorliegende Verbindungssystem mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und außen liegenden Stahlblechen ist bestens geeignet, die vorhin genannten Anforderungen in hohem Maße erfüllen zu können. Dabei weist die Schraubenverbindung eine sehr hohe Tragfähigkeit und Steifigkeit auf, die Gutmütigkeit (Duktilität) der Verbindung kann dabei durch eine optimierte Stahlgeometrie im Anschlussbereich (der Montagestoß ist in der Regel eine Stahlbauverbindung) gesteuert werden.

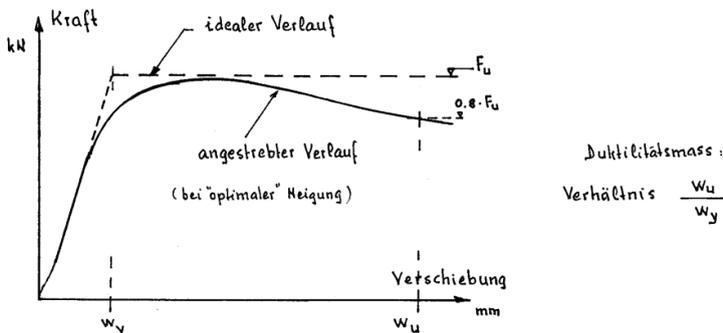


Abb. 3.13: Idealer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurve bei optimaler Schraubenneigung (aus [40])

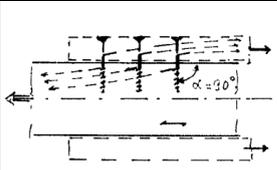
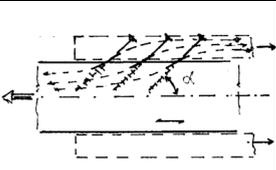
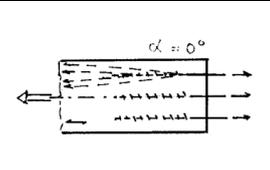
Das Verbindungsmittel Schraube ist grundsätzlich bestens für die Herstellung von Holz-Holz- oder Holz-Stahlblech-Verbindungen geeignet. Bei Anordnung rechtwinklig zur Faserrichtung werden die Schrauben fast ausschließlich auf Abscheren beansprucht, was dazu führt, dass die Verbindung zwar sehr duktil, jedoch weniger leistungsfähig hinsichtlich Tragwiderstand und ganz besonders bezüglich Steifigkeit ist. Wird nun der Einschraubwinkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung bei gleich bleibendem Beanspruchungswinkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung verringert, so ergibt sich dadurch sowohl eine Steigerung der Tragfähigkeit und ein verbesserter Kraftfluss als auch eine Verringerung der Nachgiebigkeit unglücklicherweise jedoch auch der Duktilität^{a)}. In der Tab. 3.2 sind die soeben beschriebenen Effekte in Anlehnung an GEHRI 2010 [40] zusammengefasst, wobei insbesondere der Kraftfluss zwischen den zu verbindenden Teilen verdeutlicht, warum sich die Eigenschaften der Verbindung in Abhängigkeit des Einschraubwinkels verändern.

Gerade für den Bereich mit Winkeln β zwischen 45° und 90° beschreibt GEHRI 2010 [40] die Möglichkeit der Steuerung des Last-Verschiebungs-Verhaltens durch Variation des Winkels (vgl. Last-Verschiebungs-Diagramm in Abb. 3.13). Um dies anschaulich zu demonstrieren wurden einige Versuche an einer klassischen Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit Laschen aus Eschenholz und Mittelholz aus Fichte durchgeführt. Es zeigt sich, dass das gewünschte duktile Verhalten bei einem Einschraubwinkel von 90°

a. Auf die Bedeutung der Duktilität wird in nachfolgenden Abschnitten noch genauer eingegangen werden.

und 75° auftritt, wobei es natürlich noch Potenzial zur Erhöhung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit gibt, wenn der Winkel weiter verkleinert wird. Bei 45° und 60° Schraubenneigung zeigen sich kaum Unterschiede und ergibt sich zwar eine sehr steife Verbindung mit sehr hoher Tragfähigkeit, das Last-Verformungsverhalten der Verbindung selbst ist jedoch unbefriedigend – weil spröde. Aus diesem Grund wird für die gegebene Konfiguration ein Einschraubwinkel von 75° empfohlen, dieser kann jedoch bei einer anderen Verbindungskonfiguration (verwendete Holzarten und Schrauben) durchaus abweichen, die Tendenzen und Effekte sind dennoch sehr anschaulich demonstriert.

Tab. 3.2: Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Bruchverhalten und die Leistungsfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an [40])

	Einschraubwinkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung		
	$\beta = 90^\circ$	$90^\circ > \beta > 0^\circ$	$\beta = 0^\circ$
Anschluss-Geometrie			
Beanspruchung	überwiegend auf Biegung	überwiegend axial (mit sinkendem Winkel β)	rein axial
Tragfähigkeit	normal	steuerbares Verhalten in Abhängigkeit des Winkels β	maximal
Steifigkeit	weich		sehr steif
Duktilität	duktil ¹		spröde
Versagen	plastisches Biegeversagen		Herausziehen oder Schraubenbruch
Zusatzeffekte	Aufspalten des Holzes entlang der Schraubenreihe	Querzug des Holzes in der Stabachse	Aufspalten Blockscheren

1. Falls das Aufspalten des Holzes durch Einhaltung der Mindestabstände ausgeschlossen ist.

Für die Holz-Stahlblech-Verbindung mit außen liegenden Stahlblechen ist davon auszugehen, dass die Effekte eine ähnliche Ausprägung aufweisen. Eine Ausnahme stellt die Duktilität dar, welche im Gegensatz zur Holz-Holz-Verbindung nicht nur vom Verbindungsmittel selbst abhängig ist, sondern über die Anschlussausführung der Stahlbauverbindung gesteuert werden kann. Dies wird als großer Vorteil gegenüber der Holz-Holz-Verbindung angesehen, weshalb es für das vorliegende Verbindungssystem aus mehreren Gründen sinnvoll ist, die Schrauben unter 45° zur Faserrichtung einzudrehen. Darunter fallen zum Beispiel die hohe Steifigkeit im Vergleich zu größeren Einschraubwinkeln (rund 60°) einerseits aber auch eine nicht zu große, und damit optimierte Blechstärke von rund 15 mm zur Aufnahme der Schraubenköpfe ^(a).

a. Für eine Neigung von nur 30° ergibt sich grundsätzlich eine noch steifere Verbindung mit günstigerem Kraftfluss, die erforderliche Blechstärke muss jedoch aufgrund der sehr stark geneigten Schraubenköpfe vergrößert werden, was wiederum aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten als nachteilig aufzufassen ist. Die Entwicklung einer auf die gute Verankerungswirkung im Stahlblech abgestimmten Schraubenkopfgeometrie wäre aus Sicht der Praxis sehr zu begrüßen.

Vorwegnahme von Prüfergebnissen der gegenständlichen Arbeit

Zum Zweck des Vergleichs zwischen einer Holz-Holz- und einer Holz-Stahlblech-Verbindung mit geneigt angeordneten Schrauben, sollen an dieser Stelle bereits einige Ergebnisse der Prüfungen zum gegenständlichen Verbindungssystem vorweggenommen und mit den Eigenschaften nach Tab. 3.2 in Zusammenhang gebracht werden.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen, auf denen die vorliegende Arbeit basiert, wurden sowohl Verbindungen mit Schrauben die unter 45° zur Faserrichtung geneigt angeordnet sind geprüft als auch jene mit Schrauben die unter 30° zur Faserrichtung eingedreht waren. Die Ergebnisse sind für Verbindungen mit einer Schraubenreihe für ein bis vier Schrauben in der nachstehenden Tabelle zusammengefasst, wobei neben den Mittelwerten der Tragfähigkeit und der Steifigkeit aus den jeweiligen Prüferien auch der rechnerische 5%-Fraktilwert^(a) für die Tragfähigkeit sowie die jeweiligen Verhältniswerte bezogen auf einen Einschraubwinkel von $\beta = 45^\circ$ angegeben sind.

Tab. 3.3: Einfluss des Einschraubwinkels β bei Holz-Stahlblech-Verbindungen ohne Berücksichtigung der Versagensart auf die Beanspruchbarkeit in der Scherfuge ermittelt aus den experimentellen Untersuchungen mit der Versuchskonfiguration 1

Auf die Schraubenanzahl bezogene Kenngröße		Anzahl der Schrauben in einer Reihe				Einheit
		1	2	3	4	
$R_{v,\text{test,mean}}$	$\beta = 45^\circ$	25,46	25,51	23,25	24,60	kN
	$\beta = 30^\circ$	22,94	22,84	22,47	22,94	kN
	Verhältnis	0,90	0,90	0,97	0,93	-
$R_{v,\text{test},05}$	$\beta = 45^\circ$	21,97	21,12	20,46	20,83	kN
	$\beta = 30^\circ$	20,66	20,56	20,23	20,75	kN
	Verhältnis	0,94	0,97	0,99	1,00	-
$K_{\text{ser,test,mean}}$	$\beta = 45^\circ$	29,37	21,64	21,36	24,62	kN/mm
	$\beta = 30^\circ$	49,58	44,30	41,83	45,37	kN/mm
	Verhältnis	1,69	2,05	1,96	1,84	-

Im Hinblick auf die erreichbaren Tragfähigkeiten lassen sich aus den vorliegenden Ergebnissen keine allzu großen Unterschiede zwischen den verschiedenen Einschraubwinkeln erkennen, wobei die Verbindung mit nur einer Schraube hier eine Ausnahme darstellt. Für Einzelschrauben, die unter einem Winkel von 30° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung eingedreht sind, ergibt sich eine Reduktion von rund 6 % im Vergleich zur Anordnung unter 45° . Im Vergleich dazu erreicht das Verhältnis der axialen Auszieh widerstände für die gegebenen Einschraubwinkel bei Berechnung nach BLAß ET AL. 2006 [18] gemäß Gl. [3-5] einen Wert von 0,96 und bei Berechnung nach RINGHOFER ET AL. 2015 [78] gemäß Gl. [3-8.b] einen Wert von 0,88. Somit kann, nach Ansicht des Verfassers, durchaus von einer akzeptablen Übereinstimmung zwischen Experiment und verschiedenen Berechnungsansätzen ausgegangen werden. Werden jedoch die Tragfähigkeiten von Verbindungen mit mehr als einer Schraube gegenübergestellt, so zeigt sich, dass sich der Verhältniswert verändert und vor allem auf Basis der 5%-Fraktilwerte sich dem

a. Die Berechnung des 5%-Fraktilwertes erfolgte auf Basis einer Log-Normalverteilung gemäß ON EN 14358 [119] unter Berücksichtigung des tatsächlichen Probenumfangs.

Wert 1,0 annähert. Eine Interpretation dessen erscheint schwierig bevor eine getrennte Betrachtung nach Versagensarten vorgenommen wird, es liegt jedoch möglicherweise ein unterschiedlicher Homogenisierungseffekt für die beiden Einschraubwinkel vor. Bemerkenswerterweise verringert sich nämlich die Streuung der Versuchsergebnisse von rund 6 % bis 7 % bei 45° auf rund 4 % bis 5 % bei 30° obwohl aus Auszugsversuchen bekannt ist, dass die Streuung mit kleineren Winkeln zunimmt und bei Hirnholzverschraubung ihr Maximum erreicht (vgl. z. B. RINGHOFER ET AL. 2015 [78]).

Die Auswertung der Ergebnisse hinsichtlich der Steifigkeit in der Scherfuge ergeben im Gegensatz zum Vergleich der Tragfähigkeiten ein ganz klares Bild mit unbestreitbaren Unterschieden. Bei einer Verbindung mit Schrauben unter einem Winkel von 45° zur Faserrichtung tritt die maximale Kraft bei einer lateralen Verschiebung von ca. 2,5 mm auf. Werden die Schrauben hingegen mit nur 30° geneigt eingedreht, so verringert sich dieser Wert auf rund 1,5 mm beim Kraftmaximum. Die erzielbaren Scherfugensteifigkeiten sind beim geringeren Einschraubwinkel, unter anderem auch aufgrund des günstigeren Kraftflusses, fast doppelt so hoch wie unter 45°.

Resumee

Die optimale Konfiguration für eine Schraubenverbindung mit vorwiegend axial zugbeanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde als Holz-Holz- oder Holz-Stahlblech-Verbindung zu finden, soll das Ziel einer technisch und wirtschaftlich optimierten Holzbaulösung sein. Aufgrund der Vielfalt der Anforderungen (vorwiegend Tragfähigkeit, Steifigkeit und Duktilität) und der Einflussparameter (Holz, Schraube, Stahl) ist es jedoch, nach Ansicht des Verfassers, nicht möglich, eine „Rezeptlösung“ zu finden. Vielmehr ist die Kenntnis der Effekte von Parametervariation von großem Nutzen um für eine konkrete Problemstellung die bestmögliche Ausführung zu finden. Mithilfe der Hintergrundinformation dieses Abschnittes und dem Blick auf Prüfergebnisse an konkreten Holz-Stahlblech-Verbindungen sollte es dennoch möglich sein, eine Zielrichtung für vertiefende Untersuchungen oder aber die Bemessungspraxis zu haben.

Abschließend ist festzuhalten, dass ein zahlenmäßiger Vergleich hinsichtlich der Effekte wie sie von GEHRI 2010 [40] beschrieben werden mit den vorliegenden experimentellen Daten kaum möglich ist, weil die erforderliche Parametervariation (Einschraubwinkel zwischen 90° und 0°) nicht Gegenstand der Arbeit waren. Weiters wird von GEHRI 2010 [40] im Allgemeinen den Begriff der *Anschlussleistung* forciert, was eine optimierte Kombination aller beteiligten Komponenten (Holz, Schraube und Stahlblech) für das vorliegende Verbindungssystem erforderlich machen würde. Dies war jedoch nicht das Ziel des Forschungsvorhabens mit dem gegenständlichen Inhalt.

3.3 Laschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben

In diesem Abschnitt sollen die wichtigsten bisherigen ^(a) Forschungsarbeiten zum Thema der Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in chronologischer Abfolge zusammengefasst und diskutiert werden.

Die anfänglichen Untersuchungen befassten sich mit einschneidenden *Holz-Holz-Laschenverbindungen* mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Schrauben. Die ersten Ergebnisse wurden von BLAß ET AL. 2001 [14] vorgestellt.

Weiterführende Studien über *Holz-Holz-Laschenverbindungen* sowie eine ausführlichere Betrachtung der Theorie im Hintergrund wurden dann im Jahr 2002 beim 35. CIB-Meeting in Kyoto publiziert (BEJTKA ET AL. 2002 [8] sowie KEVARINMÄKI 2002 [50]) und wissenschaftlich diskutiert.

Die erneute Auseinandersetzung mit der Thematik der *Holz-Holz-Laschenverbindung* wurde von BLAß ET AL. 2006 [18] als Teil eines sehr umfangreicher Forschungsberichtes publiziert. Der Hauptfokus dieser Arbeit lag auf der Erweiterung des Anwendungsbereiches auf mehrere Schrauben bzw. Schraubekreuze hintereinander, kurz gesagt, der Frage nach n_{ef} für derartige Verbindungen.

Zum Themenbereich der einschneidenden *Holz-Stahlblech-Laschenverbindungen* stammen die ersten Veröffentlichungen vom Verfasser selbst (z. B. KRENN ET AL. 2007 [52] oder KRENN 2010 [55]). Auf eine Analyse wird verzichtet, da die Forschungsergebnisse im Zuge der vorliegenden Arbeit neu und umfangreicher aufbereitet wurden.

BRUNAUER 2009 [28] berichtet von Laboruntersuchungen zu *Holz-Stahlblech-Verbindungen* als Teil eines Fachwerkknotens für die Dachkonstruktion der neuen Messehalle 11 in Frankfurt am Main. Dabei bezieht er sich auf eine, von der Fa. WIEHAG beauftragte, aber unveröffentlichte gutachtliche Stellungnahme der Universität Stuttgart (Institut Prof. Kuhlmann).

An dieser Stelle sei Herrn DI Alfons Brunauer von der Fa. WIEHAG GmbH, Altheim (AT) herzlichster Dank für die vertrauensvolle Überlassung des Gutachtens gedankt!

Eine Publikation zum Thema der *Holz-Holz-Laschenverbindungen* in Laubhölzern stammt von GEHRI 2010 [40] wobei er großes Interesse daran zeigt, wie zu einer optimalen Verbindung gefunden werden kann. Dabei werden nicht nur der Einschraubwinkel, sondern auch das Laschenmaterial der Seitenhölzer variiert.

Über das theoretische und experimentell ermittelte Last-Verschiebungs-Verhalten sowie die Duktilität von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit ein oder zwei hintereinander, geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Doppelgewinde berichten TOMASI ET AL. 2010 [86].

Schließlich findet sich die Abschlussarbeit von BRANDL 2015 [27], welche sich in erster Linie mit dem Nettoquerschnittsnachweis von *Holz-Stahlblech-Laschenverbindungen* auseinandersetzt. Aufgrund der teilweise übereinstimmenden Versuchstechnik mit jener des gegenständlichen Verbindungssystems las-

a. Zu Beginn der Arbeit an dieser Dissertation (rund um das Jahr 2010) lagen deutlich weniger Veröffentlichungen zum Thema der Laschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben vor. In der Zwischenzeit (bis 2017) sind einige weitere Publikationen entstanden, die sich wiederum teilweise auf die vorhergehenden Veröffentlichungen des Verfassers beziehen.

sen sich auch aus diesen Untersuchungen nutzbare Erkenntnisse gewinnen.

Nicht als wissenschaftliche Publikation, sondern als Bemessungshandbuch für die in der Praxis tätigen Ingenieure erläutern BLAß ET AL. 2016 [24] die Bemessung für den recht neuen ^(a) laubholzbasierter Holzwerkstoff *BauBuche* der von der Fa. Pollmeier Massivholz GmbH & Co. KG vertrieben wird. Mitunter wird auch der Einsatz von geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben für *LaubHolz-Stahl-Laschenverbindungen* beispielhaft skizziert. Erwähnenswert findet der Verfasser den im Handbuch zu findenden Hinweis auf die wirksame Anzahl n_{ef} von selbstbohrenden Holzschrauben beim Anschluss von Stahlblechen (entspricht grundsätzlich dem gegenständlichen Verbindungssystem ^(b)).

Ein sehr aktueller Beitrag zur allgemeinen, mechanischen Modellierung der Steifigkeit von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde wurde von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] publiziert. Berücksichtigung finden sowohl der Anteil aus der Dübelwirkung als auch jene aus dem axialen Widerstand der Schraube und der Reibungskomponente.

3.3.1 Blaß & Bejtka 2001 [14]

Um die Einsatzmöglichkeiten und das hohe Potenzial des Verbindungsmittels selbstbohrende Holzschraube mit Vollgewinde zu demonstrieren, stellten BLAß ET AL. 2001 [14] die Ergebnisse von Untersuchungen an einschnittigen Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen (vgl. Abb. 3.15) mit in Richtung des Kraftflusses geneigt angeordneten Schrauben vor. Als weitere Anwendungsmöglichkeit wurde der Einsatz für Haupt-Nebenträgerverbindungen aufgezeigt (vgl. Abb. 3.14) und die Prüfergebnisse einem rechnerischen Modell gegenübergestellt.

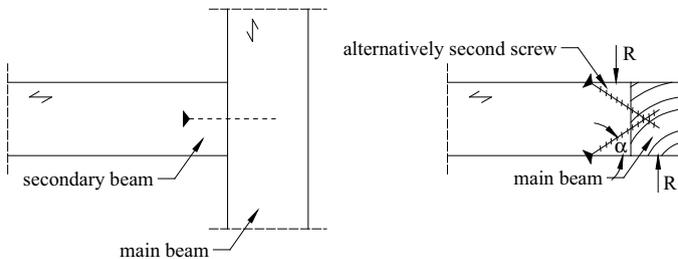


Abb. 3.14: Schematische Darstellung eines Haupt-Nebenträger-Anschlusses mit geneigten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde (aus [14])

Weil sich das Tragverhalten von klassischen Holzschrauben (Sechskant-Holzschraube nach DIN 571 [101]), die vorwiegend auf Abscheren beansprucht sind, deutlich von jenem der schlankeren, viel längeren und mit höherer Festigkeit ausgestatteten selbstbohrenden Holzschrauben unterscheidet, ist es sinnvoll diese neue ^(c) Verbindungstechnik auf eine andere, als die herkömmliche Art und Weise einzubauen und zu beanspruchen. Im Gegensatz zur Sechskant-Holzschraube werden die Schraubenlöcher in der Regel nicht vorgebohrt (bedingt durch den hohen Torsionswiderstand aufgrund der sehr hohen Stahlfestigkeit) weiters ist auch das Verhältnis von Kerndurchmesser zum Nenndurchmesser geringer (zwischen 0,55 und 0,65, anstatt des genormten Wertes von 0,70). Es zeigt sich, dass das wahre Potenzial der selbstbohrenden

a. Für das Jahr 2017 gültige Aussage.

b. Wenn davon abgesehen wird, dass anstatt der Fichten-BSH ein laubholzbasierter Holzwerkstoff für die Verankerung des Schraubengewindes zuständig ist.

c. Für den Zeitpunkt der Veröffentlichung 2001 galten die selbstbohrenden Holzschrauben als „neu“.

den Holzschraube mit Vollgewinde eindeutig das axiale Tragverhalten – im Detail ihr hoher Widerstand gegen Herausziehen aus dem Holz und die hohe Zugtragfähigkeit der Schraube selbst ist.

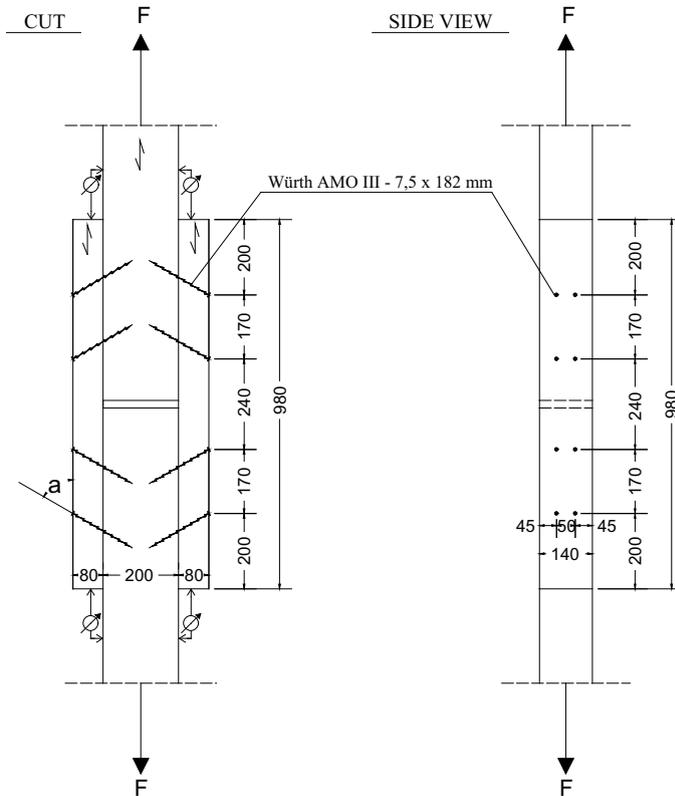


Abb. 3.15: Einschnittige Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde (aus [14])

Experimentelle Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen wurden von BLAŠ ET AL. 2001 [14] an symmetrischen Zuglaschenverbindungen aus Brettschichtholzbauteilen mit einer Seitenholzdicke von 80 mm und einer Mittelholzdicke von 200 mm durchgeführt (siehe Abb. 3.15). Die Rohdichte der BSH-Bauteile betrug im Mittel 442 kg/m^3 und die verwendeten Schrauben hatten die Dimension $7,5 \times 182 \text{ mm}$. In den vier geprüften Serien wurde neben der alternativen Verwendung von Kunststofffolien in der Scherfuge (zum Ausschalten der Reibungseffekte) ausschließlich der Einschraubwinkel in 15° -Grad-Schritten zwischen 45° und 90° (gemessen als Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung) variiert.

Die Resultate dieser Prüfungen sind in der nachfolgenden Abb. 3.16 vom Verfasser in einem Diagramm zusammengefasst worden. Dabei zeigt sich, dass das Kraftmaximum bei einem Einschraubwinkel von 60° erreicht wurde ^(a), mit abnehmendem Winkel jedoch eine stetige Zunahme der Verbindungssteifigkeit be-

obachtet werden konnte. Das Verhältnis zwischen Steifigkeit bei 45° Einschraubwinkel und reiner Abscherbeanspruchung bei 90° ergab einen Faktor von 12. Das Verhältnis des maximal erreichten Tragwiderstandes zu jenem bei Verwendung der Schraube als rein auf Abscheren beanspruchtes Verbindungsmittel liegt dagegen in etwa nur zwischen 1,5 und 1,7.

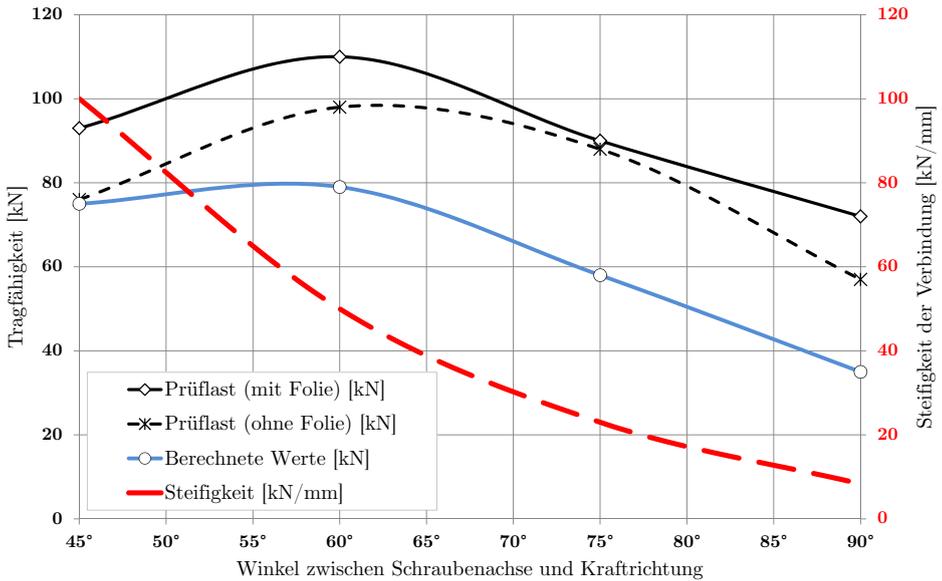


Abb. 3.16: Zusammenfassung der Prüfergebnisse (modifiziert nach [14]) ^(a)

Die rechnerische Tragfähigkeit anhand des Modells in der Gl. [3-16] ist ebenso vom Verfasser in das Diagramm mit den Prüfergebnissen eingetragen. Dabei zeigt sich, dass der rechnerische Widerstand klar unter den Versuchswerten liegt. Dies lässt sich nach Ansicht des Verfassers teilweise mit der Vernachlässigung des Kraftanteils infolge der Reibungseffekte begründen (rechnerische Werte liegen näher an den Prüfwerten mit ausgeschalteter Reibung), andererseits ist dem Verfasser nicht bekannt, welche Modelldaten z. B. für den Ausziehparameter in Rechnung gestellt wurden.

Der Anteil der Kraft in der Verbindung, welche über die Reibung zwischen den beiden Holzteilen übertragen wird, ist im Diagramm mit einem Wert zwischen 0,02 und 0,26 zu identifizieren. Nach Ansicht des Verfassers handelt es sich bei den sehr nahe nebeneinanderliegenden Versuchswerten für 75° um eine zufällige Koinzidenz zwischen den Prüfungen mit und jenen ohne zwischengelegter Folie zur Elimination (oder zumindest zur Minimierung) der Reibungseffekte.

a. Das der Maximalwert des Tragwiderstandes bei 60° und nicht bei 45° auftrat wird von den Autoren mit der Tatsache begründet, dass aufgrund der konstant gehaltenen Schraubenslänge die Einbindetiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze immer kleiner wurde. Deswegen konnte nicht das gesamte axiale Potenzial der Schraube ausgenutzt werden. Der Verfasser kann sich dieser Meinung nur in vollstem Umfang anschließen.
 a. Der Verfasser geht davon aus, dass es sich bei den publizierten Werten der Tragwiderstände im Diagramm um Mittelwerte aus den jeweiligen Versuchsserien handelt.

Mechanisches Modell

Auf Basis der von JOHANSEN 1949 [47] publizierten Gleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln wird von BLAŠ ET AL. 2001 [14] eine Modellbetrachtung für das von ihnen untersuchte Verbindungssystem vorgeschlagen. Dabei setzt sich das Tragvermögen aus dem klassischen Anteil der Abscherbeanspruchung (jedoch mit einer modifizierten Gleichung für den Versagensmodus III; vgl. Gl. [3-17]) und dem Anteil des axialen Widerstandes gegen Herausziehen in Richtung der Kraft zusammen.

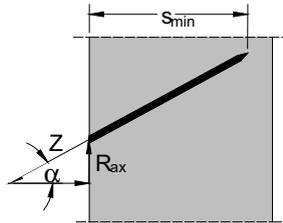


Abb. 3.17: Fachwerkmodell zur Berücksichtigung des axialen Tragwiderstandes einer Schraube in Richtung der äußeren Last (aus [14])

$$R_{ax} = Z \cdot \sin \alpha = f_1 \cdot d \cdot s_{min} \cdot \tan \alpha \quad [3-15]$$

R_{ax} Kraftkomponente parallel zur äußeren Last [kN] ^(a)

Z axialer Widerstand gegen Herausziehen [kN]

α Winkel zwischen Schraubenachse und der Richtung rechtwinklig auf die Scherfuge [°]

f_1 Ausziehparameter der Schraube [N/mm²]

d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

s_{min} Einbindetiefe der Schraube im jeweiligen Holz; gemessen rechtwinklig auf die Scherfuge [mm]

Für Verbindungen zwischen zwei Holzteilen mit den gleichen Materialeigenschaften (gleiche Rohdichte – und somit gleiche Lochleibungsfestigkeit sowie gleicher Ausziehparameter ^(b)) ergibt sich für den Versagensmodus III nach Johansen die nachstehende Gl. [3-16] zur Ermittlung des rechnerischen Tragwiderstandes einer derartigen Schraubenvorbindung (der Anteil aus der Reibung wird hier vollständig vernachlässigt – im Gegensatz zur Gleichung 2-17 auf Seite 43 dieser Arbeit).

$$R = R_{ax} + \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{2 \cdot M_y \cdot d \cdot f_{h,1} \cdot \cos^2 \alpha} \quad [3-16]$$

Die Notation folgt den Bezeichnungen, wie sie für die Gleichung 3-17 auf Seite 84 angegeben sind, unter Berücksichtigung des kleineren Wertes s_{min} für die Einbindetiefe des Schraubengewindes im jeweiligen Holzteil.

-
- a. Diese Kraftkomponente wird in der Notation der vorliegenden Arbeit als $R_{n,ax}$ bezeichnet, was darauf hindeuten soll, dass die Komponente aus dem axialen Tragverhalten der Schraube stammt, jedoch parallel zur äußeren Kraft wirkt. Üblicherweise wird mit R_{ax} nach Ansicht des Verfassers der axiale Widerstand einer Schraube bezeichnet.
- b. Es besteht nach aktuellen Erkenntnissen keine Einigkeit darüber, ob der Ausziehparameter unabhängig von der Einbindetiefe ist oder nicht. Deshalb ist diese Aussage nur so lange gültig, wie die Einbindetiefe der Gewindeteile in die jeweiligen Hölzer gleich groß ist.

Resumee

BLAß ET AL. 2001 [14] stellen erstmals eine versuchstechnisch validierte Anwendungsmöglichkeit von geneigt angeordneten Schrauben in Verbindungen vor. Dabei wird die Wirksamkeit des Verbindungsmittels selbstbohrende Holzschraube demonstriert und aufgezeigt, dass es mit kleiner werdendem Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung zu einer rund 50%-igen Steigerung der Tragfähigkeit kommen kann. Deutlich beachtlicher ist im Gegensatz dazu jedoch die Steigerung der Steifigkeit in der Verbindung – es wird hier von den Autoren vom Faktor 12 gesprochen. Somit ist es als klar erwiesen anzusehen, dass Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde eine äußerst wirtschaftliche Alternative zu klassischen Verbindungen z. B. mit Stabdübeln oder Passbolzen, vor allem hinsichtlich der Leistungsfähigkeit sowie der zügigen Montage auf der Baustelle, darstellen.

3.3.2 Bejtka & Blaß 2002 [8]

Mit dem Ziel die hohe axiale Tragfähigkeit ^(a) von selbstbohrenden Holzschrauben wirkungsvoll nutzen zu können ist es erforderlich, die Schrauben nicht rechtwinklig zur Krafrichtung (Winkel α) zu beanspruchen und daher auch nicht rechtwinklig zur Faserrichtung (Winkel β) einzudrehen. BEJTKA ET AL. 2002 [8] stellten daher die Untersuchungen ^(b) an symmetrischen Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten Vollgewindeschrauben und Einschraubwinkeln β zwischen 75° und 40° international vor und zur Diskussion. Die Ergebnisse wurden mit den Tragfähigkeiten von rein auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln verglichen. Schlussendlich wurde auch ein Bemessungsvorschlag für einschrittige Holz-Holz-Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben präsentiert.

Einflussparameter

Als wichtigste Einflussparameter auf das Trag- und Verformungsverhalten wurde dabei die Lochleibungsfestigkeit des Holzes, die Biegetragfähigkeit der Schraube, das Ausziehtragverhalten der Schraube aus dem Holz sowie die Reibung zwischen den beiden Holzteilen identifiziert. Bei geneigter, dem Kraftfluss folgender, Anordnung der Schrauben treten in den Schrauben ausschließlich Zugkräfte auf; die Verbindung kann dadurch ausschließlich auf Zug beansprucht werden und Wechsellasten sind zu vermeiden.

Modifizierte Johansen-Gleichungen

Weil sich das Last-Verformungs-Verhalten von auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln (ideal starr-plastisches Materialverhalten) stark von jenem des axialen Verhaltens von zug- oder druckbeanspruchten Schrauben (klares Maximum mit anschließendem abrupten Lastabfall) unterscheidet (vgl. Abbildung 3.5 auf Seite 64) ist es erforderlich, diese Effekte bei der Bestimmung des Ausziehparameters zu berücksichtigen. Dabei hängt der Ausziehparameter nicht nur vom Einschraubwinkel und von der gleichzeitig wirkenden Lochleibungsspannung, sondern auch vom jeweils auftretenden Versagensmodus nach Johansen ab, weil beispielsweise im Versagensmodus I (kein Fließgelenk) die Lochleibungsspannungen entlang der gesamten Einbindelänge der Schraube wirken. Im Versagensmodus III (2 Fließgelenke) hingegen wirkt die Lochleibungsspannung (vereinfacht als konstant angenommen) nur bis

a. Insbesondere ist hier die axiale Tragfähigkeit der Schraube auf Herausziehen aus dem Holz gemeint.

b. Basierend auf dem Forschungsvorhaben „Standardisierung und Typisierung von Anschlüssen und Verbindungen zur Rationalisierung der Planung und Fertigung im Holz-Wohnhausbau – Teil A“ an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine der Technischen Universität Karlsruhe aus dem Jahre 2002. Erste Erkenntnisse und eine Darstellung der Systematik und Tragwirkung wurden von Blaß bereits 2000 im Zuge der „Ingenieurholzbau; Karlsruher Tage“ vorgestellt (vgl. Blaß 2000 [13]).

zur Stelle x_1 oder x_2 im jeweiligen Holzteil, an der das Fließgelenk auftritt (siehe Abb. 3.18).

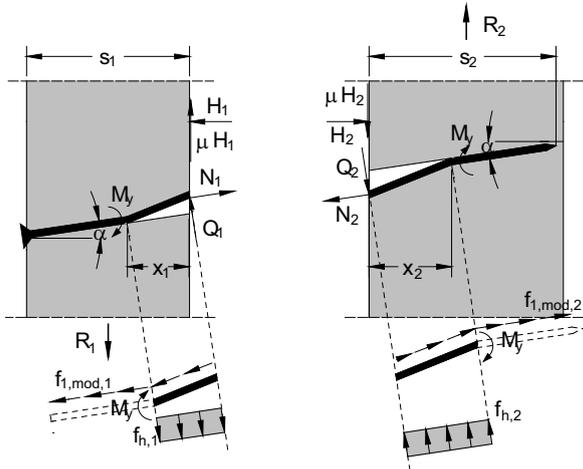


Abb. 3.18: Kräfte, Momente und Spannungen in einer einschnittigen Holz-Holz-Verbindung mit einer geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschraube für den Versagensmodus III nach Johansen (aus [8])

Aus dem Kräfte- und Momentengleichgewicht lässt sich für die Versagensmodi II und III die jeweilige Stelle x_i ermitteln. Für den Versagensmodus III (nach Ansicht des Verfassers aufgrund der für Schraubenverbindungen typisch hohen Schlankheit der nahezu ausschließlich maßgebende Versagensmodus) ergibt sich in der Notation der Quellpublikation ohne Vereinfachung und Substitution die folgende Gleichung für die Stelle x_1 des Fließmoments im Holzteil 1 in Abhängigkeit des Einschraubwinkels:

$$x_1 = \frac{(\tan \alpha + \mu) \cdot (f_{1,mod,2} \cdot s_2 - f_{1,mod,1} \cdot s_1)}{(1 - \mu \cdot \tan \alpha) \cdot f_{h,1} \cdot (1 + \beta)} \tag{3-17}$$

$$+ \sqrt{\frac{2 \cdot \beta}{1 + \beta}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot M_y \cdot \cos^2 \alpha}{f_{h,1} \cdot d} - \frac{(\tan \alpha + \mu)^2 \cdot (f_{1,mod,1} \cdot s_1 - f_{1,mod,2} \cdot s_2)}{2 \cdot f_{h,1}^2 \cdot (1 + \beta) \cdot (1 - \mu \cdot \tan \alpha)^2}}$$

- α Winkel zwischen Schraubenachse und der Richtung rechtwinklig auf die Scherfuge ^(a)
[°]
- β Verhältnis der Lochleibungsfestigkeiten in den beiden Holzteilen: $\beta = f_{h,2} / f_{h,1}$ [-]
- μ Gleitreibungskoeffizient in Abhängigkeit der beteiligten Materialien und Oberflächen
[-]
- $f_{1,mod,j}$ modifizierter Ausziehparameter im Holzteil j [N/mm²]
- s_j Dicke der Holzteile j [mm]
- M_y Fließmoment der Schraube [Nmm]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]

a. Der Winkel α entspricht $(90 - \beta)$ in der Notation der vorliegenden Arbeit.

Die Gleichung zur Bestimmung der Tragfähigkeit parallel zur Scherfuge R_{VM3} ist für gleiche Eigenschaften (Einbindetiefe bzw. Holzdicke und Lochleibungsfestigkeit) auf beiden Seiten bereits in einem vorhergehenden Kapitel angegeben (vgl. Gleichung 2-17 auf Seite 43) weshalb an dieser Stelle darauf verzichtet wird.

Um die modifizierten Johansen-Gleichungen auch auf das vorliegende Verbindungssystem anwenden zu können, ist es erforderlich die Gleichungen auch für einschnittige Holz-Stahlblech-Verbindungen abzuleiten. Diese Herleitung ist für Dünne und Dicke Bleche in Kapitel 5.1 – *Modifizierte Johansen-Gleichungen für einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Schrauben* ab der Seite 281 zu finden.

Modifizierter Ausziehparameter

Über die Ermittlung des modifizierten Ausziehparameters $f_{i,mod,j}$ wurde bereits ausführlich in den Abschnitten 2.3.6 und 3.2.3 berichtet. Dabei wird davon ausgegangen, dass sich die Verankerungswirkung im Holz bei zunehmender lateraler Verschiebung (δ_{la}) verschlechtert. Im nachstehenden Spannungs-Verformungs-Diagramm sind für Schrauben des Nenndurchmessers 7,5 mm typische Verläufe in Abhängigkeit der auftretenden lateralen Verschiebung angegeben, wobei festzustellen ist, dass die Tragfähigkeit für kleine laterale Verschiebungen (unter 1 mm) ihr Maximum bei rund 1,8 mm axialer Verformung erreicht.

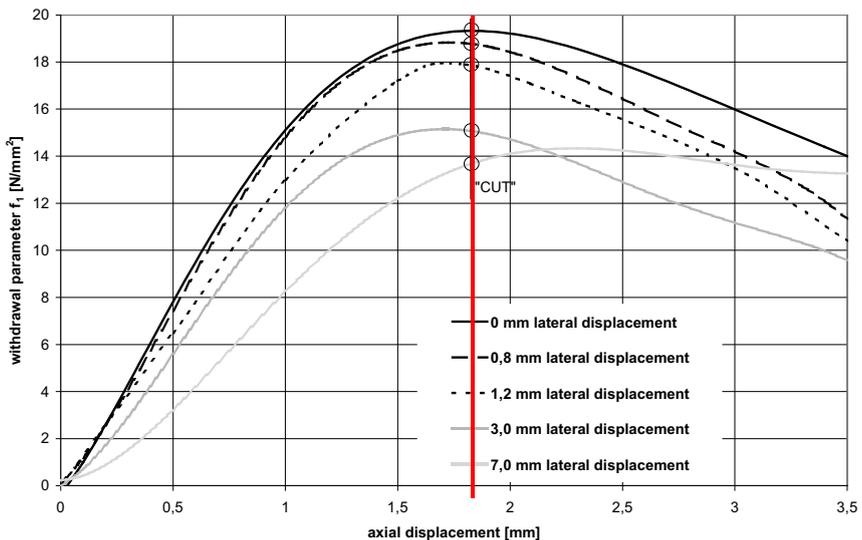


Abb. 3.19: Typische Verläufe für den Ausziehparameter in Abhängigkeit der axialen und der lateralen Verschiebung (aus [8])

Aus Abb. 3.19 ist recht deutlich zu erkennen, dass sich der Ausziehparameter nicht verringert, so lange es zu keiner plastischen Lochleibungsverformung kommt. Weiters vergrößert sich der Ausziehparameter mit größer werdendem Abstand von der Scherfuge bis hin zur Position des plastischen Fließgelenks, wo es aufgrund der geringeren Lochleibungsbeanspruchung zu keiner nennenswerten Reduktion des Widerstandes gegen Herausziehen kommt.

Der Einfluss der lateralen Verschiebung in der Scherfuge auf den Ausziehparameter einer Schraube mit

einem Nenndurchmesser von 7,5 mm ist für das Maximum der axialen Verschiebungskapazität von 1,8 mm in folgenden Abbildung dargestellt.

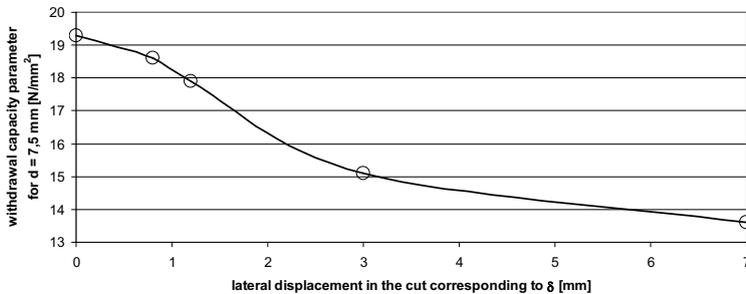


Abb. 3.20: Ausziehparameter in Abhängigkeit der lateralen Verschiebung in der Scherfuge für $d = 7,5$ mm (aus [8])

Da die Lochleibungsbeanspruchung wie bereits erwähnt über die gesamte Holzdicke s_j nicht ihre maximale Amplitude ^(a) aufweist, ist auch die Abminderung des Ausziehparameters nicht konstant entlang der Einbindetiefe des Schraubengewindes. Diese Tatsache ist in der Abb. 3.21 dargestellt, wobei die angegebenen Werte für eine Schraube mit einem Nenndurchmesser von 7,5 mm im Versagensmodus III nach Johansen gelten.

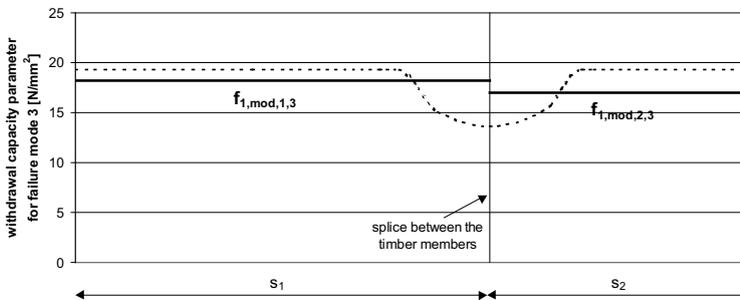


Abb. 3.21: Modifizierter Ausziehparameter $f_{1,mod,1,3}$ und $f_{1,mod,2,3}$ für den Versagensmodus III nach Johansen bei einem Schraubennendurchmesser von 7,5 mm in Holz 1 und 2 (aus [8])

Da in den Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem durchwegs Schrauben des Nenndurchmessers $d = 8$ mm zur Anwendung kamen, kann nach Ansicht des Verfassers davon ausgegangen werden, dass die Erkenntnisse von BEJTKA ET AL. 2002 [8] auch auf die hier verwendeten Schrauben angewandt werden können, da es sich um einen marginal kleinen Unterschied im Nenndurchmesser der Schrauben handelt. Aus diesem Grund wird – im Gegensatz zu den Betrachtungen der modifizierten Johansen-Gleichungen – in den späteren Modellbetrachtungen auf eine eigene Untersuchung dieser Thematik verzichtet.

a. Im ideal starr-plastischen Modell nach Johansen wird die Lochleibungsspannung vereinfacht als konstant angenommen.

Gegenüberstellung Modell – Experiment

Um die Anwendbarkeit der theoretischen Modelle zu untermauern, wurden von BEJTKA ET AL. 2002 [8] experimentelle Untersuchungen an Zuglaschenverbindungen mit einer oder vier geneigt angeordneten Schrauben des Nenndurchmessers 7,5 mm je Scherfuge für Einschraubwinkel zwischen 0° und 50° in BSH-Bauteilen mit ähnlichen Rohdichteverhältnissen ($\rho_{\text{mean}} = 400 \text{ kg/m}^3$ für die Serie 1 und 442 kg/m^3 für die Serie 2^(a)) durchgeführt. Die verformte Schraube und die plastischen Lochleibungsbeanspruchungen können der Abb. 3.22 des aufgetrennten Probekörpers entnommen werden, die vom Verfasser mit dem auftretenden Biegewinkel ϕ ergänzt wurde.. Die Ergebnisse der insgesamt 9 Unterserien sowie die rechnerischen Tragfähigkeit auf Basis vorhandener Ergebnisse, sind in Abb. 3.23 dargestellt.

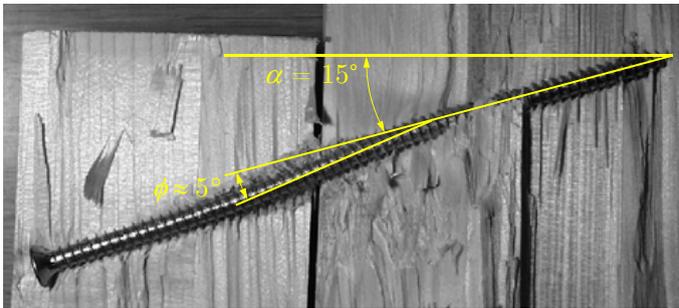


Abb. 3.22: Aufgetrennter Versuchskörper für $\alpha = 15^\circ$ (ergänzt aus [8])

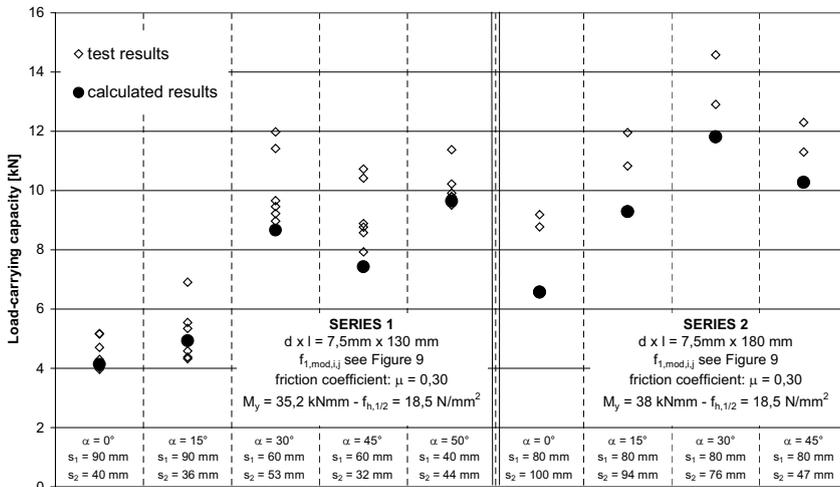


Abb. 3.23: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten für die Serie 1 (1 Schraube je Scherfuge) und die Serie 2 (4 Schrauben je Scherfuge) (aus [8])

a. Die Serie 2 stellt nach Ansicht des Verfassers jene Versuchsdaten von BLAß ET AL. 2001 [14] dar, welche bereits im Abschnitt 3.3.1 diskutiert wurden.

Für die geprüften einschnittigen Holz-Holz-Verbindungen zeigt sich, dass die maximale Tragfähigkeit bei einem Einschraubwinkel von rund 30° (entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit einem Winkel von $\beta = 60^\circ$) erreicht wird. Im Vergleich zur rein auf Abscheren beanspruchten Schraubenverbindung ergab sich somit eine Steigerung der Tragfähigkeit um rund 50 %. Aufgrund der konstant gehaltenen Schraubenlänge, ergab sich für Winkel größer als 30° eine immer kürzer werdende Einbindetiefe des Gewindes im Mittelholz, weshalb auch die experimentell ermittelte Tragfähigkeit bei Winkeln über 30° geringer wurde, was bei gleich bleibender Einbindetiefe im Mittelholz nicht der Fall sein dürfte.

Resumee

Es konnte von den Autoren gezeigt werden, dass die Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben zunimmt, wenn der Einschraubwinkel $\alpha = (90 - \beta)$ abnimmt. Dabei erreicht die versuchstechnisch ermittelte Tragfähigkeit bei einem Winkel von $\beta = 60^\circ$ ihr Maximum – was aber daran lag, dass die Schraubenlänge konstant gehalten wurde und somit die Einbindetiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze zu klein wurde, um einen ausreichenden Widerstand gegen Herausziehen aufweisen zu können.

Durch die Herleitung von erweiterten, modifizierten Johansen-Gleichungen zur Berücksichtigung des Einschraubwinkels, der Reibung sowie der modifizierten Ausziehparameter wurde es möglich, den Tragwiderstand derartiger Verbindungen rechnerisch zu erfassen.

Hinsichtlich der rechnerischen Tragfähigkeit vertritt der Verfasser aber die Meinung, dass die auftretenden Biegewinkel ϕ in der Schraube zu gering waren, um das maximale Fließmoment zu erreichen (vgl. Abb. 3.22, wo ein auftretender Biegewinkel von rund 5° zu erkennen ist), wie es in der Zusammenfassung der Autoren angegeben wird. Es ist auch nicht davon auszugehen, dass die Abminderungsfunktion, wie sie von BLA ET AL. 2006 [18] angegeben wurde und die in der Abbildung 3.2 auf Seite 58 dieser Arbeit wiedergegeben ist, vorgenommen wurde^(a). Dennoch ist eine recht gute Übereinstimmung der Prüfergebnisse mit der rechnerisch ermittelten Tragfähigkeit zu erkennen.

3.3.3 Kevarinmäki 2002 [50]

Auch KEVARINMÄKI 2002 [50] stellte im Jahre 2002 die Ergebnisse eines Forschungsvorhabens in Finnland zum Thema der Schraubenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in Schnittholz und Furnierschichtholz (LVL) international zur Diskussion. Im Gegensatz zu den Untersuchungen, die in den vorhergehenden Abschnitten 3.3.1 und 3.3.2 vorgestellt wurden, zeigt KEVARINMÄKI 2002 [50] auf, dass die Schraubenverbindung nicht zwingend mit ausschließlich auf Zug beanspruchten Schrauben (hiermit ist die Einschraubrichtung dem Kraftfluss folgend gemeint) ausgeführt werden muss, sondern dass die Verwendung von Schraubenkreuzen in der Verbindung auch zielführend sein kann, weil sich die Tragfähigkeit einer Schraube auf Hineindrücken grundsätzlich nicht von jener auf Herausziehen unterscheidet, solange ein Ausknicken (Stabilitätsversagen^(b)) der Schraube im Holz verhindert werden kann. Der Vorteil einer gekreuzten Anordnung liegt darin, dass in der Verbindung auch Wechselbeanspruchungen unproblematisch sind sowie dass auf dem nahezu gleichen Raum innerhalb der Hölzer doppelt so viele Schrauben eingesetzt werden können – und sich damit verbunden naturgemäß die zu übertragende maximale Kraft theoretisch verdoppeln und die zugehörige Steifigkeit zumindest nennenswert steigern lässt.

a. Diese Tatsache ist, nach Meinung des Verfassers, darauf zurückzuführen, dass die Ergebnisse zum Einfluss des Biegewinkels auf den Maximalwert des plastischen Momentes im Stift erst zu einem späteren Zeitpunkt publiziert wurden.
 b. Bejtka 2005 [7] berichtet ausführlich zum Verhalten des im Holz elastisch gebetteten Knickstabes (Schraube) und gibt die erforderlichen Bestimmungsgleichungen sowie Tabellen für die kritische Verzweigungslast $N_{ki,k}$ an.

Experimentelle Untersuchungen

KEVARINMÄKI 2002 [50] berichtet von insgesamt 145 Druckscherprüfungen ^(a) mit symmetrischen Prüfkörpern als einschneittige Holz-Holz-Verbindung (vgl. Abb. 3.24), die im Zuge eines Forschungsprojektes an der Technischen Universität in Helsinki durchgeführt wurden. Dabei wurden die Schrauben ausschließlich unter 45° zur Faserrichtung in Vollholz der Festigkeitsklasse C24 bzw. Kerto-S oder Kerto-Q eingedreht. Variiert wurden neben dem Schraubentyp (6 x 100 und 7,5 x 112) und der Schraubenzahl sowie der Ausführung als reine Zugverbindung bzw. als Schraubenkreuz unter anderem auch die Bauteildicke, die Abstände untereinander und zum Holzende, sowie der Einfluss von Veränderungen der Holzfeuchte.

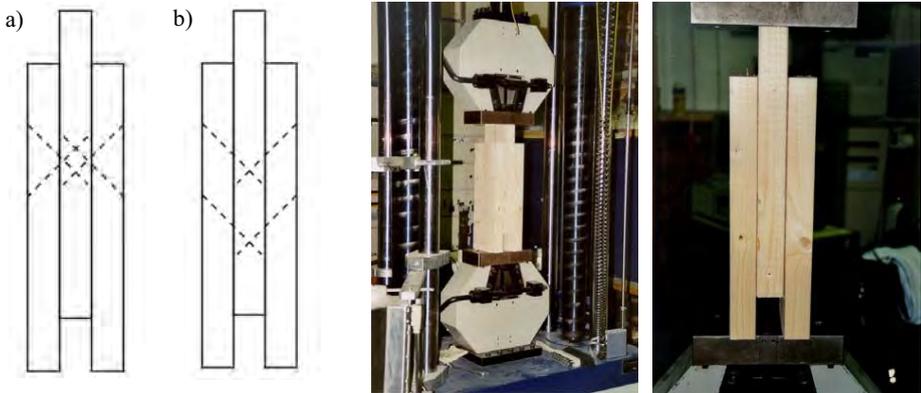


Abb. 3.24: Prüfkörperkonfiguration als Druckscherprüfung. a) Schraubenkreuz und b) reine Zugbeanspruchung (aus [50])

Ein Auszug der Prüfergebnisse in Form von Last-Verschiebungs-Kurven ist in Abb. 3.25 wiedergegeben, wobei die maximale Verformung und die mittlere Maximallast in die Diagramme eingefügt wurden. Es ist auffällig, dass die Verbindungen mit Schraubenkreuz eine kleinere maximale Tragfähigkeit (rund 20 % bis 25 %) im Vergleich zu den Verbindungen mit reinen Zugschrauben aufweisen. Dies ist für die geprüfte Konfiguration nach Ansicht von KEVARINMÄKI 2002 [50] auf die, ausschließlich in der Konfiguration mit rein auf Zug belasteten Schrauben (dem Kraftfluss folgend), auftretende Reibung zwischen den beiden Holzteilen zurückzuführen, wobei diese Meinung vom Verfasser geteilt wird. Generell zeigt sich auch hier, dass die Verschiebung in der Scherfuge beim Versagen aus den Experimenten mit rund 2 mm sehr klein ist, und gleichzeitig recht gut unter Zuhilfenahme der Gl. [3-11] (axiale Grenzverschiebung δ_{ax}) berechnet werden kann ^(b).

-
- Alle bisher beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurden als Zugscherprüfung durchgeführt. Inwieweit die unterschiedlichen Prüfmethode das Ergebnis beeinflussen ist dem Verfasser nicht bekannt. Dennoch geht der Verfasser davon aus, dass eine Zugscherprüfung die realitätsnähere Situation darstellt. Alle experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem wurden als Zugscherprüfungen durchgeführt.
 - Für eine mittlere Rohdichte von 350 kg/m^3 , einen Schraubennennendurchmesser von 7,5 mm sowie eine Einbindtiefe von rund 70 mm ergibt sich der Schlupf für einen Einschraubwinkel von 45° gemäß Gleichung 3-11 auf Seite 65 zu 2,09 mm je Seite. Bei Verdoppelung des Wertes, und gleichzeitiger Berücksichtigung der geometrischen Zusammenhänge, errechnet sich somit eine Grenzverschiebung von rund 3 mm. Wenn davon ausgegangen wird, dass die Verdoppelung des Wertes als sehr konservative Näherung anzusehen ist, dann ist die Übereinstimmung nach Ansicht des Verfassers durchaus bemerkenswert.

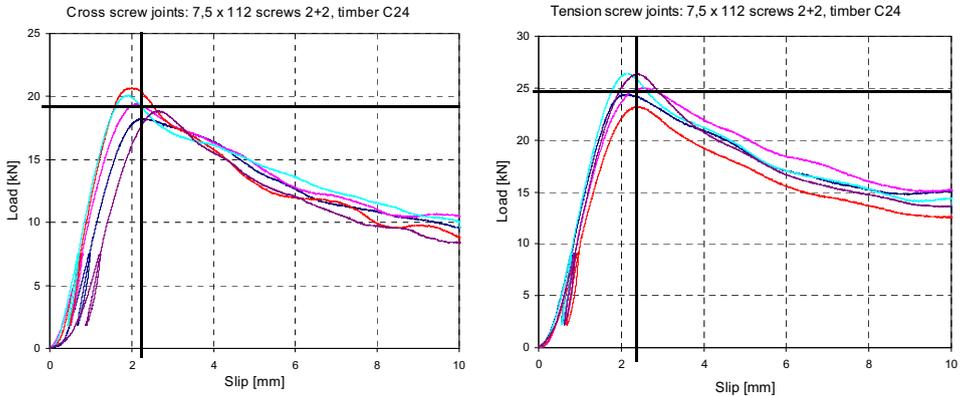


Abb. 3.25: Last-Verschiebungs-Verhalten für 2 Prüfserien (links: Schraubenkreuz, rechts: nur zugbeanspruchte Schrauben) (modifiziert aus [50])

Weiters bemerkenswert erscheint es dem Verfasser, dass der Einfluss der Schraubenanzahl – zumindest für die Prüfserie mit gekreuzter Schraubenanordnung im Vollholz C24 – hinsichtlich der Tragfähigkeit in einem erwartbaren Maß liegt (geringfügige Reduktion bei Verbindungen mit 8 Schrauben im Vergleich zu jenen mit nur 2 Schrauben je Scherfläche), für die Steifigkeit jedoch (nach Ansicht des Verfassers absolut unerwartet) nahezu keinen Einfluss vorliegt. Für die Prüfungen mit rein auf Zug beanspruchten Schrauben gibt KEVARINMÄKI 2002 [50] nur die Ergebnisse von Prüfungen mit 2 Schrauben an, weshalb in diesem Fall eine Interpretation hinsichtlich des Gruppeneffektes nicht möglich ist ^(a).

Mechanisches Modell

Im Gegensatz zu den bisherigen Berichten (vgl. 3.3.1 und 3.3.2) schlägt KEVARINMÄKI 2002 [50] zur rechnerischen Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens ein Fachwerkmodell vor, das ausschließlich die axialen Komponenten berücksichtigt und den Anteil aus der Dübelwirkung vernachlässigt ^(b). Die nachfolgenden Gleichungen (in der Notation der Quellpublikation) stellen seinen Bemessungsvorschlag für Verbindungen mit unter 45° geneigt eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben dar.

Für Verbindungen mit ausschließlich auf Zug beanspruchten Schrauben gelten in der Notation der Quellpublikation die folgenden Gleichungen Gl. [3-18] bis Gl. [3-18.b]:

$$R_d = n \cdot R_{T,d} \cdot (\cos \alpha + \mu \cdot \sin \alpha) \tag{3-18}$$

- R_d Bemessungswert der Tragfähigkeit einer Zuglaschenverbindung [N]
- n Anzahl der Schrauben in der Verbindung [-]
- $R_{T,d}$ Bemessungswert der Schraube auf Herausziehen gemäß Gl. [3-18.a] [N]
- α Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung ^(c) [°]
- μ Gleitreibungskoeffizient zwischen den Bauteilen [-]

a. Unglücklicherweise liegen dem Verfasser keine umfangreicheren Prüfdaten (betreffend der Einzelergebnisse) vor.
 b. KEVARINMÄKI 2002 [50] begründet dies mit den sehr kleinen Verformungen in der Scherfuge. Grundsätzlich wird diese Meinung auch vom Verfasser vertreten.
 c. Entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit dem Winkel β .

$$R_{T,d} = \min \begin{cases} f_{a,1,d} \cdot \pi \cdot d \cdot s_1 + f_{head,d} \cdot d_h^2 \\ f_{a,2,d} \cdot \pi \cdot d \cdot (s_2 - d) \\ F_{u,d} \end{cases} \quad [3-18.a]$$

- $f_{a,i,d}$ Bemessungswert der Ausziehfestigkeit im Holzteil i gemäß Gl. [3-18.b] [N/mm²]
- $f_{head,d}$ Bemessungswert des Kopfdurchziehparameters ^(a) [N/mm²]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
- s_1 Einbindtiefe auf der Seite mit dem Schraubenkopf [mm]
- s_2 Einbindtiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze [mm]
- $F_{u,d}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit der Schraube [N]

$$f_{a,i,d} = \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \cdot f_{ax,45,k} \cdot \left(\frac{8 \cdot d}{s_i} \right)^{0,2} \quad [3-18.b]$$

- k_{mod} Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung der Holzfeuchte und der Lasteinwirkungsdauer gemäß EN 1995-1-1 [107] [-]
- γ_M Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen ^(b) [-]
- s_i Einbindtiefe des Gewindes im Holzteil i [mm]
- $f_{ax,45,k}$ charakteristischer Wert der Ausziehfestigkeit unter 45° zur Faserrichtung bei einer Einbindtiefe in der Prüfung von $s = 8 d$ [N/mm²]

Für Verbindungen mit gekreuzt angeordneten Schrauben gelten in der Notation der Quellpublikation die folgenden Gleichungen Gl. [3-19] bis Gl. [3-19.a]:

$$R_d = n_p \cdot (R_{C,d} + R_{T,d}) \cdot \cos \alpha \quad [3-19]$$

- R_d Bemessungswert der Tragfähigkeit einer Zuglaschenverbindung [N]
- n_p Anzahl der Schraubenkreuze in der Verbindung [-]
- $R_{C,d}$ Bemessungswert der Schraube auf Hineindrücken gemäß Gl. [3-19.a] [N]
- $R_{T,d}$ Bemessungswert der Schraube auf Herausziehen gemäß Gl. [3-18.a] [N]
- α Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung ^(c) [°]

$$R_{C,d} = \min \begin{cases} f_{a,1,d} \cdot \pi \cdot d \cdot s_1 \\ f_{a,2,d} \cdot \pi \cdot d \cdot s_2 \\ 0,8 \cdot F_{u,d} \end{cases} \quad [3-19.a]$$

Hierbei stellt die dritte Bedingung in der Minimumfunktion von Gl. [3-19.a], nach Ansicht des Verfassers, nur eine grobe Abschätzung für die Tragfähigkeit der Schraube gegen Ausknicken im Holz dar. Für andere Schraubengeometrien als jene, die in den Untersuchungen von KEVARINMÄKI 2002 [50] verwendet wurden, kann die Bemessung gemäß Gl. [3-19.a] zu unsicheren Ergebnissen führen – insbesondere dann,

a. Grundsätzlich sieht der Verfasser die Addition der Ausziehtragfähigkeit mit der Kopfdurchziehtragfähigkeit als kritisch und hinterfragenswert an. Insbesondere im Hinblick auf das unterschiedliche, lastabhängige Verformungsverhalten der beiden Effekte.

b. Der Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen ist in den meisten europäischen Ländern mit $\gamma_M = 1,30$ festgelegt.

c. Entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit dem Winkel β .

wenn die Schraubenschlankheit zunimmt bzw. die Rohdichte des Holzes, und damit die elastische Bettungsziffer, abnimmt. Deshalb sollte der Bemessungswert der ideal-elastischen Knicklast $N_{ki,k}$ in Anlehnung an BEJTKA 2005 [7] gemäß Gleichung 2-9 auf Seite 33 der vorliegenden Arbeit ebenso berücksichtigt werden. Inwieweit der Faktor 0,8 in der Gl. [3-19.a] dafür verantwortlich ist, wurde vom Verfasser allerdings nicht geprüft.

Hinsichtlich des Gleitreibungskoeffizienten μ_0 gibt KEVARINMÄKI 2002 [50] für die Nutzungsklassen 1 und 2 einen Wert von 0,26 für das Zusammenwirken von zwei gehobelten, unbehandelten Holzoberflächen der Holzart Fichte (*pinus abies*) an. Wenn es sich um zwei unbehandelte Seitenflächen von LVL handelt darf der Reibbeiwert auf 0,40 erhöht werden.

Für die Steifigkeit in der Holz-Holz-Zuglaschenverbindung gibt KEVARINMÄKI 2002 [50] die folgenden Gleichungen (erneut in der Notation der Quellpublikation) an:

$$u_{inst} = \frac{F}{n \cdot K_s} \quad [3-20]$$

u_{inst} Anfangsverschiebung einer Verbindung mit geneigt angeordneten Schrauben [mm]
 F äußere Belastung [kN]
 n Anzahl der Schrauben (für Schraubenkreuze ist $n = 2 n_p$) [-]
 K_s Verschiebungsmodul einer axial belasteten Schraube gemäß Gl. [3-20.a] [N/mm]

$$K_s = \frac{1}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} \text{ mit den jeweiligen Verschiebungsmoduln } k_i \text{ in den Holzteilen } i = 1 \text{ und } 2 \quad [3-20.a]$$

$$k_1 = K_{i,ser} \cdot \pi \cdot d \cdot s_1 \text{ und} \quad [3-20.b]$$

$$k_2 = K_{2,ser} \cdot \pi \cdot d \cdot (s_2 - d) \quad [3-20.c]$$

$K_{i,ser}$ Verschiebungsmodul für den jeweiligen Gewindeteil i der Schraube berechnet gemäß Gl. [3-20.d] [N/mm³]

$$K_{i,ser} = K_{ser} \cdot \left(\frac{8 \cdot d}{s_i} \right)^{0,3} \quad [3-20.d]$$

K_{ser} mittlerer Verschiebungsmodul einer Schraube unter 45° zur Faserrichtung bei einer Einbindtiefe in der Prüfung von $s = 8 d$ [N/mm³]
 d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
 s_i Einbindtiefe des Gewindes im Holzteil i [mm]

Zusätzlich zu den Bestimmungsgleichungen, die das Trag- und Verformungsverhalten beschreiben, gibt KEVARINMÄKI 2002 [50] zusätzliche konstruktive Randbedingungen für derartige Holz-Holz-Verbindungen an, was vom Verfasser als durchaus hilfreich angesehen wird:

- Unterschiedliche Schrauben (Typ, Länge, Durchmesser) sollten nicht innerhalb einer Verbindung gemischt zum Einsatz kommen ^(a).

a. Dies entspricht einer klassischen Regel des Holzbaus weil eine gleichmäßige Beanspruchung bei unterschiedlichem Verformungsverhalten nicht gewährleistet werden kann. Unter diesem Gesichtspunkt erscheint es dem Verfasser als nicht korrekt, dass im ersten Term der Gl. [3-18.a] die Addition der Versagensarten „Herausziehen“ und „Kopfdurchziehen“ vorgeschlagen wird.

- Die Einbindtiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze sollte mindestens $6 d$ betragen ^(a).
- Die Holzteile in der Verbindung sollten vor dem Verschrauben zusammengespannt werden ^(b).
- Das Einschraubmoment sollte hoch sein, jedoch mit dem Bruchdrehmoment $M_{t,u,k}$ der Schraube begrenzt ^(c).
- Die in der Quellpublikation angegebenen Rand und Mindestabstände werden eingehalten.
- Ein Übergreifen der Schraubenspitze im Mittelholz ist zulässig ^(d).

Resumee

Wie auch schon BLAß ET AL. 2001 [14] sowie BEJTKA ET AL. 2002 [8] wird von KEVARINMÄKI 2002 [50] über die Einsatzmöglichkeit von selbstbohrenden Holzschrauben, die unter einem Winkel zur Faserrichtung von rund 45° in einer Holz-Holz-Zuglaschenverbindung eingedreht sind, berichtet. Neben der Präsentation von Versuchsergebnissen werden auch baustatische Modelle zur rechnerischen Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens vorgestellt, welche – anders als in den beiden vorstehenden Publikationen – ausschließlich auf den axial wirkenden Kräften in Form eines Fachwerkmodells basieren.

Zusätzlich zu einer, dem Kraftfluss folgenden, Anordnung der Schrauben als Zugverbindungsmittel, schlägt er alternativ auch eine gekreuzte Schraubenanordnung (Zug- und Druckschrauben) vor, die den Vorteil des geringeren Platzbedarfs – und somit einer geometrisch kleineren Verbindung ^(e) – haben.

Hinsichtlich der baustatischen Modellbildung (Fachwerkmodell) für derartige Holz-Holz-Laschenverbindungen wird die Meinung von KEVARINMÄKI 2002 [50] durchaus geteilt, dass es ausreichend ist, ausschließlich axiale Kräfte zu berücksichtigen. Dennoch muss einschränkend hinzugefügt werden, dass die Prüfungen mit verhältnismäßig kleinen Schrauben (maximale Nennlänge von 152 mm und maximaler Nenndurchmesser von 8 mm) durchgeführt wurden, weshalb es bei anderen Schraubengeometrien und vor allem anderen Einschraubwinkeln durchaus nötig sein kann, die Modellbildung zu überdenken.

3.3.4 Blaß et al. 2006 [18]

In einer umfangreichen Publikation zum Thema der „Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben“ wird von BLAß ET AL. 2006 [18] sowohl von experimentellen Untersuchungen an einzelnen Verbindungsmitteln (vgl. die Abschnitte 3.2.1 bis 3.2.3) als auch von Prüfungen ganzer Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen berichtet. Dabei nehmen die Autoren unter anderem Bezug auf ihre früheren Publikationen (z. B. BLAß ET AL. 2003 [17] oder aber die in den Abschnitten 3.3.1 und 3.3.2 bereits diskutierten Quellen), in denen schon ausführlich über mögliche Berechnungsverfahren für Verbindungen mit geneigt (dem Kraftfluss folgend) angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben.

a. Dies wird vom Verfasser als absoluter Mindestwert gesehen, sinnvollerweise ist die Einbindtiefe auf der Seite mit der Schraubenspitze zumindest gleich groß wie jene auf der Seite mit dem Schraubenkopf. Der angegebene Wert entspricht jedoch der Mindesteinbindtiefe gemäß EN 1995-1-1 [107].

b. Dies ist nach Ansicht des Verfassers unumgänglich damit kein Schlupf in der Verbindung auftritt bzw. damit alle Schrauben möglichst gleichmäßig beansprucht sind. Bei kreuzweiser Anordnung kommt dieser Vorgabe eine noch größere Bedeutung zu als bei einseitig geneigten Zugschrauben.

c. Der Verfasser vertritt hier die Meinung, dass es besser wäre nur etwa 80 % des Bruchdrehmomentes als Grenzwert anzusetzen. Dies ist jedoch sehr stark davon abhängig, wie groß die Gewindelänge im Vergleich zum Durchmesser ist. Weiters ist zu erwarten, dass die Gefahr des Abreißen der Schrauben während des Eindrehvorganges bei Holz-Holz-Verbindungen deutlich geringer ist als bei Holz-Stahlblech-Verbindungen mit ähnlicher Schraubengeometrie.

d. Nach Ansicht des Verfassers ist ein Übergreifen der Schraubenspitzen im Mittelholz unbedingt erforderlich um ein Querzugversagen des Mittelholzes infolge der Momentenbeanspruchung durch die Schrauben verhindern zu können.

e. Im Umkehrschluss kann davon ausgegangen werden, dass mit der gekreuzten Anordnung bei nahezu gleichem Platzbedarf die annähernd doppelte Tragfähigkeit sowie eine deutlich höhere Steifigkeit erreicht werden kann.

Grundsätzlich stehen für die Berechnung des Last-Verformungs-Verhaltens von Verbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben zwei verschiedene Berechnungsmodelle zur Verfügung:

- Detailliertes Berechnungsverfahren (vgl. BEJTKA & BLAß 2002 [8]) mit modifizierten Johansen-Gleichungen (anwendbar ausschließlich für einsinnig geneigt angeordnete Schrauben, jedoch für alle möglichen Einschraubwinkel im Bereich zwischen 0° und 90°)^(a) unter Berücksichtigung der Kraftkomponenten in Richtung der Schraubenachse als auch rechtwinklig dazu sowie der Reibung zwischen den beiden Holzteilen.
- Fachwerkmodell (vgl. BLAß ET AL. 2003 [17] und KEVARINMÄKI 2002 [50]) mit Vernachlässigung der Tragwirkung auf Abscheren sowie Berücksichtigung der Reibung zwischen den beiden Holzbauteilen (anwendbar für Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung zwischen 0° und etwa 45°)^(b).

BLAß ET AL. 2006 [18] berichten daher, dass das anfängliche Ziel ihres Forschungsvorhabens die Optimierung der beiden vorhin erwähnten Berechnungsmodelle gewesen wäre. Da sich in der Zwischenzeit^(c) jedoch durch eine Vielzahl an Versuchen gezeigt habe, dass beide Berechnungsverfahren zumindest für Verbindungen mit einer geringen Anzahl geneigt bzw. gekreuzt angeordneter selbstbohrender Holzschrauben gültig seien, stand nun die Untersuchung von Verbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Vollgewindeschrauben im Hauptfokus der Autoren. Weiters wollten sie klären, wie die Steifigkeit von Verbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Vollgewindeschrauben abgeschätzt werden kann.

Experimentelle Untersuchungen

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden insgesamt 30 zweischnittig^(d) Holz-Holz-Laschenverbindungen mit 2, 6 oder 11 hintereinander, geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben sowie Laschenverbindungen mit 2, 5 oder 7 hintereinander angeordneten Schraubenkreuzen experimentell untersucht. Das Ziel der Zugscherversuche war es herauszufinden, inwieweit die Anzahl der hintereinander angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde die Tragfähigkeit der Gesamtverbindung beeinflusst^(e). Die Variation in den Parametern war einzig auf die Anzahl der Schrauben in der Verbindung sowie auf die Anordnung (geneigt oder gekreuzt) beschränkt. Alle Probekörper wurden aus BSH der Festigkeitsklasse GL 28h hergestellt (alle weiteren geometrischen Abmessungen können der Abb. 3.26 entnommen werden). Als Schrauben kamen selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde des Nenndurchmessers 8 mm mit einer Nennlänge von 260 mm zum Einsatz. Die Abstände der Schrauben untereinander (entspricht per definitionem a_1) waren mit rund $18 d$ bzw. $12 d$ ^(f) nach Ansicht des Verfassers sehr groß.

a. Der Einschraubwinkel von 0° ist hier von theoretischer Natur. Der Verfasser denkt hier an einen unteren Grenzwert von rund 30° .

b. Obiges gilt erneut.

c. Hiermit meinen die Autoren wohl die Jahre 2002 bis 2006.

d. Der Verfasser gibt zu bedenken, dass unter dem Begriff „zweischnittig“ irrtümlicher Weise ein Verbindungsmittel verstanden werden könnte, dass durch beide Scherfugen hindurch geht, was jedoch bei den Prüfungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Schrauben nicht der Fall war.

e. Dies stellt die klassische Fragestellung nach der wirksamen Anzahl n_{ef} dar, wie sie auch Hauptgegenstand in den Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem ist.

f. Wegen der begrenzten Bauteillänge von 2000 mm (wohl wegen der verfügbaren Laborausüstung) wurde der Abstand untereinander in der Versuchsreihe G-11 reduziert.

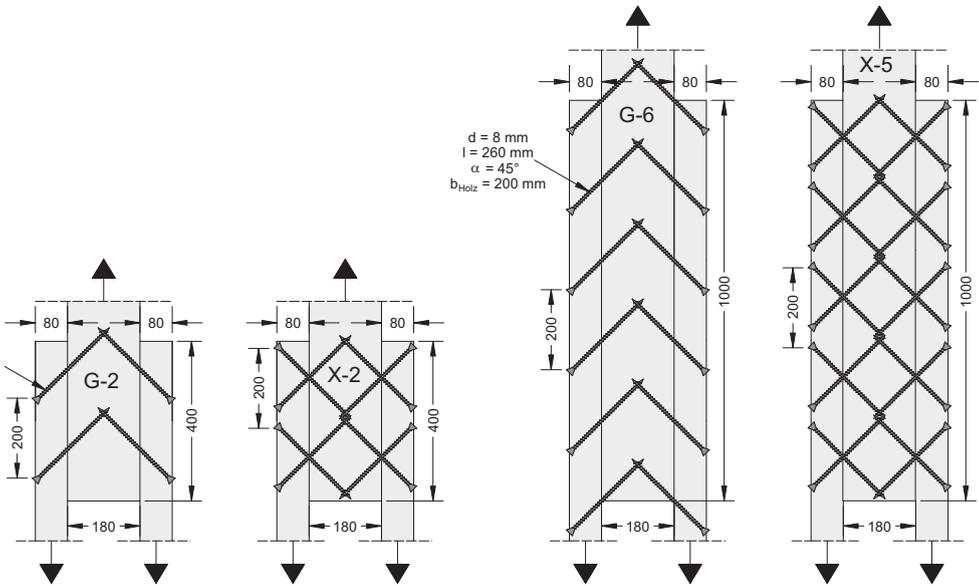


Abb. 3.26: Versuchskörper der Versuchsreihen G-2 und X-2 (linke Seite) sowie G-6 und X-5 (rechte Seite) (aus [18])

Wegen des Last-Verformungs-Verhaltens von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben (vgl. z. B. Abbildung 3.6 auf Seite 64) gingen die Autoren davon aus, dass es mit zunehmender Anzahl der hintereinander in Lastrichtung angeordneten Schrauben zu einer Reduktion der Tragfähigkeit der Einzelschraube kommt und die Gesamttragfähigkeit der Verbindung nicht als Summe der Einzeltragfähigkeiten berechnet werden darf. Der Grund für dieses Verhalten liegt in der ungleichen Verteilung der Last zwischen den einzelnen hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln unter Annahme eines ideal-elastischen Last-Verformungs-Verhaltens sowohl für die Verbindungsmittel als auch für das Holz bei Zugbeanspruchung. Dieses Phänomen kann z. B. nach LANTOS 1969 [59] (vgl. insbesondere Abschnitt 3.5.8 auf Seite 162 dieser Arbeit) rechnerisch berücksichtigt werden.

Über die Versuchsmethode, die Messmethode sowie die Methode der Versuchsauswertung, unter anderem die erforderlichen Anpassungen aufgrund unterschiedlicher Rohdichteverhältnisse in den beiden Seiten- sowie dem Mittelholz soll an dieser Stelle nicht berichtet werden ^(a). Hinsichtlich der aufgetretenen Versagensarten ist es jedoch erwähnenswert, dass alle Versuchskörper mit geneigt angeordneten Vollgewindeschrauben infolge Hineinziehen der Vollgewindeschrauben auf der Seite des Schraubenkopfs (wegen der kleineren Rohdichte und, nach Ansicht des Verfassers, der vergleichsweise kürzeren Verankerungslänge des Schraubengewindes) versagten. Als Versagensart bei den Verbindungen mit gekreuzter Schraubenanordnung traten ausschließlich die selben Effekte (Hineinziehen der auf Zug beanspruchten Schrauben bzw. Herausdrücken (vgl. Abb. 3.27, rechts) der auf Druck beanspruchten Schrauben in bzw. aus dem Seitenholz) auf, wie sie auch bei den Laschenverbindungen mit einsinnig geneigt angeordneten Vollgewindeschrauben beobachtet werden konnten.

^a. Die Korrekturvorgänge sind in BLAß ET AL. 2006 [18] ab der Seite 72 klar nachvollziehbar dokumentiert.

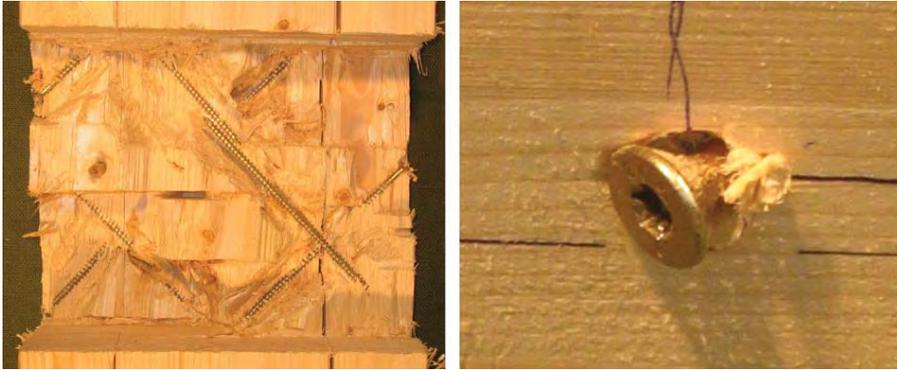


Abb. 3.27: Prüfkörper nach der Prüfung: Bis zur Ebene der Schrauben geöffneter PK mit gekreuzter Anordnung (links) und Herausdrücken des Schraubenkopfes (rechts) (aus [18])

Bei beiden Prüfkfigurationen konnten jedoch keine signifikanten plastischen Biegeverformungen in den Schrauben (vgl. Abb. 3.27, links) festgestellt werden, was den Schluss zulässt, dass die Tragfähigkeit dieser Verbindung ausschließlich vom axialen Widerstand der selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde abhängig ist.

Interpretation der Ergebnisse hinsichtlich Gruppenwirkung

Mit dem Ziel, mehr ^(a) über das Tragverhalten einer Gruppe von geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde in einer Holz-Holz-Laschenverbindung zu erkennen, wurden die von BLAŠ ET AL. 2006 [18] publizierten Prüfergebnisse einer eigenen Auswertung des Verfassers gemäß EN 14358 [119] unterzogen. Dabei werden für die rohrichtekorrigierten Prüfergebnisse sowohl die Anzahl der Prüfkörper berücksichtigt als auch unterschiedliche Verteilungsfunktionen als Basis verwendet:

- Logarithmische Normalverteilung (L-NVT) für die Berechnung der 5%-Quantile eines Widerstandes gemäß Abschnitt 4.2 der EN 14358 [119]
- Normalverteilung (NVT) für die Berechnung der charakteristischen Steifigkeitskennwerte (Mittelwerte) gemäß Abschnitt 4.3 der EN 14358 [119]

Die Prüfergebnisse von BLAŠ ET AL. 2006 [18] sind auf Basis von n_{ef}/n ist in der nachfolgenden Tab. 3.4 zusammengestellt und grafisch in Abb. 3.28 dargestellt. Die Auswertungen beziehen sich – aufgrund des Fehlens von Prüfungen mit nur 1 Schraube je Scherfuge – auf jene Ergebnisse der Prüfreihe mit jeweils 2 Schrauben (G-2) bzw. 2 Schraubenkreuzen (X-2).

a. Von den Autoren des Forschungsberichtes konnte ein signifikanter Abfall der Tragfähigkeit pro Schraube bzw. Schraubenkreuz mit steigender Anzahl hintereinander angeordneter selbstbohrender Vollgewindeschrauben nicht festgestellt werden.

Tab. 3.4: Erweiterte Auswertung der Prüfdaten aus [18] auf Basis der EN 14358 [119]

n_G	$F_{G-i,mean}$	$F_{G-i,05}$	$K_{G-i,mean}$	$K_{G-i,char,mean}$
2	1,000	1,000	1,000	1,000
6	1,023	1,023	1,002	0,996
11	1,000	1,000	0,857	0,850
n_X	$F_{X-i,mean}$	$F_{X-i,05}$	$K_{X-i,mean}$	$K_{X-i,char,mean}$
2	1,000	1,000	1,000	1,000
5	0,982	0,985	0,961	0,957
7	0,961	1,023	0,816	0,811

Aus den Ergebnissen ist, wie bereits von den Autoren beschrieben, keine klar erkennbare Abhängigkeit der *Tragfähigkeit* (auf Bruchlastniveau) von Verbindungen mit mehr als 2 Schrauben (rote Balken im linken Teil der Abb. 3.28) bzw. Schraubenkreuzen (blaue Balken im rechten Teil der Abb. 3.28) je Scherfuge gegeben. Der Verfasser zeigt sich durch dieses Verhalten leicht überrascht, denn es wäre zumindest zu erwarten gewesen, dass es zu einer Abminderung ^(a) der erreichbaren Tragfähigkeiten, wenn auch nur im einstelligen Prozentbereich kommt.

Mögliche Ursachen dafür, dass bei den hier ausgewerteten Prüfdaten keine Abhängigkeit der Traglasten zu erkennen ist, sind Ansicht des Verfassers den im Folgenden aufgelisteten Fakten geschuldet:

- Es fehlt die Prüfserie mit nur einer einzelnen Schraube bzw. einem Schraubenkreuz
- Das Versagen der Schrauben war immer von einem Herausziehen oder einem Hineindrücken in das Seitenholz geprägt, was offensichtlich mit geringfügigen Lastumlagerungsmöglichkeiten verbunden ist.
- Die Last-Verformungs-Diagramme zeigen ein relativ ausgeprägtes gutmütiges Nachbruchverhalten (durchaus als duktil zu bezeichnen). Die Länge des plastischen Niveaus verringert sich jedoch tendenziell mit zunehmender Anzahl der Schrauben in einer Verbindung (vgl. Abb. 3.29).
- Im Gegensatz zu den Untersuchungen des Verfassers, bei denen das Versagen im Großteil der Prüfungen durch Abreißen des Schraubenkopfes geprägt war, ist das Verformungsvermögen der Schraube in Achsrichtung bei Holz-Holz-Verbindungen rund doppelt so groß, was sich offensichtlich auch positiv auf eine mögliche Lastumlagerung auswirkt.
- Die Mindestabstände in den geprüften Verbindungen waren relativ groß, sodass ein Aufspalten des Holzes quer zur Ebene der Schrauben höchst unwahrscheinlich ist. Bei Verringerung der Abstände auf deren erlaubten Mindestwert ergäbe sich möglicherweise an abweichendes Bild.

a. In den experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem des Verfassers zeigte sich für jene Verbindungen, deren Versagen mit dem Herausziehen der Schraube aus dem Holz zu verknüpfen war – eine wenn auch nur schwache – Abhängigkeit der erreichbaren Traglast von der wirksamen Anzahl der Verbindungsmittel.

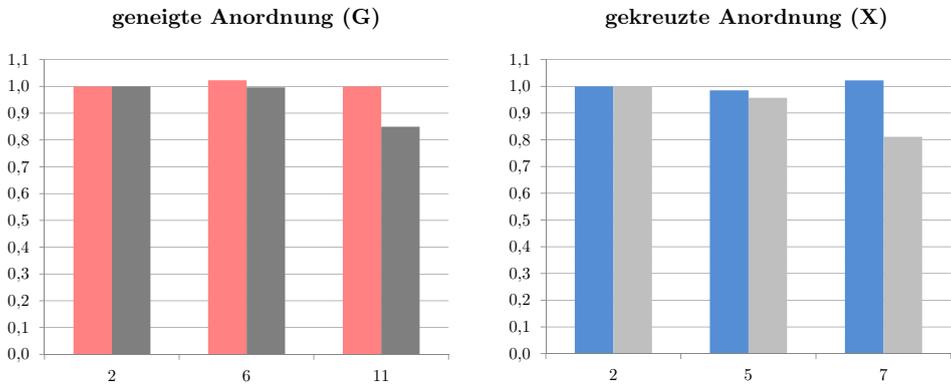


Abb. 3.28: Graphische Darstellung der Abminderungsfunktion n_{ef}/n auf Basis $n = 2$ für die Prüfungen von BLAß ET AL. 2006 [18] nach Auswertung gemäß EN 14358 [119] durch den Verfasser

Hinsichtlich der *Steifigkeit* (im Gebrauchslastbereich) weist die Holz-Holz-Laschenverbindung mit geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde hingegen eine klare – und durchaus erwartbare – Abhängigkeit von der Verbindungsmittellanzahl. Bei Betrachtung der Last-Verschiebungs-Diagramme in der nachfolgenden Abb. 3.29 ist ein, von der Schraubenzahl unabhängiges, ausgesprochen gleichartiges lineares Verhalten zu erkennen.

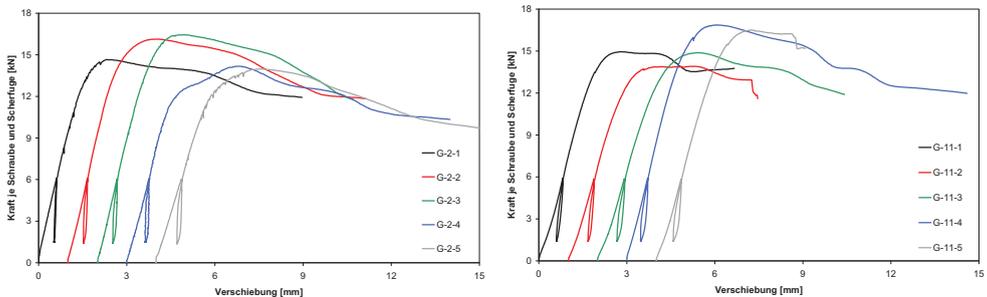


Abb. 3.29: Ausgewählte Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfserien G-2 und G-11 (aus [18])

Mechanisches Modell

Als mechanisches Modell für Holz-Holz-Verbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde schlagen BLAß ET AL. 2006 [18] ein einfaches Fachwerkmodell inklusive Berücksichtigung der Reibung zwischen den beiden Holzteilen (jedoch ausschließlich für jene Verbindungen mit Schrauben, die einsinnig dem Kraftfluss folgend geneigt eingedreht sind), vor. Wegen der nicht aufgetretenen plastischen Biegeverformungen in den Schrauben wird der Anteil aus der Abscherkomponente komplett vernachlässigt.

Die Gleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeit – in der Notation der vorliegenden Arbeit – entsprechen dabei für Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben ($F_{V,G,Rd}$) der Gl. [3-21] und für Ver-

bindungen mit gekreuzt angeordneten Schrauben ($F_{v,X,Rd}$) der Gl. [3-22]. Aus den vorhin genannten Gründen ist es zulässig, die Gesamttragfähigkeit aus der Summe der Tragfähigkeiten der einzelnen Verbindungsmittel zu bilden.

$$F_{v,G,Rd} = n_G \cdot R_{ax,d} \cdot (\cos \beta + \mu \cdot \sin \beta) \quad [3-21]$$

$$F_{v,X,Rd} = n_X \cdot 2 \cdot R_{ax,d} \cdot \cos \beta \quad [3-22]$$

- $n_{G/X}$ Anzahl der Schrauben bzw. der Schraubenkreuze in der Scherfuge [-]
- $R_{ax,d}$ Bemessungswert der axialen Tragfähigkeit ermittelt auf Basis der Gleichung 3-5 auf Seite 60 [N]
- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]
- μ Gleitreibungskoeffizient für die Materialkombination Holz-Holz gehobelt ($\mu = 0,30$) [-]

Nach Gegenüberstellung der geprüften Traglasten mit den rechnerisch ermittelten Werten mithilfe der obigen Gleichungen ^(a) und der tatsächlich vorhandenen Rohdichte in den einzelnen Prüfkörpern ergibt sich im Mittel eine Übereinstimmung von Versuch und Rechnung zwischen 0,89 und 0,99 – dies wird von den Autoren als sehr gute Korrelation bezeichnet ^(b).

Hinsichtlich der Steifigkeit von Holz-Holz-Laschenverbindungen mit geneigt (K_G) oder gekreuzt (K_X) angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde geben BLAß ET AL. 2006 [18] die nachstehenden Gleichungen zur Ermittlung des Verschiebungsmoduls je Schraube und Scherfuge, parallel zur Krafrichtung wirkend an, wobei diese nur für Einschraubwinkel von $\beta \leq 45^\circ$ gültig sind ^(c) und der Notation der vorliegenden Arbeit angepasst wurden.

$$K_G = \frac{n_{ef,G} \cdot n_{SF} \cdot (1 + \mu \cdot \cot \beta)}{\frac{1}{K_{ax,1}} + \frac{1}{K_{ax,2}}} \quad [3-23]$$

$$K_X = \frac{n_{ef,X} \cdot n_{SF} \cdot 2}{\frac{1}{K_{ax,1}} + \frac{1}{K_{ax,2}}} \quad [3-24]$$

- $n_{ef,G/X}$ wirksame Anzahl der Schrauben bzw. der Schraubenkreuze in der Verbindung hinsichtlich der Steifigkeit, berechnet beispielsweise nach der Theorie von LANTOS 1969 [59] (vgl. hierfür auch Abb. 3.30) [-]
- n_{SF} Anzahl der Scherfugen in der Verbindung [-]
- $K_{ax,i}$ Verschiebungsmodul von axial beanspruchten Schrauben in den Holzteilen $i = 1$ bzw. 2 [N/mm]
- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]
- μ Gleitreibungskoeffizient für die Materialkombination Holz-Holz gehobelt ($\mu = 0,30$) [-]

Auf der Grundlage der Theorie von LANTOS 1969 [59] wurde von den Autoren eine Beziehung für zwischen der tatsächlichen Anzahl hintereinander in Faserrichtung angeordneter Schrauben ($n_{G/X}$) und der

a. Die Gegenüberstellung von Versuch und Rechnung erfolgte natürlich nicht auf Bemessungsniveau (Index d).
 b. Detaillierte Informationen zur Gegenüberstellung können der Quellpublikation entnommen werden.
 c. Weil der Anteil aus der Abscherkomponente vernachlässigt wird. Bei Einschraubwinkeln über 45° wird empfohlen, die Steifigkeit in der Verbindung entsprechend der Steifigkeit für Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten Schrauben zu berechnen.

wirksamen Anzahl der Vollgewindeschrauben ($n_{\text{ef,G/X}}$) abgeleitet und für spezifische Geometrieparameter grafisch dargestellt. Abb. 3.30 zeigt diesen Zusammenhang für Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben ^(a) für ausgewählte Verbindungsmitteldurchmesser ($d = 6 \text{ mm}$ und 12 mm) und Holzdicken ($t = 4 d$ und $30 d$) zur Grenzwertbetrachtung. Der Elastizitätsmodul für die Hölzer wurde mit $E = 10.000 \text{ N/mm}^2$ berücksichtigt, die Höhe der Hölzer mit dem doppelten Mindestabstand zum Rand zu $b = 8 d$ angenommen, für den Gleitreibungskoeffizienten μ wurde der Wert $0,35$ angesetzt und der axiale Verschiebungsmodul K_{ax} für die Schrauben wurde auf Basis einer mittleren Rohdichte von $\rho_{\text{mean}} = 450 \text{ kg/m}^3$ in der Berechnung berücksichtigt. Mit diesen Parametern ist es nach Aussage der Autoren möglich, eine einhüllende Kurvenschar für die gebräuchlichsten Geometrien darzustellen.

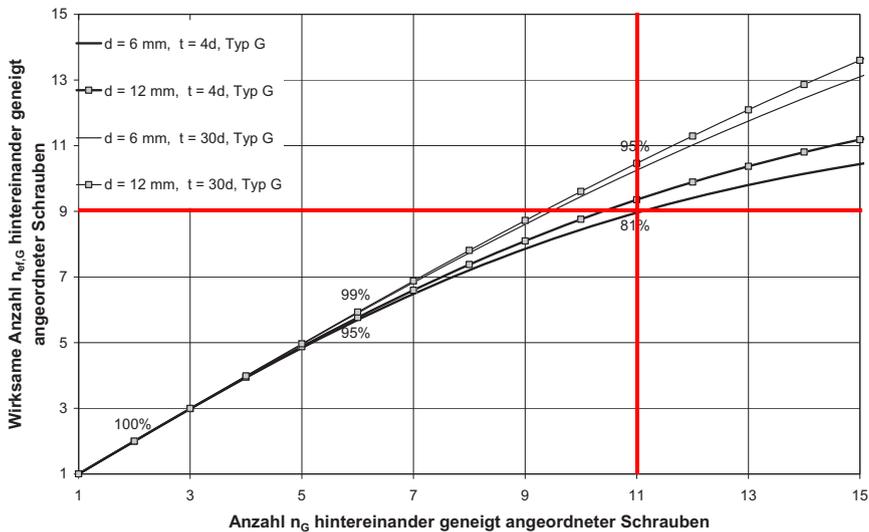


Abb. 3.30: Wirksame Anzahl $n_{\text{ef,G}}$ für geneigt angeordnete Schrauben und ausgewählte Geometrieparameter als Grenzkurven (aus [18])

Bei Gegenüberstellung der im Versuch gemessenen Abminderung der Steifigkeit infolge der Anzahl der hintereinander angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben $n_{\text{ef,G,test}}$ (siehe Tabelle 3.4 auf Seite 97) mit der rechnerisch ermittelten Abminderung $n_{\text{ef,G,calc}}$ zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung. Für das Beispiel von 11 hintereinanderliegenden geneigt angeordneten Schrauben ergab sich aus den Experimenten eine Abminderung von $0,85$ und aus der Abb. 3.30 lässt sich für dieselbe Anzahl an Schrauben in etwa ein Wert von $0,83$ ermitteln, wenn näherungsweise davon ausgegangen wird, dass die Kurve für Schrauben mit Nenndurchmesser 8 mm etwas über der dargestellten Kurve für den Nenndurchmesser 6 mm liegt. Auch die Holzdicke von $10 d$ in den Experimenten führt dazu, dass sich der Wert in Richtung der oberen, dünn gezeichneten Kurven verschiebt.

Den Abschluss der Forschungsarbeit von BLAß ET AL. 2006 [18] betreffend Verbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Vollgewindeschrauben bildet ein Vergleich zwischen den im Experiment ge-

a. Wegen der Ähnlichkeit der Verbindungsgeometrie in den Untersuchungen von BLAß ET AL. 2006 [18] mit jener des gegenständlichen Verbindungssystems erachtet der Verfasser es als informativ, dieses Diagramm hier darzustellen. Für das Diagramm für gekreuzt angeordnete Schrauben wird auf die Quellpublikation verwiesen.

messenen Steifigkeiten und jenen, auf Basis der bisher dargelegten theoretischen Überlegungen, rechnerisch ermittelten Steifigkeiten unter Einbeziehung der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln. Trotz Berücksichtigung der tatsächlichen Eigenschaften der verwendeten Hölzer wird die Steifigkeit in der Verbindung durch die Rechenmodelle zum Teil beträchtlich (zwischen rund 55 % und 70 %) unterschätzt, was nach Ansicht der Autoren darauf zurückzuführen ist, dass der axiale Verschiebungsmodul K_{ax} (berechnet nach Gleichung 3-9 auf Seite 63 dieser Arbeit) zu gering angenommen wurde.

Dies bestätigt zum Einen erneut, dass hinsichtlich der axialen Steifigkeit von selbstbohenden Holzschrauben eine nicht unerhebliche Streuung vorliegt (vgl. RINGHOFER 2017 [76]) und zum Anderen, dass es aufgrund der unterschiedlichen Gewindegeometrien offensichtlich erforderlich ist, die Eigenschaften für jeden Schraubentyp durch Versuche zu bestimmen (vgl. BLAß ET AL. 2006 [18]).

Resumee

Die von BLAß ET AL. 2006 [18] vorgestellten experimentellen Untersuchungen an Holz-Holz-Laschenverbindungen mit zwei oder mehreren Reihen von geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohenden Holzschrauben mit Vollgewinde stellen einen sehr fundierten Hintergrund hinsichtlich der Bemessung im *Grenzzustand der Tragfähigkeit* für derartige Verbindungen dar. Dabei wurde demonstriert, dass die rechnerische Tragfähigkeit allein durch die Anwendung eines Fachwerkmodells ermittelt werden kann und weiters keine Reduktion infolge mehrerer hintereinander angeordneter Verbindungsmittel erforderlich ist.

Für den Verfasser stellen sich jedoch im Hinblick auf das Verbindungssystem der vorliegenden Arbeit (Holz-Stahlblech-Laschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohenden Holzschrauben mit Vollgewinde) einige Fragen wie z. B. den sehr großen Mindestabständen in den Prüfungen von BLAß ET AL. 2006 [18] oder dem Einfluss der Versagensart der Schraube auf die wirksame Anzahl auf Traglastniveau.

Für den Nachweis im *Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit* erscheint es dem Verfasser als durchaus plausibel und sinnvoll, bei Holz-Holz-Laschenverbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten Schrauben hinsichtlich der wirksamen Anzahl auf die von BLAß ET AL. 2006 [18] publizierten Diagramme (vgl. z. B. Abb. 3.30) zurückzugreifen. Alternativ wäre es auch möglich, die wirksame Anzahl für eine gegebene Geometrie nach der Theorie von LANTOS 1969 [59] direkt zu ermitteln, was in weiterer Folge für den Fall des gegenständlichen Verbindungssystems in Abschnitt 3.5.8 ab Seite 162 dieser Arbeit exemplarisch durchgeführt wird.

Im Vergleich zu den Angaben von KEVARINMÄKI 2002 [50] (vgl. ab Seite 90 dieser Arbeit) stellt sich jedoch heraus, dass die Ergebnisse hinsichtlich der gemessenen Steifigkeiten nennenswerte Unterschiede zwischen den beiden Publikationen aufweisen. So vertritt KEVARINMÄKI 2002 [50] die Ansicht, auf einen Abminderung der Verbindungsmittelanzahl sowohl im Grenzzustand der Tragfähigkeit als auch im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit zu verzichten, was im Widerspruch zu den Ergebnissen der Forschungsarbeit von BLAß ET AL. 2006 [18] steht ^(a).

a. Unglücklicherweise liegen dem Verfasser keine genaueren Prüfdaten von Kevarinmäki 2002 [50] vor, der sich auf einen nicht verfügbaren Forschungsbericht (HUT, 2002, TRT-PUU-1-02: Screw joints with inclined screw angle in sawn timber and Kerto-LVL, Helsinki University, Espoo, Finland) stützt.

3.3.5 Krenn & Schickhofer 2006-2010 [52], [53], [54], [55]

Über die Ergebnisse der rund 600 experimentellen Untersuchungen in Bauteilgröße an Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Voll- und Teilgewinde sowie dem zugehörigen Bemessungsvorschlag wurde vom Verfasser in KRENN ET AL. 2007 [52], KRENN 2009 [53], KRENN ET AL. 2009 [54] und KRENN 2010 [55] berichtet. Die genannten Publikationen und das zu Grunde liegende Forschungsprojekt sind essentieller Bestandteil der vorliegenden Arbeit und werden daher an dieser Stelle nicht weiter diskutiert.

3.3.6 Brunauer 2009 [28] unter Bezugnahme auf [56]

BRUNAUER 2009 [28] stellte im Rahmen des 15. Internationalen Holzbau-Forums die Konstruktion der neuen Messehalle 11 in Frankfurt am Main vor, bei der es galt, eine Grundfläche von rund 23.000 m² mit 78 m Spannweite und Kragarmen mit ca. 26 m frei tragend zu überdachen. Für dieses herausragende Bauwerk wurde ein Fachwerkträger gewählt, um die große Spannweite zu überbrücken (siehe Abb. 3.31).

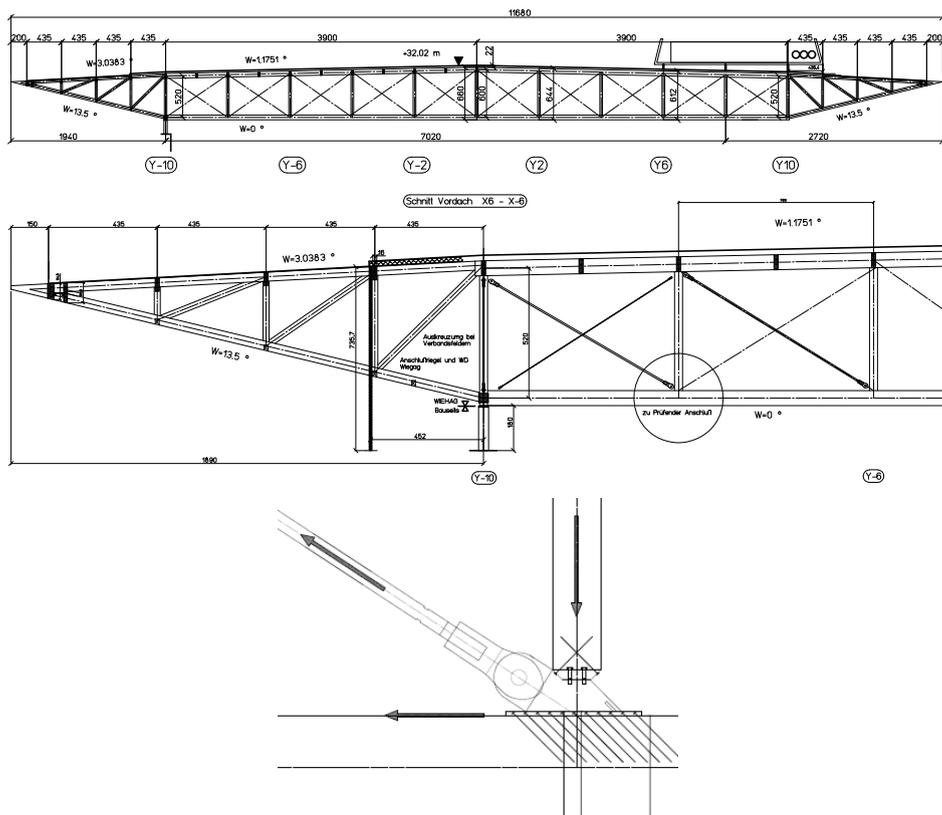


Abb. 3.31: Fachwerkträger (oben) und Ausschnitt daraus (mitte) mit maßgebenden Knoten sowie schematische Darstellung des Knotendetails (unten) für die Messehalle 11 in Frankfurt (aus [28] und [56])

Im maßgebenden Fachwerkknoten galt es eine Diagonalkraft von 2.440 kN (charakteristischer Wert) mit insgesamt 214 unter 45° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten Holzschrauben in den Fachwerkuntergurt einzuleiten. Bei einem Anschlusswinkel der Diagonale zum Untergurt von 32° ergibt sich eine Anschlusskraft in der Scherfuge von rund 2.070 kN. Aufgrund der nicht alltäglichen Dimension und den ausgesprochen hohen Kräften in diesem Fachwerkknoten wurde in der Planungsphase vom Prüflingenieur bereits eine Laboruntersuchung im Maßstab 1:1 gefordert ^(a).

Mit der Durchführung der Laboruntersuchung wurde die MPA Stuttgart und für die anschließende gutachterlichen Stellungnahme (unveröffentlicht [56]) die Universität Stuttgart (Institut für Konstruktion und Entwurf – Stahl- Holz- und Verbundbau, Prof. Kuhlmann) von der Fa. WIEHAG beauftragt.

Experimentelle Untersuchungen

Die Fragestellung die es im Rahmen der Versuche zu klären galt, war jene nach dem Last-Verformungs-Verhalten und der maximalen Tragfähigkeit des Anschlusses mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Die durchaus beeindruckende Dimension der Prüfkörper ist in Abb. 3.32 wiedergegeben.

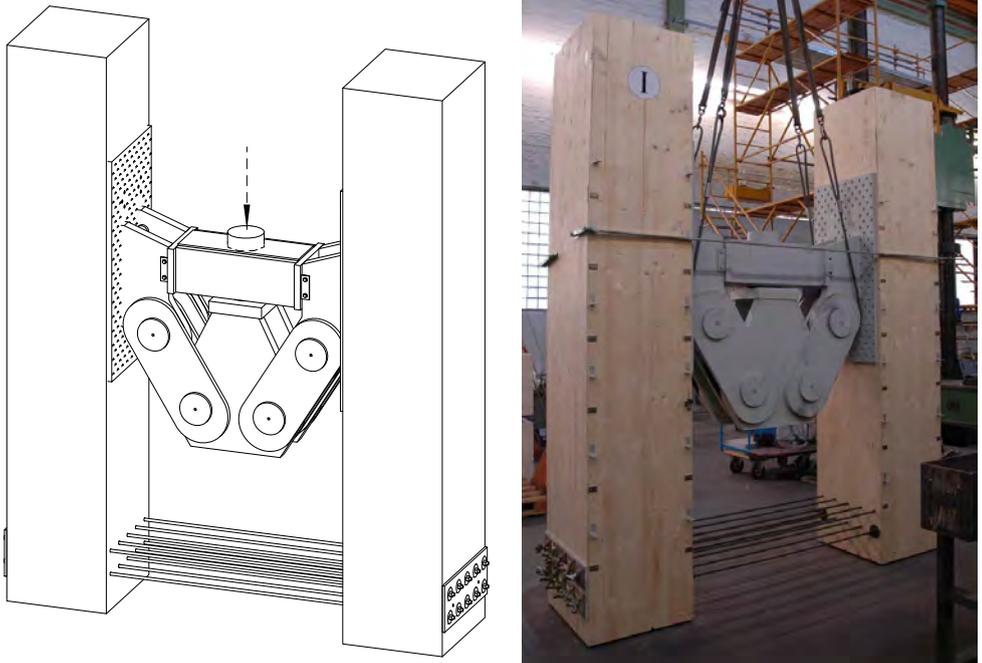


Abb. 3.32: CAD-Darstellung (links) und Versuchskörper (rechts) im Labor (aus [56])

a. Dies erschien sowohl Brunauer 2009 [28] als auch dem Verfasser heute als durchaus nachvollziehbar. Insbesondere deswegen, weil zum damaligen Zeitpunkt das Verbindungssystem der gegenständlichen Arbeit zwar schon in der Praxis umgesetzt worden war, der Maßstab beim Neubau der Messehalle 11 jedoch nochmals deutlich erweitert wurde.

Die Ergebnisse der Laboruntersuchungen, die in Anlehnung an EN 26891 [121] durchgeführt wurden, sind in Abb. 3.33 dargestellt, wobei die auftretenden Kräfte einerseits beeindruckend sind, im Vergleich zu den Erfahrung des Verfassers im Zuge der prüftechnischen Untersuchung des gegenständlichen Verbindungssystems aber durchaus eine zu erwartende Größenordnung aufweisen. Auch hinsichtlich der Verformung in der Scherfuge ist zu erkennen, dass die maximale Verformung beim Versagen nur rund 2 mm beträgt. Auch die auftretende Versagensart (gleichzeitiges Kopfabreißen bei allen 214 Schrauben in der Verbindung) stellt ein erwartbares – ja sogar erwünschtes Ergebnis^{a)} dar. Die Lastabfälle in den Last-Verschiebungs-Kurven sind nach Angaben der Autoren auf ein lokales Versagen in der Auflagerfläche zurückzuführen. Wie auch in den Voruntersuchungen des Verfassers zum gegenständlichen Verbindungssystem festgestellt, kam es bei einem der Prüfkörper zu einem Quersugversagen des Holzes in einer Ebene, die von den Schraubenspitzen aufgespannt wird.

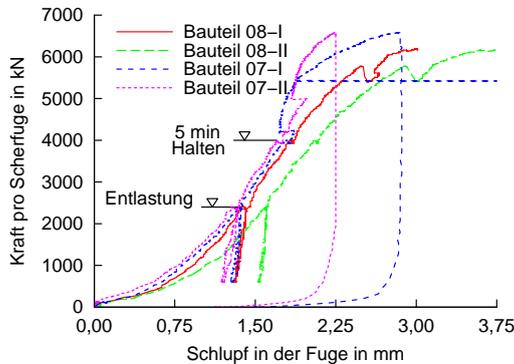


Abb. 3.33: Last-Verschiebungs-Kurve für die Scherfuge (aus [56])

Mechanisches Modell

Unter Berufung auf die in dieser Arbeit bereits diskutierten Veröffentlichungen von BLAŠ ET AL. 2006 [18] sowie KRENN ET AL. 2007 [52] gehen auch die Ersteller des Gutachtens von einem Fachwerkmodell, allerdings unter Vernachlässigung der Reibungskräfte, zur rechnerischen Erfassung des Trag- und Verformungsverhaltens aus. Dabei wird die rechnerische Tragfähigkeit gemäß der Technischen Zulassung für die Schraube mit der im Versuch erzielten Kraft verglichen, wobei sich zeigte, dass die beobachtete Bruchlast der Schraube deutlich über der charakteristischen Grenztragfähigkeit gemäß Technischer Zulassung lag.

Hinsichtlich der erzielbaren Steifigkeit in der Scherfuge wurden ebenfalls Vergleiche mit den Kennwerten aus der Technischen Zulassung angestellt, wobei sich wiederum aus dem Versuch ein größerer Wert ergab als bei rechnerischer Ermittlung mithilfe des Modells aus der Technischen Zulassung.

Resumee

Die Ergebnisse der Laboruntersuchungen in Bauteilabmessungen für eine Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindung mit insgesamt 214 unter 45° zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde bestätigten die bisher in der vorliegenden Arbeit gezogenen Schlüsse, dass für die rech-

a. Nach Ansicht des Verfassers sind Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindungen am sichersten bemessen, wenn das Stahlversagen der Verbindungsmittel zum maßgebenden Versagensmechanismus wird.

nerische Erfassung sowohl der Tragfähigkeit als auch der Steifigkeit das bereits diskutierte Fachwerkmodell geeignet ist. Es zeigt sich außerdem, dass eine sehr zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen den Beobachtungen im Versuch und den auf baustatischen Modellen basierenden Berechnungen vorhanden ist.

Abschließend möchte der Verfasser zusammenfassend einige Bemerkungen hinsichtlich der Beobachtungen im Versuch zur Diskussion stellen, wobei festzuhalten ist, dass diese keinerlei Einfluss auf die Qualität der errichteten Struktur haben:

- Das Querszugversagen in der Ebene der Schraubenspitzen war erwartbar ^(a), dennoch ist es befriedigend festzustellen, dass die Beobachtungen im kleineren Maßstab auch bei Prüfungen mit sehr großen Bauteilabmessungen gemacht werden können.
- Die Berücksichtigung der Reibung zwischen Stahlplatte und Holzoberfläche ist nach den Beobachtungen beim Großversuch in Bauteilabmessung nach Ansicht des Verfassers zulässig ^(b); wäre die Reibung im baustatischen Modell in Rechnung gestellt worden, könnte eine noch bessere Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung erzielt werden.
- Die Ursache für die höheren Widerstände im Versuch liegen möglicherweise auch in der simplen Tatsache begründet, dass die tatsächliche Festigkeit der Schrauben über ihrem Nennwert lag.
- Betreffend der Steifigkeit in der Scherfuge erscheint es dem Verfasser aufgrund seiner Erfahrungen an einer Vielzahl an Versuchen dennoch als zufällige Koinzidenz, dass die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen überraschend gut mit jenen der Rechnung übereinstimmen; insbesondere deshalb, weil eine nicht zu vernachlässigende Abhängigkeit der Gesamtsteifigkeit von der wirksamen Anzahl der Verbindungsmittel zu vermuten ist (vgl. z. B. auch BLAß ET AL. 2006 [18])

Abschließend möchte sich der Verfasser nochmals herzlichst bei Herrn DI Alfons Brunauer von der Fa. WIEHAG GmbH, Altheim (AT) für die freundliche und direkte zur Verfügungsstellung der Prüfergebnisse und des Gutachtens bedanken! Die Einblicke stellten sich für den Verfasser als sehr hilfreich dar, was das Verhalten des gegenständlichen Verbindungssystems im Großversuch angeht.

3.3.7 Gehri 2010 [40]

Mit dem Ziel, die für den Holzbau zur Verfügung stehenden Möglichkeiten zu erweitern, ist es neben dem in den letzten Jahren verstärkt zum Einsatz kommenden Material Laubholz bzw. von Holzwerkstoffen auf Laubholzbasis auch erforderlich, die dafür passende Verbindungstechnik zu entwickeln. GEHRI 2010 [40] berichtet aus diesem Grund von Laboruntersuchungen an Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit Teilgewindeschrauben und unterschiedlichen Winkeln β zwischen Schraubenachse und Fasersrichtung. Sein Hauptfokus lag dabei auf der Entwicklung einer optimalen Verbindung (vgl. dazu auch Abschnitt 3.2.4 auf Seite 74 dieser Arbeit, wo bereits Auszüge darüber zu finden sind), die nicht nur dadurch charakterisiert ist, dass diese ein maximales Tragvermögen aufweist, sondern auch gleichzeitig ein gutmütiges Last-Verformungs-Verhalten besitzt.

Experimentelle Untersuchungen

Um zu demonstrieren, dass das Last-Verformungs-Verhalten von Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben steuerbar ist, wurden Probekörper hergestellt, in denen der Ein-

a. Dies zeigte sich bereits in den Voruntersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem.

b. Unter Rücksichtnahme auf den tatsächlich vorhandenen Verlauf der Spannungen quer zur Holzoberfläche.

schraubwinkel zwischen 90° (rechtwinklig) und 45° zur Faserrichtung variiert wurde. Wegen der, im Vergleich zur Fichte sehr hohen Lochleibungsfestigkeit von Laubholz (vgl. dazu z. B. HÜBNER 2013 [43]), wurden die seitlichen Laschen der symmetrischen Zuglaschenverbindung aus Eschenholz (*fraxinus excelsior*) und mit vorgebohrten Schraubenlöchern hergestellt (siehe Abb. 3.34). Als Schrauben kamen Teilgewindeschrauben des Nenndurchmessers 8 mm mit Scheibenkopf zum Einsatz, wodurch ein Kopfdurchziehen durch das Seitenholz ausgeschlossen werden konnte. Um die Reibungseffekte zu minimieren wurde in der Scherfuge eine Folie platziert.

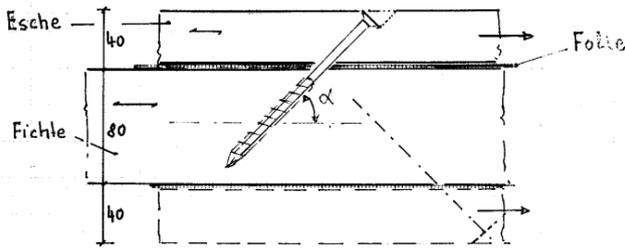
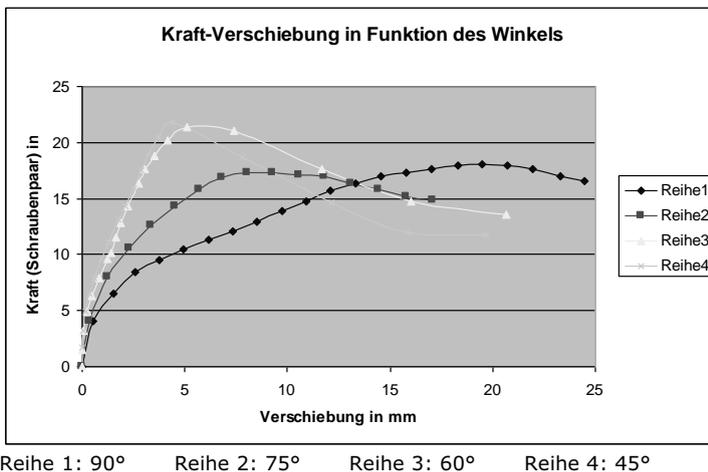


Abb. 3.34: Prüfkongfiguration mit Variation des Einschraubwinkels (aus [40])



Reihe 1: 90° Reihe 2: 75° Reihe 3: 60° Reihe 4: 45°

Abb. 3.35: Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen (aus [40])

Die Ergebnisse dieser Laboruntersuchungen sind in der Abb. 3.35 wiedergegeben, wobei recht deutlich wird, was unter dem Begriff „Steuerungsmöglichkeit“ verstanden werden kann. Hohe Tragwiderstände aber auch Anfangssteifigkeiten können mit Einschraubwinkeln unter 60° (entspricht den Reihen 3 und 4 im Diagramm) erzielt werden, das Verformungsvermögen ist jedoch beschränkt (= geringe Duktilität). Wird die Schraube ausschließlich auf Abscheren beansprucht (entspricht der Reihe 1 im Diagramm), so ergibt sich ein sehr gutmütiges Verformungsverhalten (= hohe Duktilität) welches allerdings auch mit etwas geringerem Tragvermögen aber vor allem zu geringer Steifigkeit einhergeht. Ein mittlerer Einschraubwinkel von rund 75° (entspricht der Reihe 2 im Diagramm) führt zu einer praktikableren Stei-

figkeit bei gleich bleibendem Tragvermögen und etwas gutmütigerem Verformungsverhalten (= mittlere Duktilität) im Vergleich zu einem spitzeren Einschraubwinkel.

Um die Effizienz des Baustoffes Laubholz – in diesem Fall der Esche – zu untermauern, wurden von GEHRI 2010 [40] Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit rein auf Abscheren beanspruchten Teilgewindeschrauben unterschiedlicher Längen und Kopfausbildungen (Senkkopf und Tellerkopf ^(a)) sowie der Variation des Materials der Seitenhölzer zwischen Fichte und Esche (vgl. Abb. 3.36) experimentell geprüft.

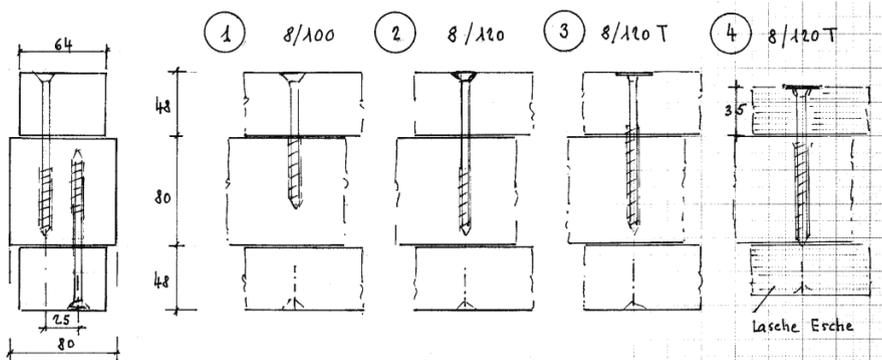
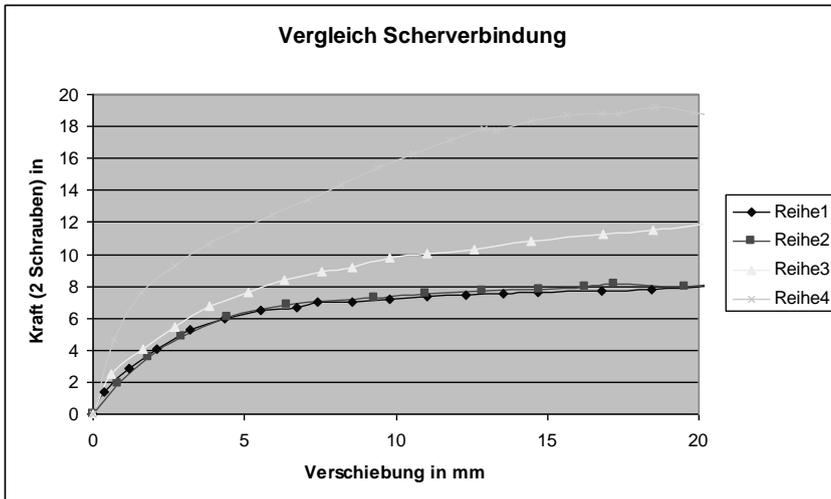


Abb. 3.36: Prüfkongfiguration mit Variation der Schraube und der Seitenhölzer (aus [40])

Das Last-Verschiebungs-Diagramm mit den Kurven für die jeweilige Parametervariation ist in Abb. 3.37 dargestellt. Es ist klar erkennbar, dass eine Variation der Schraubenlänge bei gleich bleibender Gewindelänge (Reihen 1 und 2) keinen Einfluss auf das Last-Verformungs-Verhalten hat, so lange ^(b) der maßgebende Versagensmechanismus das Durchziehen des Schraubenkopfes durch das Seitenholz ist. Auch die veränderte Kopfform (Tellerkopf anstatt des Senkkopfes, entspricht Reihe 3) führt zu keiner zufriedenstellenden Steigerung des Tragwiderstandes. Erst durch den Einsatz von Seitenhölzern aus Esche – bemerkenswerter Weise sogar in einer kleineren Holzdicke – kann eine nennenswerte Steigerung des Tragwiderstandes und der Steifigkeit auf Gebrauchslastniveau erreicht werden (Reihe 4). Während sich die Prüflast bei maximal dargestellter Verformung um etwa 60 % steigerte, vergrößerte sich bei der Reihe 4 der Anfangsverschiebungsmodul um geschätzte 80 % im Vergleich zu jenem der Reihe 3.

Laut GEHRI 2010 [40] wäre eine weitere Verbesserung des Last-Verschiebungs-Verhaltens (Steigerung der Tragfähigkeit vergrößerter Anfangsverschiebungsmodul) möglich, wenn auch das Mittelholz der Verbindung aus Esche wäre, welches dann abermals vorgebohrt sein müsste.

- a. In Abhängigkeit des Schraubenherstellers kann der Tellerkopf auch als Scheibenkopf bezeichnet sein.
- b. Grundsätzlich wäre bei gleichen Gewindelängen eine gleich große axiale Tragfähigkeit zu erwarten, die Erfahrung zeigt jedoch, dass bei Schraubengewinden, die zumindest um $2d$ unter der Holzoberfläche versenkt sind (somit tiefer im Holz verankert und nicht bis an die Oberfläche reichen), eine Steigerung der Tragfähigkeit auf Herausziehen zu erwarten ist. Dieser Effekt wurde erstmals von Pirnbacher et al. 2009 [71] beobachtet und publiziert, wobei die effektive Steigerung der Tragfähigkeit in einer ungefähren Größenordnung von 15 % zu liegen kommt.



Reihe 1: Schraube 8/100 Reihe 2: Schraube 8/120 Reihe 3 und 4: Schraube 8/120 T

Abb. 3.37: Einfluss des Laschenmaterials und der Kopfausbildung der Schraube auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit rechtwinklig zur Faserichtung eingedrehten Schrauben (aus [40])

Um die Kapazität der Verbindung noch weiter zu steigern, ersetzt GEHRI 2010 [40] die Teilgewindeschrauben durch Schrauben mit Vollgewinde und unterzieht die Eschenholz-Fichtenholz-Zuglaschenverbindungen (siehe Abb. 3.38) einer nochmaligen Winkelvariation mit dem Ziel, den optimalen Einschraubwinkel zu ermitteln. Zum Einsatz kamen 8 Schrauben des Nenndurchmessers $d = 8$ mm je Scherfuge, leider ist dem Verfasser die Schraubenlänge nicht bekannt, es ist jedoch davon auszugehen, dass diese so gewählt wurde, dass sie keinen Einfluss auf das Ergebnis der Parametervariation hat.



Abb. 3.38: Prüfkörper für die Parameterstudie zur Variation des Einschraubwinkels (aus [40])

Die Resultate der Prüfungen sind im Last-Verschiebungs-Diagramm in der Abb. 3.37 dargestellt wobei es auffällig ist, dass die maximal übertragbare Kraft in der Verbindung nahezu unabhängig vom Einschraubwinkel ist – die relative Differenz innerhalb aller Reihen beträgt nur rund 20 %. Die erzielbaren Anschlusssteifigkeiten hingegen zeigen deutlich, dass es sinnvoll ist, die Schrauben zumindest in einem Winkel von 80° zur Faserrichtung einzudrehen (Reihe 2) anstatt sie rein auf Abscheren zu belasten (Reihe 1). Die Differenz in den Anfangssteifigkeiten kann aus dem Diagramm mit dem Faktor 5 abgeschätzt werden was vom Verfasser als eine durchaus beachtliche Steigerung erachtet wird.

Hinsichtlich des Erreichens der gewünschten Duktilität sind die Ergebnisse der Reihen 2 (80°) und 3 (75°) als sehr zufriedenstellend einzuordnen. Dies gilt prinzipiell auch für die Kurve der Reihe 4 (70°), deren tatsächliche Kapazität jedoch laut GEHRI 2010 [40] nicht ausgeschöpft werden konnte, weil der Prüfkörper bereits nach dem Einbau der Schrauben Risse an der Oberfläche aufwies. Dennoch wurde von ihm der zu erwartende (hypothetische) Verlauf in das Last-Verschiebungs-Diagramm eingetragen.

Die Verbindung mit einer Schraubenneigung von nur 65° (Reihe 5) erreichte wie zu erwarten die höchste Traglast und auch das beste Steifigkeitsverhalten auf Gebrauchslastniveau, das Nachbruchverhalten (= Duktilität) hingegen ist nach Ansicht des Verfassers aufgrund des doch starken Lastabfalls als nicht zufriedenstellend anzusehen, da die relative Differenz zwischen Bruchlast und theoretischem Fließplateau nicht kleiner als 20 % sein sollte (vgl. dazu Abbildung 3.13 auf Seite 74 ebenfalls aus GEHRI 2010 [40]).

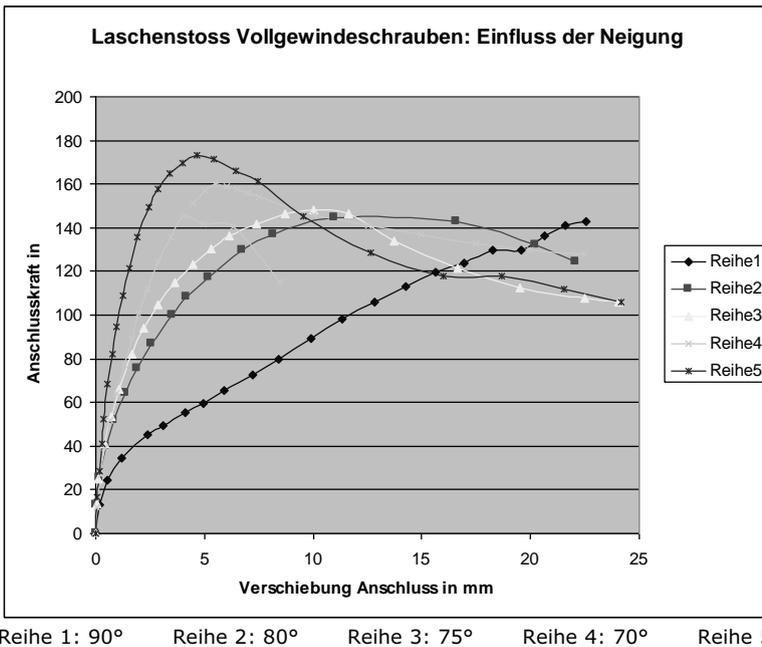


Abb. 3.39: Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Schrauben mit Vollgewinde (aus [40])

Mechanisches Modell

Hinsichtlich der rechnerischen Erfassung sowie der baustatischen Modellbildung wird in GEHRI 2010 [40] keine explizite Aussage darüber getroffen, welches Modell bevorzugt anzuwenden ist. Aufgrund der großen Einschraubwinkel (teilweise über 65°) und der damit anteilmäßig hohen Querbeanspruchung in den Schrauben, ist der Verfasser der Ansicht, dass die Verwendung des detaillierten Berechnungsverfahrens nach BEJTKA & BLAß 2002 [8] zu einer befriedigenden Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung führen kann. Das reine Fachwerkmodell nach BLAß ET AL. 2003 [17] ist für die geprüfte Materialkombination möglicherweise nicht ausreichend geeignet, wenn in Betracht gezogen wird, dass bereits bei einem Einschraubwinkel von 80° eine so beachtliche Steifigkeitszunahme beobachtet werden konnte. Möglicherweise spielt hier aufgrund der sehr hohen Querdruckspannungen in der Scherfuge die Reibungskomponente ^(a) sowie die hohe Lochleibungsfestigkeit der Eschenholzlaschen eine maßgebliche Rolle in der Modellbildung.

Resümee

GEHRI 2010 [40] berichtet von unterschiedlichsten experimentellen Untersuchungen an Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Teil- oder Vollgewinde, die unter verschiedenen Winkeln zwischen Schraubenachse und Faserrichtung in das Holz eingedreht sind. Um die Effizienz der Holzverbindungen zu steigern, verwendet er in den Laboruntersuchungen erfolgreich Seitenhölzer aus Esche (*fraxinus excelsior*) um die Spaltneigung zu verringern sowie die Verankerungswirkung des Schraubengewindes bzw. den Kopfdurchziehungswiderstand und die Lochleibungsfestigkeit zu steigern.

Aus der Variation der Einschraubwinkel zeigt sich, dass Winkel zwischen 70° und 80° zu einem sehr ausgeglichenen Last-Verformungs-Verhalten hinsichtlich erreichbarer Traglast, ausreichender Steifigkeit und vor allem zu einer großen Duktilität in der Verbindung führen. Dies scheint, nach Ansicht des Verfassers, nicht nur auf Verbindungen mit Laubhölzern zuzutreffen ^(b), und bestätigt die Tendenz bei Prüfungen an Fichtenholzverbindungen, bei denen das Kraftmaximum nicht bei einem Einschraubwinkel von 45° zu finden ist, sondern im Bereich zwischen 60° und 70° (vgl. dazu Abbildung 3.16 auf Seite 81 dieser Arbeit).

Der Verfasser ist jedoch der Meinung, dass insbesondere für das gegenständliche Verbindungssystem mit außen liegenden Stahllaschen die optimale Schraubenneigung nicht über 45° zu suchen ist, sondern tendenziell in flacheren Einschraubwinkeln bis hin zu $\beta = 30^\circ$. Die erforderliche Duktilität kann daher nicht durch die Verbindung selbst erzeugt werden, sondern ist durch andere Maßnahmen sicherzustellen.

3.3.8 Tomasi et al. 2010 [86]

Ein weiterer Beitrag zum Trag- und Verformungsverhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde stammt von TOMASI ET AL. 2010 [86]. Die Autoren berichten von theoretischen Überlegungen sowie experimentellen Untersuchungen und beziehen sich auf die, in den Abschnitten 3.3.2 bis 3.3.4 der vorliegenden Arbeit, bereits diskutierten Publikationen sowie auf die Europäische Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107], mit dem Ziel, eine Verbesserung des Bemessungsmodells – vor allem hinsichtlich der Steifigkeit der Verbindung – zu erreichen. Wie bereits in den referenzierten Arbeiten der vorhergehenden Abschnitte, identifizieren TOMASI

a. Der Gleitreibungskoeffizient für die Materialkombination Fichte-Esche ist dem Verfasser unglücklicherweise nicht bekannt.
 b. Zugegebenermaßen erscheint nach Ansicht des Verfassers ein Einschraubwinkel von nur 80° für eine Zuglaschenverbindung aus Nadelhölzern doch nicht die optimale Lösung darzustellen.

ET AL. 2010 [86] vor allem die axiale Tragfähigkeit der Schrauben sowie die Reibung zwischen den zu verbindenden Teilen als maßgebende Einflussparameter. Der Einfluss des Tragwiderstandes nach Johansen bzw. gemäß der modifizierten Gleichungen von BEJKTA ET AL. 2002 [8] ist nur für jene Fälle tragfähigkeitsrelevant, in denen die Schrauben auf Druck belastet sind bzw. wenn diese rechtwinklig zur Holzoberfläche ($\beta = 90^\circ$) eingedreht sind. Grundsätzlich wird in die drei folgenden Beanspruchungsfälle und Schraubenanordnungsmöglichkeiten unterschieden (vgl. auch Abb. 3.40):

- Schrauben auf Druck und Schub (Fall a)
- Schrauben auf Zug und Schub (Fall b)
- Gekreuzte Anordnung als Kombination von (a) und (b) (Fall c)

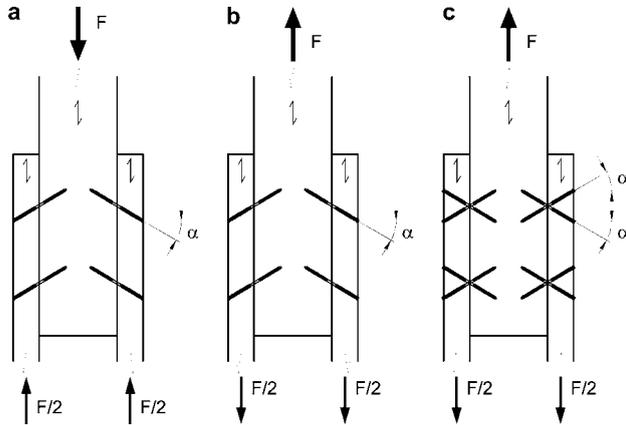


Abb. 3.40: Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen in unterschiedlicher Konfiguration und Beanspruchung der Schrauben (aus [86])

Bemessungsmodelle für die Tragfähigkeit

Für die drei unterschiedlichen Beanspruchungssituationen (a) bis (c) gemäß Abb. 3.40 schlagen TOMASI ET AL. 2010 [86] die folgenden Methoden zur Ermittlung des rechnerischen Tragwiderstandes vor:

Für die Konfiguration (a) mit Schrauben, die auf Druck und Schub beansprucht sind, ist gemäß der Europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] eine quadratische Interaktionsbedingung (vgl. Gleichung 2-15 auf Seite 41 dieser Arbeit) einzuhalten, wobei die Ergebnisse lt. TOMASI ET AL. 2010 [86] sehr konservativ sind. Aus dieser quadratischen Interaktion wurde durch Umformung folgende Gleichung zur Bestimmung des charakteristischen Tragwiderstandes auf Abscheren $F_{v,Rk}$ je Scherfuge angegeben:

$$F_{v,Rk} = \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin \alpha}{F_{ax,Rk}}\right)^2 + \left(\frac{\cos \alpha}{F_{l,Rk}}\right)^2}} \tag{3-25}$$

- $F_{ax,Rk}$ charakteristischer Wert der axialen Tragfähigkeit [N]
- $F_{l,Rk}$ charakteristischer Wert der lateralen Tragfähigkeit [N]
- α Winkel zwischen Schraubenachse und einer Richtung rechtwinklig auf die Holzoberfläche (entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit $90 - \beta$) [°]

Dabei muss die Tragfähigkeit unter Vernachlässigung der Reibungskomponente (weil sich die Fuge im verformten Zustand mit größer werdendem Winkel α immer weiter öffnet) ermittelt werden. Die bevorzugte Methode zur Ermittlung der Tragfähigkeit von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit auf Zug und Schub beanspruchten Vollgewindeschrauben in der Konfiguration (b) nach Abb. 3.40 ist lt. TOMASI ET AL. 2010 [86] die Anwendung der modifizierten Johansen-Gleichungen, wie sie von BEJKTA ET AL. 2002 [8] publiziert wurden. Für den Versagensmodus III nach Johansen mit 2 Fließgelenken je Scherfuge entspricht der charakteristische Wert der Tragfähigkeit dann Gleichung 2-17 auf Seite 43 dieser Arbeit.

Für die Konfiguration (c) mit kreuzweise angeordneten Schraubenpaaren und jeweils einer Druck-Schub- und einer Zug-Schub-Schraube empfehlen TOMASI ET AL. 2010 [86] ebenfalls das modifizierte Johansen-Modell – jedoch unter Vernachlässigung der Reibungskomponente – weil sich die rechtwinklig auf die Holzoberfläche wirkenden Kraftkomponenten gegenseitig aufheben.

Bemessungsmodelle für die Steifigkeit

Für die Konfiguration (a) mit Schrauben, die auf Druck und Schub beansprucht sind, kann der Verschiebungsmodul K_{ser} je Scherfuge in der Verbindung nach EN 1995-1-1 [107] wie für andere stiftförmige Verbindungsmittel wie folgt bestimmt werden ^(a):

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} \cdot \frac{d_{ef}}{23} \tag{3-25.a}$$

- ρ_m Mittelwert der Rohdichte [kg/m³]
- d_{ef} wirksamer Durchmesser (entspricht dem 1,1-fachen Kerndurchmesser) [mm]

Für die Konfigurationen (b) und (c) nach Abb. 3.40 kann die Steifigkeit jedoch mit der obigen Gleichung nicht mehr in zufriedenstellendem Maße abgeschätzt werden. Aufgrund der sehr konservativen Ergebnisse für den Verschiebungsmodul K_{ser} schlagen die Autoren eine andere Vorgehensweise zur Berechnung der Steifigkeit vor. Ein Ziel ihrer Arbeit war die Entwicklung eines geeigneteren Rechenmodells für ingenieurmäßige Anwendung in der Praxis.

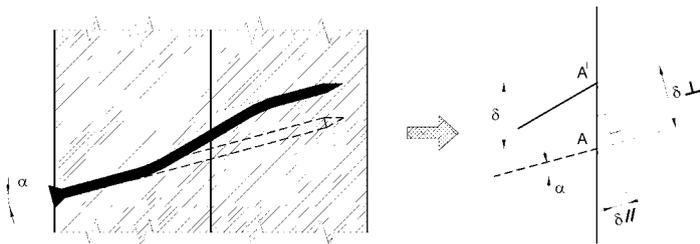


Abb. 3.41: Verformungsanteile in einer auf Abscheren beanspruchten Holz-Holz-Verbindung mit selbstbohrenden Holzschrauben in der Konfiguration Zug und Schub (Fall b) (aus [86])

Unter der Annahme von linear-elastischem Verhalten auf Gebrauchslastniveau kann mit den Zusammenhängen gemäß Abb. 3.41 für den Fall (b) der auf Zug und Schub beanspruchten Schrauben folgende Gleichung zur Bestimmung des Verschiebungsmoduls K_{ser} parallel zur Krafrichtung angegeben werden:

a. Dies bestätigten die Versuchsergebnisse unabhängig vom Einschraubwinkel α .

$$K_{ser} = K_{\perp} \cdot \cos \alpha \cdot (\cos \alpha - \mu \cdot \sin \alpha) + K_{\parallel} \cdot \sin \alpha \cdot (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \quad [3-25.b]$$

K_{\perp} Verbindungsmittelsteifigkeit in lateraler Richtung [N/mm]
 K_{\parallel} Verbindungsmittelsteifigkeit in axialer Richtung [N/mm]
 μ Gleitreibungskoeffizient

Für den Fall (c) der kreuzweise angeordneten Schrauben geben TOMASI ET AL. 2010 [86] in weiterer Folge die nachstehende Gleichung zur Bestimmung des Verschiebungsmoduls an, wobei aus bereits genannten Gründen auf die Reibungskomponente verzichtet werden muss:

$$K_{ser} = K_{\perp} \cdot \cos^2 \alpha + K_{\parallel} \cdot \sin^2 \alpha \quad [3-25.c]$$

Wird berücksichtigt, dass es sich um eine Holz-Holz-Verbindung handelt und die axiale Verschiebung ($K_{ser,ax,i}$) in den beiden Holzteilen ($i = 1, 2$) unabhängig auftritt, ist der Gesamtwert der Verbindungsmittelsteifigkeit in axialer Richtung als serielles Federsystem in der Regel ^(a) gemäß Gl. [3-26] wie folgt zu berechnen:

$$K_{\parallel} = \frac{1}{\frac{1}{K_{ser,ax,1}} + \frac{1}{K_{ser,ax,2}}} \quad [3-26]$$

Es wird – auch wie von den anderen bereits zitierten Autoren – von TOMASI ET AL. 2010 [86] darauf hingewiesen, dass der axiale Verschiebungsmodul $K_{ser,ax,i}$ entweder bei Vorliegen einer Technischen Zulassung aus den dortigen Angaben zu entnehmen oder gegebenenfalls durch Versuche zu bestimmen ist.

Experimentelle Untersuchungen

Um die theoretischen Überlegungen zu verifizieren, wurden von TOMASI ET AL. 2010 [86] insgesamt 64 Druckscherversuche an Fichtenholzprobekörpern (*Picea abies* Karst) aus Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h durchgeführt, wobei die Einschraubwinkel zwischen -45° (A = Druckschrauben) und $+45^\circ$ (B = Zugschrauben) wie in der Abb. 3.42 links dargestellt in 15° -Schritten variiert wurden. Weiters wurden auch die Mindestabstände untereinander so variiert, dass neben der Standardkonfiguration mit $a_1 = 7d$ auch vergrößerte Mindestabstände von $18d$ geprüft wurden ^(b).

Bei den in den experimentellen Untersuchungen eingesetzten Schrauben handelte es sich um selbstbohrende Doppelganggewindeschrauben der Dimensionen 8.2×190 ^(c) sowie 8.2×220 ^(d) und einer Zugfestigkeit von 1000 N/mm^2 , die in den drei möglichen Konfigurationen stets zweireihig ($a_2 = 40 \text{ mm}$) einer Verbindungsprüfung unterzogen wurden.

Die Prüfergebnisse (vgl. Abb. 3.43) wurden von den Autoren sowohl hinsichtlich der Tragfähigkeit F_{max} (links) und der Steifigkeit k_s (rechts) als auch des statischen Duktilitätsmaßes ^(e) D_s (unten) ausgewertet. Es zeigt sich dabei deutlich, dass hohe Tragfähigkeiten nur bei Anwendung von zugbeanspruchten Schrauben (B) erreichbar sind, die Werte aber bereits bei kleinen Einschraubwinkeln (15°) relativ hoch sind. Dies bestätigen auch die bereits im vorigen Abschnitt diskutierten Ergebnisse von GEHRI 2010 [40]

-
- a. Aus den experimentellen Untersuchungen von TOMASI ET AL. 2010 [86] zeigt sich jedoch, dass die rechnerisch ermittelten Ergebnisse bei Anwendung der seriell geschalteten Federn im Vergleich zu den Prüfergebnissen sehr konservativ sind.
 b. Die $18d$ ergeben sich dabei aus der Auswertung von Gleichung 2-14 auf Seite 40 dieser Arbeit für einen wirksamen Durchmesser $d_{ef} > 6 \text{ mm}$ dahingehend, dass n_{ef} zu 1,0 wird.
 c. Für Verbindungen mit den Einschraubwinkeln 0° und 15° .
 d. Für Verbindungen mit den Einschraubwinkeln 30° und 45° .
 e. Die Auswertung hinsichtlich des statischen Duktilitätsmaßes erfolgte gemäß EN 12512 [111].

(vgl. Abbildung 3.35 auf Seite 106). Bei druckbeanspruchten Schrauben (A) ergibt sich sogar ein Abfall des Tragwiderstandes bei negativen Einschraubwinkeln, was nach Ansicht des Verfassers nicht allein am Wegfall der Reibungskomponente liegen kann ^(a).

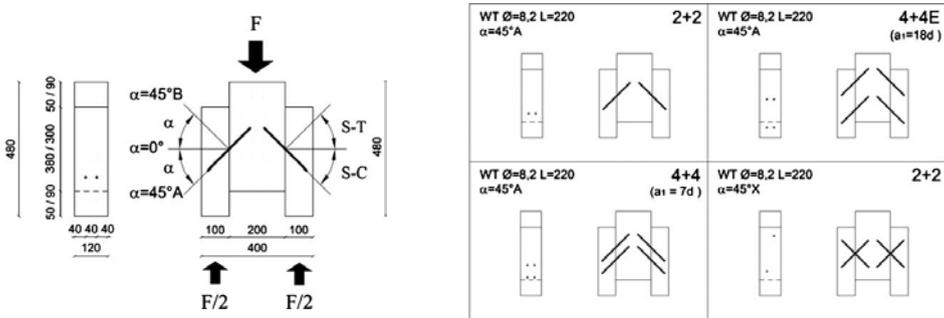


Abb. 3.42: Übersicht Versuchsprogramm (aus [86])

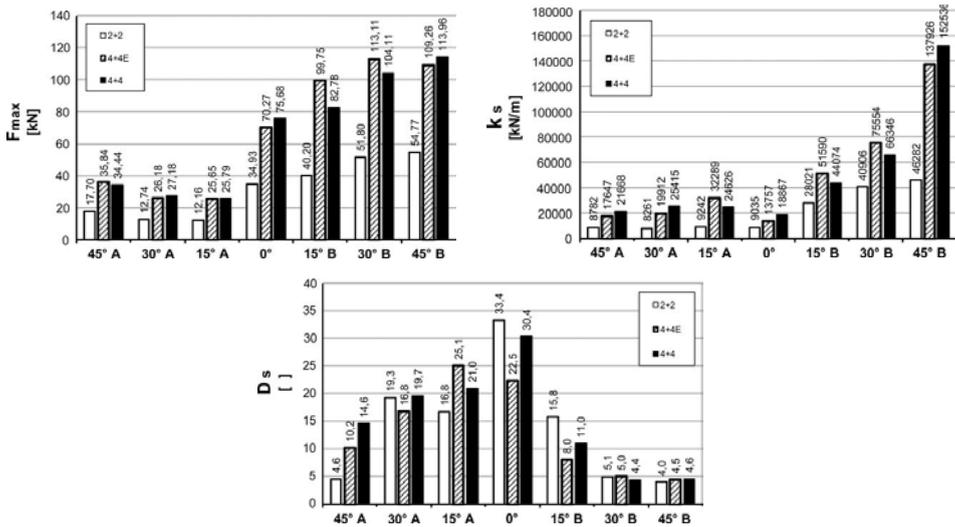


Abb. 3.43: Mittelwerte der Versuchsergebnisse für die Bruchlast (links), die Steifigkeit (rechts) und das Duktilitätsmaß (unten) bei unterschiedlichen Konfigurationen (aus [86])

Bei Betrachtung der Steifigkeiten fällt erneut auf, dass nur bei positiven Winkeln (B) – und hier insbesondere bei einem Einschraubwinkel von $\alpha = 45^\circ$ – mit zufriedenstellenden Ergebnissen zu rechnen ist.

a. Geometrisch müssen sich große Verformungen in der Schraube einstellen, die bei Druck-Schub-Bearbeitung auch zu einem deutlichen Öffnen der Fuge zwischen den zu verbindenden Teilen einhergeht. Daraus wiederum ergibt sich, dass die Schraube nicht mehr in das Holz eingebettet ist und sich wie bei einer Zwischenschicht aus Luft verhalten muss. Die diesbezügliche Rückfrage bei den Autoren konnte jedoch keine klärenden Ergebnisse zu Tage fördern.

Für den Verfasser ist es jedoch nicht nachvollziehbar, warum sich die Ergebnisse bei negativen Winkeln (A) nicht ähnlich der Tragfähigkeit verhalten, wo es bei Verbindungen mit Schrauben, die auf Druck und Schub beansprucht waren, zu einem Abfall im Vergleich zum Referenzwert bei einer Einbausituation rechtwinklig zur Faserrichtung kam.

Bei Interpretation der Ergebnisse hinsichtlich des Duktilitätsmaßes zeigt sich das erwartbare Ergebnis, dass die Verbindung mit ausschließlich ^(a) auf Abscheren beanspruchten Schrauben das gutmütigste Last-Verformungs-Verhalten aufweist. Die höheren Steifigkeiten bei zugbeanspruchten Schrauben (B) geht mit einer Reduktion der Duktilität einher – dennoch sind die Werte von über 4,0 bereits von nennenswerter Größenordnung und für Schraubenverbindungen mit hauptsächlich axial beanspruchten Verbindungsmitteln nach Ansicht des Verfassers untypisch ^(b). Für den Bereich der druckbeanspruchten Schrauben (A) ergibt sich wiederum eine (für den Verfasser nachvollziehbare) Reduktion im Vergleich zum Referenzwert bei $\alpha = 0^\circ$.

Die Prüfergebnisse für die Konfiguration (c) mit gekreuzt angeordneten Schrauben wurde von TOMASI ET AL. 2010 [86] ausschließlich in tabellarischer Form angegeben, wobei die Ergebnisse hinsichtlich Tragfähigkeit und Steifigkeit für den Verfasser nicht nachvollziehbar sind ^(c), weil beide Kenngrößen für die Einschraubwinkel 30° und 45° zu höheren Werten führten als bei der auf Zug und Schub (entspricht Konfiguration (b) nach Abb. 3.40) beanspruchten Schraubenverbindung. Für die Einschraubwinkel 15° erscheinen die Versuchsergebnisse dem Verfasser hingegen relativ plausibel ^(d).

Analyse hinsichtlich der wirksamen Anzahl

Einen weiteren erwähnenswerten Aspekt der Publikation von TOMASI ET AL. 2010 [86] bildet die Analyse der wirksamen Anzahl von Schrauben in den experimentell untersuchten Verbindungen. Bei dieser Auswertung wurden die Prüfergebnisse der Serien 4+4 und 4+4E (mit vergrößertem Mindestabstand a_1) mit den rechnerisch, nach Gleichung 2-14 auf Seite 40 dieser Arbeit, ermittelten Werten verglichen.

Tab. 3.5: Experimentell und rechnerisch ermittelte Werte für die auf Bruchlastniveau ermittelte wirksame Anzahl n_{ef} (zusammengefasst (aus [86]))

Konfiguration	Gl. [2-14]	45° A	30° A	15° A	0°	15° B	30° B	45° B
[4+4], $a_1 = 7 d$	1,68	1,95	2,13	2,12	2,17	2,06	2,01	2,08
[4+4E], $a_1 = 18 d$	2,00	2,03	2,05	2,11	2,01	2,48	2,18	1,99

Obwohl die Anzahl n der hintereinander in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmittel in den experimentellen Untersuchungen nur 2 betrug, kann für die wirksame Anzahl von geneigt angeordneten

-
- a. Definitionsgemäß. Die Seitwirkung der Verbindungsmittel ist bei rechtwinklig zur Holzoberfläche eingedrehten und parallel zur Scherfuge beanspruchten Schrauben dennoch nicht unerheblich.
 - b. Die Duktilität einer Verbindung ist eindeutig von der Versagensart abhängig. Bei Verlust der Verankerungswirkung des Schraubengewindes im Holz (was schlussendlich einem Sprödbruch gleich kommt) kann es bei zugbeanspruchten Schrauben nach Ansicht des Verfassers zu keiner Ausbildung eines plastischen Plateaus kommen, was wiederum für die Ermittlung des Duktilitätsmaßes erforderlich wäre. Dies wird auch durch die Last-Verformungs-Diagramme, wie sie von TOMASI ET AL. 2010 [86] angegeben werden, bestätigt.
 - c. Insbesondere unter Berücksichtigung der Prüfergebnisse von KEVARINMÄKI 2006 [50] – die eine klare Reduktion der Tragfähigkeit bei kreuzweiser Schraubenanordnung im Vergleich zur zugbeanspruchten Schrägschraube (in der Größenordnung des Reibungskoeffizienten) ergaben.
 - d. Beim Einschraubwinkel von 0° vermutet der Verfasser, dass für TOMASI ET AL. 2010 [86] nur eine einzige Referenzserie zur Verfügung stand, weshalb eine Aussage betreffend kreuzweiser Anordnung für diesen Einschraubwinkel nicht sinnvoll erscheint.

Schrauben auf dem Niveau der Bruchlast tendenziell erneut (wie auch bei KEVARINMÄKI 2006 [50] und BLAß ET AL. 2006 [18]) darauf geschlossen werden, dass keine Abminderung erforderlich ist. Der Verfasser möchte jedoch zum Einen darauf hinweisen, dass die Ergebnisse für den Einschraubwinkel von 0° für ihn nicht ganz plausibel erscheinen. Zum Anderen wäre eine Auswertung auf dem Niveau der 5%-Fraktilwerte der Versuchsergebnisse (unter Berücksichtigung der Probekörperanzahl) von Interesse.

Modellbildung hinsichtlich Steifigkeit

Hinsichtlich der Steifigkeit in den Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen wird von TOMASI ET AL. 2010 [86] die These vertreten, dass das Herausziehen bzw. das Hineindrücken des Schraubengewindes beim Versagen nicht zugleich in den beiden zu verbindenden Hölzern stattfindet. Es wurde von den Autoren in den experimentellen Untersuchungen beobachtet, dass in vielen Fällen vor allem der Gewindebereich auf der Seite mit dem Schraubenkopf um bis zu 4 cm in die Seitenhölzer hineingezogen/ herausgedrückt wurden, der Gewindebereich auf der Seite mit der Schraubenspitze hingegen in seiner ursprünglichen Lage verblieb. Dies spricht gegen die Erfahrungen in den beiden oben genannten Referenzpublikationen zum selben Verbindungssystem, wo von einer gleichzeitig auftretenden Verschiebung der jeweiligen Gewindeverankerung ausgegangen wird.

Um dieser Tatsache Rechnung zu tragen wurde von TOMASI ET AL. 2010 [86] ein sogenanntes *Single Stiffness Model* zur rechnerischen Erfassung der Steifigkeit in der Holz-Holz-Zuglaschenverbindung entwickelt, dessen Inhalt die Vernachlässigung der Verbindungsmittelnachgiebigkeit in einem der beiden Holzteile ist und Gl. [3-26] somit nicht angewendet werden muss. Unter der Voraussetzung, dass für den axialen Verschiebungsmodul der verwendeten Schrauben die in einer bauaufsichtlichen Zulassung für ein ähnliches Schraubenprodukt ^(a) angegebene folgende Gl. [3-27] ausgewertet wird, zeigt sich bei Anwendung des Single Stiffness Models eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen, als unter Berücksichtigung der seriellen Federn nach Gl. [3-26]. Die Ergebnisse sind in der nachfolgenden Abb. 3.44 zusammengestellt.

$$K_{ser,ax,i} = 30 \cdot s_g \cdot d \tag{3-27}$$

- s_g Einbindetiefe des Gewindes (entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit der Variable l_{ef}) [mm]
- d Nenndurchmesser der Schrauben

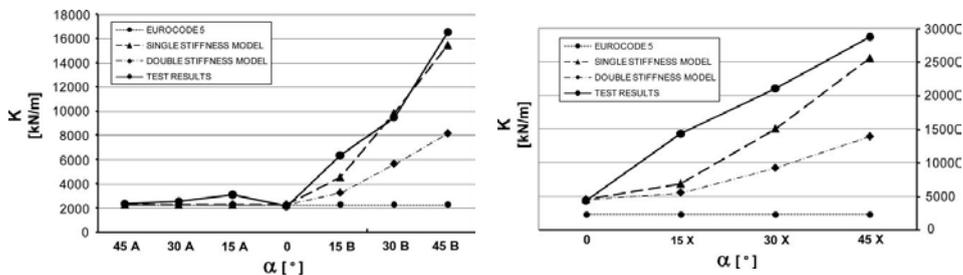


Abb. 3.44: Vergleich zwischen experimentell und rechnerisch ermittelten Steifigkeiten (aus [86])

a. Die in den Versuchen verwendeten Schrauben stammen von der Fa. Rothoblaas und waren zum Zeitpunkt der Versuchsdurchführung wohl noch nicht bauaufsichtlich zugelassen. Der Verfasser geht deshalb davon aus, dass die Autoren auf die Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung der Fa. SFS zurückgegriffen haben [128].

Wenn die Werte des axialen Verschiebungsmoduls durch eigene Versuche der Autoren bestimmt worden wären, hätte dies möglicherweise zu einer anderen Schlussfolgerung hinsichtlich der Steifigkeitsberechnung der geprüften Verbindungen geführt, da die in der bauaufsichtlichen Zulassung angegebene Bestimmungsgleichung Gl. [3-27] nicht für die verwendeten Schrauben gültig ist. Grundsätzlich ist der Verfasser jedoch der Meinung, dass die Beobachtungen von TOMASI ET AL. 2010 [86] hinsichtlich des verformten Zustandes im Versagensfall (ULS) durchaus nachvollziehbar sind, die Schlussfolgerungen für den Gebrauchszustand (SLS), bei dem von linear-elastischem Verhalten und kleinen Verformungen ausgegangen wurde, jedoch nicht korrekt sind.

Resumee

Die soeben diskutierte Publikation von TOMASI ET AL. 2010 [86] gibt nach Ansicht des Verfassers abermals einen recht guten Einblick über die Thematik der Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und konnte die vorhandenen Bemessungsmodelle, die auf die Arbeit früherer Publikationen zurückgehen, auf ihre praktische Anwendbarkeit hin erfolgreich testen. Dennoch bleiben für den Verfasser einige Fragen offen bzw. sind mit den, ihm vorliegenden Unterlagen, nur unbefriedigend zu beantworten.

- Dazu gehört, dass es bei der verwendeten Versuchskonfiguration (Druckscherprüfungen) und bei kraftparallelen Verformungen von bis zu 90 mm, wohl auch in der Richtung rechtwinklig zur Scherfuge zu beträchtlichen Verformungen kommen sollte. Der Einfluss der Versuchskonfiguration (zumindest bei großen Verformungen) ist somit ungeklärt.
- Die experimentell ermittelten Traglasten erscheinen dem Verfasser teilweise als inkonsistent bzw. nicht ganz nachvollziehbar – dies betrifft insbesondere die Ergebnisse für die kreuzweise Schraubenanordnung in der Konfiguration (c). Hierbei sollte sich die Gesamttragfähigkeit schlussendlich als Mittelwert aus den Konfigurationen (a) und (b) – natürlich unter Vernachlässigung des positiven Einfluss der Reibung – ergeben. Dies trifft jedoch nur für kleine Einschraubwinkel zu.
- Auch die Frage nach der wirksamen Anzahl n_{ef} von Schrauben im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (vgl. BLAŠ ET AL. 2006 [18] auf Seite 100) bleibt in dieser Publikation unbeantwortet. Da die rechnerischen Effekte (bei Berechnung nach der Theorie von LANTOS 1969 [59]) bei maximal zwei hintereinander angeordneten Schrauben aber sehr klein sind, wurde von den Autoren offenbar gänzlich darauf verzichtet, auf diese Thematik einzugehen.

3.3.9 Brandl 2015 [27]

Mit dem Ziel, das Nachweisformat für den Versagensmodus *Nettoquerschnittsversagen* zu überprüfen, wurden von BRANDL 2015 [27] experimentelle Untersuchungen an unterschiedlich stark geschwächten Probekörpern in Form von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen durchgeführt. Erwähnenswert ist, dass die Prüfungen am Institut für Holzbau und Holztechnologie der Technischen Universität Graz mit der selben Konfiguration durchgeführt wurden, wie sie auch im Großteil der experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem zur Anwendung kam.

Hinsichtlich des Nachweisformates für den Nettoquerschnittsnachweis kommt die Autorin zum Schluss, dass es, anstatt des, bisher in der Praxis üblichen Abzugs ausschließlich der elliptischen Querschnittsflächen^(a) der Schrauben erforderlich ist, die projizierte Fläche der Schrauben über die gesamte Gewindelänge in Abzug zu bringen. Damit werden die Annahmen von RINGHOFER ET AL. 2014 [77] bestätigt.

a. Elliptisch deshalb, weil es einen nicht rechtwinklig zur Stabachse geführten Schnitt eines Zylinders darstellt.

Experimentelle Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen von BRANDL 2015 [27] umfassten zwei Prüfserien. In der Serie A (Vorversuche), wurden ausschließlich Probekörper mit einer Reihe von 8 hintereinander angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde geprüft (vgl. Prüfkonfiguration^(a) in Abb. 3.45). Dabei trat zu Beginn ein klassisches Aufspalten des Holzes entlang einer Reihe von Verbindungsmitteln auf. Um diese Versagensart weiter ausschließen zu können, wurde das Holz rechtwinklig zur Faserrichtung mit Vollgewindeschrauben gegen Quersugversagen verstärkt.

Dass das Aufspalten des Holzes, wie von BRANDL 2015 [27] behauptet, durch die um $\gamma = 5^\circ$ zur horizontalen Symmetrieebene des Holzprüfkörpers alternierend geneigten Schrauben begünstigt wurde kann vom Verfasser bestätigt werden. Auch bei den eigenen Experimenten unter Verwendung der selben Stahllaschen^(b) konnte vom Verfasser bei der einreihigen Schraubenanordnung ab einer Schraubenanzahl von 4 hintereinander angeordneten Schrauben in 6 von 20 Fällen ein Aufspalten des Holzes entlang der Schraubenreihe beobachtet werden. Bei 6 hintereinander angeordneten Schrauben versagten 9 von 20 Prüfkörper in Folge Aufspaltens und bei 8 Schrauben hintereinander schließlich 1 Prüfkörper von 5. Die restlichen 4 Prüfkörper versagten durch einen Zugbruch des Holzkörpers. Dennoch liegt die Vermutung nahe, dass die Spaltneigung nicht ausschließlich durch die aus der Ebene alternierend geneigt angeordneten Schrauben hervorgerufen wird. Dies wird nach Ansicht des Verfassers daher klar, weil sich bei Versuchen mit weniger als 4 hintereinander angeordneten Schrauben kein Aufspalten des Probekörpers ergab und somit die Ursache auch mit den geringen Mindestabständen^(c) begründet sein kann.

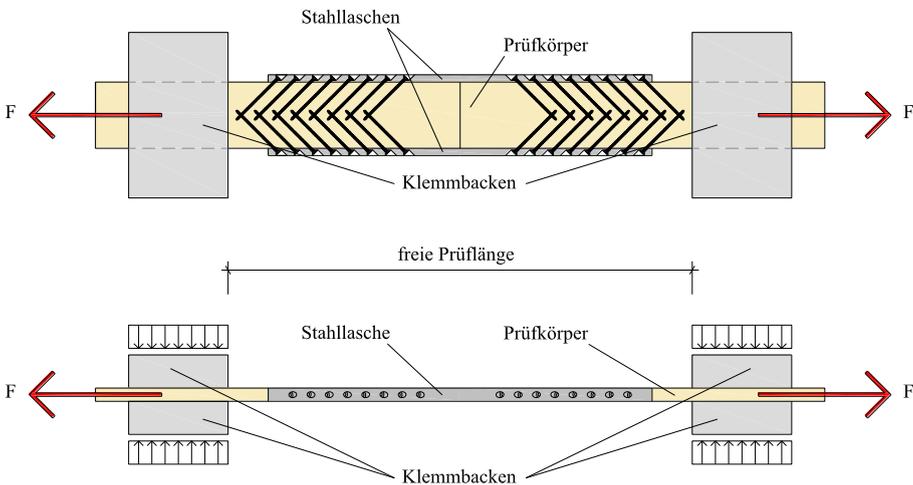


Abb. 3.45: Versuchskonfiguration der Prüfserie A (aus [27])

- Diese Prüfkonfiguration kam bereits bei den eigenen experimentellen Untersuchungen des Verfassers zur Anwendung.
- Diese Stahllaschen wurden ursprünglich für die Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem nach den Plänen des Verfassers angefertigt.
- Der Mindestabstand a_1 betrug bei der gegebenen Konfiguration weniger als 5 d. In EN 1995-1-1 [107] beträgt der normativ vorgeschriebene Mindestabstand a_1 hingegen 7 d wenn die Regeln für axial beanspruchte Schrauben herangezogen werden bzw. sogar 12 d wenn die Mindestabstände für auf Abscheren beanspruchte Schrauben (entspricht bei einem effektiven Durchmesser von bis zu 6 mm normativ einem nicht vorgebohrten Nagel) in Rechnung gestellt werden.

In der Prüferserie B, die aus den Unterserien 1 bis 4 bestand wurden mehrreihige Verbindungen untersucht. Dabei kamen insgesamt bis zu 32 selbstbohrende Holzschrauben je Scherfuge zum Einsatz und es wurden in allen vier Unterserien zusammengerechnet 62 Prüfungen durchgeführt. Die Prüfkongfiguration der Unterserien B1 und B2 sind in Abb. 3.46, und jene für die Unterserien B3 und B4, in Abb. 3.47 wiedergegeben.

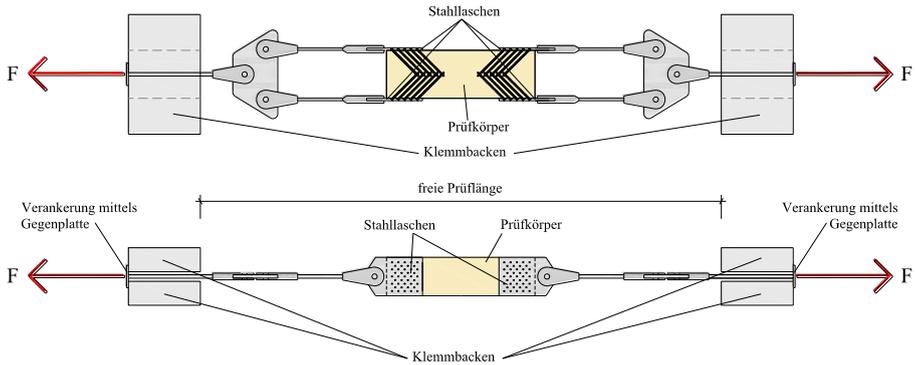


Abb. 3.46: Versuchskonfiguration der Prüferserie B1 und B2 (aus [27])

Der wesentliche Unterschied zwischen den Konfigurationen B1-2 und B3-4 besteht darin, dass die obige Konfiguration ein annähernd statisch bestimmtes System darstellt und somit alle vier Scherflächen unabhängig und gleichmäßig belastet sind. Die Konfiguration B3-4 basiert wiederum auf der in Prüferserie A verwendeten Lasche – jedoch mit zwei zusätzlichen Schraubenreihen übereinander.

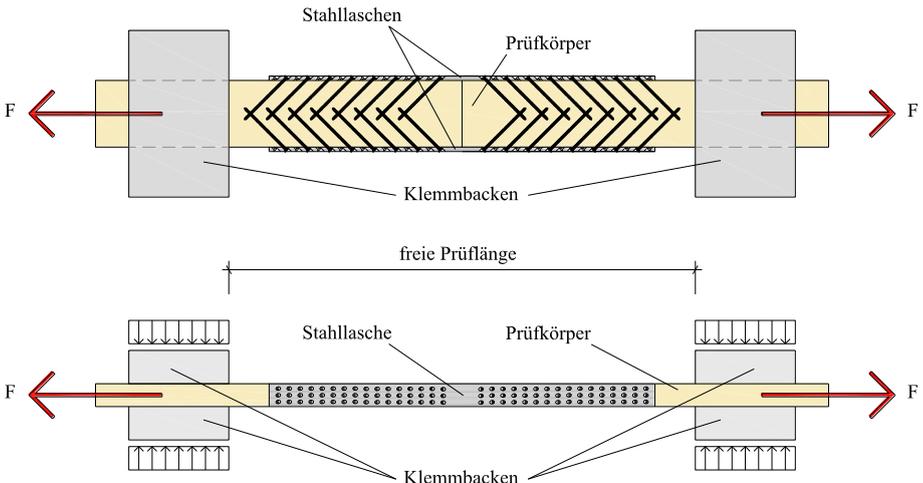


Abb. 3.47: Versuchskonfiguration der Prüferserie B3 und B4 (aus [27])

Hinsichtlich der Bruchbilder aus den von BRANDL 2015 [27] durchgeführten Prüfungen wird an dieser

Stelle auf die Quellpublikation verwiesen, da diese nach Ansicht des Verfassers keinen direkten Zusammenhang mit den Auswertungen für das gegenständliche Verbindungssystem aufweisen bzw. weil die Bruchbilder aus den eigenen Untersuchungen im Anhang dieser Arbeit zu finden sind (vgl. *Anhang D – Versagensarten und Bruchformen* ab der Seite 381). Eine Ausnahme soll das in der nachfolgenden Abb. 3.48 dargestellte Nettoquerschnittsversagen darstellen, da die eigenen Bruchbilder hinsichtlich dieser Versagensart nicht so anschaulich sind.

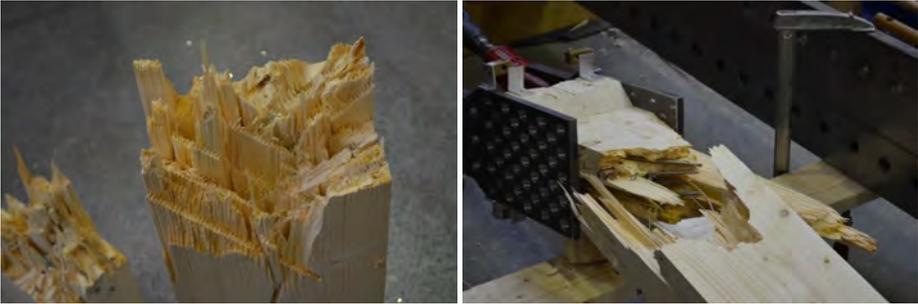


Abb. 3.48: Nettoquerschnittsversagen in der Prüferserie B1 (aus [27])

Mechanisches Modell

Das baustatische Modell zur rechnerischen Erfassung der Prüfergebnisse in den experimentellen Untersuchungen von BRANDL 2015 [27] entspricht wiederum einem Fachwerkmodell wie es bereits in den zuvor diskutierten Literaturquellen als praktikabel bewertet wurde. Weil in der Prüferserie A ein Stahlblech verwendet wurde, bei dem die Schrauben zusätzlich zur geneigten Anordnung von $\beta = 45^\circ$ zwischen Schraubenachse und Faserrichtung noch zusätzlich um $\gamma = 5^\circ$ alternierend aus der Symmetrieebene des Holzprobekörpers geneigt waren, ergänzt die Autorin das Kräfdreieck in der dritten Raumrichtung (siehe Abb. 3.49).

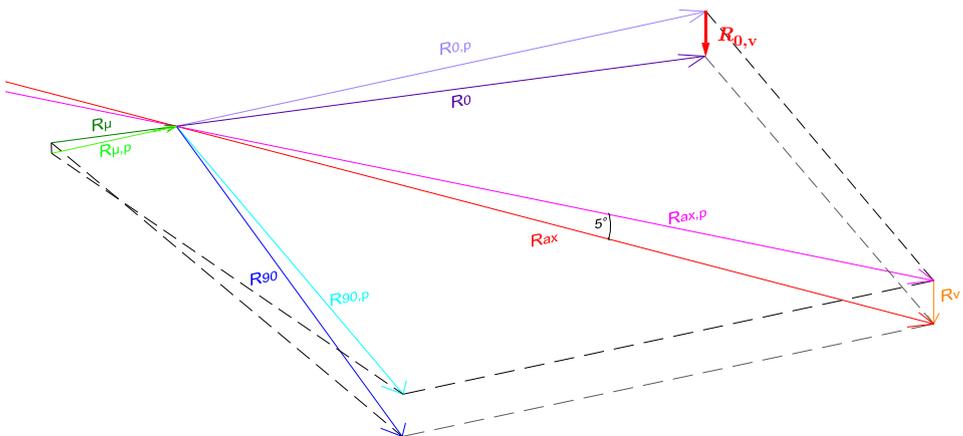


Abb. 3.49: Um die dritte Raumrichtung erweitertes Kräfdreieck (vom Verfasser um $R_{0,v}$ ergänzt aus [27])

Hierdurch lässt sich verdeutlichen, dass nicht nur Kraftkomponenten auftreten, die ausschließlich parallel zur Richtung der äußeren Kraft ($R_{0,p}$) gerichtet sind, sondern dass es aufgrund der Neigung zu einer zusätzlichen Kraftkomponente rechtwinklig zur Symmetrieebene (diese wird in der Abb. 3.49 durch die Vektoren $R_{0,p}$ und $R_{90,p}$ aufgespannt) kommt. Diese, in der Grafik mit R_v bzw. mit $R_{0,v}$ (vom Verfasser ergänzt) bezeichneten Kraftkomponenten erzeugen eine quer zur Faserrichtung wirkende Spannungskomponente. Zumindest außerhalb jener Bereiche, in denen sich die Schrauben überkreuzen. Dort heben sich die Querspannungen gegenseitig auf, da von der Schraube an der gegenüberliegenden Scherfuge eine genau entgegengerichtete Spannung erzeugt wird.

Die Ergebnisse von BRANDL 2015 [27] hinsichtlich der ursprünglichen Fragestellung nach dem Nettoquerschnitt sollen an dieser Stelle nicht wiedergeben werden weil es der Verfasser für passender erachtet, an der gegebenen Stelle dieser Arbeit erneut darauf einzugehen (siehe *Kapitel 6.2.6 – Nachweis des Nettoquerschnitts* auf der Seite 320 dieser Arbeit) und auch weil die Autorin selbst kein Nachweisformat vorschlägt, sondern sich auf die Publikation von RINGHOFER ET AL. 2014 [77] stützt bzw. ihre Ergebnisse nur zur Modellverifikation dienen sollten.

Resümee

Die wissenschaftliche Abschlussarbeit BRANDL 2015 [27] erweist sich als wesentlich und nützlich hinsichtlich der Ergebnisse für den Nachweis des Nettoquerschnitts. Eine Erweiterung des Datensatzes des Verfassers hinsichtlich wirksamer Anzahl war mit den vorhandenen Ergebnissen jedoch nicht möglich, weil die gewünschten Versagensformen des Herausziehens bzw. des Kopfabreißen der Schrauben in zu geringer Häufigkeit auftraten.

Weiters zeigte sich durch die Ergebnisse von BRANDL 2015 [27] abermals, dass ein Überkreuzen der Schrauben in der Achse des Holzteiles notwendig ist, um ein Aufspalten entlang der Stabachse in einer Ebene parallel zur Scherfuge verhindern zu können. Detaillierte Hinweise dazu sind im *Kapitel 6.5.3 – Quersugsicherung* auf der Seite 324 dieser Arbeit zu finden.

3.3.10 Blaß und Streib 2016 [24] für Pollmeier Massivholz GmbH & Co. KG

Mit dem Ziel, dem Anwender als verständliche Bemessungshilfe beim Umgang mit dem neuen Werkstoff Furnierschichtholz aus Buche (*BauBuche*) dienen zu können, wurde von BLAß ET AL. 2016 [24] für die Fa. Pollmeier Massivholz GmbH & Co. KG in Creuzburg (DE) ein Anwendungshandbuch verfasst. Neben den, für die Bemessung relevanten, Grundlagen und Regelungen der EN 1995-1-1 [107] werden auch praxisnahe Anwendungsbeispiele skizziert.

Im Kapitel 6.5 der zitierten Publikation findet sich auch die Anwendung von Holzschrauben im Allgemeinen und selbstbohrenden Holzschrauben im Besonderen als geeignetes Verbindungsmittel für Bauteile aus *BauBuche*. Für Verbindungen bei denen ein Stahlteil angeschlossen wird und dort mehrere Schrauben zusammenwirken, ist die wirksame Anzahl n_{ef} gemäß EN 1995-1-1 [107] mit $n_{ef} = n^{0,9}$ in Rechnung zu stellen. Unter Berufung auf Gleichung (1.6) der Europäischen Technischen Zulassung ETA-11/0190 [124]^(a) schlagen Sie – auch für den Holzwerkstoff *BauBuche* – die Anwendung der folgender Regelung zur Ermittlung der wirksamen Anzahl von Schrauben vor:

a. ETA-11/0190 – „Selbstbohrende Schrauben als Holzverbindungsmittel“ der Fa. Adolf Würth GmbH & Co. KG, Künzelsau (DE)

$$n_{ef} = \max\{n^{0,9}; 0,9 \cdot n\} \quad [3-28]$$

Hierbei bedeuten:

n_{ef} die wirksame Anzahl der Schrauben gemäß EN 1995-1-1, Abschnitt 8.7.2 (8) [107]

n die tatsächlich vorhandene Anzahl der Schrauben in der Verbindung

In der nachstehenden Abb. 3.50 ist das Prinzip des oben beschriebenen Anschlusses dargestellt. Es handelt sich hiermit genau um die gleiche Anwendung wie sie im vorliegenden Verbindungssystem diskutiert wird.

**Beispiel 14:
Zuganschluss
mit Vollgewinde-
schrauben
unter 45°**

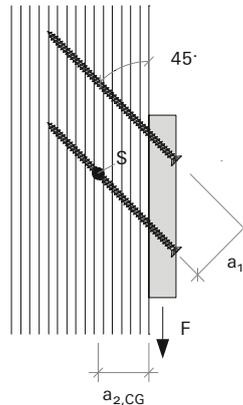


Abb. 3.50: Beispiel für einen Zuganschluss in einem auf Laubholz basierendem Holzwerkstoff (aus [24])

3.3.11 Girhammar et al. 2017 [41]

Der aktuellste, dem Verfasser vorliegende, Beitrag zum Verformungsverhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde stammt von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] und behandelt unterschiedlichste Einflussparameter auf die Steifigkeit derartiger Verbindungen. Sowohl der Einfluss des Einschraubwinkels auf die jeweiligen Nachgiebigkeitsanteile aus der Dübelwirkung bzw. der axialen Verankerung als auch die Effekte der Reibung in der Scherfuge zwischen den zu verbindenden Holzteilen wurden im Modellansatz für den Verschiebungsmodul eines Verbindungsmittels berücksichtigt. Im Gegensatz zu älteren, hier bereits diskutierten, Modellansätzen (z. B. BLAß ET AL. 2006 [18] oder TOMASI ET AL. 2010 [86]) besteht im aktuellen Modell die Möglichkeit der Berücksichtigung unterschiedlicher Geometrien und Materialeigenschaften (inklusive unterschiedlicher Orientierungen) in den beiden zu verbindenden Holzteilen. Das Berechnungsmodell gilt ausschließlich für den linear-elastischen Bereich und kann daher für Nachweise in den Grenzzuständen der Gebrauchstauglichkeit (SLS) zur praktischen Anwendung kommen.

Bemessungsmodell für die Steifigkeit

Folgende Modellannahmen liegen der Arbeit von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] zugrunde:

- Gültigkeit unterhalb der Proportionalitätsgrenze (bis zur Bildung eines Fließgelenkes in der Schraube).

- Die Verbindungsmittel (Schrauben) sind sowohl dehn- als auch biegestarr ^(a); d. h. die axialen Verbundspannungen sind über die Schraubenlänge konstant und die Lochleibungsspannungen sind linear veränderlich verteilt.
- Das Gleichgewicht wurde am unverformten System aufgestellt und es werden ausschließlich die Verformungstherme 1. Ordnung berücksichtigt und jene der 2. Ordnung vernachlässigt.

Mit den soeben genannten Annahmen und den Definitionen der Abb. 3.51 wurden mithilfe des Momentengleichgewichtes (siehe Gl. [3-31]) und des Kräftegleichgewichtes in lateraler Richtung (siehe Gl. [3-32]) sowie in axialer Richtung (siehe Gl. [3-33]) die Gleichungen zur Bestimmung der Abstände x_i von der Scherfuge zum Drehpunkt der Schraube angegeben.

$$x_1 = s_1 \cdot \frac{(4 + 3 \cdot l_2/l_1) + \beta_h \cdot (l_2/l_1)^3}{6 \cdot (1 + l_2/l_1)} \text{ gültig für } 1 \leq \beta_h \text{ (b) und } 1 \leq l_2/l_1 \leq 2 \text{ mit} \quad [3-29]$$

$$s_1 = l_1 \cdot \cos \alpha \quad [3-29.a]$$

l_1 Einschraublänge im jeweiligen Holzteil [mm]
 α Winkel zwischen Schraubenachse und einer Richtung normal auf die Scherfuge ^(c) [°]

$$x_2 = x_1 \cdot \frac{1 + \beta_h \cdot (l_2/l_1)^2 \cdot (3 + 4 \cdot l_2/l_1)}{\beta_h \cdot (l_2/l_1) \cdot [4 + 3 \cdot l_2/l_1 + \beta_h \cdot (l_2/l_1)^3]} \quad [3-30]$$

Für identische Materialeigenschaften ($\beta_h = 1$) in den beiden Holzteilen i vereinfachen sich Gl. [3-29] und Gl. [3-30] zu $x_i = 2/3 \cdot s_i$.

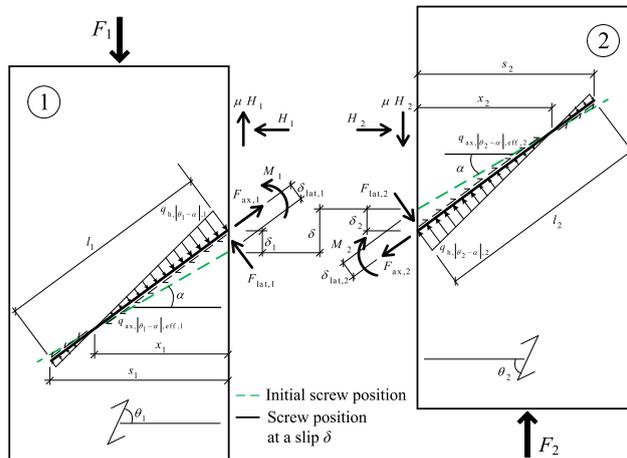


Abb. 3.51: Freigeschnittene Verbindungsteile (aus [41])

- Über die Einflüsse des tatsächlichen Verhaltens auf das axiale und laterale Bettungsverhalten wird in den Anhängen der Arbeit von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] ausführlich berichtet und die theoretischen Herleitungen sind dort zu finden.
- Die Obergrenze von β_h sinkt mit sinkendem Verhältnis von l_2/l_1 und hat bei konstantem Längenverhältnis ihr Maximum.
- Dieser Winkel entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit $\alpha = (90 - \beta)$.

$$M_i = \pm \frac{1}{6} \cdot q_h |\theta_i - \alpha| \cdot \frac{s_i^2}{\cos^2 \alpha} \cdot \left(2 \cdot \frac{s_i}{x_i} - 3 \right) \text{ mit } i = 1 (+) \text{ und } i = 2 (-) \quad [3-31]$$

$q_h |\theta_i - \alpha|_i$ lineare laterale Bettungskraft je Längeneinheit (siehe Gl. [3-31.a]) [N/mm]
 s_i orthogonaler Abstand des jeweiligen Schraubenendes von der Scherfuge
 (entspricht der jeweiligen Gewindelänge $l_{hr,i} \cdot \cos \alpha$) [mm]
 θ_i Winkel zwischen Faserrichtung des jeweiligen Holzteiles und einer Richtung
 normal auf die Scherfuge [°]
 x_i Abstand des Drehpunktes der Schraube im jeweiligen Holzteil von der Scherfuge
 [mm]

$$q_h |\theta_i - \alpha|_i = k_h |\theta_i - \alpha|_i \cdot \delta_{lat,i} = K_h |\theta_i - \alpha|_i \cdot d_h \cdot \delta_{lat,i} \quad [3-31.a]$$

$k_h |\theta_i - \alpha|_i$ laterale Bettungsziffer je Längeneinheit [N/mm²]
 $K_h |\theta_i - \alpha|_i$ lateraler Bettungsmodul [N/mm³]
 $\delta_{lat,i}$ laterale Verschiebung der Schraube [mm]
 d_h Durchmesser, mit dem die laterale Bettung berechnet wird (entspricht
 näherungsweise dem Kerndurchmesser der Schraube) [mm]

$$F_{lat,i} = \frac{1}{2} \cdot K_h |\theta_i - \alpha|_i \cdot d_h \cdot \frac{x_i}{\cos \alpha} \cdot \left(2 - \frac{s_i}{x_i} \right) \cdot \delta_{lat,i} \text{ mit} \quad [3-32]$$

$$\delta_{lat,1} = \delta \cdot \frac{\cos \alpha}{1 + \frac{x_2}{x_1}} \text{ und } \delta_{lat,2} = \delta \cdot \frac{\cos \alpha}{1 + \frac{x_1}{x_2}} \quad [3-32.a]$$

Das Kräftegleichgewicht in Richtung der Schraubenachse bestimmt sich mit den vorigen Annahmen und den Definitionen der Abb. 3.52 zu:

$$F_{ax,i} = q_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i} \cdot l_{hr,i} \text{ mit } i = 1, 2 \quad [3-33]$$

$q_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i}$ effektive ^(a) lineare axiale Ausziehkraft je Längeneinheit in Abhängigkeit der
 Winkel θ und α (siehe Gl. [3-33.a]) [N/mm]
 $l_{hr,i}$ Gewindelänge der Schraube ^(b) im jeweiligen Holzteil i [mm]

$$q_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i} = k_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i} \cdot \delta_{ax,i} = K_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i} \cdot d_{ax} \cdot \delta_{ax,i} \quad [3-33.a]$$

$k_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i}$ axiale Bettungsziffer je Längeneinheit [N/mm²]
 $K_{ax} |\theta_i - \alpha|_{eff,i}$ Bettungsmodul proportional zu Durchmesser d_{ax} bzw. Umfang $\pi \cdot d_{ax}$ [N/mm³]
 $\delta_{ax,i}$ axiale Verschiebung der Schraube [mm]
 d_{ax} Durchmesser, mit dem die axiale Bettung berechnet wird (entspricht in der
 Regel dem Nenndurchmesser der Schraube) [mm]

a. Der Begriff „effektiv“ wurde von den Autoren gewählt, um auf den Unterschied zwischen Ausziehparametern, die unter idealen Bedingungen mit reiner Axialkraft ermittelt wurden und jenen zu unterscheiden, bei denen gleichzeitig auch eine laterale Beanspruchung vorlag (vgl. BEJTKA ET AL. 2002 [8]).

b. Entspricht in der Notation der vorliegenden Arbeit und den meisten anderen Publikationen sowie Normen der Variable l_{ef} .

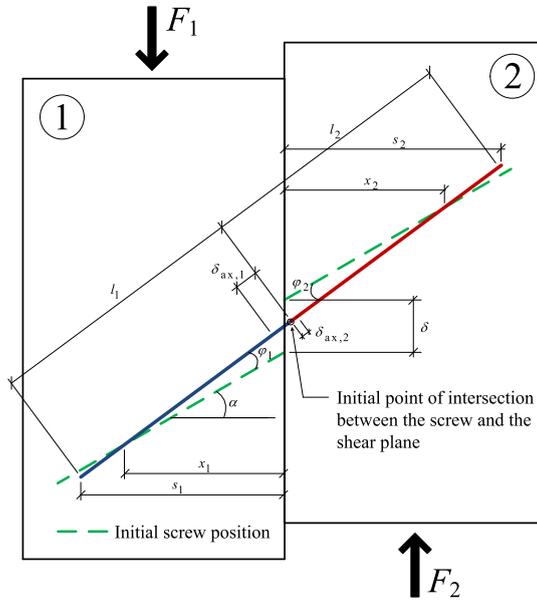


Abb. 3.52: Detaillierte Verformungskomponenten in den beiden Holzteilen ^(a) (aus [41])

Durch die Einführung der dimensionslosen Verhältnisparameter β_h und β_{ax} zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Eigenschaften der jeweiligen Holzteile i wurden die obigen Gleichungen jeweils als bezogene Werte dargestellt.

$$\beta_h = \frac{K_{h,|\theta_i-\alpha|,2}}{K_{h,|\theta_i-\alpha|,1}} = \frac{k_{h,|\theta_i-\alpha|,2}}{k_{h,|\theta_i-\alpha|,1}} \text{ gültig für } 1 \leq \beta_h \quad [3-34]$$

$$\beta_{ax} = \frac{K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,2}}{K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,1}} = \frac{k_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,2}}{k_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,1}} \text{ gültig für } 1 \leq \beta_{ax} \quad [3-35]$$

a. In der Regel sind die Eigenschaften der beiden Holzteile nicht gleich weshalb sich der ursprüngliche Schnittpunkt der Schraube mit der Scherfuge um den Betrag $\delta_{ax,2}$ hin zum steiferen Holzteil bewegt. Die geometrischen Veränderungen die daraus folgen (Effekte 2. Ordnung) wurden von den Autoren in einem Anhang zur Publikation untersucht und es wurde gezeigt, dass deren Einflüsse auf die axiale Verschiebung δ_{ax} unter 1 % liegen.

Unter Berücksichtigung aller bisherigen Gleichungen, Definitionen und Randbedingungen ergibt sich schließlich die Gleichung zur Bestimmung der Steifigkeit k für eine Schraube zu:

$$k = \frac{1}{2} \cdot K_h |_{|\theta_i - \alpha|, 1} \cdot d_h \cdot l_1 \cdot \frac{2 - s_1/x_1}{1 + x_2/x_1} \cdot \cos \alpha \cdot (\cos \alpha + \mu \cdot \sin \alpha) + K_{ax, |\theta_i - \alpha|, \text{eff}, 1} \cdot \pi \cdot d_{ax} \cdot l_{thr, 1} \cdot \frac{1}{1 + (1/\beta_{ax}) \cdot (l_{thr, 1}/l_{thr, 2})} \cdot \sin \alpha \cdot (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \quad [\text{N/mm}] \quad [3-36]$$

Der erste Teil der Gleichung beinhaltet den Anteil aus der Dübelwirkung (inklusive Reibungsanteil) und der zweite Teil ist für den axialen Beitrag zur Gesamtsteifigkeit verantwortlich. Bei identischen Bedingungen (gleiche Materialeigenschaften sowie gleiche geometrische Bedingungen) vereinfacht sich Gl. [3-36] zu:

$$k_{ident} = \frac{1}{8} \cdot K_h |_{|\theta_i - \alpha|, 1} \cdot d_h \cdot l_1 \cdot \cos \alpha \cdot (\cos \alpha + \mu \cdot \sin \alpha) + K_{ax, |\theta_i - \alpha|, \text{eff}, 1} \cdot \pi \cdot d_{ax} \cdot l_{thr, 1} \cdot \sin \alpha \cdot (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \quad [3-37]$$

Um den winkelabhängigen Bettungsmodul $K_h |_{|\theta_i - \alpha|, i}$ zu bestimmen, schlagen GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] die Anwendung der Hankinsonformel mit quadratischen Exponenten vor. Der Verfasser ist der Meinung, dass es jedoch korrekt gewesen wäre, hier den Exponenten 3 zu verwenden, da die Steifigkeitskenngrößen bekanntlicherweise ^(a) mit der 3. Potenz abnehmen.

In der nachstehenden Abb. 3.53 (links) sind die Einflüsse des Einschraubwinkels α auf die Steifigkeit von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben für identische, symmetrische Bedingungen (k_{ident}) in den zu verbindenden Teilen grafisch dargestellt. Es zeigt sich, dass der Anteil der Dübelwirkung an der Gesamtsteifigkeit insbesondere bei kleinen Einschraubwinkeln α bis rund 20° bedeutsame Werte annimmt, bei größeren – und auch praxisüblicheren – Einschraubwinkeln jedoch vernachlässigbar klein wird. Umso bedeutender ist die genaue Kenntnis der axialen Steifigkeit des Verbindungsmittels.

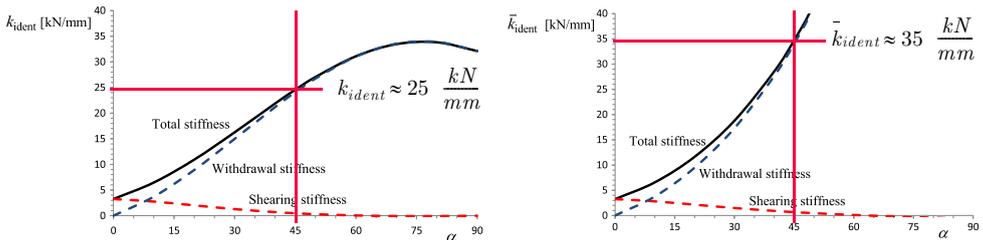


Abb. 3.53: Einfluss der Parameter Einschraubwinkels α bei konstanter Schraubenlänge (links) und bei konstantem Abstand s_i (rechts) für identischen Bedingungen in der Verbindung (aus [41])

Das Diagramm wurde für die Bedingung einer konstant bleibenden Schraubenlänge (und damit einer konstante eingebetteten Gewindelänge) im Holz erstellt. Das bedeutet aber, dass es bei einer Vergrößerung des Winkels α gleichzeitig zu einer immer kürzer werdenden Einbettungslänge s_1 kommt, was defi-

a. Vgl. Neuhaus 1994 [70], S. 40: Die Konsequenz der kubischen Abminderung liegt darin, dass der Anteil der Dübelwirkung an der Gesamtsteifigkeit mit größer werdendem Einschraubwinkel noch schneller absinkt, und damit noch stärker in den Hintergrund gedrängt wird.

nitionsgemäß damit einhergeht, dass der Steifigkeitsanteil aus der Dübelwirkung der Cosinusfunktion folgend abnimmt. Wird nun andererseits die Einbettungslänge s_1 konstant gehalten und erneut der Winkel α vergrößert, so bedeutet dies, dass die axiale Steifigkeit im Vergleich zum Steifigkeitsanteil aus der Dübelwirkung monoton mit dem Tangens ansteigt und bei großen Winkeln ^(a) gegen Unendlich strebt (vgl. Abb. 3.53, rechts). Bei einer Gegenüberstellung der Steifigkeiten für einen Einschraubwinkel von $\alpha = 45^\circ$ zeigt sich hier noch deutlicher (bereits 40 % höhere Steifigkeit im Vergleich zur Kurve links), dass es in der Praxis ausreichend ist, nur die axialen Anteile für die Berechnung des Verschiebungsmoduls in der Verbindung zu berücksichtigen.

Bei Betrachtung der Kurven zum Einfluss der Reibung (vgl. Abb. 3.54, links) zeigt sich sehr anschaulich, dass ihr relativer Anteil an der Gesamtsteifigkeit bereits bei kleinen Einschraubwinkeln (ebenfalls rund 20°) beträchtlich ist und dort sein relatives Maximum erreicht. Auch hier gilt, dass die möglichst genaue Kenntnis der Größe des Reibungskoeffizienten von entscheidendem Charakter ist. Eine Variation des Verhältnisses der lateralen Bettungsziffern β_h hingegen hat bei baupraktisch üblichen größeren Einschraubwinkeln α keine signifikanten Auswirkungen auf den Verschiebungsmodul k des einzelnen Verbindungsmittels.

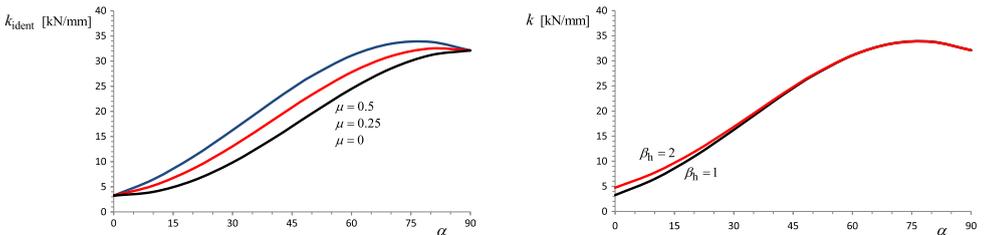


Abb. 3.54: Einfluss der Parameter Reibungskoeffizient μ (links) sowie des Verhältnisses für die Lochleibungsbettungen β_h (rechts) in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α (aus [41])

GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] variierten in ihrer Studie zusätzlich noch die axiale Bettungsziffer β_{ax} sowie das Verhältnis der Gewindelängen l_2/l_1 . Der Einfluss der beiden Parameter auf die Steifigkeit ist aufgrund der bisherigen Erkenntnisse naturgemäß (auf eine Wiedergabe in der vorliegenden Arbeit wurde verzichtet) signifikant.

Die lateralen und axialen Bettungsziffern, auf deren Basis die Diagramme der Abb. 3.53 erstellt wurden, stammen aus der Literatur bzw. aus einer technischen Zulassung. Im konkreten Fall wurden für den lateralen Bettungsmodul $K_{h,90^\circ,1} = 65,6 \text{ N/mm}^3$, $K_{h,0^\circ,1} = 20,9 \text{ N/mm}^3$ (aus REYNOLDS ET AL. 2013 [75]) sowie für den, als unabhängig vom Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung angenommenen, axialen Bettungsmodul $K_{ax,1} = 30 \text{ N/mm}^3$ (aus [128]) in die Gleichungen eingesetzt. Der Winkel θ zwischen Scherfläche und Faserrichtung wurde mit $\theta_{1(2)} = 90^\circ$ (Faserrichtung parallel zur Scherfuge, was dem Regelfall entspricht) festgelegt.

Berücksichtigung der Nachgiebigkeit der Schraube

Die bisher angegebenen Gleichungen zur Ermittlung der Verbindungsmittelsteifigkeit von geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben basieren auf der Annahme eines dehn- und biegestarren Ver-

a. Winkel gegen 90° – bei denen der Tangens naturgemäß eine Unstetigkeitsstelle im Unendlichen aufweist. Für praktische Fälle sind so große Winkel in der Zuglaschenverbindung gar nicht sinnvoll.

bindungsmittels. GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] haben sich dennoch sehr ausführlich mit der Erweiterung der Gleichungen um die besagten Einflüsse beschäftigt und einfache Gleichung zu deren Berücksichtigung angegeben.

Um die Einflüsse einer nicht biegestarren Schraube auf das laterale Bettungsverhalten zu berücksichtigen, wurde der äquivalente laterale Bettungsmodul eingeführt:

$$K_{h,|\theta_i-\alpha|,i}^{Eq} = K_{h,|\theta_i-\alpha|,i} \cdot \frac{2 \cdot (\sinh^2 \lambda l_i - \sin^2 \lambda l_i)}{\lambda l_i \cdot (\sinh \lambda l_i \cdot \cosh \lambda l_i - \sin \lambda l_i \cdot \cos \lambda l_i)} \approx K_{h,|\theta_i-\alpha|,i} \cdot \frac{2}{\lambda l_i} \text{ für } \lambda l_i \geq 2, 5 \quad [3-38]$$

mit dem dimensionslosen Parameter λl_i

$$\lambda l_i = 2 \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{h,|\theta_i-\alpha|,i} \cdot d_h}{\pi \cdot E_S}} \cdot \frac{l_i}{d_h} \quad [3-38.a]$$

E_S Elastizitätsmodul der Schraube [N/mm²]

Um die Effekte einer nicht dehnstarrten Schraube auf das axiale Bettungsverhalten zu berücksichtigen, wurde der äquivalente axiale Bettungsmodul eingeführt:

$$K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,i}^{Eq} = \frac{k_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,i}}{\pi \cdot d_{ax} \cdot l_{thr,i}} \cdot \frac{\tanh \omega l_i}{\omega l_i} = K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,i} \cdot \frac{\tanh \omega l_i}{\omega l_i} \quad [3-39]$$

mit dem dimensionslosen Parameter ωl_i

$$\omega l_i = 2 \cdot \sqrt[4]{\frac{K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,i} \cdot d_{ax}}{E_S}} \cdot \frac{l_{thr,i}}{d_{ax}} \quad [3-39.a]$$

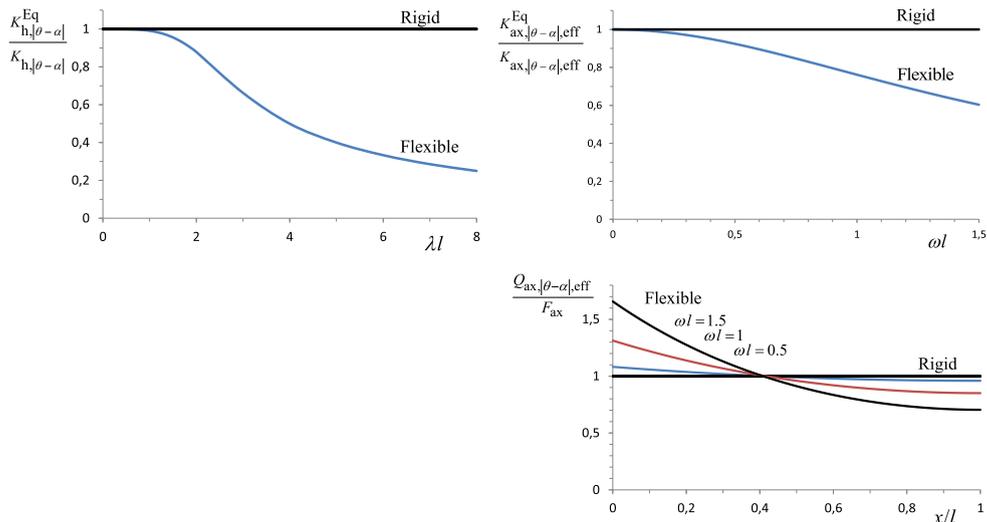


Abb. 3.55: Einfluss der Nachgiebigkeit der Schraube auf das laterale (links) und das axiale (rechts) Bettungsverhalten (aus [41])

Modellvergleich mit TOMASI ET AL. 2010 [86]

Das theoretische Modell von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] wurde von den Autoren in weiterer Folge mit experimentellen Untersuchungen anderer Autoren, insbesondere mit jenen von TOMASI ET AL. 2010 [86] (vgl. Abschnitt 3.3.8 ab Seite 110 dieser Arbeit) verglichen. Unter Berücksichtigung der tatsächlichen geometrischen und materiellen Verhältnisse in den Experimenten und den, bereits erwähnten, Literaturstellen für die laterale (REYNOLDS ET AL. 2013 [75]) und axiale Bettungsziffer (Z-9.1-472 [128]) wurden diese mit der theoretischen Kurve überlagert, was in der nachfolgenden Abb. 3.56 dargestellt ist.

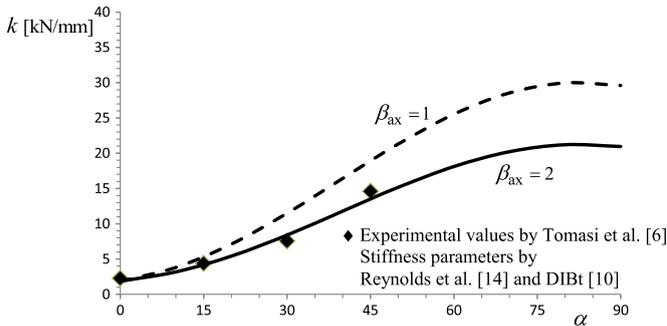


Abb. 3.56: Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen (Mittelwerte) mit theoretisch ermittelten Steifigkeitswerten in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α (aus [41])

Es ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung insbesondere dann, wenn die Beobachtungen von TOMASI ET AL. 2010 [86] hinsichtlich des Versagens und des Steifigkeitsverhaltens in den beiden Holzteilen ^(a) Berücksichtigung fanden ($\beta_{ax} = 2$). Die schlussfolgernde Auffassung von TOMASI ET AL. 2010 [86], dass nur die halbe Nachgiebigkeit (in nur einem Holzteil) zu berücksichtigen sei, wird von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] jedoch nicht geteilt, da diese den, beiden Arbeiten zu Grunde liegende, Annahmen kleiner Verformungen und linear-elastischem Verformungsverhalten widersprechen würde. Deshalb wurde die axiale Steifigkeit der Schraube in einem Holzteil – mit sehr gutem Erfolg – nicht zu unendlich gesetzt, sondern mit dem Faktor 2 in die Rechnung eingeführt ^(b). Grundsätzlich ergibt sich für die Axialkomponente der Steifigkeit sehr gute Übereinstimmung zwischen Modell und Experiment, hinsichtlich des Anteils der Dübelwirkung an der Steifigkeit ist jedoch anzumerken, dass der Wert von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] dem 8-fachen des Wertes gemäß der EN 1995-1-1 [107] (und damit jenem von TOMASI ET AL. 2010 [86]) entspricht, was in erster Linie damit begründet wird, dass im vorliegenden Modell nicht von einer gleichmäßigen Lochleibungsbeanspruchung über die gesamte Holzbreite ausgegangen wird.

a. TOMASI ET AL. 2010 [86] nahmen infolge ihrer Beobachtungen im Versagenszustand an, dass die Nachgiebigkeit in einem der beiden Hölzer zu vernachlässigen sei, weil die Schrauben in der Regel immer aus den Seitenlaschen herausgedrückt wurden.

b. Eine, für den Verfasser schlüssige, Erklärung für den von TOMASI ET AL. 2010 [86] beobachteten Versagensmechanismus der herausgedrückten Schraube von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] lautet so: Wegen der Verwendung von Doppelganggewindeschrauben, mit unterschiedlichen Gewindeparametern kann es im Seitenholz – das naturgemäß von beiden Gewindeteilen durchdrungen werden muss – zu Vorschädigungen kommen, die dann in weiterer Folge zu einer Reduktion der Steifigkeit im besagten Holzteil führen. Dies wurde mit dem Parameter $\beta_{ax} = 2$ berücksichtigt. Der Verfasser selbst hat im Zuge der experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem ähnliche eigene Erfahrungen mit derartigen Effekten (vgl. Anhang H.2 – Versuchsreihe E_45_VG_T – Schraubentausch auf der Seite 427 der vorliegenden Arbeit) gemacht, und kann sich deshalb der Meinung von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] nur anschließen.

Modellvergleich mit SYMONS ET AL. 2010 ^(a)

Ein weiterer Modellvergleich in der Publikation von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] bezieht sich auf eine wissenschaftliche Publikation von SYMONS ET AL. 2010, in der das Verschiebungsverhalten der Schraube anhand einer Holz-Beton-Verbundlösung untersucht wurde. Das Gleichgewicht am differentiellen, dehn- und biegeweichen, Schraubenelement berücksichtigt eine faserparallele (k_p) Bettung und eine Bettung rechtwinklig zur Faserrichtung (k_t), d. h. die Bettung wirkt nicht parallel und normal zur Schraubennachse (wie bei GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41]), sondern immer in Richtung der Holzfaserrichtung bzw. quer dazu. Weiters gehen sie davon aus, dass der, im Beton eingebettete, Schraubenkopf als eingespannt anzunehmen ist und die relevanten Verschiebungen nur in jenem Schraubenteil stattfinden, der im Holz eingebettet ist. Dies hat die Konsequenz, dass sich die Schraube nicht verdrehen, sondern nur parallel zur Scherfuge verschieben kann, was in weiterer Folge bedeutet, dass es eine konstante Lochleibungsbeanspruchung entlang der gesamten Schraubennachse geben muss und daher auch eine sehr hohe Steifigkeit. Diese Annahme kann jedoch nur für gedrungene Verbindungsmittel gelten bzw. darf nur so lange verfolgt werden, bis es zur Bildung eines Fließgelenks im Verbindungsmittel kommt. Die Ergebnisse mit dieser Modellierungsart stellen lt. GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] eine Art Obergrenze für die Verbindungssteifigkeit k dar (siehe Gl. [3-40] mit den bereits definierten Parametern) und sind äquivalent zu TOMASI ET AL. 2010 [86].

$$k = K_{h,|\theta_i-\alpha|,1} \cdot d_h l_1 \cdot \cos \alpha (\cos \alpha + \mu \cdot \sin \alpha) + K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,1} \cdot \pi d_{ax} l_{thr,1} \cdot \sin \alpha (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \quad [3-40]$$

GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] änderten die Modellannahme einer fixen Einspannung am Schraubenkopf so ab, dass der Freiheitsgrad der elastischen Verdrehung (entspricht einem Gelenk mit Rotationsfeder) am Schraubenkopf eingeführt wurde und sich somit an der Stelle der Scherfuge nur eine Teileinspannung ergibt. Die Stelle x_1 , und somit der Abstand zum Drehpunkt (vgl. Abb. 3.51) hängt nun zusätzlich von dem auftretenden Biegemoment M_m an der Scherfuge ab:

$$x_1 = \frac{2}{3} \cdot l_1 \cdot \left(\frac{\cos \alpha}{\frac{2 \cdot k_m}{K_{h,|\theta_i-\alpha|,1} \cdot d_h \cdot l_1^3 \cdot \cos \alpha} + 1} \right) \quad [3-41]$$

k_m Rotationssteifigkeit (nach Gl. [3-41.a]) an der Scherfuge [Nmm]
 l_1 eingebettete Länge der Schraube im Holz [mm]

$$k_m = \frac{4 \cdot EJ_S}{l_1} \text{ bei Modellierung als Kragarm mit Einzellast am Ende} \quad [3-41.a]$$

EJ_S Biegesteifigkeit der Schraube [Nmm²]

Die Auswertung der Gl. [3-41] ergibt für übliche Parameter für d_h und l_1 nur einen sehr geringen Einfluss der drehelastischen Einspannung auf den Abstand x_1 , welcher bei Parametervariation nur gering vom Wert $2/3 \cdot s_1$ abweicht. Somit ergibt sich nach GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] als unterer Grenzwert für die Verbindungssteifigkeit k die nachfolgende Gl. [3-42] mit den bereits bekannten Parametern:

$$k = \frac{K_{h,|\theta_i-\alpha|,1}}{4} \cdot d_h l_1 \cdot \cos \alpha (\cos \alpha + \mu \cdot \sin \alpha) + K_{ax,|\theta_i-\alpha|,eff,1} \cdot \pi d_{ax} l_{thr,1} \cdot \sin \alpha (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \quad [3-42]$$

a. Diese Publikation liegt dem Verfasser unglücklicherweise nicht vor.
 SYMONS, D.; PERSAUD, R.; STANISLAUS, H.: Slip modulus of inclined screws in timber-concrete floors. In: Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Structures and Buildings, Volume 163(4), S. 245-255, 2010.

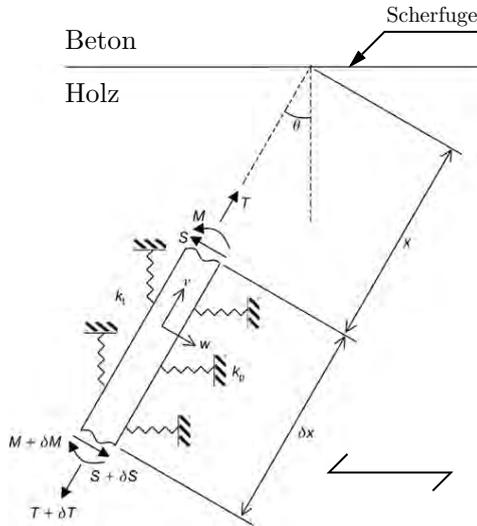


Abb. 3.57: Differenzielles Element einer geneigt angeordneten Schraube mit paralleler und rechtwinkliger Bettung im Holz (ergänzt aus [41] mit Referenz auf SYMONS ET AL. 2010)

Auch für die Verbindungsteifigkeiten k , die mit dieser Art der Modellbildung errechnet werden können gilt, dass bei praxisüblichen Winkeln von $\alpha = 45^\circ$ die axiale Steifigkeit dominierend ist und es daher für die Praxis von untergeordneter Bedeutung ist, wie die Querbettung der Schraube im Holz modelliert wird. Der Verfasser der Meinung, dass die von SYMONS ET AL. 2010 gewählte Modellierungsart – ergänzt um die Überlegungen von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] betreffend der Rotationssteifigkeit am Schraubenkopf – gerade für das gegenständliche Verbindungssystem mit außen liegendem Stahlblech, in der es geometriebedingt ^(a) zu einer Teileinspannung kommt, von nennenswertem Interesse ist.

Erreichen der Proportionalitätsgrenze

Zum Abschluss der Diskussion der Arbeit von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] möchte der Verfasser noch auf den Inhalt des Anhangs D der Publikation eingehen. Da das vorliegende Modell ausschließlich unterhalb der Proportionalitätsgrenze gültig ist, kann es von Interesse sein zu wissen, ab welcher äußeren Beanspruchung F (vgl. Abb. 3.51) es zur Bildung eines Fließgelenks (indiziert durch h) kommt. Mit den Definitionen der Abb. 3.58 ergibt sich das Biegemoment in der Schraube an der Stelle $x_{h,1}$ zu:

$$M_{s,1(x_{h,1})} = \frac{1}{6} \cdot q_h \cdot |\theta_1 - \alpha| \cdot \left[2 \cdot \frac{(s_1 - x_1)^3}{x_1 \cdot \cos^2 \alpha} + 3 \cdot \frac{(s_1 - x_1)^2}{x_1 \cdot \cos^2 \alpha} \cdot \frac{x_1 - x_{h,1}}{\cos \alpha} - \frac{(x_1 - x_{h,1})^3}{x_1 \cdot \cos^2 \alpha} \right] \quad [3-43]$$

$M_{s,1(x_{h,1})}$... Biegemoment in der Schraube an der Stelle des Fließgelenks [Nmm]
 $x_{h,1}$ Normalabstand des Fließgelenks von der Schweifuge [mm]

a. Durch die, der Kopfform der Schraube angepasste, Form der Bohrung im Stahlblech ergeben sich, nach Ansicht des Verfassers, Einspannwirkungen am Schraubenkopf, die schlussendlich auch einen Einfluss auf das Verformungsverhalten der Schraube und in weiterer Folge auch auf das Tragverhalten der Verbindung haben muss.

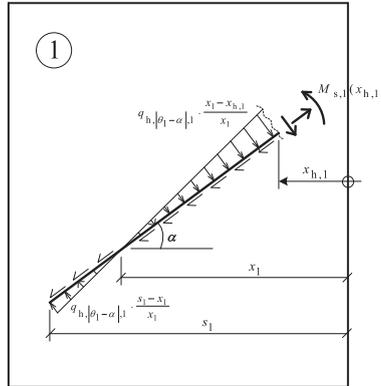


Abb. 3.58: Betrachtung zum Biegemoment in der Schraube in Abhängigkeit der Stelle des Fließgelenks $x_{h,1}$ (aus [41])

Der maximale Normalabstand des Fließgelenks von der Scherfuge liegt an der Stelle $x_{h,1,max} = (2 \cdot x_1 - s_1) \leq s_1/3$ und das zugehörige maximale Biegemoment in der Schraube beträgt in Abhängigkeit der lateralen Scherfugenverschiebung für idente Verhältnisse in den beiden Holzteilen:

$$M_{s,1,max} = \frac{1}{3} \cdot K_{h,|\theta_1-\alpha|,1} \cdot d_h \cdot l_1^2 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{s_1}{x_1} \cdot \left(1 - \frac{x_1}{s_1}\right)^3 \cdot \delta = m_{s,1,max} \cdot \delta \tag{3-44}$$

Die axiale Kraft in der Schraube ergibt sich zu:

$$F_{ax,1} = \frac{1}{2} \cdot K_{ax,|\theta_1-\alpha|,eff,1} \cdot \pi \cdot d_{ax} \cdot l_{thr,1} \cdot \sin \alpha \cdot \delta = f_{ax,1} \cdot \delta \tag{3-45}$$

Unter Annahme einer linear-elastischen Beziehung zwischen Biegemoment und Normalkraft in der Schraube, lässt sich die Verschiebung an der Proportionalitätsgrenze (indiziert durch y) mit der folgenden Fließbedingung anschieben:

$$\delta_y \leq \frac{1}{\left(\frac{f_{ax,1}}{N_y} + \frac{m_{s,1,max}}{M_y}\right)} \tag{3-46}$$

- N_y Fließnormalkraft der Schraube [N]
- M_y Fließmoment der Schraube [Nmm]

Mit den Zusammenhängen der Gleichung 3-32 auf Seite 124 und den geometrischen Beziehungen zwischen den lateralen Verschiebungen $\delta_{lat,i}$ (Gl. [3-32.a]) und der Gesamtverschiebung δ ergibt sich die äußere Kraft $F = F_1 = F_2$ zu:

$$F = F_{lat,1} \cdot (\cos \alpha - \mu \cdot \sin \alpha) + F_{ax,1} \cdot (\sin \alpha + \mu \cdot \cos \alpha) \text{ mit} \tag{3-47}$$

$$F_{lat,1} = \frac{1}{4} \cdot K_{h,|\theta_1-\alpha|,1} \cdot d_h \cdot l_1 \cdot \left(2 - \frac{s_1}{x_1}\right) \cdot \cos \alpha \cdot \delta \text{ und } F_{ax,1} \text{ nach Gl. [3-45]} \tag{3-47.a}$$

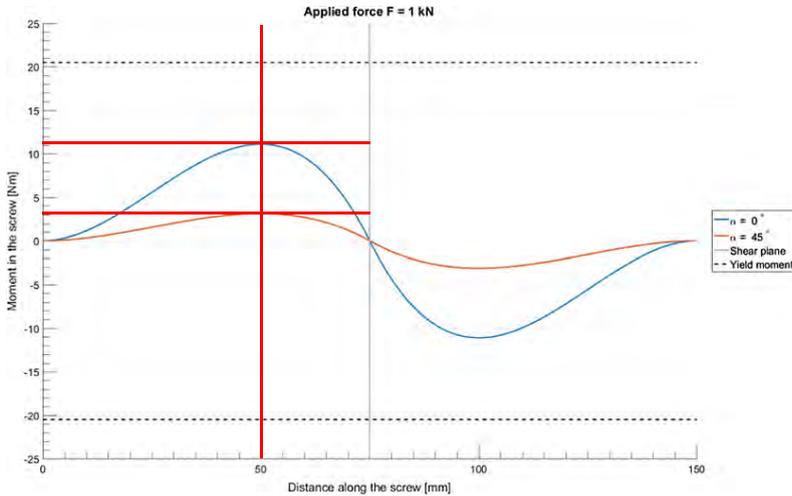


Abb. 3.59: Biegemomentenverlauf entlang der Schraubenachse für eine äußere Last von 1 kN in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α für eine faserparallele Scherfuge (ergänzt aus [41])

Abb. 3.59 zeigt den Verlauf des Biegemoments entlang der Schraubenachse bei identen Bedingungen in der Verbindung ^(a) und bei einer faserparallelen Scherfuge für die Einschraubwinkel $\alpha = 0^\circ$ und 45° für eine äußere Last von 1 kN. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Lage des Fließgelenks in etwa an der Stelle $s_t/3$ liegt, dass die Biegemomentenbeanspruchung in der Scherfuge einen Nulldurchgang ^(b) hat und ihr Größtwert mit steigendem Einschraubwinkel abnimmt. Weiters ist zu erkennen, dass der Maximalwert des Biegemoments in der gegebenen Konfiguration rund 11 Nm beträgt, was bei einer Last von nur 1 kN bereits rund 55 % des Fließmoments der, für die Vergleichsberechnung verwendeten Schraube (I125) entspricht. Somit stellt der maximale Wert der äußeren Last $F = 1,85$ kN jene Beanspruchung der Verbindung dar, bis zu der mit linear-elastischem Verhalten in der Verbindung gerechnet werden darf. Die zugehörige Scherfugenverschiebung an der Fließgrenze beträgt bei einem Winkel von 0° nach dem hier vorgestellten Modell $\delta_y = 0,57$ mm.

Resumee

Der Verfasser ist der Meinung, dass die Arbeit von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] einen besonders wertvollen Beitrag zur Thematik der Holz-Holz-Zuglaschenverbindung darstellt. Durch umfassende theoretische Überlegungen anhand des entwickelten Steifigkeitsmodells zur Berücksichtigung verschiedenster Einflussgrößen (jedoch ausschließlich im linear-elastischen Bereich), stellt diese Publikation ein Instrumentarium zur Verfügung, mit dem die Effekte von Parameteränderungen sehr gut theoretisch studiert werden können.

a. GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] geben folgende Parameter an, mit denen die Diagramme in ihrer Publikation erstellt wurden: $d_h = 8,2$ mm; $d_{ax} = 12$ mm; $l_i = 75$ mm; $l_{thr,i} = 60$ mm; $\mu_{ref} = 0,50$; $K_{ax} = 30$ N/mm³; $K_{h,90^\circ} = 65,6$ N/mm³; $K_{h,0^\circ} = 20,9$ N/mm³; $M_y = 20,5$ Nm; $N_y = 29$ kN

b. Bei unsymmetrischen Bedingungen, z. B. $\beta_h > 1$ verlagert sich die Stelle mit dem maximalen Moment in den steiferen Holzteil und die Lage des Nulldurchgangs verschiebt sich von der Scherfuge in den weicheren Holzteil hinein.

Es zeigte sich die praktische Anwendbarkeit in der Nachrechnung von experimentellen Untersuchungen anderer Forscher, dass mit dem vorliegenden Modell von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] ein gutes Werkzeug zur Verfügung gestellt wurde. Es wäre grundsätzlich von Interesse, wie gut die experimentellen Ergebnisse z. B. von BEJTKA ET AL. 2002 [8] oder KEVARINMÄKI 2002 [50] mit dem hier diskutierten Modell abgebildet werden können.

Obwohl das vorliegende Verbindungssystem grundsätzlich andere Randbedingungen aufweist als jene der Holz-Holz-Verbindung, können die theoretischen Überlegungen von GIRHAMMAR ET AL. 2017 [41] nach Ansicht des Verfassers auch auf die Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindung angewendet werden. Insbesondere die erweiterten Formelableitungen zum Vergleich der Holz-Beton-Verbundfuge mit der Arbeit von SYMONS ET AL. 2010 stellen dafür die nötigen Werkzeuge zur Verfügung. Auch das Aufzeigen des Einflusses von dehn- und biegeweichen Verbindungsmitteln sowie die Grenzwertbetrachtungen hinsichtlich der Bildung eines Fließgelenks stellen insgesamt eine ausgezeichnete Basis zu Modellüberlegungen unterhalb der Proportionalitätsgrenze – also für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS) dar.

3.4 Die Problematik der wirksamen Anzahl

3.4.1 Einleitung

Holzverbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln enthalten in der Regel mehr als nur ein einzelnes Verbindungsmittel, wobei sich plastische Verformungen in der Verbindung, Kriechen, Herstellungstoleranzen und unterschiedliches Last-Verformungs-Verhalten der einzelnen Verbindungsmittel darauf auswirken, wie groß die Gesamttragfähigkeit in der Verbindung ist.

Die Tragfähigkeit einer Holzverbindung setzt sich aus der Summe der Einzeltragfähigkeiten der Verbindungsmittel im Bruchzustand zusammen. Falls die Beanspruchungen der einzelnen Verbindungsmittel beim Bruch der Gesamtverbindung zu große Unterschiede aufweisen, und beispielsweise einige Verbindungsmittel weit unter ihrer Tragfähigkeit belastet sind, ist die Tragfähigkeit der Verbindung geringer als die Summe der Einzeltragfähigkeiten der Verbindungsmittel. Dies stellt die Regel in Holzverbindungen dar und ist gleichzeitig der Grund für die Abminderung der Tragfähigkeit von einzelnen Verbindungsmitteln in Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln.

Die älteste, dem Verfasser vorliegende normative Erwähnung dieses Effektes findet sich in der Holzbau-norm DIN 1052 [102] in der Fassung vom Jahre 1941 worin im § 16 c) Nagelverbindungen folgendes zu lesen ist:

Sind bei Stoßlaschen von Zuggliedern mehr als 10 Nägel hintereinander angeordnet, so müssen die zulässigen Belastungen der Tafeln 5 und 6 um 10 vH, bei mehr als 20 Nägeln um 20 vH ermäßigt werden. ^(a)

Diese Abminderung fällt im Vergleich zur aktuellen Regelung der EN 1995-1-1 [107] bei erster Betrachtung doch deutlich geringer aus (zum Vergleich: bei 10 Nägeln beträgt die aktuelle Abminderung rund 29 % und bei 20 Nägeln ist mit einer 36 %-igen Reduktion zu rechnen, wenn der Mindestabstand 10 *d* beträgt). Dies relativiert sich jedoch, wenn berücksichtigt wird, dass die geforderten Mindestabstände zur damaligen Zeit doppelt so hoch waren wie heute (vgl. Abb. 3.60) bzw. ein Versetzen der Nägel zwin-

a. Die Tafeln 5 und 6 geben die zulässige Belastung von ein- und zweischnittig beanspruchten Nägeln unabhängig von der Faserrichtung und in Abhängigkeit der Nageldurchmesser bzw. der Holzdicken an.

gend vorgeschrieben war. Ohne Versatz würde der Mindestabstand $20 d$ betragen, was nach den aktuellen Normenregelungen zu keiner Abminderung der Gesamttragfähigkeit der Verbindung führen würde.

7. Als geringste Nagelabstände gelten, wenn die Nägel verjert angeordnet werden (s. Abb. 14),

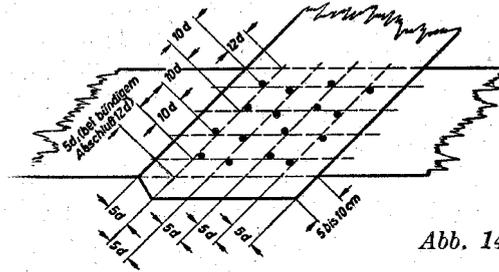


Abb. 14.

in der Krafrichtung
 12 d vom belasteten Rande,
 10 d untereinander,
 5 d vom unbelasteten Rande;
senkrecht zur Krafrichtung
 5 d vom Rande,
 5 d nebeneinander.

Abb. 3.60: Mindestabstände für Nagelverbindungen in DIN 1052:1941 (aus [102])

In Abhängigkeit des eingesetzten Verbindungsmittels hängt die wirksame Anzahl in der Regel von den Mindestabständen und der Spaltwirkung der jeweils eingesetzten Verbindungsmittel ab. Dies spiegelt sich auch in allen gängigen Bemessungsnormen wieder, wobei die Größenordnung der Abminderung nicht gleich ist.

Das nachstehende Diagramm (Abb. 3.61) illustriert verschiedene Normenregelungen (sowohl die aktuell gültigen nach EN 1995-1-1 [107] und SIA 265 [123] als auch jene älterer Fassungen wie z. B. der ÖNORM B 4100-2 [114], der SIA 265 [122] und der letztgültigen DIN 1052 [103] aus dem Jahr 2008). Die normierten Abminderungsfunktionen gelten für Stabdübel mit einem Mindestabstand a_1 (untereinander in Faserrichtung) von $5 d$ und einer fasernparallelen Beanspruchung (Winkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung ist gleich 0°).

Es zeigt sich, dass es tendenziell zu einer Abminderung kommt, die der Funktion $n_{ef} = n^{0,9}$ folgt (wobei die Regelung in [114] nur bis zu einer maximalen Anzahl von 6 Stabdübeln in einer Reihe gilt) und noch mit einem zusätzlichen Faktor (zur Berücksichtigung der Mindestabstände in [107], [123] und [103], jedoch jeweils unterschiedlich) versehen ist. Es ist klar zu erkennen, dass die Regelung gemäß EN 1995-1-1 [107] die konservativste Näherung darstellt, die nicht mehr gültige Regelung der ÖNORM B 4100-2 [114] hingegen das progressivste Vorgehen erlaubte. Das Modell der aktuell gültigen SIA 265 [123] unterscheidet sich nur deshalb von jenem der nicht mehr geltenden DIN 1052 [103], weil der geforderte Mindestabstand in der Schweiz größer ist als er in Deutschland war ($7 d$ anstatt $5 d$). Außerdem ist gut ersichtlich, dass das mit Unstetigkeiten versehene Modell der alten SIA 265 [122] sehr gut mit dem neuen, gleichmäßig einer Funktion folgenden, Modell ist.

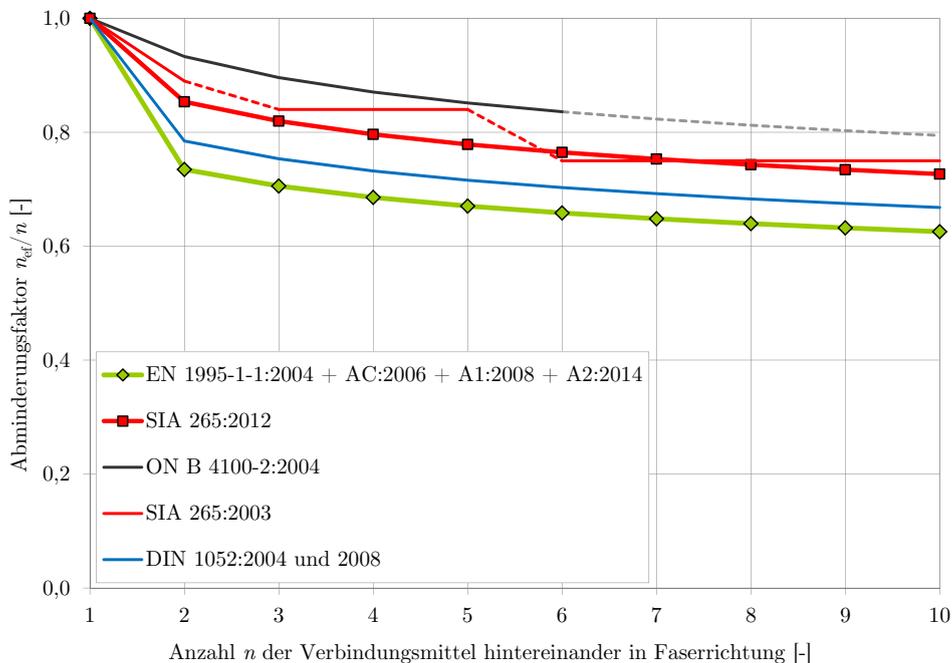


Abb. 3.61: Abminderungsfaktor n_{ef}/n für Stabdübel gemäß einiger europäischer Normen

Die Regelungen in den US-Amerikanischen Normen (NDS [98]) wäre an dieser Stelle auch von Interesse gewesen, konnte jedoch nicht in das Diagramm der Abb. 3.61 integriert werden, da sich die dort angegebenen Regeln nicht ausschließlich auf den Durchmesser und die Mindestabstände des Verbindungsmittels reduzieren lassen. Zusätzlich dazu werden sowohl die Steifigkeiten der Hölzer als auch der Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels in Rechnung gestellt. Der Nachweis wurzelt wohl auf der Publikation von LANTOS 1969 [59].

Im Hinblick auf Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben gelten gemäß EN 1995-1-1 [107] für auf Abscheren beanspruchte Verbindungsmittel in Abhängigkeit des vorhandenen wirksamen Durchmessers d_{ef} entweder die Regelungen für Nägel ($d_{ef} \leq 6$ mm) oder aber für Stabdübel ($d_{ef} > 6$ mm), wobei die wirksame Anzahl n_{ef} gemäß Gleichung 2-14 auf Seite 40 berechnet werden kann. Für auf Herausziehen beanspruchte Gruppen von selbstbohrenden Holzschrauben ist eine Abhängigkeit vom Durchmesser nicht gegeben und die wirksame Anzahl n_{ef} kann gemäß Gleichung 2-4.b auf Seite 31 berechnet werden.

Für Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben, bei denen sich das Tragverhalten aus einem Anteil auf Abscheren und einem Anteil aus Herausziehen zusammensetzt, gibt die Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] keine eigene Regelung an. An dieser Stelle kann jedoch auf die vorhergehenden Abschnitte 3.3.3 und 3.3.4 verwiesen werden, wenn es sich um eine Holz-Holz-Verbindung handelt. Dabei zeigte sich für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) keine Abnahme der Gesamttragfähigkeit in Bezug zur Summe der Einzeltragfähigkeiten. Im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS) hingegen identifizierten BLAß ET AL. 2006 [18] eine Abhängigkeit der Gesamtsteifigkeit der

Verbindung von der Anzahl der eingesetzten, geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Die wirksame Anzahl n_{ef} kann lt. BLAß ET AL. 2006 [18] auf der Grundlage der Theorie von LANTOS 1969 [59] ermittelt werden (vgl. kommender Abschnitt 3.5.8 auf Seite 162 dieser Arbeit).

Für Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit außen liegendem Stahlblech war es das Ziel des gegenständlichen Forschungsvorhabens, die Größenordnung der wirksamen Anzahl n_{ef} zu bestimmen. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen können dem Abschnitt 4.6 ab der Seite 250 dieser Arbeit entnommen werden. Die Möglichkeiten zur mechanischen Modellierung des Verhaltens von Schraubengruppen in Stahlblech-Holz-Laschenverbindungen sind in *Kapitel 5 – Modellierung für das vorliegende Verbindungssystem* ab der Seite 281 zu finden.

3.4.2 Einflüsse auf die Gruppenwirkung

Die Einflussparameter auf das Verhalten einer Gruppe von Verbindungsmitteln sind vielfältig, und wurden bereits von vielen Forschern untersucht, wobei eine ausführliche Analyse und chronologische Aufarbeitung der wichtigsten Literaturquellen im *Kapitel 3.5 – Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen* zu finden ist. Auf den folgenden Seiten soll einleitend und vorbereitend auf die wichtigsten Einflussparameter auf die Gruppenwirkung eingegangen werden. Zu Beginn werden jene Einflüsse diskutiert, deren Effekte allgemeingültig für jedwede Art von Verbindung^(a) baustoffunabhängig gelten. Erst dann werden jene Parameter diskutiert, die speziell auf Holz-Holz- oder Holz-Stahlblech-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln aus Stahl anwendbar sind.

Elastisch oder plastisches Verhalten der Verbindung

Den wohl größten Einfluss auf das Last-Verschiebungs-Verhalten einer Verbindung mit mehreren Verbindungsmitteln hat das Materialverhalten der Gesamtverbindung. In Verbindungen, bei denen alle Komponenten (zu fügende Teile und Verbindungsmittel) ein ausgeprägtes plastisches Materialverhalten aufweisen, können alle möglicherweise auftretenden Differenzverformungen^(b) durch das Plastifizieren der Einzelkomponenten gleichmäßig verteilt werden. Somit ist – zumindest wenn die auftretenden plastischen Verformungen in der Verbindung berücksichtigt werden – damit zu rechnen, dass die Summe der Einzeltragfähigkeiten der eingesetzten Verbindungsmittel gleich der Gesamttragfähigkeit der Verbindung ist.

Weil die vorherrschende Lastsituation in einem Tragwerk jedoch meist auf einem Niveau weit unter jenem der Tragsicherheit (ULS-Niveau) liegt, ist auf dem Gebrauchslastniveau (entspricht in der Regel dem SLS-Niveau) das Fließplateau der beteiligten Komponenten noch nicht erreicht, weshalb es trotz plastischer Einzelelemente nicht zu einer gleichmäßigen Beanspruchung der Verbindungsmittel kommt. Dadurch ist es nach Ansicht des Verfassers sehr einfach zu begründen, dass die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel in den beiden Bemessungszuständen ULS und SLS unterschiedlich hoch sein muss.

Steifigkeit der Bauteile

Steifigkeitsunterschiede in den zu fügenden Bauteilen führen immer zu einer ungleichmäßigen Verteilung der Beanspruchung für die einzelnen Verbindungsmittel. Aus diesem Grund ist es – wenn es die weiteren Randbedingungen erlauben – sinnvoll, die beteiligten Bauteile^(c) aufeinander abzustimmen. Doch auch

a. Somit gelten diese Einflussparameter auch für eine Klebeverbindung.

b. Infolge der in diesem Abschnitt weiters zu identifizierenden Einflussgrößen auf das Gruppenverhalten von Verbindungen.

c. Für den Fall des vorliegenden Verbindungssystems sind dies die Dehnsteifigkeit des Holzquerschnitts und der Stahllaschen.

bei gleichen Steifigkeit ergibt sich eine Beeinflussung der Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel, die nur dann komplett eliminiert werden kann, wenn die Steifigkeit der zu verbindenden Teile proportional zur gerade noch im Einzelteil vorhandenen Kraft ist ^(a).

Steifigkeit der Verbindungsmittel

Unter der Annahme, dass alle Verbindungsmittel einer Verbindung das gleiche Last-Verschiebungs-Verhalten aufweisen würden ^(b), steigt das Kräfteungleichgewicht (bis zur Proportionalitätsgrenze) entlang der Verbindungsmittelreihe mit zunehmender Steifigkeit der einzelnen Verbindungsmittel.

Versagensart des Verbindungsmittels

Wie bereits erwähnt, spielt das Last-Verschiebungs-Verhalten des Verbindungsmittels eine entscheidende Rolle für mögliche Lastumlagerungen. Bei Verbindungsmitteln die sich linear-elastisch verhalten und anschließend spröde versagen besteht keine Möglichkeit der Lastumlagerung zu anderen Verbindungsmitteln hin. Gleichzeitig gilt dies nicht nur für das Verbindungsmittel selbst, sondern beispielsweise auch für Holzverbindungen mit gedrungenen Stiften, wobei in diesem Fall nicht das Verbindungsmittel spröde versagt, sondern in der Regel das umgebende Holz aufspaltet und eine Übertragung der Lochleibungskräfte nicht mehr möglich ist.

Inhomogenitäten zwischen den Verbindungsmitteln

Wenn die Verbindungsmittel die in einer Verbindung zusammenwirken sollen ungleiche Eigenschaften (sowohl geometrische Abweichungen als auch ungleiche Materialeigenschaften) aufweisen, kann eine gleichmäßige Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel nicht möglich sein. In der Regel liegen die Variationen jedoch auf der Seite des Holzes und die Streuungen auf Seite der metallischen Verbindungsmittel sind dagegen verhältnismäßig klein, weswegen diese in der Praxis keine Relevanz haben.

Herstellungstoleranzen

Herstellungstoleranzen in der Verbindung (diese beinhalten sowohl das Lochspiel und die mögliche Variation in der Bohrlochgröße als auch die unplanmäßige Lage von Verbindungsmitteln infolge unsachgemäßen Einbaus oder ungenau gefertigter Stahlbleche) vergrößern die Ungleichmäßigkeit in der Lastverteilung zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln. Auf niedrigem Lastniveau sind die Kräfte innerhalb der Verbindung zufällig und nicht nachverfolgbar verteilt.

Mindestabstände

Materialunabhängig betrachtet, haben die Abstände der einzelnen Verbindungsmittel untereinander grundsätzlich keinen Einfluss auf die Verteilung der Kräfte innerhalb einer Verbindung, wenn eine Kraftumlagerung (Plastifizierung) möglich ist. Im linear-elastischen Bereich hingegen ist es förderlich, wenn die Abstände zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln möglichst klein sind und somit die Länge der Laschen minimiert werden kann. Es ist zu berücksichtigen, dass lokale Überbeanspruchungen ^(c) in den

a. Dies wurde von VOLKERSEN [92] anhand der „zweifach zugeschrärfte Laschenverbindung“ beschrieben.

b. Für Holzverbindungen ist dies wegen der dem Holz immanenten Inhomogenitäten eine rein hypothetische Annahme.

c. Akkumulation von Längs-, Quer- und Schubspannungen auf engstem Raum, die zu einem Materialversagen der Laschen führen kann. Dennoch zeigt sich, vor allem in den sehr hoch beanspruchten Blechen von Laschenverbindungen mit Stahlblechen, dass lokale Spannungsumlagerungen und Verfestigungen diesem Versagen entgegen wirken und für den Nachweis die mittlere Zugspannung des Nettoquerschnitts heranzuziehen ist (vgl. STÜSSI, F.: Grundlagen des Stahlbaues, S. 124).

zu verbindenden Teilen auftreten können, wenn die Lochleibungsspannungen nicht gleichmäßig eingeleitet werden.

Das Materialverhalten des Baustoffes Holz macht die Mindestabstände jedoch zu einem entscheidenden Einflussparameter auf das Tragverhalten der Verbindungsmittel. Wegen der lokalen Spannungskonzentration im Bereich der Bohrlochwandung und dem gleichzeitigen Auftreten von Querkzugspannungen mit Schubspannungen im Holz ist die Gefahr eines Querkzugversagens (Aufspalten) im Bereich der Umgebung des Verbindungsmittels sehr groß. Um diese Versagensart möglichst ausschließen zu können, ist es bei der Bemessung von Holzverbindungen üblich, vorgegebene Mindestabstände einzuhalten.

Endabstand

Für den Endabstand (Abstand der äußersten Verbindungsmittels vom Ende der zu verbindenden Teile) gelten die soeben beschriebenen Effekte hinsichtlich der Mindestabstände. Zusätzlich zu den Querkzug- und Schubspannungen kann es jedoch wegen der Umleitung der lokalen Druckspannungen in der Bohrlochwandung in Zugspannungen des umgebenden Materials bei zu geringen Endabständen zu einem Schubversagen im Vorholz^(a) kommen. Der vor dem Stift liegende Holzblock wird im ungünstigsten Fall als Gesamtes aus dem Holz herausgeschert – daher der Name des Blockscherversagens^(b).

Schlankheitsgrad

Der Schlankheitsgrad des Verbindungsmittels ($\lambda = t / d$) hat grundsätzlich bei materialunabhängiger Betrachtung keinen Einfluss auf die Lastverteilung innerhalb einer Verbindung. Im Fall der Holzverbindung kommt ihm jedoch aufgrund der bereits beschriebenen holzspezifischen Effekte eine sehr große Bedeutung zu, weil das spröde Versagen in einer Verbindung nur dann ausgeschlossen werden kann, wenn die verwendeten Stifte einen relativ großen Schlankheitsgrad^(c) aufweisen und die entsprechenden Mindest- und Endabstände eingehalten werden.

Verhältnis der Materialfestigkeiten

Zusätzlich zum Schlankheitsgrad λ des Verbindungsmittels kommt noch der Einfluss des Verhältnisses der Materialfestigkeiten für den Stahlstift und das Holz bei Lochleibungsbeanspruchung. Somit ergibt sich in Summe eine material- und geometriebezogene Schlankheit, die schlussendlich darüber entscheidet, mit welchem Versagensmodus nach JOHANSEN 1949 [47] zu rechnen ist.

Der Verbindungsmitteldurchmesser

Neben dem Schlankheitsgrad λ (entspricht einem relativen Verbindungsmitteldurchmesser) kann auch der absolute Verbindungsmitteldurchmesser d hinsichtlich der Lastverteilung in einer Holzverbindung von Relevanz sein. Es erscheint logisch, dass es bei einer Steigerung des tatsächlichen Verbindungsmitteldurchmessers auf Werte von beispielsweise über 50 mm unter gleichzeitiger Beibehaltung eines hohen Schlankheitsgrades λ zu einem anderen Verhalten in der Verbindung kommen, wie es für reguläre Verbindungsmitteldurchmesser in der Praxis bekannt ist. Gleichzeitig ist im Umkehrschluss davon auszugehen, dass bei Verwendung von sehr kleinen Verbindungsmitteln, deren Nenndurchmesser nur mehr ein Bruchteil der Jähringbreite beträgt, ebenso ein abweichendes Verhalten zu beobachten sein wird.

a. Mit „Vorholz“ ist hier die Länge des verbleibenden Holzes zwischen Stift und Holzende gemeint.

b. Gemäß Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] ist der Nachweis gegen Blockscherversagen nur bei Holz-Stahlblech-Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln zu führen, weil das Versagen des einzelnen Stiftes definitionsgemäß durch die Einhaltung des Mindestabstandes $a_{3,1}$ verhindert werden soll.

c. Als „relativ groß“ sind Schlankheitsgrade über 10 zu bezeichnen.

In der Praxis – und bei Verwendung der üblichen Verbindungsmitteldurchmesser zwischen 4 mm und 24 mm – sollte der absolute Durchmesser wegen der Regelungen zur die Bestimmung der Lochleibungs- festigkeit sowie der vorgegebenen Mindestabstände keinen nennenswerten Einfluss auf die Gesamttrag- fähigkeit der Verbindung haben.

Anzahl der Verbindungsmittel

Naturgemäß muss die Gesamttragfähigkeit einer Verbindung von der Anzahl der Verbindungsmittel ab- hängen. Unter Voraussetzung eines annähernd rechteckigen Verbindungsmittelbildes mit den Abmes- sungen a (in Richtung parallel zur Faserrichtung des Holzes) und b (in der Richtung quer zur Faserrichtung des Holzes) für die beiden Seiten, des durch die jeweils äußersten Verbindungsmittel be- grenzten Rechtecks, sind die Effekte in den beiden Richtungen von unterschiedlicher Größenordnung und Ausprägung und hängen zudem vom Winkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung ab.

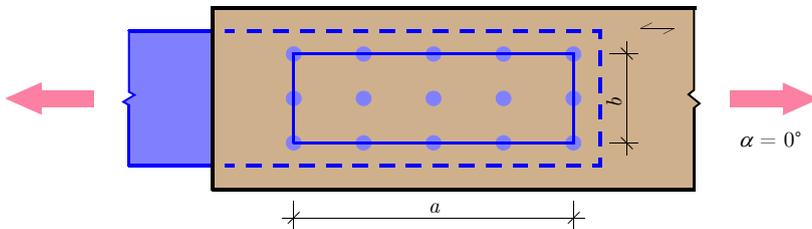


Abb. 3.62: Definition der Verbindungsmittelanzahl und der Krafttrichtung am Beispiel einer zwei- schnittigen Holz-Stahlblech-Verbindung mit innen liegendem Stahlblech

Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe (n)

Die Anzahl der in einer Verbindungsmittelreihe hintereinander in Faserrichtung liegenden (Richtung n) Verbindungsmittel ist bei einer äußeren Kraft, die ebenso parallel zur Faserrichtung angreift der Para- meter mit dem größten Einfluss auf das Verhalten einer Verbindungsmittelgruppe (Gesamtverbindung). Die Gründe dafür wurden bereits diskutiert und es zeigt sich, dass neben dem Mindestabstand a_1 auch die Steifigkeitsverhältnisse der Anschlusssteile EA_1/EA_2 sowie der Verschiebungsmodul $K_{ser(u)}$ und die Schlankheit λ des einzelnen Verbindungsmittels die maßgebenden Einflussparameter darstellen. Wie bereits erwähnt finden diese Einflüsse in der europäischen Normung einen anderen Eingang als in der Nor- damerikanischen.

Grundsätzlich ist zu erkennen ^(a) dass die Reduktion des Gesamttragverhaltens relativ gesehen am stärksten ausfällt, wenn der Schritt zwischen einem und zwei Verbindungsmitteln gemacht wird. Bei hin- zufügen eines dritten, vierten oder fünften Verbindungsmittels hintereinander in Faserrichtung verrin- gert sich diese „relative Verschlechterung“ zusehens und nähert sich, vermutlich asymptotisch, einem unteren Grenzwert an. Die gegenwärtig normativ verankerte Basisfunktion von $n_{ef} = n^{0,9}$ ^(b) kann diese

a. Dies stellt nach Ansicht des Verfassers eine rein logische Schlussfolgerung dar.

b. Es ist dem Verfasser bewusst, dass sich die Funktion $n^{0,9}/n = n^{-0,1}$ asymptotisch dem Grenzwert Null annähert. Für eine baupraktische Anzahl von wohl nicht mehr als 10 hintereinander liegenden Verbindungsmitteln ergibt sich eine maximale Abminderung auf 0,79 bzw. auf 0,63 wenn die Verbindungsmittel mit ihrem zulässigen Mindestabstand eingebaut werden. Auch wegen dieser doch erheblichen Reduktion wird der Ingenieur in der Praxis versuchen, die Länge der Verbindung (und damit die Anzahl der in Faserrichtung hintereinander angeordneten Verbindungsmittel) zu minimieren um eine möglichst effiziente und wirtschaftliche Detaillösung zu erzielen.

asymptotische Annäherung an einen unteren Grenzwert für eine baupraktische Anzahl von hintereinander in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmitteln in relativ einfacher Form abbilden. Dem Ursprung für diese europäischen Regelungen soll im nachfolgenden Kapitel 3.5 detaillierter auf den Grund gegangen werden.

Anzahl der Verbindungsmittelreihen (m)

Über den Einfluss von mehreren Verbindungsmittelreihen (Richtung m) auf das Gesamttragverhalten einer Verbindung liegen nur wenige Publikationen vor und in den aktuellen Bemessungsnormen ist eine Reduktion in Abhängigkeit der Verbindungsmittelreihen nicht vorgesehen. JORISSEN 1998 [49] berichtet von Versuchen an zweischnittigen Holz-Holz-Bolzenverbindungen mit einer oder zwei Reihen ($m = 1$ oder 2) von Verbindungsmitteln. Es zeigte sich, dass sich die Tragfähigkeit, bezogen auf die einzelne Reihe (bei gleichbleibenden geometrischen Randbedingungen), bei zwei Reihen auf Werte zwischen 90 % und 108 % des Bezugswertes veränderte, im Mittel jedoch unverändert blieb.

Nach Ansicht des Verfassers ist es besonders im Hinblick auf die im Holz auftretenden Inhomogenitäten mechanisch nicht begründbar, dass es keinen Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittelreihen auf die Gesamttragfähigkeit der Verbindung geben soll. Gerade durch mehrere Reihen von Verbindungsmitteln mit streuenden Steifigkeitsverhältnissen muss es in einer Verbindung zu exzentrischen Lastsituationen kommen, die sich negativ auf das Tragverhalten der Gruppe auswirken. Auch hier sollte nach Ansicht des Verfassers der Schritt von einer Reihe auf zwei Reihen den größten Effekt haben und sich bei mehreren Reihen verringern bzw. sogar gegenseitig ausgleichen können.

Lastangriff

Die Richtung des Lastangriffs hat naturgemäß ^(a) einen Einfluss auf das Tragverhalten eines Verbindungsmittels im Holz, wobei dieser Effekt vielmehr ein Problem der Versuchstechnik darstellt als ein Problem der Praxis. Im Labor kann es vorteilhaft sein, wenn Verbindungen als so genannte *Druckscherprüfkörper* getestet werden, weil der Prüfaufwand wegen der ausschließlichen Druckkräfte im System Prüfmaschine-Prüfkörper-Prüfmaschine geringer ist.

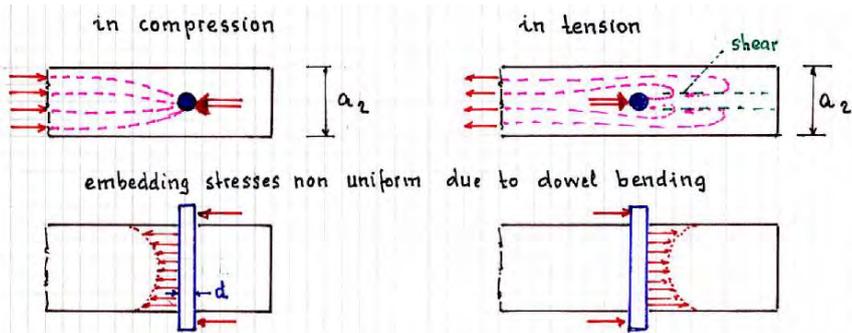


Abb. 3.63: Unterschiedliche Isolines für die Spannungen infolge Kräfteinleitung auf Zug oder auf Druck (aus [39])

a. Nach Ansicht des Verfassers ist es logisch, dass durch eine Kraftumlenkung höhere Beanspruchungen entstehen müssen als dies der Fall wäre, wenn die Richtung des Kraftflusses nur wenig von der Faserrichtung des Holzes abweicht.

Bei *Zugscherprüfkörpern* ist der Aufwand an den Schnittstellen zwischen Prüfkörper und Prüfmaschine größer – die Ergebnisse entsprechen aber im Gegensatz zu einer Druckscherprobe der Realität weil der Zuglaschenstoß (wie der Name schon sagt) in der Praxis nur für die Übertragung von Zugkräften zwischen zwei Bauteilen zum Einsatz kommt ^(a).

Winkel zwischen äußerer Kraft und der Faserrichtung

Im Gegensatz zum Kraftangriff – der nur ein theoretisches Problem für die Verbindungstechnik darstellt – ist der Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung ein sehr wichtiger Einflussparameter auf die Gesamttragfähigkeit der Verbindung. Dabei ist jedoch festzuhalten, dass dies nicht in erster Linie auf einen direkten Zusammenhang zwischen nicht faserparalleler äußerer Kraft und der Anzahl der in einer Reihe gemeinsam wirkenden Verbindungsmittel zurückzuführen ist, sondern vielmehr auf die Holzeigenschaften quer zur Faserrichtung. Dennoch ist dies der Definition der wirksamen Anzahl geschuldet, die sich ausschließlich auf Verbindungsmittel in einer Reihe hintereinander in Faserrichtung sowie ausschließlich auf Kraftkomponenten parallel zu dieser Reihe bezieht.

Wegen der nur sehr geringen Querkzugfestigkeit des Holzes stellt eine Überlagerung von Querkzugspannungen, die durch die Kraftumlenkung im Bereich an der Bohrlochwandung entstehen ^(b), mit jenen aus dem schrägen bzw. rechtwinklig zur Faserrichtung infolge der äußeren Kraft hervorgerufenen Querkzugspannungen, eine deutliche Verringerung der Gesamttragfähigkeit dar.

Da jedoch eine, unter einem Winkel zur Faserrichtung angreifende äußere Kraft einen viel größeren Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung hat, wird in der Praxis eine Aufteilung der Kräfte in eine faserparallele und eine rechtwinklig zur Faser angreifende Komponente vorgenommen. Für die Kraftkomponente parallel zur Faserrichtung ist dann eine Reduktion der wirksamen Anzahl auf n_{ef} gemäß Gl. [2-14] auf Seite 40 dieser Arbeit vorzunehmen. Für die Kraftkomponente rechtwinklig zur Faserrichtung ist ein gesonderter Nachweis zu führen (beispielsweise gemäß Abschnitt 8.1.4 der EN 1995-1-1 [107] oder dem jeweils gültigen Nationalen Anwendungsdokument).

Nach Ansicht des Verfassers müsste auch der Winkel zwischen äußerer Kraft und der Faserrichtung einen Einfluss auf das Tragverhalten einer Gruppe (sowohl auf die Reihe, als auch auf die Gesamtverbindung) haben, weil durch die ausgeprägte Orthotropie des Holzes ein immer inhomogeneres System ^(c) entsteht, je größer der Winkel α wird. Es wird aber davon ausgegangen, dass diese Effekte über den gesonderten Nachweis der Querkzugkräfte sowie die Reduktion der anderen verbindungsspezifischen Materialparameter (Lochleibungsfestigkeit, Mindest- und Randabstände) abgedeckt sind.

-
- a. *Druckkräfte zwischen zwei Holzbauteilen werden in der Regel über direkten Kontakt übertragen, wobei eine Verlaschung nötig sein kann, um die Effekte von lokalen Exzentrizitäten (z. B. infolge ungleichmäßiger Steifigkeitsverhältnisse im Querschnitt) durch die Herstellung einer biegemomententragfähigen Verbindung abdecken zu können, und so ein lokales Stabilitätsversagen auszuschließen. Dabei ist in der Regel nicht die volle Momententragfähigkeit der Anschlusssteile erforderlich, sondern lediglich rund 50 %. Dies ist in der Praxis auch unter dem Begriff „Stoßdeckung“ bekannt.*
 - b. *Diese Kraftumlenkung entsteht durch die Umlenkung von äußeren Zugkräften in lokale, innere Druckkräfte an der Bohrlochwandung und stellt den Regelfall – auch bei ausschließlich faserparalleler äußerer Kraft dar.*
 - c. *Folgende Argumente werden vom Verfasser ins Treffen geführt: Die Reduktion der Lochleibungsfestigkeit bei rechtwinkligem Kraftangriff nimmt definitionsgemäß, durchmesserabhängig um maximal 45 % im Vergleich zum faserparallelen Kraftangriff ab. Beim Elastizitätsmodul und bei der Festigkeit hingegen beträgt dieses Verhältnis rund 30:1. Selbstverständlich steigen auch die Streuungen der Materialparameter mit zunehmendem Winkel zwischen Kraft und Faserrichtung, die Materialeigenschaften der metallischen Verbindungsmittel selbst bleiben jedoch davon unbeeinflusst, was nach Ansicht des Verfassers nicht zu einer gleichmäßigen Beanspruchung der Verbindungsmittel beitragen kann.*

Lasteinwirkungsdauer, Holzfeuchte, Kriechen und Schwinden

Die *Lasteinwirkungsdauer* kann aufgrund der viskoelastischen Eigenschaften von Holz einen beträchtlichen Einfluss auf die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel haben. Wegen der lokalen Spannungsumlagerungen in hoch beanspruchten Bereichen – die durch Lochleibungsspannungen beanspruchten Flächen entsprechen im Besonderen diesem Kriterium – insbesondere bei Vorliegen von Druckspannungen, kommt es zu einem Ausgleich benachbarter Zonen, so lange die Verformungskompatibilität gegeben ist. Naturgemäß sind auch die Bereiche zur Verankerung von Schraubengewinden besonders hoch beansprucht, wobei die sehr lokalen Druckspannungen an den Flanken des Schraubengewindes sehr schnell in Schubspannungen umgewandelt werden müssen.

Bei höheren mittleren *Holzfeuchten* im Bauteil als jenen der Nutzungsklasse 1 ($u_{\text{mean}} = 12\%$) sind die oben beschriebenen Effekte noch deutlicher ausgeprägt, was damit verbunden ist, dass die Spannungsumlagerungen noch größer ausfallen können. Auf den Einfluss der Holzfeuchte auf die Lochleibungsfestigkeit bzw. die Ausziehtragfähigkeit von Schrauben wurde bereits in den Abschnitten 2.1.6 und 2.1.7 eingegangen.

Die beiden oben beschriebenen Einflussgrößen Lasteinwirkungsdauer und Holzfeuchte bilden im Zusammenwirken gemeinsam den Effekt des *Kriechens* ab. Für die Beanspruchung von Verbindungsmitteln heißt dies, dass lokale Überbeanspruchungen bzw. überbeanspruchte Verbindungsmittel – solange das Lastniveau unter dem Bruchniveau liegt – teilweise umgelagert werden und sich damit ein Ausgleich entlang der Achse eines Verbindungsmittels bzw. zwischen einzelnen Verbindungsmitteln ergeben kann. Dies wiederum kommt einer Nivellierung der Beanspruchungssituation für eine Reihe von gemeinsam beanspruchten Verbindungsmitteln hintereinander in Faserrichtung gleich, und bedeutet somit einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die wirksame Anzahl von Verbindungsmitteln einer Verbindungsmittelgruppe.

Das *Schwinden* infolge Holzfeuchtereduktion kann einen sehr großen Einfluss auf die Beanspruchungssituation im Verbindungsbereich mit sich bringen. Insbesondere durch Schwindrisse entlang von Verbindungsmittelreihen wird kann die Umlenkung von lokalen Lochleibungsdruckspannungen in globale Zugspannungen mittels Schub und Querkzug rund um das Verbindungsmittel unmöglich gemacht werden. Die erst nur an der Oberfläche auftretenden Schwindrisse können sich infolge der hohen lokalen Beanspruchung auch schnell ins Holzinnere ausbreiten. Schraubverbindungen, deren Gewinde tiefer im Holz verankert ist reagieren hier gutmütiger – können jedoch durch ihre Sperrwirkung sogar zur Schwindrissbildung beitragen.

Rohdichte, Jahringbreite und andere holzspezifische Einflussparameter

Die *Rohdichte* ist zweifelsfrei einer der wichtigsten Einflussparameter auf das Verhalten eines stiftförmigen Verbindungsmittels weil sowohl die Lochleibungsfestigkeit und der Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels als auch die Bruchenergie (vgl. JORISSEN 1998 [49]) sehr stark davon beeinflusst sind. Grundsätzlich kann jedoch kein direkter Zusammenhang zwischen der Tragfähigkeit einer Gruppe von Verbindungsmitteln und der Rohdichte der Holzteile hergestellt werden. Vielmehr werden die verbindungsmittelspezifischen Kenngrößen beeinflusst, was aber bei großen Streuungen der Rohdichte innerhalb der Reihe von Verbindungsmitteln zu ungleichmäßigen Beanspruchungen der einzelnen Verbindungsmittel führen muss. Generell ist auch hier wieder davon auszugehen, dass schlanke Verbindungsmittel mit großem Verformungsvermögen weniger davon betroffen sein werden als gedrungene Verbindungsmittel, deren Versagensart im Holz in erster Linie durch das Aufspalten charakterisiert ist. Das Aufspalten hingegen wird durch eine geringere Rohdichte begünstigt – womit sich zumindest theoretisch ein Zusammenhang herstellen lässt, der jedoch versuchstechnisch mit keinem klaren Zusammenhang nachgewiesen werden konnte. So variierte die Rohdichte in den experimentellen Untersuchungen von JORISSEN 1998 [49] innerhalb der drei beteiligten Hölzer einer zweiseitigen Zuglaschenverbindung

teilweise um $\pm 20\%$ und dennoch konnte im Vergleich zu homogeneren Verbindungen keine direkte Abhängigkeit festgestellt werden.

Über einen direkten Einfluss der *Jahrringbreite* auf die wirksame Anzahl von Verbindungsmitteln ist nichts bekannt. JORISSEN 1998 [49] berichtet davon, dass bei rund 400 Prüfkörpern die Jahrringbreite aufgenommen wurde, jedoch kein Einfluss auf die Tragfähigkeit der Gesamtverbindung festgestellt werden konnte. Nach Ansicht des Verfassers stellt die Jahrringbreite vielmehr eine Einflussgröße auf die Basiswerte der Verbindungstechnik (Lochleibungsfestigkeit sowie Verschiebungsmodul) und natürlich die Querkzugfestigkeit des Holzes dar. Bei Verbindungsmitteln mit sehr kleinen Durchmessern (beispielsweise Klammern) spielt die Jahrringbreite möglicherweise doch eine entscheidende Rolle.

Der *Holzart* selbst kommt naturgemäß eine entscheidende Rolle zu, weil sich dadurch die größte Variation der relevanten Eigenschaften wie Rohdichte, Lochleibungsfestigkeit aber auch der Querkzugfestigkeit ergibt.

3.4.3 Das Vorgehen bei Schraubenverbindungen

Wie bereits ausführlich erläutert, unterscheidet sich das Vorgehen hinsichtlich der normgemäßen Berechnung einer wirksamen Anzahl bei Schraubenverbindungen nicht von jenem für Nägel oder Stabdübel, wenn die Schrauben ausschließlich auf Abscheren beansprucht sind. Dabei hängt die anzuwendende Regel vom effektiven Durchmesser d_{ef} ab mit dem festgelegt wird, ob die Regelungen für Nägel oder Stabdübel anzuwenden sind. Wenn dies fest steht, kann die wirksame Anzahl n_{ef} gemäß Gleichung 2-14 auf Seite 40 berechnet werden und die entsprechenden Mindestabstände für Nägel bzw. Stabdübel sind einzuhalten.

Werden die Schrauben ausschließlich parallel zur Schraubenachse beansprucht, so liegen für Schrauben eigene Regelungen zur Berechnung der wirksamen Anzahl n_{ef} vor, wobei gemäß Gleichung 2-4.b auf Seite 31 vorzuziehen ist.

Bei gleichzeitiger Beanspruchung auf Abscheren bzw. Herausziehen (kombinierte Beanspruchung) ergibt sich ein normativer Interpretationsspielraum für den anwendenden Ingenieur, da für diesen Fall keine gesonderte Regelung hinsichtlich der wirksamen Anzahl von Schrauben angegeben ist. In der Regel wird bei kombinierter Beanspruchung in der Praxis eine der beiden tragwirksamen Komponenten (dies ist meist der Widerstand auf Abscheren) aufgrund zu unterschiedlicher Tragfähigkeits- und Steifigkeitsverhältnisse vernachlässigt. Somit bleibt auch für die Ermittlung der wirksamen Anzahl nur noch die Axialkomponente in der Nachweisführung vorhanden, und n_{ef} kann gemäß Gl. [2-4.b] berechnet werden.

Eine Besonderheit der Schraubenverbindung mit selbstbohrenden Holzschrauben ist, nach Ansicht des Verfassers, die erhöhte Spaltgefahr, die durch das Eindrehen der Schrauben ohne Vorbohren in das Holz entsteht. Auch bei Verwendung von Schrauben, die eine so genannte *Bohrspitze* aufweisen, muss es nach Ansicht des Verfassers zu einer erhöhten Spaltneigung kommen – weil im Gegensatz zu einem echten Vorbohren – nicht das gesamte zu verdrängende Holzvolumen an die Oberfläche gefördert wird^(a). Auch die Kopfform kann nach Ansicht des Verfassers – zumindest bei Holz-Holz-Verbindungen – zur Erhöhung der Spaltneigung beitragen, insbesondere wenn Schrauben mit dem klassischen *Senkkopf* (vgl. Abbildung 2.8 auf Seite 24) verwendet werden, da gerade an der Oberfläche noch mehr Holzvolumen verdrängt werden muss. Eine Verbesserung hinsichtlich Spaltwirkung kann nach Ansicht des Verfassers

a. Wie bereits in vorhergehenden Kapiteln erwähnt, beschäftigte sich UIBEL 2012 [87] ausführlich mit der Spaltneigung infolge des Eindrehens von selbstbohrenden Holzschrauben. Er kam zu dem Schluss, dass immer Risse entstehen, deren Einfluss auf die Tragfähigkeit auf Abscheren zu berücksichtigen ist. Wie das Tragverhalten einer auf Abscheren beanspruchten Schraubengruppe dadurch beeinflusst wird, wurde von ihm jedoch nicht beurteilt.

durch Verwendung von so genannten *Zylinderkopfschrauben* für Holz-Holz-Verbindungen erreicht werden, da deren Kopfdurchmesser in der Regel nicht größer als der Nenndurchmesser der Schraube selbst ist und sich deshalb eine nur unwesentliche Vergrößerung der Auspaltwirkung ergibt.

Wie sich alle diese Tatsachen auf die wirksame Anzahl einer Gruppe von auf Abscheren beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben auswirkt, ist ungeklärt – dies soll jedoch auch nicht Teil der vorliegenden Arbeit sein. Im nachfolgenden Kapitel werden unterschiedliche Ansätze zur Berechnung der wirksamen Anzahl von auf Abscheren beanspruchten Gruppen mit Verbindungsmitteln dargestellt und die essenziellen Ergebnisse für den Einsatz am gegenständlichen Verbindungssystem evaluiert.

3.5 Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen

3.5.1 Einleitung

Dieses Kapitel stellt einen sehr wesentlichen Teil der vorliegenden Arbeit dar und soll in seinem großen Umfang einen umfassenden Einblick in die vorhandenen Forschungsarbeiten rund um die Thematik der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln in Laschenverbindungen geben. Auf eine Einleitung im Sinne der vorherigen Kapitel, bei denen die Inhalte kurz zusammengefasst wurden, sei an dieser Stelle aufgrund des zu großen Umfangs verzichtet. Die folgenden Zeilen stellen jedoch die Eckpunkte der Quellenrecherche dar.

Die ältesten, dem Verfasser vorliegenden ^(a), Arbeiten hinsichtlich des Tragverhaltens von Laschenverbindungen mit Nieten bzw. Löt- oder Leimverbindungen wurden zu Beginn des 20. Jahrhunderts publiziert ^(b), wobei die Motivation dafür, nach Ansicht des Verfassers, wohl aus dem Maschinen und Flugzeugbau kam. Es ist sehr bemerkenswert, dass bereits damals die essentiellen Einflussparameter richtig identifiziert und zugehörige analytische Lösungen in Form der Differentialgleichung präsentiert wurden.

Ab der Mitte des 20. Jahrhunderts wurde vermehrt wissenschaftlich an der Thematik der Laschenverbindungen im Holzbau geforscht, wobei wesentliche Arbeiten aus Nordamerika stammen. Die bevorzugte Methode dabei war das Differenzenverfahren.

Gegen Ende des vorigen Jahrhunderts wurden schließlich die wegweisenden Arbeiten vorgestellt, die auch Eingang in die aktuell gültigen Bemessungsvorschriften in Europa gefunden haben. Immer stärker in den Vordergrund trat dabei die Methode der Simulationsrechnung und die Verwendung stochastischer Modelle.

a. CRAMER 1968 [29] nennt eine Publikation aus dem Jahre 1885 als älteste Quelle, in der davon gesprochen wird, dass die beiden äußersten Verbindungsmittel einer Laschenverbindung einer höheren Beanspruchung ausgesetzt sind, als alle anderen.

MILTON, J. T.: „Some Notes on the Strength of Riveted Joints“ *Transactions, Institution of Naval Architects*, London, Vol. 26, March 27, 1885, pp. 204-210.

b. Dies gilt zumindest für den deutschen Sprachraum.

$$a^2 = T \cdot \frac{FE + EF}{FE \cdot EF} \tag{3-48.a}$$

$$b = \frac{T \cdot s}{EF} \tag{3-48.b}$$

- σ_x Normalspannung des inneren Stabes im Verbindungsbereich [kg/cm²]
- T Nachgiebigkeit der Verbindung [cm²/kg]
- FE Dehnsteifigkeit des inneren Stabes [kg]
- FE' Dehnsteifigkeit des umgebenden Stabes [kg]
- s konstante Normalspannung des inneren Stabes außerhalb der Verbindung [kg/cm²]

Die Lösung der DGL erfolgte mittels Exponentialansatz sowohl für das Verbundproblem der Abb. 3.64 als auch für den Zugstoß nach Abb. 3.65.

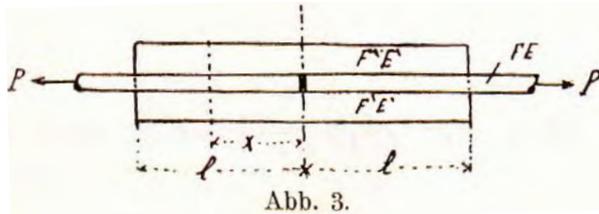


Abb. 3.65: Lösung des Verbundproblems am Beispiel des Zugstoßes (aus [3])

Die Normalspannung σ_x des inneren Stabes an der Stelle x errechnet sich nach ARNOVLJEVIC 1909 [3] zu:

$$\sigma_x = \frac{s}{1 + \varepsilon \cdot \varphi} \cdot [\varepsilon \cdot \varphi + \csc(a \cdot l) \cdot \{\sin(a \cdot x) - \varepsilon \cdot \varphi \cdot \sin(a \cdot (l - x))\}] \tag{3-49}$$

- ε Verhältnis der E-Moduln des inneren zum äußeren Stab [-]
- φ Verhältnis der Querschnittsflächen des inneren zum äußeren Stab [-]

Für die Schubspannung τ_x entlang der Verbundfuge gilt:

$$\tau_x = \frac{P \cdot a \cdot \csc(a \cdot l)}{u \cdot (1 + \varepsilon \cdot \varphi)} \cdot [\cos(a \cdot x) - \varepsilon \cdot \varphi \cdot \cos(a \cdot (l - x))] \tag{3-50}$$

- P äußere Kraft [kg]
- u Umfang des inneren Stabes [cm]

Schließlich skizziert er am Ende seiner Publikation noch die Anwendung der gelösten DGL und des Schubspannungsverlaufs nach Gl. [3-50] auf die genietete Zuglaschenverbindung (siehe Abb. 3.66) – fast 30 Jahre vor VOLKERSEN 1938 [90].

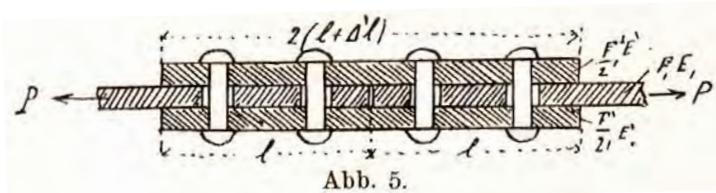


Abb. 5.

Abb. 3.66: Anwendungsbeispiel des Zuglaschenstoßes mit Nieten (aus [3])

Ein Jahrzehnt später beruft sich FILLUNGER 1919 [32] in seiner eigenen Publikation zum Thema auf ARNOVLJEVIC 1908 [1] mit den Worten:

In zwei bemerkenswerten Abhandlungen untersuchte Herr Arnovljevic die Kraftverteilung in genieteten Stäben, wobei ihm die Aufstellung allgemeiner Formeln für beliebig viele, hintereinander sitzende Niete gelang. ^(a)

und weiter:

Zur Bestimmung der Konstanten, welche in diesen Formeln auftreten, berechnet Herr Arnovljevic den Biegungspfeil ^(b) der zweischnittig angenommenen Niete unter gleichzeitiger Einwirkung von Biegemoment und Querkraft. Dieser Teil der Untersuchung ist weniger glücklich geußt und dürfte wohl das meiste dazu beigetragen haben, daß man von der Theorie des Herrn Arnovljevic bisher wenig hörte. ^(c)

Das dürfte, neben den damaligen weltgeschichtlichen Entwicklungen und Ereignissen, ^(d) wohl der Hauptgrund dafür sein, dass diese Erkenntnisse rund 10 Jahre lang nicht weiter wissenschaftlich verfolgt worden sind. Dennoch sind diese Publikationen bemerkenswert, weshalb der Verfasser ihr den ausreichenden Raum in der vorliegenden Arbeit widmet.

3.5.3 Fillunger 1919 [32]

Mit dem Ziel, mehr Licht in die Thematik der Kraftverteilung in Laschenverbindungen zu bringen, publizierte FILLUNGER 1919 [32] Lösungen für Löt-, Leim- und Nietverbindungen. Er begründet diese Notwendigkeit in der Einleitung seiner Arbeit wie folgt:

Über die Frage, in welcher Weise Kräfte von einem Körper auf einen anderen übertragen werden, wenn beide durch eine Lötung oder Leimung miteinander verbunden sind ... herrscht noch wenig Klarheit. Löt- und Leimverbindungen wurden ja in der Regel nur für solche Zwecke verwendet, bei welchen von einer Angabe der erreichten oder erreichbaren Festigkeit abgesehen werden konnte und geben darum keinen triftigen Anlaß zu theoretischen Untersuchungen. Erst im Automobilbau und beim Bau von Flugzeugen wären Löt- und Leimverbindungen ... nicht zu vermeiden. Es ist vielleicht nur eine Frage der Zeit – und die Vervollkommnung der Theorie – daß hier der Festigkeitsnachweis für solche Verbindungen ebenso wird gefordert werden müssen, wie etwa die Berechnung der Schubspannungen im Steg eines I-Trägers ... ^(e)

a. FILLUNGER 1919 [32], Seite 78

b. Ältere Bezeichnung für die Verformung.

c. FILLUNGER 1919 [32], Seite 78

d. Dies ist eine freie Interpretation des Verfassers.

e. FILLUNGER 1919 [32], Seite 78

Er skizziert bereits sehr anschaulich die Verteilung der Beanspruchung entlang der Verbundfuge hinsichtlich Verschiebungen und Schubspannungen sowie der Normalspannungen in den zu verbindenden Teilen (siehe nachstehende Abb. 3.67).

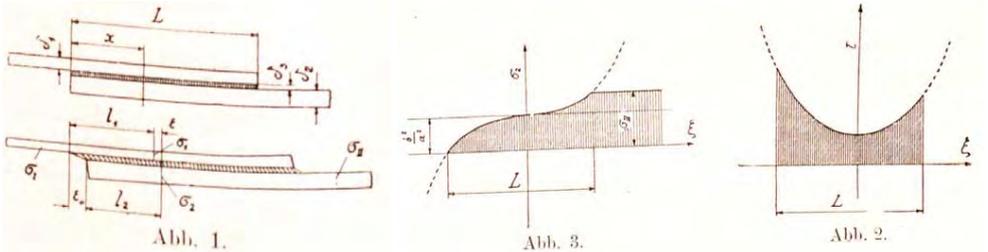


Abb. 3.67: Definition und Dehnungen (Links) sowie Verlauf der Normalspannungen (Mitte) und der Schubspannungen (Rechts) in einer gelöteten Laschenverbindung (aus [32])

Weiters beschäftigt sich FILLUNGER 1919 [32] mit Eigenspannungen z. B. infolge unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten der zu verbindenden Materialien. Er behandelt auch die geschäftete Leimverbindung wie sie im Holzbau häufig anzutreffen ist und deren Charakteristikum die veränderlichen Querschnitte entlang der Verbundfuge sind. Schlussendlich geht er auch auf die Nietverbindung mit mehreren Nieten ein, wobei auch er Gleichungen zur Bestimmung der Nietkräfte für Verbindungen mit 2 bis 5 Nieten explizit angibt.

Einen wesentlichen Schritt hinsichtlich des maßgeblichen Einflussparameters der Nietsteifigkeit stellen seine Überlegungen zum Reibungsverbund rund um die Niete infolge der Vorspannung in der Verbindungsmittelachse bei genieteten Verbindungen dar. Schließlich weist er auch darauf hin, dass die Verzerrungen – und damit auch die Spannungen – in den zu verbindenden Blechen nicht konstant über deren Breite sind (vgl. Abb. 3.68).

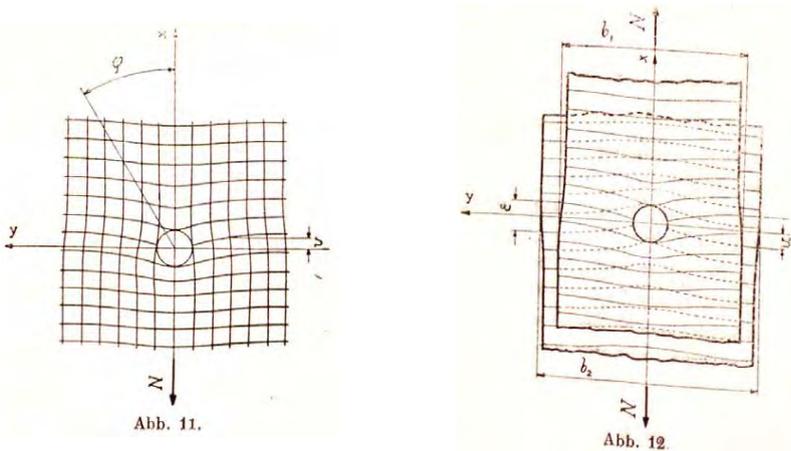


Abb. 3.68: Verzerrungszustand unter Lochleibungsbeanspruchung bei unendlicher Ausdehnung (links) und bei einer Laschenverbindung (rechts) mit unterschiedlichen Blechbreiten (aus [32])

Dass die Arbeit von FILLUNGER nicht die häufigste Referenzpublikation zum Themenbereich des nachgiebigen Verbundes darstellt, sondern häufig VOLKERSEN als älteste Referenz angeführt ist, liegt nach Ansicht des Verfassers möglicherweise ebenfalls an unglücklichen – jedoch viel tragischeren – Umständen^(a) wie diese bereits ARNOVLJEVIC vormals von FILLUNGER attestiert wurden.

Der Verfasser ist der Ansicht, dass die Publikation von FILLUNGER 1919 [32] jedenfalls ebenso wegweisend ist, wie jene von ARNOVLJEVIC, die ein Jahrzehnt früher publiziert wurden. Die besondere Leistung dieser beiden Arbeiten stellen, nach Ansicht des Verfassers, deren klare Sprache und die Identifikation der wesentlichsten Einflussparameter auf das Verhalten in Laschenverbindungen sowie ganz besonders die Leistung der Formulierung und Lösung der Differentialgleichung des nachgiebigen Verbundes dar.

3.5.4 Volkersen 1938 [90], 1944 [91] und 1953 [92]

Die wohl am häufigsten zitierte Arbeit zu den Einflussparametern auf die Verteilung der Verbindungsmittelkräfte (Nieten oder Schrauben) von Laschenverbindungen stammt von VOLKERSEN 1944 [91]. Nach Ansicht des Verfassers dürfte er aber keine Kenntnis über die Arbeiten von FILLUNGER 1919 [32] (und damit indirekt auch ARNOVLJEVIC 1908 [1]) gehabt haben^(b).

VOLKERSEN berechnete die Beanspruchungsverteilung auf die einzelnen Verbindungsmittel entlang einer Reihe. Er berichtet auch von experimentellen Untersuchungen an Nietverbindungen mit dem Ergebnis, dass linear-elastisches Verhalten der Nieten nur innerhalb des Bereiches bis rund 30 % - 50 % der Bruchkraft vorliegt. Darüber hinaus ist mit erheblichen plastischen Verformungen zu rechnen bevor der Bruch des Verbindungsmittels eintritt.

Aus diesem Grund untersuchte er drei mögliche Ansätze hinsichtlich des Last-Verformungs-Verhaltens einer beliebigen Zwischenschicht mit der Steifigkeit $k^{(c)}$ (diese entspricht vom Verformungsverhalten her näherungsweise einem diskreten Verbindungsmittel mit dem Verschiebungsmodul K_{ser} und dem Abstand a_1 sowie der Laschenbreite b als Einflussfläche), nämlich die der

- reinen elastischen Verformung, die der
- elastisch-plastischen Verformung sowie die der
- reinen plastischen Verformung.

In der Abb. 3.69 sind die Verläufe der bezogenen Laschenverschiebungen für die drei soeben genannten Verschiebungsansätze in der Verbundfuge für gegebene Parameter Φ und ψ (siehe Gl. [3-53.a] und Gl. [3-53.b]) aufgetragen. Es ist deutlich zu erkennen, dass der rein elastische Verschiebungsansatz die ungünstigste Situation darstellt und dazu die absolut höchsten Schubspannungen $\tau^{(d)}$ in der Verbund-

a. Fillunger nahm sich 1937 in Wien gemeinsam mit seiner Frau das Leben, nachdem ihm ein wissenschaftlicher Disput mit Karl von Terzaghi ein Disziplinarverfahren an der TH Wien eingebracht hatte. Dabei hatte Fillunger, fast 40 Jahre seiner Zeit voraus, mit der Beschreibung des Konsolidationsproblems in der Bodenmechanik ein Meisterstück geschaffen, welches jedoch für lange Zeit in Vergessenheit geriet. Der interessierte Leser kann über folgende, frei im Internet verfügbare, Publikation mehr davon erfahren:

DE BOER, R.: Von Leonardos Weinstock zu Hightechanwendungen – Historische Entwicklung der Theorie poröser Medien (Materialien) einschließlich des Wiener Skandals. Essener Unikate, 2004.

b. Dies ist eine Interpretation des Verfassers, die sich jedoch darauf stützt, dass der Name Fillunger in der Dissertation von VOLKERSEN 1943 [91] (Seite 2) handschriftlich und nachträglich ergänzt wurde. Auch im Schrifttum findet sich die Arbeit von FILLUNGER 1919 [32] an letzter Stelle und es sieht so aus, als ob diese erst nachträglich ergänzt wurde, weil der Zeilenabstand im Vergleich zu den anderen Quellen abweicht.

c. Die Einheit der Konstante k wurde in der Quellpublikation mit kg/m^3 angegeben. In der Schreibweise von SI-Einheiten beträgt sie also N/m^3 . Es ist zubeachten, dass im deutschen Sprachraum die Kräfte in der Regel bis zur Einführung von SI-Einheiten in den 70er Jahren in kg angegeben wurden.

d. Wegen des linearen Zusammenhangs zwischen Verschiebungen und Schubspannungen.

fuge hervorruft. Beim rein plastischen Ansatz hingegen verschieben sich die einzelnen Verbindungsmittel – relativ gesehen – am gleichmäßigsten entlang der Laschenlänge. Der elastisch-plastische Verschiebungsansatz liegt in der Mitte.

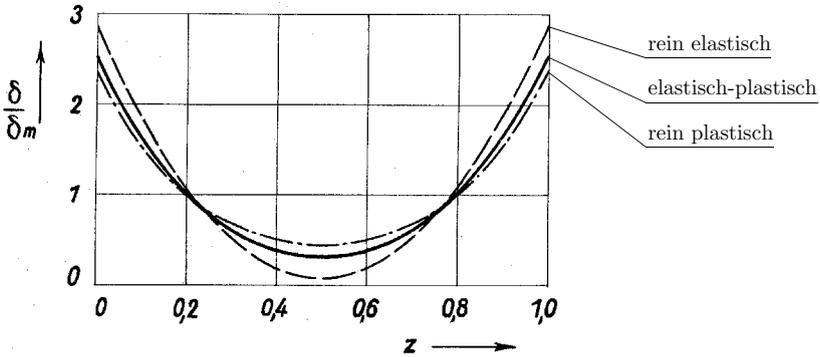


Abb. 3.69: Vergleich der bezogenen Laschenverschiebungen bei unterschiedlichem Ansatz des Last-Verschiebungs-Verhaltens der Nieten für die Parameter $\Phi = 11,18$ und $\psi = 1,0$ (aus [91])

Elastische Verformung

Unter der Annahme von rein elastischer Verformung der Zwischenschicht ^(a), welche der Gesetzmäßigkeit gemäß Gl. [3-51] folgt, kann die Verschiebungsgleichung (Gl. [3-52]) nur für konstante Laschenquerschnitte entlang der Laschenlänge $z = x/l$ gelöst werden.

$$\tau_z = k \cdot \delta_z \tag{3-51}$$

- τ_z Schubspannung in der Zwischenschicht an der Stelle z [N/mm²]
- k Steifigkeitsziffer (Konstante) der Zwischenschicht [N/mm³]
- δ_z gegenseitige Verschiebung der Laschen an der Stelle z [mm]

$$\delta_z = \delta_0 + \frac{1}{l} \cdot \left(\int_0^z \varepsilon_1 dz - \int_0^z \varepsilon_2 dz \right) \tag{3-52}$$

- δ_0 gegenseitige Verschiebung der Laschen an der Stelle $z = x/l = 0$ [mm]
- l Überlappungslänge bzw. Länge der Verbindung ($l = n \cdot a_1$) ^(b) [mm]
- ε_i Dehnungen der Laschen $i = 1$ oder 2 [-]

a. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Laschen ist bei dieser Annahme definitionsgemäß ebenso linear-elastisch.
 b. Für den Fall der Anzahl n von diskreten Verbindungsmitteln mit dem Abstand a_1 hintereinander in Kraftrichtung.

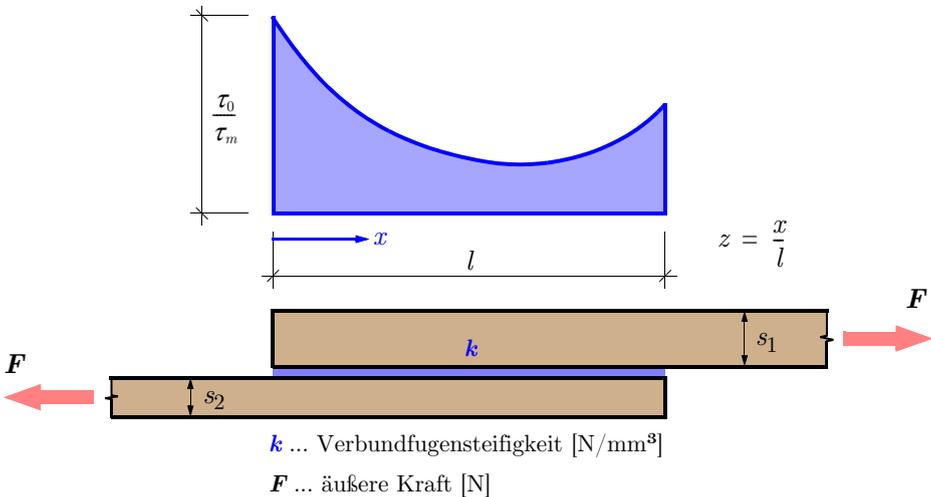


Abb. 3.70: Ungleichförmiger Verlauf der Schubspannungen sowie der Verschiebungen in der Verbundfuge infolge ungleicher Dehnsteifigkeit der beiden Anschlusssteile (nach [91])

Mit der Einschränkung der konstanten Dehnsteifigkeit der Laschen entlang der Verbundfuge, ergibt sich bei Anschlusssteilen mit unterschiedlicher Dicke ein Schubspannungsverlauf wie in Abb. 3.70 dargestellt. Dabei entsprechen die ungleichen Schubspannungen, wegen des linearen Verschiebungsansatzes nach Gl. [3-51], qualitativ den Verschiebungen in der Verbundfuge.

Als praxismgerechte Lösung der Verschiebungsgleichung (die zuvor auch schon von ARNOVLJEVIC und FILLINGER gelöst wurden) gibt VOLKERSEN 1944 [91] einen so genannten *Beanspruchungsfaktor* t_0 an, der mit den folgenden Definitionen (siehe auch Abb. 3.70 sowie Gl. [3-53.a] und Gl. [3-53.b]) und Randbedingungen direkt die höchste Beanspruchungsspitze ergibt:

- konstante Dehnsteifigkeit der Laschen entlang der Verbundfuge
- konstante Fugensteifigkeit entlang der Verbundfuge
- Bezeichnung der dickeren ^(a) Lasche mit 1

$$t_0 = \frac{\tau_0}{\tau_m} = \frac{\delta_0}{\delta_m} = \frac{\sqrt{\frac{\Phi}{1+\psi}}}{\sinh \sqrt{(1+\psi) \cdot \Phi}} \cdot [\psi + \cosh \sqrt{(1+\psi) \cdot \Phi}] \quad \text{mit den Parametern} \quad [3-53]$$

$$\Phi = \frac{k \cdot l^2}{E \cdot s_2} \quad \text{sowie} \quad [3-53.a]$$

a. Für den Fall von unterschiedlichen Elastizitätsmoduln, ist jene Lasche mit 1 zu bezeichnen, welche die größere Dehnsteifigkeit EA aufweist. In diesem Fall müsste ein Referenz-Elastizitätsmodul gewählt werden, mit dem der Faktor Φ zu berechnen ist. Die Elastizitätsmodul-Verhältnisziffer n (vgl. n -Ziffern-Verfahren) müsste dann nur noch auf die Dicke s der jeweiligen Laschen angewendet werden. Somit lassen sich auch Laschenverbindungen die sich aus unterschiedlichen Materialien zusammensetzen mit dem angegebenen Verfahren nach VOLKERSEN 1943 [91] berechnen.

$$\psi = \frac{s_2}{s_1} \tag{3-53.b}$$

- t_0 Beanspruchungsfaktor für das Maximum an der Stelle $z = 0$ [-]
- τ_0 Schubspannung in der Zwischenschicht an der Stelle $z = 0$ [N/mm²]
- τ_m mittlere Schubspannung in der Zwischenschicht [N/mm²]
- E Elastizitätsmodul der Laschen [N/mm²]
- s_i Dicke der Laschen $i = 1$ oder 2 [mm]

Somit können die maßgeblichen – das Verhalten verbessernden – Einflüsse auf die Beanspruchungsverhältnisse am Laschenende leicht identifiziert werden:

- Verringerung der Schubsteifigkeit
- Verkürzung der Verbindung
- Vergrößerung der Dehnsteifigkeit

Im Umkehrschluss lässt sich leicht erkennen, dass eine Vergrößerung der Laschenlänge l (und damit der gesamten Verbindung) unter Beibehaltung der Anzahl der Verbindungsmittel nicht den gewünschten Effekt der Beanspruchungsreduktion am maßgebenden äußersten Verbindungsmittel hat.

Für Laschen mit identen Abmessungen und identer Dehnsteifigkeit wird $\psi = 1$ und der Beanspruchungsfaktor t_0 nach Gl. [3-53] lässt sich noch weiter vereinfachen. Es besteht eine ausschließliche Abhängigkeit von der Laschenlänge l (hat den größten Einfluss ^(a)) sowie dem Verhältnis zwischen Fugensteifigkeit k und dem Elastizitätsmodul E bzw. der Dehnsteifigkeit EA :

$$t_0 = \sqrt{\frac{\Phi}{2}} \cdot \coth \sqrt{\frac{\Phi}{2}} \tag{3-54}$$

Der tatsächliche Wert der rein elastischen Schubspannung τ_0^{EL} an der Stelle $z = 0$ ergibt sich dann zu:

$$\tau_0^{EL} = t_0 \cdot \frac{F}{b \cdot l} \tag{3-55}$$

- F äußere Kraft [N]
- b Laschenbreite [mm]
- l Überlappungslänge [mm]

Die Ergebnisse der Schubkraftverteilung in der Laschenverbindung mit dem rein elastischen Verformungsansatz werden im Kapitel 5.3.2 – Lösung nach Volkersen auf das vorliegende Verbindungssystem angewendet, um die Effekte auf dem Niveau der Gebrauchslast (rund 40 % der Bruchlast) zu studieren.

Elastisch-Plastische Verformung

Wegen der Tatsache, dass die Gleichungen des vorigen Abschnitts nur für relativ kleine Verformungen unterhalb der Proportionalitätsgrenze (im Bereich des SLS-Niveaus) ihre Gültigkeit haben, sah VOLKERSEN 1944 [91] die zwingende Erfordernis, auf die plastische Verformung der Verbindungselemente (Nieten oder Bolzen einzugehen, um mehr über die Verteilung der Schubkräfte auf dem oder in der Nähe des Bruchniveaus (ULS-Niveau) zu erfahren. Es zeigte sich, dass die Last-Verschiebungs-Kurven

a. Die Laschenlänge beeinflusst den Steifigkeitsparameter Φ im Gegensatz zu den anderen Parametern quadratisch.

aus Bruchversuchen mit einem Verformungsansatz gemäß Gl. [3-56] und bei Wahl eines geeigneten Exponenten n eine ausreichend gute Übereinstimmung – insbesondere im Bereich der mittleren und großen Beanspruchungen – zu erzielen war.

$$\tau_z^n = k \cdot \delta_z \tag{3-56}$$

n Exponent, mit dem das Last-Verschiebungs-Verhalten angenähert wurde [-]

Das wichtigste Charakteristikum dieses Verformungsansatzes liegt darin, dass die Steifigkeit des Verbindungsmittels allmählich bis hin zum Erreichen der Bruchlast abnimmt, bis im ideal-plastischen Zustand keine weitere Laststeigerung mehr möglich ist. Die Gleichung der Laschenverschiebung ergibt sich aus dem nichtlinearen Verschiebungsansatz unter der Voraussetzung von linearer Elastizität zu:

$$\delta_z = \delta_0 + \frac{t^2}{E \cdot s_2} \cdot \left[\left(1 + \frac{s_2}{s_1} \right) \cdot \int_0^z \tau dz - \tau_m \cdot z \right] \tag{3-57}$$

$$\Phi = \frac{\tau_m}{\delta_{\tau_m}} \cdot \frac{t^2}{E \cdot s_2} \tag{3-57.a}$$

Durch Einsetzen des – nun nicht mehr konstanten – Steifigkeitsparameters Φ nach Gl. [3-57.a] sowie des Blechstärkenverhältnisses ψ nach Gl. [3-53.b] und des dimensionslosen Schubspannungsfaktors $t = \tau / \tau_m$ konnte VOLKERSEN 1944 [91] die Differentialgleichung der Schubkraftverteilung wie folgt anschreiben:

$$t^n + t^2 \cdot \frac{(n-1)}{t} - t^{-(n-2)} \cdot \frac{(1+\psi) \cdot \Phi}{n} = 0 \tag{3-58}$$

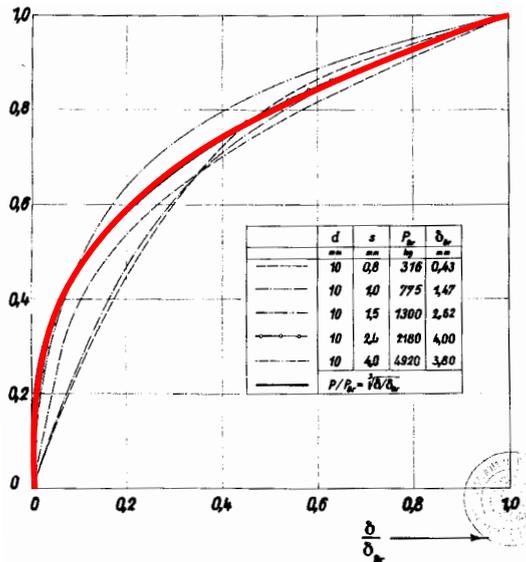


Abb. 3.71: Normierte Kraft-Verformungs-Diagramme für zweischnittige Verbindungen mit losen Bolzen (Lochspiel 0,1 mm) und kubischem Verformungsansatz (rot) (ergänzt aus [91])

Die Gl. [3-58] führt für den Exponenten $n = 1$ zum Ergebnis der rein elastischen Verformung und konnte für andere Exponenten nicht geschlossen gelöst werden. Für den kubischen Verformungsansatz mit dem Exponenten $n = 3$ (dieser zeigte eine ausreichend gute Übereinstimmung zu Versuchsergebnissen an Verbindungen mit Einzelnieten, siehe insbesondere Abb. 3.71) löste VOLKERSEN 1944 [91] das Problem durch Reihenentwicklung, die jedoch einigermaßen sensitiv auf die Anzahl der Glieder reagiert.

Als praxisgerechte Lösung empfahl er deswegen, den Schubspannungsfaktor t_0 durch eine Grenzwertbetrachtung zu ermitteln, indem für die Obergrenze die Näherungskurve der plastischen Lösung (vgl. Gl. [3-59]) angesetzt wird.

$$t_{0, gr, o} = \sqrt[3]{1 + \frac{\Phi}{6} \cdot (2 - \psi)} \tag{3-59}$$

Um die Untergrenze zu bestimmen, löste er Gl. [3-59] durch Substitution und Reihenentwicklung so auf, das sie für bestimmte (anzunehmende) Werte von Φ und ψ erfüllt ist, so lange Φ relativ klein ist (bis etwa 2) weil die Reihe recht gut konvergiert. Für größere Werte von Φ (etwa über 6) konvergiert die Reihe ebenso wieder besser, und er konnte durch abermalige Grenzwertbetrachtungen die nachstehende Gl. [3-60] zur Berechnung einer Schar von unteren Grenzkurven für $t_{0,gr,u}$ angeben, woran sich die Näherungskurven für t_0 asymptotisch annähern.

$$t_{0, gr, u} = \sqrt[4]{\frac{\Phi}{3} \cdot \left(\frac{1 + \psi}{2}\right)} \tag{3-60}$$

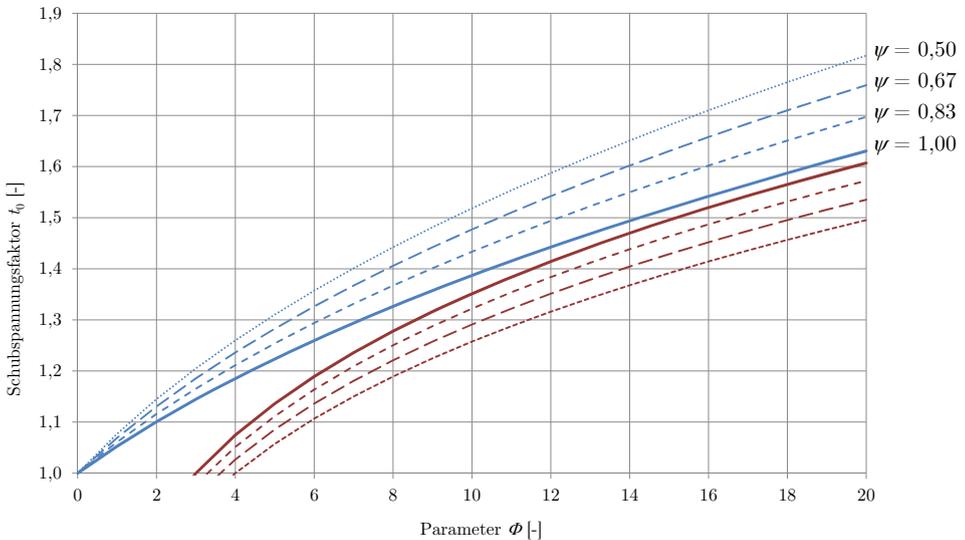


Abb. 3.72: Grenzkurven für den Schubspannungsfaktor t_0 für den elastisch-plastischen Fall. Obere (blau) und untere (rot) Grenzkurven (nach [92])

Einige Grenzkurven für den kubischen Verformungsansatz sind für verschiedene Laschendickenverhältnisse in der Abb. 3.72 dargestellt. Es erscheint dem Verfasser bei gleichen Laschendicken ($\psi = 1$) als durchaus plausibel, dass der Schubspannungsfaktor für den elastisch-plastischen Fall mit ausreichender

Genauigkeit aus dem Diagramm abgelesen werden kann. Für Laschendickenverhältnisse von ($\psi = 0,83$ bis $0,67$) ergibt sich – nahezu unabhängig vom Steifigkeitsparameter Φ – eine Bandbreite zwischen $\pm 0,05$ und $\pm 0,10$ für den Schubspannungsfaktor t_0 und somit ein akzeptables Ergebnis für eine schnelle Abschätzung von Effekten mit Hilfe von Diagrammen.

Bei noch stärker ungleich werdenden Laschendicken ($\psi = 0,50$) wird die Anwendung der graphischen Interpolationen jedoch zusehens schwieriger bis sinnlos, da die obere und die untere Grenzkurve immer weiter auseinander streben und zu weit auseinander liegen. Dennoch kann gerade bei sehr kleinen Werten von Φ (typisch für den Holzbau wegen der geringen Steifigkeit der Verbindungsmittel ^(a)) oder aber bei recht großen Werten von Φ eine Tendenz festgestellt werden, wie stark überbeansprucht die an den äußersten Rändern liegenden Verbindungsmittel im Vergleich zur mittleren Schubbeanspruchung sind.

Für Laschendickenverhältnisse von ($\psi = 0,83 - 0,67$), welche einen für den Holzbau typischen Bereich für das Verhältnis bei Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen darstellen, und für sehr kleine Steifigkeitsparameter $\Phi < 0,5$ (ebenso typisch, wie oben erwähnt) bewegen sich die Schubspannungsfaktoren im Bereich rund um 1. Erst wenn die Laschenlänge vergrößert wird (und damit der Steifigkeitsparameter Φ beispielsweise einen Wert von 4 annimmt), ergeben sich klar ersichtliche Mehrbeanspruchungen für das letzte Verbindungsmittel der äußeren Lasche. Für das Beispiel mit $\Phi = 4$ ergibt sich bei einem Laschendickenverhältnis von $0,67$ beispielsweise ein maximaler Schubspannungsfaktor für von $1,24$ wohingegen für den rein elastischen Fall der Schubspannungsfaktor bei den selben Geometrieverhältnissen einen Wert von $1,72$ annehmen würde – und damit theoretisch um rund 40% höher wäre.

Der tatsächliche Grenzwert der elastisch-plastischen Schubspannung τ_0^{EP} an der Stelle $z = 0$ ergibt sich dann aus den oberen Näherungskurven bzw. unter Verwendung der Gl. [3-59] zu:

$$\tau_0^{EP} \leq t_{0,gr,o} \cdot \frac{F}{b \cdot l} \quad [3-61]$$

Wegen des nichtlinearen Verformungsansatzes (vgl. Gl. [3-56]) nehmen die gegenseitigen Verschiebungen in der Lasche mit steigendem Lastniveau (vgl. abermals Abb. 3.71) jedoch deutlich stärker zu als die Beanspruchungen der Verbindungsmittel. Andererseits folgt daraus aber auch, dass eine geänderte Schubkraftverteilung nur sehr geringen Einfluss auf die Verteilung der Verschiebungen entlang der Verbindung hat. Gerade bei Verbindungen, die Wechselbeanspruchungen ausgesetzt sind, ist bei häufigem Erreichen von höheren Lastniveaus mit einer deutlichen Reduktion der Verbindungssteifigkeit zu rechnen, wenn die Verbindungsmittel während der Belastung plastifizieren.

Für VOLKERSEN 1953 [92] ist der elastisch-plastische Verformungsansatz von besonderem Nutzen, um die Wirkungsweise und die Beanspruchung von Verbindungsmitteln in Verstärklingslaschen zu untersuchen, weil hier sowohl der rein elastische als auch der ideal-plastische Ansatz versagen. Dies gilt insbesondere dann, wenn die Haftreibung zwischen den verbundenen Teilen überwunden ist und die Verformungen somit überproportional ansteigen.

a. Hier sind die klassischen stiftförmigen Verbindungsmittel wie Nägel und Stabdübel gemeint.

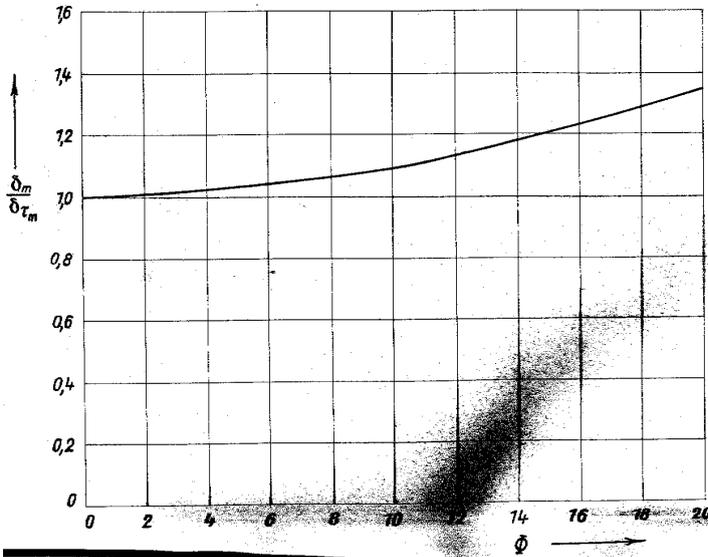


Abb. 3.73: Verhältnis der mittleren Verschiebung zur Verschiebung bei mittlerer Schubspannung bei Zuglaschenverbindungen und elastisch-plastischer Verformung (aus [91])

Um die tatsächliche Verschiebung in der Verbundfuge zu berechnen, ist die nachfolgende Gleichung zu lösen, wobei sie maßgeblich vom Steifigkeitsparameter Φ abhängt und nur für bestimmte Bereiche von Φ ausschließlich positive Werte der Verschiebung in der Fuge liefert. Für ein konstantes Dehnsteifigkeitsverhältnis von $\psi = 1$ liegt die Obergrenze für Φ bei rund 12.

$$\frac{\delta}{\delta_{\tau_m}}(z) = \frac{\delta_m}{\delta_{\tau_m}} + \Phi \cdot \left[\frac{2 - \psi}{6} - z + \frac{1 + \psi}{2} \cdot z^2 \right] \quad [3-62]$$

Das Verhältnis der mittleren Verformung δ_m zur Verformung bei mittlerer Beanspruchung δ_{τ_m} ist für den elastisch-plastischen Verformungsansatz aus Abb. 3.73 zu ermitteln und nimmt für die rein elastische bzw. die rein plastische Verformung den Wert 1 an.

Plastische Verformung

Die Verteilung der Schubkräfte der Verbindungselemente hat keinen maßgeblichen Einfluss auf die Verteilung der Laschenverschiebungen (vgl. Gl. [3-62] im vorigen Unterabschnitt), sondern ist in erster Linie von der mittleren Steifigkeit der Verbindungselemente und der Form sowie der Steifigkeit der Laschen selbst abhängig. Der rein plastische Verformungsansatz für die Verbindungsmittel setzt somit $\tau = const.$ unabhängig von der Größe der Verformung voraus. Dies bedingt andererseits, dass die Verformung an jeder Stelle so groß ist, dass sich die konstant angenommenen Schubspannungen auch ausbilden können, ansonsten verliert die Theorie ihre Gültigkeit.

Mit Hilfe des plastischen Verformungsansatzes können laut VOLKERSEN 1943 [91] auch Laschen mit veränderlichem Querschnitt entlang der Verbindung berechnet werden. Der Vorteil dieser Schäftung (oder *Zuschärfung*, wie er es nennt) liegt in einer konstanteren Verteilung der Schubspannungen um die hohen Beanspruchungen an den Enden der Verbindungen zu vermeiden. Wie VOLKERSEN 1943 [91] aber auf-

zeigt, ist der Grad der Zuschärfung (dieser entspricht dem Verhältnis vom Endquerschnitt zum Anfangsquerschnitt) der maßgebende Parameter. Nur für den Fall, dass beide Laschen etwa im gleichen Verhältnis zugeschärft werden und zusätzlich die Steigung (der Zuschärfungsgrad) kleiner als 1:10 ist, hat dies den gewünschten Erfolg und die Normalspannungen können fast vollständig in Schubspannungen in der Verbundfuge umgewandelt werden.

Für den Holzbau hat diese Schäftung heutzutage eine immense Bedeutung, da nahezu alle Produkte des Ingenieurholzbaus aus Einzellamellen bestehen, die dadurch charakterisiert sind, dass die Einzelbretter mittels Keilzinkenverbindung (die prinzipiell einer Schäftung mit kleiner Steigung entspricht) längs verbunden werden und somit in jeder beliebigen Länge ^(a) hergestellt werden können.

Eine noch wirksamere Abnahme der Beanspruchung tritt dann auf, wenn die Laschen sowohl in ihrer Dicke als auch in ihrer Breite konisch zulaufen. VOLKERSEN 1953 [92] zeigte auf, dass bei einer Querschnittsabnahme, die einer quadratischen Funktion folgt (dies entspricht dem in der Praxis kaum möglichen Fall von auf Null spitz auslaufenden Laschen ^(b)), eine nahezu gleichmäßige Laschenverschiebungsfunktion – bereits bei einem Zuschärfungsgrad von 0,22.

Grundsätzlich wird eine gleichmäßige Beanspruchung der Verbindungsmittel von Zuglaschenverbindungen immer dann erreicht, wenn die Querschnitte beider Laschen derart zunehmen, dass die Spannung in der Lasche an jeder Stelle gleich groß ist.

Der tatsächliche Wert der vollplastischen Schubspannung τ^P an jeder Stelle z ergibt sich definitionsgemäß zu:

$$\tau^P = const = \frac{F}{b \cdot l} \quad [3-63]$$

Resumee

VOLKERSEN 1943 [91] bereitet – jedoch viel später und auch recht lange nach den weniger bekannten Arbeiten von ARNOVLJEVIC und FILLUNGER – mit seiner Arbeit zur Schubkraftverteilung langer Verbindungselemente durch die Anwendung der Differentialgleichung des nachgiebigen Verbundes eine sehr breite Basis für spätere Arbeiten zum Thema. Er verfolgt dabei drei Ansätze für die Verformung der Verbindungselemente: Ein rein elastischer Zustand, ein elastisch-plastischer Zustand und ein rein plastischer Zustand. Beim Vergleich der verschiedenen Ansätze zeigt sich, dass die gegenseitige Verschiebung der Laschen (das Maximum, das im Allgemeinen ein Mehrfaches des Mittelwertes beträgt, tritt immer an den Enden auf) kaum vom gewählten Verformungsansatz abhängig ist, weshalb er Folgendes notiert:

Man kann daher mit einer für überschlägige Rechnungen ausreichenden Sicherheit die Laschenverschiebungskurve ... als Kriterium für die Beanspruchung einer Verbindung ansehen. ^(c)

Für den Verfasser stellt die in diesem Abschnitt diskutierte Arbeit eine wesentliche Grundlage zur Analyse der eigenen experimentellen Untersuchungen dar, weshalb der Arbeit von VOLKERSEN auch der entsprechende Raum gegeben wurde. Gerade die unterschiedlichen Lastniveaus und Verformungsansätze könnten nach Ansicht des Verfassers sehr aufschlussreiche Ergebnisse bringen.

-
- a. Natürlich begrenzt durch die Abmessungen der Maschinen und Produktionshallen einerseits sowie des Transportes andererseits.
 - b. Dieser Fall ist bei mechanischen Verbindungsmitteln unmöglich, da die Lochleibungsspannungen nicht mehr übertragen werden können. Für Klebeverbindungen ist das jedoch denkbar – wenn auch nur theoretisch .
 - c. VOLKERSEN 1953 [92], S. 154

3.5.5 Fahlbusch (1949)

JORISSEN 1998 [91] und MISCHLER 1998 [91] beziehen sich in ihren Arbeiten auf einen Vorschlag zur Berücksichtigung der wirksamen Anzahl n_{ef} von Bolzen, der von FAHLBUSCH 1949 ^(a) publiziert wurde. Die Untersuchungen wurden an Verbindungen mit gedungenen Bolzen durchgeführt, die Publikation stand dem Verfasser jedoch nicht zur Verfügung, weswegen nur die Inhalte der zitierten Arbeiten wiedergegeben werden können:

$$n_{ef} = \frac{4 \cdot n}{n + 3} \quad [3-64]$$

Diese Funktion liefert eine deutliche Reduktion bei der beispielsweise für $n = 5$ hintereinander liegende Bolzen nur mehr 50 % der Einzeltragfähigkeiten in Rechnung gestellt werden dürfen.

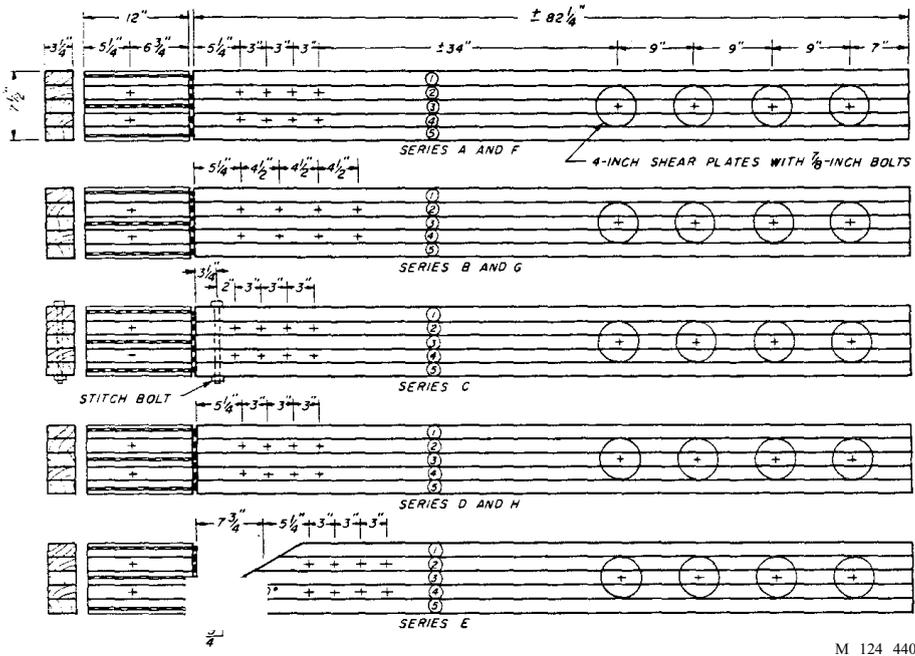
3.5.6 Doyle 1964 [31]

Über das Trag- und Verformungsverhalten von Bolzenverbindungen in Brettschichtholz aus Douglasie (*pseudotsuga menziesii*) wird von DOYLE 1964 [31] berichtet. Die durchgeführten experimentellen Untersuchungen (als Zugscherprüfungen) an zweischnittigen Holz-Stahlblech-Verbindungen mit zwei Reihen von jeweils vier hintereinander angeordneten Bolzen sollten den Einfluss des Bolzendurchmessers d ($\frac{1}{2}$ in. und $\frac{3}{4}$ in.), den Einfluss der Mindestabstände a_1 (3 in. und $4\frac{1}{2}$ in.) sowie von Rohdichtevariationen in den unterschiedlichen Lamellen aufzeigen. Weiters wurden auch Probekörper mit nicht rechtwinkligen Stabenden (wie sie z. B. in Fachwerkdagonalen eingesetzt werden) sowie mit einem, rechtwinklig zur Achse der Verbindungsmittel eingebrachten, Bolzen gegen Querzugversagen gesicherte Probekörper geprüft (vgl. Abb. 3.74). Von den Enden der Probekörper wurde ein 12 in. langes Stück abgekappt, in denen die jeweiligen Prüfungen für ein einzelnes Verbindungsmittel (als Druckscherprüfung) durchgeführt wurden. Die Verformungsmessungen wurden sowohl mit direkt auf dem Holz applizierten Dehnmessstreifen ^(b) (DMS) als auch mittels elektromechanischer Wegaufnehmer durchgeführt.

Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Als Versagensursachen wurde von DOYLE 1964 [31] bei allen Probekörpern ein plötzlich auftretender Sprödbruch (entweder das Abscheren des Holzes in einer Bolzenreihe ^(c), das Aufspalten des Holzes quer zur Faserrichtung ausgehend vom Bohrloch und schließlich der Zugbruch des Bruttoquerschnittes) angegeben. Diese sind als durchaus typisch für gedungene Verbindungsmittel (Bolzenschlankheit $\lambda = 2,17$ bei den $\frac{3}{4}$ in. Bolzen) anzusehen. Dies wird auch dadurch bestätigt, dass die $\frac{3}{4}$ in. Bolzen nach dem Bruch kaum Verformungen aufwiesen und die Bruchverformung in der Verbindung rund 2,3 mm betrug (vgl. Last-Verschiebungs-Diagramm in Abb. 3.75 links). Bei den $\frac{1}{2}$ in. Bolzen hingegen (Bolzenschlankheit $\lambda = 3,25$) traten beträchtliche Verformungen der Bolzen auf und auch die Bruchverformung lag in der Regel zwischen 6,4 mm und 12,7 mm vgl. Last-Verschiebungs-Diagramm in Abb. 3.75 links). Während des Versuchs konnten von DOYLE 1964 [31] auch Geräusche wahrgenommen werden, die auf die Reibungswirkung zurückzuführen sind, obwohl die Muttern der Bolzen nur mit der Hand festgezogen worden waren. Weiters zeigte sich auch ein positiver Effekt von vergrößerten Mindestabständen.

-
- a. FAHLBUSCH, H.: Ein Beitrag zur Frage der Tragfähigkeit von Bolzen in Holz bei statischer Belastung. Bericht-Nr. 49-9. Institut für Maschinenkonstruktionen und Leichtbau, Technische Hochschule Braunschweig, 1949.
- b. Die Kalibrierung der DMS erfolgte durch Herausschneiden eines Holzstückes mit dem DMS mit anschließender Druckprüfung um das Last-Verformungs-Verhalten aufzuzeichnen.
- c. Entweder zwischen 2 Bolzen oder im Vorholzbereich. Wird als „plug-shear“ bezeichnet.



M 124 440

Abb. 3.74: Skizze zur Probekörperherstellung mit variierenden Mindestabständen, Sicherungsbolzen und angeschnittenem Bauteilende (aus [31])

Hinsichtlich der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln wurden von DOYLE 1964 [31] folgende Beobachtungen gemacht, die sich auch sehr gut in den unten abgebildeten Last-Verschiebungs-Diagrammen anschaulich nachvollziehen lassen:

- $\frac{3}{4}$ in. Bolzen: Auf dem SLS-Niveau (unterhalb der Proportionalitätsgrenze) ist die Lochleibungsbeanspruchung von Verbindungen mit 2 Reihen und jeweils 4 Bolzen in etwa gleich der des Einzelbolzens. Auf das ULS-Niveau (Bruchlastniveau) bezogen, sinkt die ertragbare Lochleibungsspannung jedoch um rund ein Drittel ab.
- $\frac{1}{2}$ in. Bolzen: Auf dem SLS-Niveau sind die Lochleibungsspannungen der Verbindung ca. 15 % höher als beim einzelnen Bolzen^{a)}. Auf das ULS-Niveau bezogen sinkt die Lochleibungsbeanspruchung bei der Bolzengruppe hingegen um rund 15 % im Vergleich zum einzelnen Verbindungsmittel.
- Die bezogene Steifigkeit der Bolzengruppe ist auf SLS-Niveau rund 2 bis 3 mal kleiner als die des Einzelbolzens. Die Steifigkeit auf dem Bruchniveau beträgt hingegen beim Einzelbolzen nur rund die Hälfte des bezogenen Wertes der Bolzengruppe.

a. Dies wird von DOYLE 1964 [31] auf die Wirkung der Reibung infolge der Seilwirkung zurückgeführt, was auch vom Verfasser als sinnvolle Erklärung angesehen wird.

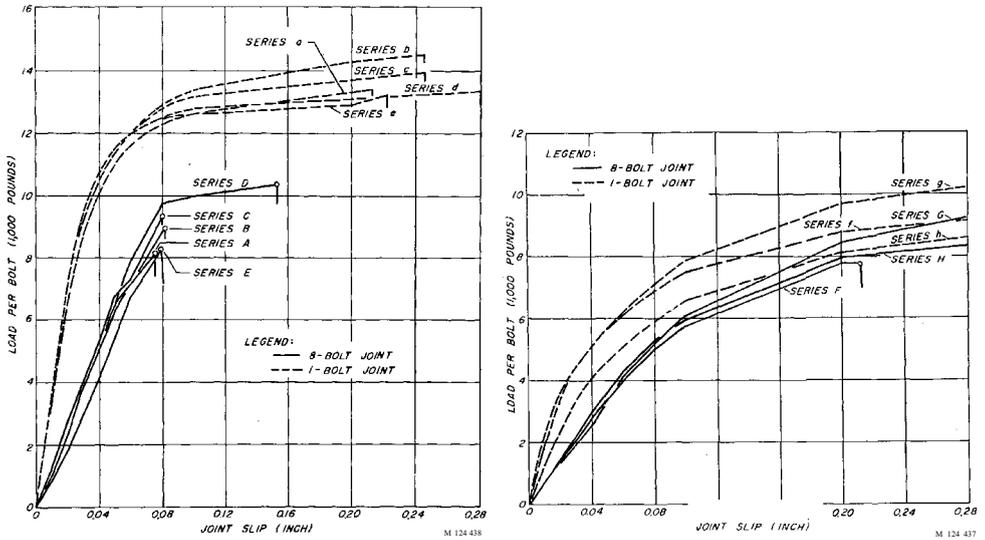


Abb. 3.75: Bezogene, gemittelte Last-Verschiebungs-Kurven für Verbindungen mit 8 Bolzen (durchgezogen) sowie gemittelte Last-Verschiebungs-Kurven für Verbindungen mit 1 Bolzen (strichliert) bei $\frac{3}{8}$ in. (links) und $\frac{1}{2}$ in. (rechts) Bolzennennendurchmesser (aus [31])

Resumee

Hinsichtlich der Beobachtungen zur wirksamen Anzahl von Bolzen zeigt sich nach Analyse der Arbeit von DOYLE 1964 [31] deutlich, dass die Gruppenwirkung ein in erster Linie vom Verformungsvermögen des Verbindungsmittels abhängiges Phänomen ist. Die Unregelmäßigkeiten der Holzeigenschaften können dann – bei Vorliegen von schlanken Verbindungsmitteln – durch ihr vergrößertes Verformungsvermögen ausgeglichen werden, was zu einem besseren Zusammenwirken der Verbindungsmittel führt.

Es erscheint dem Verfasser daher logisch, das n_{ef} für den linear-elastischen Bereich des Gebrauchslastniveaus (SLS) einen anderen Wert annehmen muss als für den (insbesondere bei schlanken Verbindungsmitteln mit ausreichendem Verformungsvermögen vorhandenen) nichtlinearen Bereich auf Bruchlastniveau (ULS).

3.5.7 Isyumov 1967

Der Ansatz von LANTOS 1967 [58] zur Modellierung einer Reihe hintereinander liegender Verbindungsmittel liegt auch der Publikation von ISYUMOV 1967 ^(a) zu Grunde. Er modellierte das Last-Verschiebungsverhalten der Verbindung jedoch mit einem nichtlinearen Ansatz, was schlussendlich zu einer Lastumlagerung innerhalb der Verbindung bei ansteigender Gesamtlast führt (vgl. BLAß 1995 [20]). Die Publikation liegt dem Verfasser leider nicht vor.

a. ISYUMOV, N.: Load distribution in multiple shear plate joints in timber. Department of Forestry, Ottawa, Ontario, Publication N. 1203, 1967.

3.5.8 Lantos 1967 [58] & 1969 [59]

Als eine der wichtigsten Arbeiten zur wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln bei Zuglaschenverbindungen aus Nordamerika können die Publikationen von LANTOS 1967 [58] und LANTOS 1969 [59] angesehen werden. Im Gegensatz zu den älteren europäischen Ansätzen (wie etwa FILLUNGER 1919 [32] oder VOLKERSEN 1938 [90]) wurde die Lastverteilung innerhalb einer Reihe von Verbindungsmitteln nicht verformungsbasiert, sondern kraftbasiert gelöst.

Die eigentliche Motivation für die Arbeit von LANTOS 1967 [58] liegt am vertieften Interesse am Last-Verformungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen wegen dessen großen Einflusses auf die Gesamtverformung eines Tragwerks. Da – insbesondere im Holzbau – in der Regel der Verformungsnachweis als maßgebend zu betrachten ist, sei die bestmögliche Kenntnis der Nachgiebigkeit in den Verbindungen daher von essenzieller Wichtigkeit. Wenn jedoch davon ausgegangen wird, dass sich nicht alle Verbindungsmittel in einer Verbindung gleichmäßig an der Lastabtragung beteiligen (was bereits lange vor 1967 hingänglich bekannt war), so heißt das im Umkehrschluss, dass die Steifigkeit einer Verbindung überschätzt und die erwartbare Gesamtverformung des Tragwerks daher unterschätzt wird. Um dieser Problematik entgegen zu wirken stehen lt. LANTOS 1967 [58] zwei Möglichkeiten offen: Entweder ist die tatsächliche Lastverteilung innerhalb einer Verbindung bekannt (durch theoretische Überlegungen) oder aber es wird jede mögliche Kombination von Verbindungsmitteln und Holzteilen geprüft und das tatsächliche Last-Verformungs-Verhalten in der statischen Berechnung von Tragwerken berücksichtigt. Dass die zweite Möglichkeit eine unlösbare Aufgabe darstellt, liegt auf der Hand, weswegen der theoretischen Modellbildung der Vorzug zu geben ist.

Die Theorie von Lantos

Die folgenden Definitionen und Annahmen liegen den Überlegungen von LANTOS 1967 [58] zugrunde:

- Eine Verbindung besteht aus einer oder mehreren Reihen von Verbindungsmitteln.
- Jede Reihe besteht aus mindestens zwei Verbindungsmitteln, die in gleichmäßigem Abstand (S) untereinander parallel zur Richtung der äußeren Kraft (P_{\max}) angeordnet sind.
- Die theoretischen Überlegungen beziehen sich auf eine einzelne Verbindungsmittelreihe.
- Die Spannungen in den zu verbindenden Teilen sind konstant über den Querschnitt der zu verbindenden Holzteile verteilt.
- Die Überlegungen gelten ausschließlich für den linear-elastischen Bereich.
- Die äußere Kraft (P_{\max}) greift parallel zur Faserrichtung der zu verbindenden Teile an.
- Die Lage der Verbindungsmittel bezieht sich auf ein Referenzkoordinatensystem, das seinen Ursprung in der Symmetrieebene der Verbindung am Ende der Mittelhölzer (I) hat.
- Die Berechnung erfolgt an einer symmetrischen Holz-Holz-Zuglaschenverbindung.
- Die Eigenschaften (Querschnittswerte) der beiden Seitenhölzer (O) werden kombiniert als ein einzelner Wert in der Berechnung berücksichtigt.
- Es werden sowohl die Verformungsanteile aus der Nachgiebigkeit der Verbindungsmittel (Verschiebungsmodul γ) als auch die Dehnungen der Holzteile (ε_O und ε_I) berücksichtigt.
- Es gelten die Variablenbezeichnungen sowie die Definitionen der Abb. 3.76.

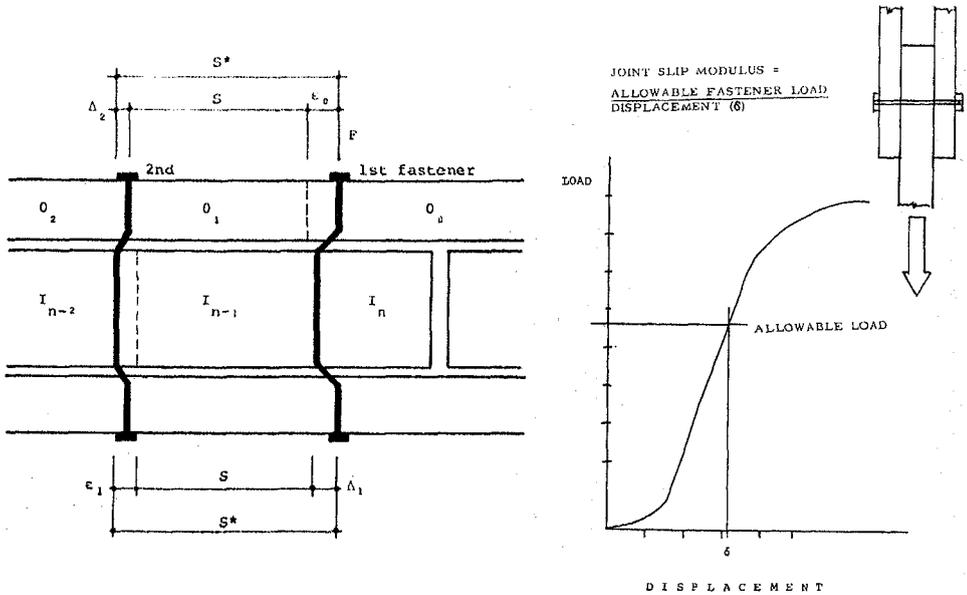


Abb. 3.76: Definition und Festlegungen für die Modellierung sowie das Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels von LANTOS 1967 (aus [58])

Das Kräftegleichgewicht in der äußeren Lasche (O) am Verbindungsmittel i lautet:

$$P_{f,i} = P_{O,i-1} - P_{O,i} = \gamma \cdot \Delta_i \tag{3-65}$$

- $P_{f,i}$Last des i-ten Verbindungsmittels [lbs. oder N]
- $P_{O,i-1}$Kraft in der Lasche vor dem i-ten Verbindungsmittel [lbs. oder N]
- $P_{O,i}$Kraft in der Lasche nach dem i-ten Verbindungsmittel [lbs. oder N]
- γVerschiebungsmodul (definiert als Verhältnis der zulässigen Verbindungsmittelbeanspruchung zur Verbindungsmittelverschiebung) [lbs./in. oder N/mm]
- Δ_iVerschiebung des i-ten Verbindungsmittels [in. oder mm]

Das entlang der Lasche veränderliche Verformungsgleichgewicht zwischen zwei benachbarten Verbindungsmitteln (im Bereich n - 1) lautet:

$$A_i - A_{i+1} + \varepsilon_O - \varepsilon_I = 0 \tag{3-66}$$

- $\varepsilon_{O(I)}$Verlängerung des äußeren (O) Holzteils nach Gl. [3-66.a] bzw. des inneren (I) Holzteils nach Gl. [3-66.b] im Bereich n - 1 [in. oder mm]

$$\varepsilon_I = \frac{S \cdot P_{I,n-1}}{E_I \cdot A_I} \tag{3-66.a}$$

- S.....Abstand zwischen zwei benachbarten Verbindungsmitteln [in. oder mm]

$$\varepsilon_O = \frac{S \cdot P_{O,i}}{E_O \cdot A_O} \quad [3-66.b]$$

Weiters muss in jedem Schnitt die Summe der Kräfte in den äußeren und der inneren Lasche gleich der äußeren angreifenden Last P_{\max} sein:

$$P_{I,n-1} = P_{\max} - P_{O,i} \quad [3-67]$$

Nach Einführung der dimensionslosen Parameter ω und ρ lässt sich die Differenzgleichung der Lastverteilung im Seitenholz wie folgt anschreiben:

$$P_{O,i+1} - \omega \cdot P_{O,i} + P_{O,i-1} = \rho \cdot P_{\max} \quad [3-68]$$

$$\omega = 2 + \gamma \cdot S \cdot \left[\frac{1}{E_I \cdot A_I} + \frac{1}{E_O \cdot A_O} \right] \quad [3-68.a]$$

$$\rho = \frac{\gamma \cdot S}{E_I \cdot A_I} \quad [3-68.b]$$

Um die Differenzgleichung Gl. [3-68] zu lösen, kann analog zu einer Differenzialgleichung 2. Ordnung vorgegangen werden um die homogene und die partikuläre Lösung zu finden. Die Auflösung des charakteristischen Polynoms liefert:

$$m_{1,2} = \frac{\omega \pm \sqrt{\omega - 4}}{2} \quad [3-68.c]$$

Die homogene Lösung lautet:

$$A_1 \cdot m_1^x + A_2 \cdot m_2^x = 0 \quad [3-68.d]$$

$A_{1,2}$ Konstanten, die aus den Randbedingungen zu bestimmen sind
 x Index für das gerade betrachtete Verbindungsmittel

Die partikuläre Lösung lautet:

$$Y(P_{O,i}) = -P_{\max} \cdot \mu \quad \text{mit} \quad [3-68.e]$$

$$\mu = \frac{\rho}{2 - \omega} = -\frac{1}{1 + \frac{E_I \cdot A_I}{E_O \cdot A_O}} \quad [3-68.f]$$

Nach Bestimmung der Konstanten A_1 und A_2 aus den Randbedingungen lautet die Lösung der Differenzgleichung Gl. [3-68] schließlich:

$$P_{O,x} = P_{\max} \cdot \left[-\mu + m_1^x \cdot (1 + \mu) - (m_1^x - m_2^x) \cdot \frac{m_1^x \cdot (1 + \mu) - \mu}{m_1^n - m_2^n} \right] \quad [3-69]$$

n Gesamtanzahl der zusammenwirkenden Verbindungsmittel

Es wird bei Auswertung der Gleichung deutlich, dass entweder das erste oder das letzte Verbindungsmittel (abhängig von den Steifigkeitsverhältnissen in den zu verbindenden Teilen) in einer Verbindungsmittelreihe die größte Beanspruchung aufweist. Darum wurden von LANTOS 1967 [58] schlussendlich aus

Gl. [3-69] zwei einzelne Gleichungen, jeweils eine für das erste sowie eine für das letzte Verbindungsmittel der Reihe, extrahiert.

Um die Ergebnisse für die Praxis leichter anwendbar ^(a) zu machen, bereite er seine Ergebnisse in Tabellenform so auf, dass die Modifikationsfaktoren C_1 oder C_2 (mit denen die Tragfähigkeit der Verbindung abzumindern ist) vom Anwender jeweils nur in der, für den gerade vorhandenen geometrischen Fall (Dimension der Hölzer sowie gewählte Abstände der Verbindungsmittel) mit definierten Materialeigenschaften (E-Modul) entsprechenden, Tabelle abgelesen werden musste.

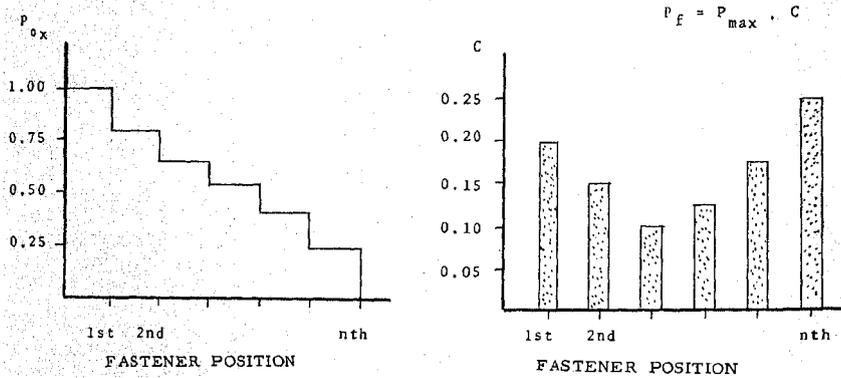


Abb. 3.77: Typische Kraftverteilung im Seitenholz (links) bzw. typische Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel einer Reihe und Modifikationsfaktor C (aus [58])

Alternativ dazu entwickelte er verschiedene Bemessungsdiagramme (z. B. über den Einfluss der Steifigkeiten der beiden Holzteile) für den dimensionslosen Abminderungsfaktor α (vgl. Gl. [3-70]), welcher gleichzeitig ein Maß für den Wirkungsgrad der Verbindung darstellt.

$$\alpha = \frac{1}{n \cdot \max\{C_1; C_2\}} \tag{3-70}$$

Ein Beispiel für die grafische Darstellung über den Einfluss des Elastizitätsmoduls der zu verbindenden Hölzer bzw. der Anzahl von hintereinander in einer Reihe in Faserrichtung angeordneten Verbindungsmittel auf den Wirkungsgrad α ist in der Abb. 3.78 wiedergegeben. Es zeigt sich sehr anschaulich (Abb. 3.78, links), dass die Lastverteilung auf die einzelnen Verbindungsmittel bei dehnweichen zu verbindenden Teilen ungleichmäßiger ist als bei Steiferen, wenn alle anderen Parameter konstant gehalten werden. In der rechten Hälfte der Abb. 3.78 ist der Verlauf des Abminderungsfaktors α (und somit des Wirkungsgrades) in Abhängigkeit der Verbindungsmittellanzahl n aufgetragen, wobei wiederum alle anderen Parameter konstant gehalten wurden. Bei Analyse dieser Kurve ist festzustellen, dass es eine bestimmte maximale Anzahl n_{max} von Verbindungsmitteln in einer Reihe geben muss, ab der eine weitere Steigerung der zu übertragenden Gesamtlast in der Verbindung – trotz Vergrößerung der Anzahl – nicht mehr möglich ist, weil sich die ungleichmäßige Beanspruchung in den einzelnen Verbindungsmitteln immer stärker ausprägt ^(b). Das Hinzufügen weiterer Verbindungsmittel reduziert also nur die Beanspru-

a. Für Praxis anwendbar machen bedeutete damals in der nordamerikanischen Bemessungspraxis die Erstellung von Tabellen bzw. Diagrammen für unterschiedliche, praxisübliche Verbindungsgeometrien.
 b. Zu dieser Erkenntnis gelangt auch CRAMER 1968 [29], wobei er die maximale Anzahl n_{max} mit 6 angibt.

chung der inneren Verbindungsmittel, während sich die Beanspruchung der randnächsten, äußersten und am stärksten beanspruchten Verbindungsmittel nicht signifikant verringert.

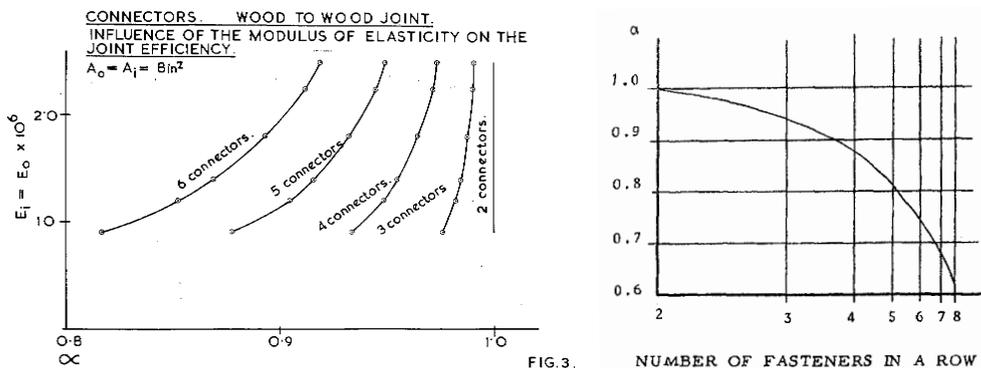


Abb. 3.78: Einfluss des E-Moduls der Hölzer (links) bzw. der Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe (rechts) einer Holz-Holz-Zuglaschenverbindung auf deren Wirkungsgrad (aus [59])

Die Bemessungssituation in den USA heute

In der aktuell gültigen US-Amerikanischen Bemessungsnorm für Holzbauten NDS-2012 – NATIONAL DESIGN SPECIFICATION FOR WOOD CONSTRUCTION [98] sind die Funktionen von LANTOS 1967 [58] auch heute noch Basis für die Berechnung des so genannten *Group Action Factors* C_g für Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln oder mit Dübeln besonderer Bauart. Neben tabellierten Werten für diverse Verbindungsgeometrien kann der Abminderungsfaktor C_g auch gemäß der folgenden Gleichungen rechnerisch bestimmt werden:

$$C_g = \left[\frac{m \cdot (1 - m^{2 \cdot n})}{n \cdot (1 + R_{EA} \cdot m^n) \cdot (1 + m) - 1 + m^{2 \cdot n}} \right] \cdot \left[\frac{1 + R_{EA}}{1 - m} \right] \tag{3-71}$$

$$m = u - \sqrt{u^2 - 1} \tag{3-71.a}$$

$$u = 1 + \gamma \cdot \frac{s}{2} \cdot \left[\frac{1}{EA_m} + \frac{1}{EA_s} \right] \tag{3-71.b}$$

$$R_{EA} = \min \left\{ \frac{EA_s}{EA_m}, \frac{EA_m}{EA_s} \right\} \tag{3-71.c}$$

- n Anzahl der zusammenwirkenden Verbindungsmittel [-]
- γ Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels für beide Scherfugen (entspricht in der europäischen Konvention dem doppelten Wert des Verschiebungsmoduls $K_{ser}^{(a)}$) [lbs/in. oder N/mm]
- s Abstand der Verbindungsmittel untereinander (entspricht in der europäischen Konvention dem Abstand a_1) [in. oder mm]
- EA_i Dehnsteifigkeit der beiden Teile i ermittelt am Bruttoquerschnitt; für die Laschen ist die Summe der beiden Teile in der Rechnung zu berücksichtigen [lbs oder N]

Für stiftförmige Verbindungsmittel mit einem Nenndurchmesser von weniger als $\frac{1}{4}$ in. (6,35 mm) darf jedoch immer mit einem Group Action Factor von $C_g = 1,0$ gerechnet werden ^(a).

In diesem Zusammenhang findet es der Verfasser besonders erwähnenswert, dass bei versetzter Anordnung der Verbindungsmittel (vgl. Abb. 3.79) – und zutreffender Bedingung $a_2 < a_1/8$ hinsichtlich der vorhandenen Abstände untereinander – die benachbarten Reihen rechnerisch zu einer einzelnen Reihe zusammengefasst werden müssen. Mit welchem Abstand s in weiterer Folge die Reduktion infolge der Group Action zu berechnen ist, wird in der Bemessungsnorm jedoch nicht angegeben. Der Verfasser geht davon aus, dass es sich um den Wert b (das Versatzmaß in Faserrichtung, vgl. Abb. 3.79) handeln muss, denn bei Beibehaltung des doppelt so großen Wertes, wie er innerhalb einer Reihe tatsächlich vorhanden ist, wird die Abminderung sehr stark.

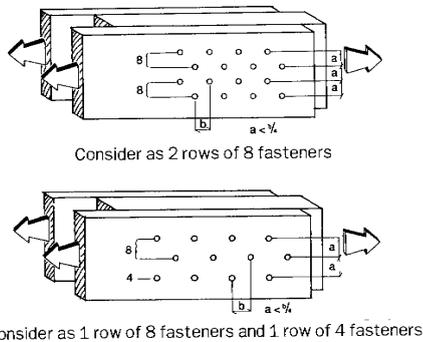


Abb. 3.79: Rechnerische Berücksichtigung von versetzt angeordneten Dübeln als in einer Reihe hintereinander angeordnete Dübel (aus [98])

Schlussfolgerungen von LANTOS 1969 [59] und weitere Einflüsse auf die Lastverteilung

Die Kraftübertragung vom Mittelteil zu den Laschen einer symmetrischen Holz-Holz ^(b)-Zuglaschenverbindung erfolgt in diskreten Schritten, wobei die Lastabnahme im Mittelholz (diese ist gleichzeitig die Lastzunahme in den seitlichen Laschen) genau jener Kraft entspricht, die durch das jeweilige Verbindungsmittel an einer diskreten Stelle übertragen wird. Die wichtigsten Einflussgrößen auf die Verteilung der Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel sind demnach:

- Die Dehnsteifigkeit der zu verbindenden Teile,
- die Anzahl der Verbindungsmittel,

-
- a. Für das Beispiel eines $3/8$ " Stabdübels in einer Holz-Holz-Verbindung beträgt der Verschiebungsmodul der Verbindung nach amerikanischer NDS-2012 [98] rund 7,2 kN/mm; um mit den Vorgaben der EN 1995-1-1 [107] zum selben Ergebnis zu gelangen, müsste der Mittelwert der Rohdichte des Holzes rund 424 kg/m^3 betragen. Dies entspricht einem 5%-Fraktilwert von rund 370 kg/m^3 – also in etwa Schnittholz der Festigkeitsklasse C 30 oder Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h. Nach Ansicht des Verfassers ist dies eine sehr gute Übereinstimmung. Die Untergrenze der mittleren Rohdichte der meisten nordamerikanischen Nadelhölzer liegt – abgesehen von wenigen Ausnahmen mit niedrigeren Werten – in einem ähnlichen Bereich (rund 400 kg/m^3) wie dies in Europa der Fall ist.
- a. Diese Regelung gibt, nach Ansicht des Verfassers, einen Hinweis darauf, dass bei schlanken Verbindungsmitteln aufgrund der größeren Verformungskapazität – und der geringeren Spaltnenigung bei kleinen Durchmessern – mit einer Lastumlagerung innerhalb der Verbindung zu rechnen ist. Dies trifft, nach Ansicht des Verfassers, jedenfalls auf den ULS-Bemessungszustand zu. Für SLS-Nachweise ist dieser Lastausgleich möglicherweise noch nicht gegeben, weshalb hier die Steifigkeit der Verbindung überschätzt werden könnte.
- b. Die theoretischen Ableitungen sind selbstverständlich auch auf Holz-Stahlblech-Verbindungen anwendbar.

- die Abstände der Verbindungsmittel untereinander und
- der Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels.

Die Beanspruchung ist jeweils entweder am ersten oder am letzten Verbindungsmittel am größten und sie ist gleich groß, wenn die Dehnsteifigkeiten der zu verbindenden Teile gleich sind. Steifere Verbindungsmittel (höherer Verschiebungsmodul K_{ser}), größere Abstände untereinander (Mindestabstand a_1) sowie die Erhöhung der Verbindungsmittelanzahl (n) führen zu einer ungleichmäßigeren Verteilung der Beanspruchungen für einzelnen Verbindungsmittel. Eine Erhöhung der Anzahl der Reihen von Verbindungsmitteln hingegen führt zu einer proportionalen Erhöhung der Gesamttragfähigkeit in der Verbindung, was diese Maßnahme als die Effizientere beim Einsatz einer größeren Verbindungsmittelanzahl macht. Gleichzeitig reduzieren sich jedoch die Reserven in der Verbindung hinsichtlich Lastumlagerung – eine eindeutige Lösung des Problems erscheint also nicht so einfach; oder wie LANTOS 1969 [59] es formulierte:

The healthy balance is found more likely by sound engineering judgement than by involved formulae. ^(a)

Zur Gültigkeit der Annahme von linear-elastischem Last-Verschiebungs-Verhalten des Verbindungsmittels wird von LANTOS 1969 [59] ins Treffen geführt, dass das Verhalten grundsätzlich zwar nichtlinear sei, die Abweichung jedoch bis zum Erreichen der zulässigen Beanspruchung klein genug sei, um diese Theorie zu rechtfertigen.

Ein weiterer wichtiger Punkt, der von LANTOS 1969 [59] thematisiert wurde, ist das zeitabhängige Verformungsverhalten des visko-elastischen Materials Holz – insbesondere im hoch beanspruchten Bereich rund um die Verbindungsmittel. Durch die lokalen Kriecherscheinungen reduziert sich die Steifigkeit der stärker beanspruchten Verbindungsmittel in einem höheren Ausmaß als bei jenen mit geringerer Beanspruchung, was schlussendlich einer Lastumlagerung von den Randverbindungsmitteln weg – hin zur Mitte der Verbindung – gleichkommt. Der *Group Action Factor* nähert sich also dem Wert 1,0 an. Würde die Bemessung aber von vorn herein mit einem reduzierten Endwert der Steifigkeit durchgeführt werden, führte das zu Ergebnissen, die auf der unsicheren Seite liegen da geringere Steifigkeiten modellgemäß zu einer höheren zulässigen Beanspruchung der Gesamtverbindung führen.

Als weitere, entscheidende Einflüsse auf die tatsächliche Lastverteilung innerhalb einer Reihe von Verbindungsmitteln nennt LANTOS 1969 [59] das Lochspiel und die unvermeidbaren ^(b) Herstellungstoleranzen, die oft zu einer stärkeren Ungleichmäßigkeit führten als sich durch Anwendung seines analytischen Ansatzes ergäbe. Dies späche erneut dafür, die Bemessung mit höheren Steifigkeitswerten durchzuführen – dennoch könne keine theoretische Überlegung, und sei sie noch so exakt, die Schwachstellen der Ausführung in der Praxis kompensieren.

Resumee

Die Publikationen von LANTOS 1967 [58] und LANTOS 1969 [59] bereiten die Thematik des Einflusses einer Verbindungsmittelgruppe (insbesondere der Verbindungsmittelreihe) mit stiftförmigen Verbindungsmitteln sehr anschaulich auf. Die theoretischen Ableitungen basieren auf einem linear-elastischen Verhalten der Verbindungsmittel und der zu verbindenden Teile (Holz-Holz- oder Stahlblech-Holz-Ver-

a. LANTOS 1969 [59], S. 136

b. Dies gilt in besonderem Maße für Bolzenverbindungen, aber auch bei Stabdübelverbindungen können diese auftreten. Geringere Herstellungstoleranzen sind hingegen bei Nagelverbindungen und ganz besonders bei Holz-Holz- oder Stahlblech-Holz-Schraubenverbindungen zu erwarten, wenn diese gänzlich ohne Vorbohren (hier ist das Vorbohren durch beide Holzteile hindurch gemeint) bzw. Schlitzungen für Stahlbleche auskommen.

bindungen sind gleichermaßen möglich). Die Auswirkungen von Änderungen der Geometrie (Querschnitt bzw. Abstände der einzelnen Verbindungsmittel untereinander) sowie des Materialverhaltens (Elastizitätsmodul bzw. Verschiebungsmodul) können mit dem Modell von LANTOS 1967 [58] demonstriert werden.

Die formalen Zusammenhänge, wie sie von LANTOS 1967 [58] abgeleitet wurden, sind auch heute noch Bestandteil der Bemessungspraxis in den USA (vgl. NDS-2012 [98]). Eine Berücksichtigung der Gruppenwirkung für den Nachweis im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (was für LANTOS 1969 [59] eine der Gründe für die Beschäftigung mit diesem Thema war) ist jedoch nicht vorgesehen.

Für den Verfasser stellt die in diesem Abschnitt diskutierte Arbeit eine wesentliche Grundlage zur Analyse der eigenen experimentellen Untersuchungen dar, weshalb der Arbeit von LANTOS in der vorliegenden Arbeit auch der entsprechende Raum gegeben wurde. Die Anwendung auf das gegenständliche Verbindungssystem ist in Abschnitt *Kapitel 5.3.3 – Lösung nach Lantos/Cramer* ab der Seite 297 zu finden.

3.5.9 Cramer 1968 [29]

Nahezu zeitgleich mit LANTOS 1967 [58] – doch nach Ansicht des Verfassers ohne davon Kenntnis zu haben ^(a) – publizierte CRAMER 1968 [29] eine sowohl theoretische als auch experimentell abgesicherte Arbeit zum Thema der Lastverteilung in Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindungen mit mehreren Bolzen hintereinander in einer Reihe. Auch seine theoretischen Überlegungen gelten nur unterhalb der Proportionalitätsgrenze.

Theoretische Betrachtungen

Anstatt die Gleichungen jedoch nach der Beanspruchung des x -ten Verbindungsmittels aufzulösen (vgl. Gl. [3-69]) aufzulösen, wird von CRAMER 1968 [29] ein Gleichungssystem mit n (entspricht der Anzahl der Verbindungsmittel) Gleichungen aufgestellt und anschließend gelöst. Dabei werden – was als Erweiterung zur Arbeit von LANTOS 1967 [58] anzusehen ist – sowohl die Einflüsse der Bohrlöcher in den zu verbindenden Teilen als auch der Verformung der Bolzen unter Lochleibungsbeanspruchung im Holz und das lokale Bettungsverhalten in den Stahllaschen berücksichtigt. Der Verschiebungsansatz lautet somit:

$$\delta = \frac{1}{K_{ser}} \cdot P = (y_e + y_b) \cdot P \quad [3-72]$$

dVerschiebung des jeweiligen Verbindungsmittels [in. oder mm]

y_eNachgiebigkeit infolge der elastischen Bettung des Bolzens im Holz gemäß Gl. [3-74]
[1/in. oder 1/mm]

y_bNachgiebigkeit infolge der lokalen Spitzenverformungen des Bolzen an der Bohrlöcherwandung der Stahllasche gemäß Gl. [3-75] [1/in. oder 1/mm]

PKraft im jeweiligen Verbindungsmittel [lbs. oder N]

Um den Einfluss der Bohrungen auf die Dehnungsverteilung in den seitlichen Stahllaschen (hier ist der Einfluss wegen der schlanken Bauteile in der Regel stärker ausgeprägt) sowie im Mittelholz zu berücksichtigen, nutzt CRAMER 1968 [29] den so genannten *Vergrößerungsfaktor nach Schulz* ^(b) in seiner Berechnung der Längenänderungen für die beiden Teile (Abb. 3.80).

a. Wohl weil das Manuskript bereits im August 1967 an die American Society of Civil Engineers (ASCE) zur Publikation übermittelt wurde. CRAMER 1968 [29] wird von LANTOS 1967 [59] zitiert, jedoch im umgekehrten Fall nicht.

Die Bestimmungsgleichung für die Kraft im Verbindungsmittel i lautet nach CRAMER 1968 [29]:

$$P_i = P_{i-1} + (K_p + K_w) \cdot \sum_1^{i-1} P - K_w \cdot F \quad \text{mit} \quad [3-73]$$

$$K_p = \frac{\beta_p \cdot r}{2 \cdot b_p \cdot t_p \cdot E_p \cdot y} \quad \text{und} \quad [3-73.a]$$

$$K_w = \frac{\beta_w \cdot r}{b_w \cdot t_w \cdot E_w \cdot y} \quad [3-73.b]$$

P_i Kraft im Verbindungsmittel i [lbs. oder N]

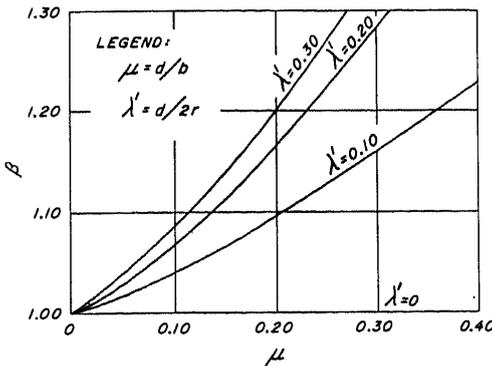
F äußere Kraft [lbs. oder N]

$\beta_{p(w)}$ Vergrößerungsfaktor nach Schulz für die zu verbindenden Teile gemäß Abb. 3.80 [-]

$b_{p(w)}$ Breite der zu verbindenden Teile (p ...Lasche, w ...Holz) [in. oder mm]

$t_{p(w)}$ Dicke der zu verbindenden Teile (p ...Lasche, w ...Holz) [in. oder mm]

$E_{p(w)}$ Elastizitätsmodul der zu verbindenden Teile (p ...Lasche, w ...Holz) [psi oder N/mm²]



d Bohrlochdurchmesser oder Verbindungsmitteldurchmesser [in. oder mm]

b Bauteilbreite [in. oder mm]

r Abstand der Verbindungsmittel untereinander (a_1) [in. oder mm]

Abb. 3.80: Vergrößerungsfaktor nach Schulz ^(a) (aus [29])

Um den Einfluss der Verformung der Bolzen unter Lochleibungsbeanspruchung auf die Nachgiebigkeit des Verbindungsmittels zu berücksichtigen, modelliert er den Bolzen als elastisch gebetteten Balken mit jeweils einer Einzellast am Ende (was für den Verfasser bei der Stahlblech-Holz-Verbindung mit dünnen außen liegenden Laschen als legitime Annahme aufzufassen ist). Er bezieht sich dabei auf theoretische Forschungsarbeiten zu Nagel- oder Bolzenverbindungen in der von KUENZLI ^(b) der elastisch gebettete Balken vorgeschlagen wurde, was später von STLUKA ^(c) auf Basis der Arbeiten von CONWAY ^(d) weiter ent-

b. SCHULZ, K. J.: On the State of Stress in Perforated Strips and Plates. In: Proceedings of the Royal Netherlands Academy of Science and Letters. Vol. 45, S. 233-239, 341-346, 457-464 und 524-532, 1942.
 a. Auf die Tatsache der ungleichmäßigen Spannungsverteilung in den Laschen wurde bereits von FILLUNGER 1929 [32] hingewiesen (vgl. beispielsweise Abbildung 3.68 auf Seite 149).
 b. KUENZLI, E. W.: Theoretical Design of a Nailed or Bolted Joint under Lateral Load. U.S. Forest Products Laboratory Report 1951, FPL, Madison, WI, 1955.
 c. STLUKA, R. T.: Theoretical Design of a Nailed or Bolted Joint under Lateral Load. Master Thesis, University of Wisconsin, Madison, WI, 1966.
 d. CONWAY, H. D.: Some Problems of Orthotropic Plane Stress. Journal of Applied Mechanics. Vol. 20, N. 1, S. 82, 1953.

wickelt wurde (Gl. [3-74]).

$$y_e = \frac{\lambda}{k} \cdot \left[\frac{\cosh(\lambda \cdot t_w) + \cos(\lambda \cdot t_w)}{\sinh(\lambda \cdot t_w) + \sin(\lambda \cdot t_w)} \right] \text{ mit} \quad [3-74]$$

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k}{4 \cdot E_b \cdot I_b}} \quad [3-74.a]$$

k Bettungsmodul im Holz auf Basis des elastisch gebetteten Balkens [psi oder N/mm²]
 E_b E-Modul des Bolzen [psi oder N/mm²]

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot (E_{wL} - E_{wT})} \cdot \left[\frac{\left(\frac{E_{wT}}{E_{wL}} + \nu_{wTL} \right)^2}{\frac{E_{wT}}{E_{wL}}} - \frac{(1 + \nu_{wTL})^2}{\sqrt{\frac{E_{wT}}{E_{wL}}}} \right] \cdot \ln \left(\frac{\lambda'}{1 + \lambda} \right) \quad [3-74.b]$$

$$\lambda' = \frac{d}{2 \cdot r} \quad [3-74.c]$$

E_{wL} E-Modul des Holzes parallel zur Faserrichtung (longitudinal) [psi oder N/mm²]
 E_{wT} E-Modul des Holzes rechtwinklig zur Faserrichtung (tangential) [psi oder N/mm²]
 ν_{wTL} Querdehnzahl des Holzes tangential-longitudinal [-]

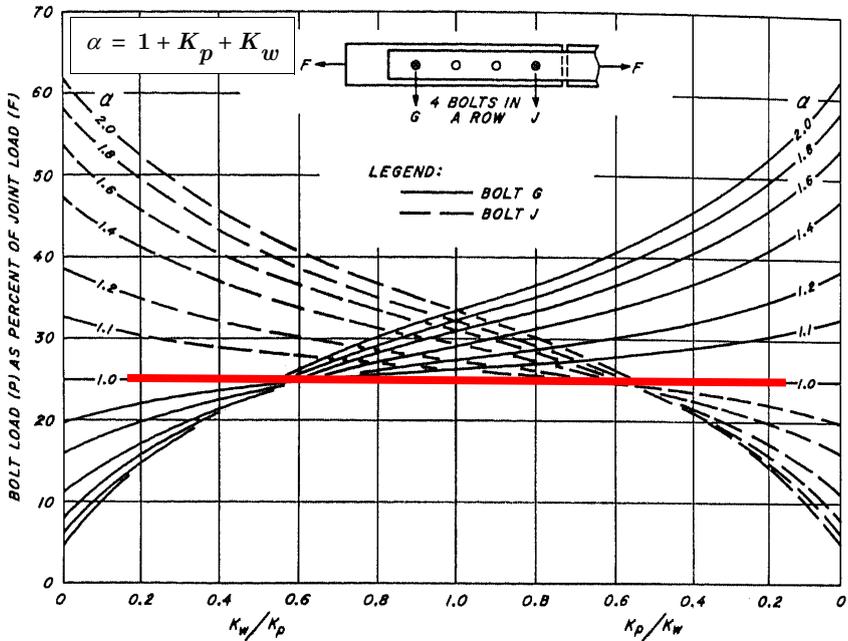


Abb. 3.81: Kurven zur Bestimmung der Beanspruchung für den ersten und den letzten Bolzen einer Reihe von 4 Bolzen (adaptiert aus [29])

Das lokale Lochleibungsverhalten des Bolzen – und damit dessen Einfluss auf die Nachgiebigkeit des Verbindungsmittels – in den Seitenlaschen aus Stahl modelliert er in Anlehnung an TATE UND ROSENFELD^(a) gemäß Gl. [3-75] als Absolutwert der Eindrückung y_b in Abhängigkeit der Blechdicke und des Elastizitätsmoduls.

$$y_b = \frac{1}{2 \cdot t_p \cdot E_b} + \frac{1}{2 \cdot t_p \cdot E_p} \quad [3-75]$$

Die Ergebnisse der theoretischen Betrachtungen von CRAMER 1968 [29] sind in Form von Diagrammen in den Abb. 3.81 und Abb. 3.82 auszugsweise wiedergegeben. In der Abb. 3.81 sind die Kurven zur Bestimmung der Beanspruchung der Endbolzen einer Verbindung mit 4 hintereinander in Faserrichtung angeordneten Bolzen dargestellt.

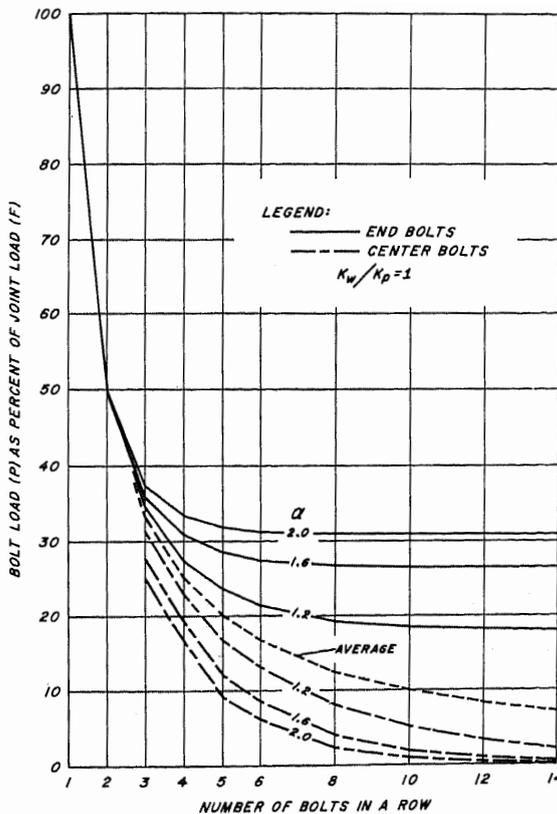


Abb. 3.82: Kurven zur Bestimmung der Beanspruchung der äußersten und der innersten Bolzen einer Reihe von n Bolzen (aus [29])

a. TATE, M. B.; ROSENFELD, S. J.: Preliminary Investigation of the Loads Carried by Individual Bolts in Bolted Joints. National Advisory Committee for Aeronautics, Technical Note N. 1051, Washington, D.C. 1946.

In Abhängigkeit des Steifigkeitsverhältnisses zwischen Holz und Stahlzuglaschen (Koeffizient α sowie K_w und K_p) kann der prozentuelle Anteil an der gesamt zu übertragenden äußeren Last F abgelesen werden. Für idente Geometrieverhältnisse und den Extremwert von $\alpha = 2,0$ ergibt sich die maximale Beanspruchung der beiden äußersten Bolzen bei einer Reihe von 4 Bolzen nach CRAMER 1968 [29] zu rund $P_{1(4)} = 0,33 \cdot F$, was mit dem Ergebnis für Berechnung nach der Theorie von LANTOS 1967 [58] übereinstimmt.

Der nachteiligen und aufwändigen Darstellungsart für jeweils eine bestimmte Anzahl von Verbindungsmitteln in einer Reihe hintereinander ein Bemessungsdiagramm zu erstellen, begegnete CRAMER 1968 [29] mit der Darstellung in Abb. 3.82. Mit diesem Diagramm können die Beanspruchungen sowohl für die äußersten als auch für die innersten Verbindungsmittel in einem Diagramm in Abhängigkeit der Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe ermittelt werden. Ohne Einbußen kommt jedoch auch diese Art der Darstellung nicht aus, denn nun ist der konstante Parameter nicht mehr die Verbindungsmittelanzahl n , sondern das Steifigkeitsverhältnis K_w/K_p der zu verbindenden Teile.

Experimentelle Untersuchungen

Um seine theoretischen Herleitungen zu bestätigen wurden von CRAMER 1968 [29] experimentelle Untersuchungen an Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit Douglasienprobekörpern (*pseudotsuga menziesii*) und 2 bis 10 hintereinander in einer Reihe angeordneten Bolzen durchgeführt. Dabei wurden die Dehnsteifigkeit der Laschen und die Eigenschaften des Holzes sowie der Bolzen konstant gehalten und nur deren Anzahl sowie die Mindestabstände untereinander gemeinsam mit den Dimensionen des Holzes variiert. Die Beanspruchung der einzelnen Bolzen wurde aus Dehnungsmessung an den außen liegenden Stahlblechen (3 DMS je Schnitt) rück gerechnet. Um Reibungseffekte so gut wie möglich ausschalten zu können, wurden Bohrstangen ^(a) ohne Kopf und Mutter anstatt der Bolzen verwendet.

Ein Auszug der Ergebnisse der Laboruntersuchungen im Vergleich zu den rechnerisch ermittelten Werten der Beanspruchung von CRAMER 1968 [29] ist in der Abb. 3.83 wiedergegeben. Dabei ist im linken Teil der Abbildung der Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel für 4, 6 und 8 Bolzen dargestellt. Im rechten Teil ist das Ergebnis für 10 hintereinander liegende Bolzen in Abhängigkeit der Breite des Mittelholzes zu sehen. Auffallend ist, dass sich die Beanspruchung der Randbolzen ab einer Anzahl von 6 hintereinander liegenden Verbindungsmitteln kaum verändert (die beiden Bolzen nehmen jeweils rund 25 % der in der Verbindung vorhandenen Gesamtlast auf). Insgesamt zeigt sich, nach Ansicht des Verfassers, eine durchaus befriedigende Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung.

Ein weiterer Bestandteil der experimentellen Untersuchungen von CRAMER 1968 [29] war die Variation der Mindestabstände (sowohl 3 in. als auch 6 in.), mit dem Ergebnis, dass eine Vergrößerung der Abstände untereinander mit einer Beanspruchungssteigerung der Randverbindungsmittel einhergeht, was die Theorie bestätigt. Bei einer theoretischen Anordnung der Bolzen mit variierenden Abständen untereinander, wobei diese umgekehrt proportional zur erwartbaren Beanspruchung ^(b) angeordnet sind zeigt sich, dass die positiven Effekte der angepassten Abstände durch die längere, dehnungsbehaftete Strecke wieder kompensiert werden.

Schlussendlich berichtet CRAMER 1968 [29] noch davon, dass einige der Probekörper bis zum Bruch belastet wurden, wobei es entweder zu einem Nettobruch, zu einem Abscheren der Verbindungsmittelreihe oder zu einem Lochleibungsversagen kam. Eine – wenn auch nur geringfügige – Umverteilung der Bol-

a. Wegen der besonders glatten und gleichmäßigen Oberfläche (lt. CRAMER 1968 [29]).

b. Diese Wahl der Abstände untereinander stellt eine rein theoretische Annahme dar, um die Richtigkeit der mathematischen Ableitungen zu überprüfen. Für die Baupraxis sind derartige Überlegungen nicht geeignet. Schlussendlich ist jene Verbindung am effizientesten, die über die geringsten Mindestabstände verfügt.

zenbeanspruchungen konnte nur bei jenen Probekörpern beobachtet werden, bei denen es zu einem plastischen (Anm. des Verfassers) Lochleibungsversagen kam. Generell sind die Beobachtungen, nach Ansicht des Verfassers, nicht verwunderlich, weil die Versuche mit sehr gedungenen Bolzen ($\lambda = 2$) durchgeführt wurden und es somit nur sehr schwer zu Lastumlagerungen kommen konnte.

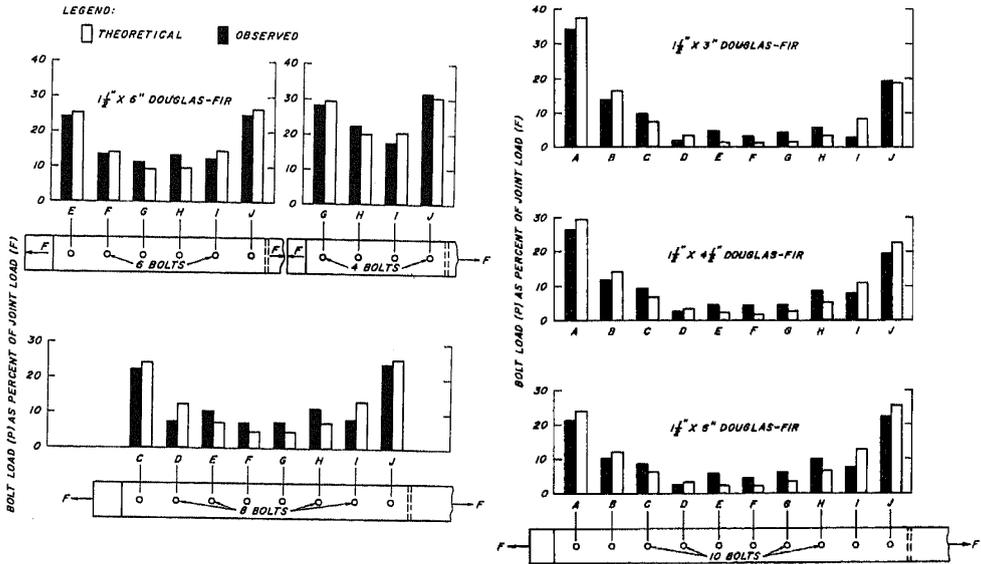


Abb. 3.83: Vergleich zwischen theoretischen und experimentellen Werten der Bolzenbeanspruchung für Verbindungen mit einer unterschiedlichen Anzahl an Bolzen (links) sowie unterschiedlicher Breite des Mittelholzes (rechts) (aus [29])

Resumee

Die theoretischen Überlegungen von CRAMER 1968 [29] zum Tragverhalten von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit mehreren hintereinander angeordneten Bolzen konnten durch experimentelle Untersuchungen mit recht guter Übereinstimmung bestätigt werden. Somit wurden die mathematischen Beziehungen, wie sie nahezu zeitgleich auch von LANTOS 1967 [58] hergeleitet wurden, abermals bestätigt. Der Verschiebungsansatz basiert in der soeben diskutierten Publikation jedoch nicht auf experimentellen oder normativen Werten für ein einzelnes Verbindungsmittel, sondern auf der Analogie eines elastisch gebetteten Balkens (= Bolzen im Mittelholz) mit am Ende angreifenden Einzellasten (= Lochleibung im Stahlblech) und zusätzlichem Anteil aus plastischen Lochleibungsverformungen in den Stahlblechen.

Die beiden Randbolzen tragen gemeinsam meistens rund 50 % der Gesamtlast – nahezu unabhängig von der Anzahl der Bolzen in einer Reihe, weshalb es wenig zielführend ist, mehr als 6 Bolzen in einer Reihe anzuordnen. Dennoch weist CRAMER 1968 [29] darauf hin, dass schon geringste Herstellungsungenauigkeiten zu starken Verschiebungen der Beanspruchungsverhältnisse führen können.

3.5.10 Van der Put 1976

JORISSEN 1998 [49] berichtet von einem analytischen, linear-elastischen Modell zur Berechnung der wirk- samen Anzahl das auf VAN DER PUT 1976 ^(a) zurückgeht, und ähnliche Ergebnisse liefert, wie sie sich nach der Theorie von VOLKERSEN 1938 [90] auf Basis eines verschmierten, linearen Zusammenhangs zwi- schen Kräften und Verformungen ergeben. Die Definitionen sind in der folgenden Abb. 3.84 wiedergege- ben und die zugehörigen Gleichungen zur Bestimmung von n_{ef} lauten mit den bekannten Bezeichnungen:

$$\frac{n_{ef}}{n} = \frac{\sqrt{(EA_s \cdot EA_m) \cdot (EA_s + EA_m)} \cdot \sinh(\omega L)}{L \cdot (EA_m \cdot \cosh(\omega L) + EA_s) \cdot \sqrt{c}} \leq \frac{\sqrt{(EA_s \cdot EA_m) \cdot (EA_s + EA_m)} \cdot \sinh(\omega L)}{L \cdot (EA_m + EA_s \cdot \cosh(\omega L)) \cdot \sqrt{c}} \quad [3-76]$$

$$\omega = \sqrt{\frac{c \cdot (EA_s + EA_m)}{EA_s \cdot EA_m}} \quad [3-76.a]$$

$$c = \frac{k_0}{a_1} \quad [3-76.b]$$

- c bezogener (auf die Länge a_1 verschmierter) Verschiebungsmodul [N/mm²]
- k_0 Anfangssteifigkeit ohne Schlupf (vgl. auch Abbildung 3.1 auf Seite 56) [N/mm]
- a_1 Abstand der Verbindungsmittel untereinander in Faserrichtung [mm]

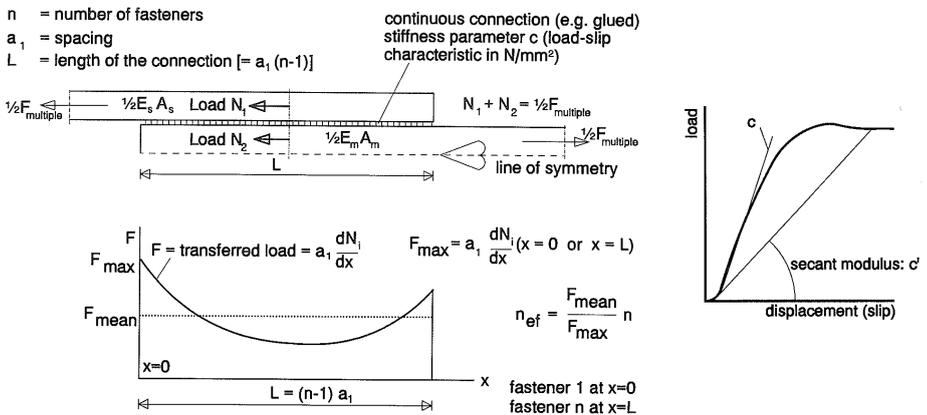


Abb. 3.84: Definitionen und Lastverteilung nach Van der Put (aus [49])

Um die Nichtlinearitäten in der Verbindung bei höherem Lastniveau infolge von Plastifizierungen oder Kriechen zu berücksichtigen, wurde von VAN DER PUT 1976 der vereinfachte, lineare Verformungsansatz $c' = 1/3 \cdot c$ gewählt. Dadurch entsteht eine weichere Verbindung, bei der sich die Beanspruchungen der Randverbindungsmittel deutlich verringern, und n_{ef} somit näher gegen n rückt. Der Nachteil dieser Modellierungsart ist jedoch abermals die Tatsache, dass für alle Verbindungsmittel innerhalb der Verbindung nur mit einer einheitlichen Last-Verschiebungs-Beziehung gerechnet werden kann.

a. Der Forschungsbericht ist nur in holländischer Sprache verfügbar und liegt dem Verfasser nicht vor:
 VAN DER PUT, T.A.C.M.: Tests on timber connections with dowel type fasteners in glulam and sawn structural timber.
 Results of tests carried out by students in 1975-1976. Rapport 4-76-2, Stevin Lab., Technische Hogeschool Delft, 1976.

3.5.11 Wilkinson 1986 [96]

Mit dem Ziel, die theoretischen Herleitungen von LANTOS 1967 [58] und CRAMER 1968 [29] um den Einfluss der in der Praxis unvermeidbaren Herstellungstoleranzen (in Form eines Anfangsschlupfs) zu erweitern, wurde von WILKINSON 1986 [96] eine ausführliche Forschungsarbeit zu Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen publiziert. Ein weiterer essentieller Bestandteil dieser Arbeit widmet sich dem unterschiedlichen Last-Verschiebungsverhalten (abermals im linear-elastischen Bereich ohne die Möglichkeit späterer plastischer Lastumlagerungen) der einzelnen Verbindungsmittel und der daraus resultierenden Ungleichmäßigkeit der Beanspruchung.

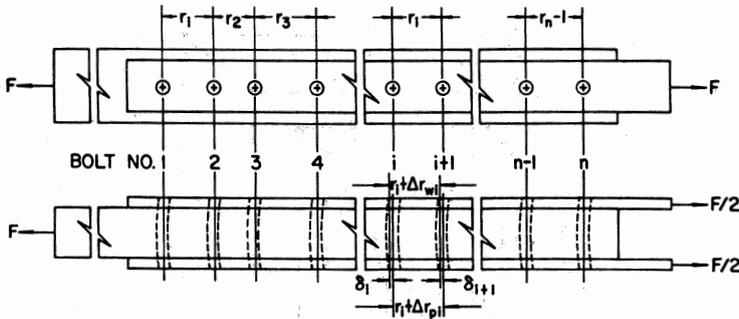


Abb. 3.85: Bezeichnungen für die analytischen Betrachtungen von WILKINSON (aus [96])

Theoretische Betrachtungen

Die theoretische Herleitung der Beanspruchung von einzelnen Verbindungsmitteln in einer Reihe mit mehreren Verbindungsmitteln von WILKINSON 1986 [96] basiert auf den formalen Zusammenhängen von CRAMER 1968 [29] mit der Erweiterung um ungleiche Verbindungsmittelabstände (vgl. Abb. 3.85) und unabhängiges, abschnittsweises linear-elastisches Last-Verschiebungs-Verhalten (vgl. Abb. 3.86) für jedes einzelne Verbindungsmittel in der Reihe.

In einer früheren, ausführlichen Auseinandersetzung mit der vorliegenden Thematik wurde von WILKINSON 1980 [95] aufgezeigt, dass die Effekte der ungleichmäßigen Dehnungsverteilung in Laschen mit Bohrungen zu vernachlässigen sind. Das bedeutet, dass der *Vergrößerungsfaktor nach Schulz* (vgl. Abschnitt 3.5.9) nicht berücksichtigt wird und sich die Dehnungen in den einzelnen Teilen nach der linearen Elastizitätstheorie ermitteln lassen.

Der Verformungsansatz (Gl.) und die Gleichung zur Bestimmung der Beanspruchung für das jeweilige Verbindungsmittel P_i (Gl. [3-77]) sind mit den Festlegungen der Abb. 3.86 definiert und lauten gemäß nachstehender Definition mit den bekannten Bezeichnungen:

$$\begin{aligned}
 & -\frac{r_{(i-1)}}{r_i} \cdot Y_{j(i+1)} \cdot P_{(i+1)} + \left[Y_{ji} + \frac{r_{(i-1)}}{r_i} \cdot Y_{ji} + \frac{r_{(i-1)}}{2 \cdot A_p \cdot E_p} + \frac{r_{i-1}}{A_w \cdot E_w} \right] \cdot P_i \\
 & - Y_{j(i-1)} \cdot P_{(i-1)} + \delta_{ji}^* \cdot \left[1 + \frac{r_{(i-1)}}{r_i} \right] - \delta_{j(i-1)}^* - \left(\frac{r_{(i-1)}}{r_i} \cdot \delta_{(j+1)i}^* \right) \\
 & - P_{ji}^* \cdot \left[Y_{ji} + Y_{ji} \cdot \frac{r_{(i-1)}}{r_i} \right] + P_{j(i-1)}^* \cdot Y_{j(i-1)} + P_{j(i+1)}^* \cdot \frac{r_{(i-1)}}{r_i} \cdot Y_{j(i+1)} = 0
 \end{aligned}
 \tag{3-77}$$

Die Nachgiebigkeit im jeweiligen Teilabschnitt ist wie folgt definiert:

$$Y_{ji} = \frac{\delta_{(j+1)i}^* - \delta_{ji}^*}{P_{(j+1)i}^* - P_{ji}^*} \quad [3-77.a]$$

Daraus lässt sich wiederum ein lineares Gleichungssystem für P_i aufstellen und lösen, was WILKINSON 1986 [96] mit Hilfe eines Fortran-Programms bewerkstelligte.

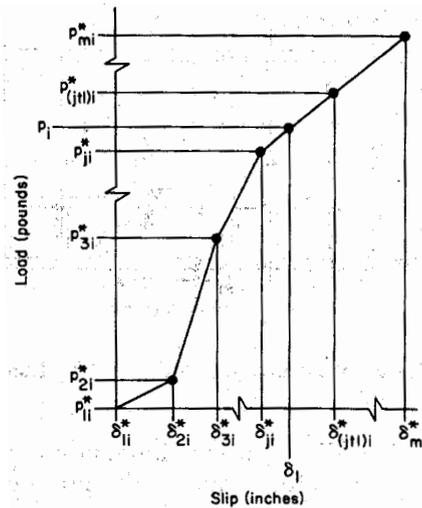


Abb. 3.86: Bezeichnungen und Darstellung von abschnittweisem, linear-elastischem Last-Verschiebungs-Verhalten der Verbindungsmittel (aus [96])

Experimentelle Untersuchungen

Um die theoretischen Überlegungen experimentell zu verifizieren, wurden von WILKINSON 1986 [96] zahlreiche Prüfungen an Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit gehobelten Mittelhölzern aus Douglasie (*pseudotsuga menziesii*) durchgeführt. Dabei wurde neben der Steifigkeit der Einzelteile und den Mindestabständen insbesondere die Anzahl der hintereinander liegenden Bolzen zwischen 2 und 7 variiert. Um die zufälligen Herstellungstoleranzen in den Versuchen zu berücksichtigen, wurden die Bolzenlöcher um 2 mm größer gebohrt als die Bolzenennendurchmesser von $\frac{3}{4}$ in. (19 mm) und die Bohrungen wurden ohne Schablone hergestellt.

Die äußere Kraft wurde mittels Kraftmessdose zwischen Prüfmaschine und Probekörper gemessen und die Dehnungen in den Stahlaschen mittels 2 symmetrisch, an den Schmalseiten applizierten DMS. Die Dehnsteifigkeit in den Mittelhölzern wurde über die Messung des dynamischen E-Moduls bestimmt und zur Bestimmung der Relativverschiebungen zwischen Laschen und dem Mittelholz wurden je Seite drei induktive Wegaufnehmer eingesetzt.

Nach Belastung der Probekörper bis zu einer jeweils definierten Laststufe wurden die Messwerte aufgezeichnet und anschließend die Last zur nächsten Stufe weiter gesteigert. Die Prozedur wurde so lange wiederholt, bis es zum Versagen der Verbindung kam. Aus den Messdaten und den Kalibrierungsinformationen wurden danach die Beanspruchungen und die Last-Verschiebungs-Kurven für jedes Verbin-

dungsmittel rück gerechnet.

In der Abb. 3.87 sind auszugsweise die experimentell (oben links) und rechnerisch (oben rechts) ermittelten Lastverteilungen auf die einzelnen Verbindungsmittel sowie die daraus rechnerisch ermittelten, approximierten Last-Verschiebungs-Kurven je Bolzen (unten links) und gemittelt (unten rechts) für einen Probekörper mit 5 hintereinander angeordneten Bolzen wiedergegeben. Auf der Abszisse ist die Gesamtlast der Verbindung aufgetragen und auf der Ordinate ist der jeweilige Lastanteil der einzelnen Verbindungsmittel 1 bis 5 zu finden. Die dargestellte Einheit ist $lb \cdot 10^8$ ^(a), womit sich eine Bruchlast von rund 80 kN für die Gesamtverbindung sowie eine maximale Bolzenbeanspruchung von ca. 17 kN (Bolzen Nr. 1) und eine minimale Beanspruchung von ca. 15 kN (Bolzen Nr. 4 & 5) ergibt. Die mit der gemittelten Last-Verschiebungs-Beziehung ermittelte rechnerische Gesamttragfähigkeit der Verbindung erreicht ebenso rund 80 kN, wobei sich die einzelnen Anteile kaum voneinander unterscheiden (wegen der Verwendung der gemittelten Kurve rechts unten). Auch wenn die gemittelte Last-Verschiebungs-Beziehung mit einer mittleren Herstellungstoleranz beaufschlagt würde – und somit einem mittleren Anfangsschlupf – könnten die Rechenergebnisse qualitativ nicht verbessert werden. Dadurch ist lt. WILKINSON 1986 [96] bewiesen, dass die zufälligen Herstellungsungenauigkeiten den größten Einfluss auf die Lastverteilung innerhalb einer Reihe von Verbindungsmitteln haben.

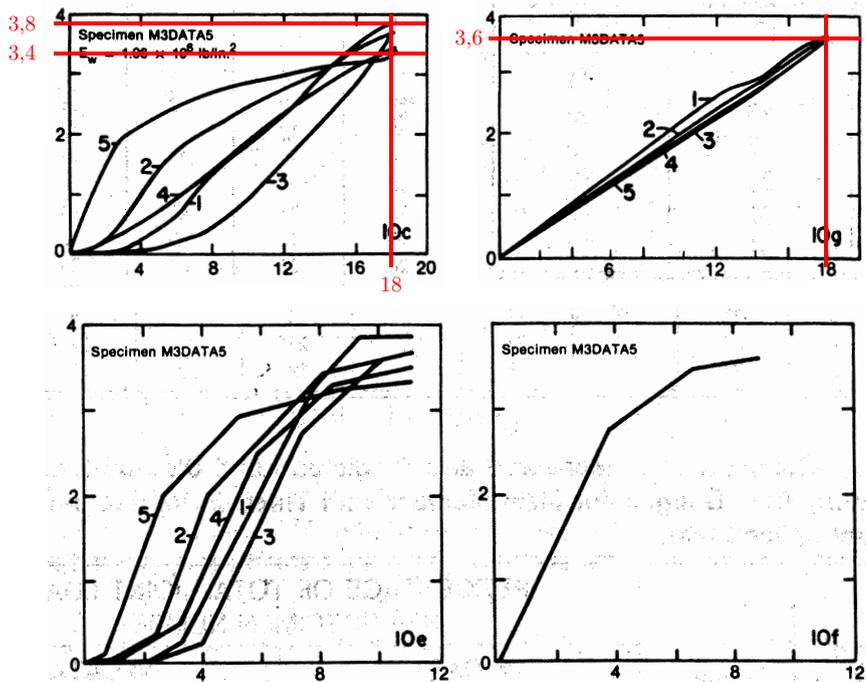


Abb. 3.87: Lastverteilung (experimentell und rechnerisch) und Last-Verschiebungs-Kurven für den Probekörper M3DATA5 (ergänzt aus [96])

a. Dies entspricht rund 4,45 kN.

Es zeigt sich sehr deutlich, dass die Last-Verschiebungs-Kurven der einzelnen Verbindungsmittel bei vorhandenem Lochspiel nicht vorhersagbar sind, weshalb ohne dessen genaue Kenntnis keine adäquate rechnerische Vorhersage des Gesamtverhaltens der Verbindung sowie der Maximalbeanspruchung des maßgebenden Verbindungsmittels möglich ist. Wenn hingegen das Last-Verschiebungs-Verhalten bekannt ist, dann können die Testergebnisse lt. WILKINSON 1986 [96] mit nur maximal 5 % Abweichung rechnerisch ermittelt werden.

Resumee

Auch WILKINSON 1986 [96] kommt zu der erwartbaren Schlussfolgerung, dass die Lastverteilung bei Verbindungen mit mehreren Bolzen ungleichmäßig und somit kleiner als die Summe der Tragwiderstände der Einzelverbindungsmittel ist. Er stützt sich dabei auf ein mathematisches Modell, dessen Eingangsparameter die experimentell ermittelten Last-Verschiebungs-Beziehungen darstellen und konnte zeigen, dass die rechnerischen Ergebnisse – für den Fall der bekannten Parameter – eine sehr gute Übereinstimmung mit den Laboruntersuchungen liefern. Die Anwendung einer gemittelten, abschnittsweisen linearen Approximation der Last-Verschiebungs-Kurve (sei sie auch aus einzelnen Kurven mehrerer Bolzenprüfungen ermittelt) inklusive eines mittleren Schlupfs, kann zwar die mittlere Gesamtlast der Verbindung, nicht jedoch die Lastverteilung auf die einzelnen Bolzen mit ausreichend guter Qualität vorhersagen. Wegen der verwendeten, sehr gedrunenen Bolzen ($\lambda = 1,5$) sind ausreichend große plastische Verformungen in den Stiften, und damit Lastumlagerungen zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln, nahezu unmöglich.

3.5.12 Blaß 1990 & 1991 [9], [10], [11], [12]

Die Ergebnisse einer sehr umfangreichen analytischen, stochastischen und experimentellen Untersuchung über das Tragverhalten von Nagelverbindungen, in denen einer bis zu 400 Nägel in einer Verbindung zusammenwirken können, wurden von BLAß 1990 & 1991 [9], [10], [11], [12] publiziert ^(a).

Experimentelle Untersuchungen

Im Zuge der Verifikation des Rechenmodells aus BLAß 1991 [11] wird von experimentellen Untersuchungen an symmetrischen, zweischittigen Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit amerikanischem Fichtenholzprobekörpern (*Picea engelmannii*) und 9 in einer Verbindung angeordneten Nägeln (ohne Vorbohren eingebracht, aber versetzt angeordnet ^(b)) berichtet. Als besonders erwähnenswert findet der Verfasser die Tatsache, dass an den Hölzern vor den Gruppenversuchen bereits 10 verschiedene Last-Verschiebungs-Kurven für Verbindungen mit jeweils nur einem Nagel (Abb. 3.88, links) ermittelt wurden und somit eine recht gute Kenntnis über das Verhalten der auf Abscheren beanspruchten Nägel im jeweiligen Holzprobekörper vorhanden war. Die Eingangswerte für das mathematische Modell (δ_{ji} und P_{ji}) der Gruppe wurden als arithmetisches Mittel der Lastwerte von jeweils 2 benachbarten Einzelnägeln bestimmt.

a. Siehe auch: BLASS, H.J.: *Load Distribution in Nailed Joints. CIB-W18/23-7-2, Meeting Twenty-Three, Lisbon, 1990.*

b. Die Nägel waren nicht in einer einzelnen Reihe hintereinander angeordnet, weil die Hölzer, an denen zuvor bereits Untersuchungen mit jeweils einem Nagel durchgeführt wurden, teilweise unterhalb der zu erwarteten Tragfähigkeit aufspalteten. Vgl. zur Anordnung auch Abb. 3.88 rechts.

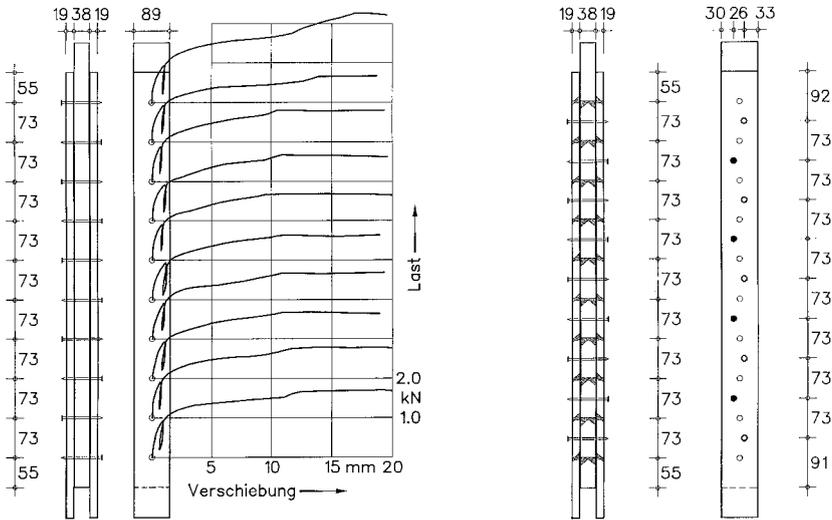


Abb. 3.88: Last-Verschiebung-Kurven aus 10 Einzelversuchen (links) sowie vorgeschädigte Holzstruktur und spätere versetzte Nagelanordnung für die Gruppenversuche (rechts) (aus [11])

Wie beispielsweise an den in der Abb. 3.89 auszugsweise abgebildeten Last-Verschiebungskurven von Gesamtverbindungen zu erkennen ist, war die Übereinstimmung zwischen experimentell ermittelten und mathematisch errechneten Kurven lt. BLAß 1991 [11] als gut bis sehr gut zu beurteilen. Auf dem Niveau der Höchstlasten ließ sich kein signifikanter Einfluss der Anzahl der hintereinander angeordneten Nägel feststellen, was, nach Ansicht des Verfassers, aufgrund der hohen Verformungskapazität dieser Nagelverbindung auch zu erwarten war.

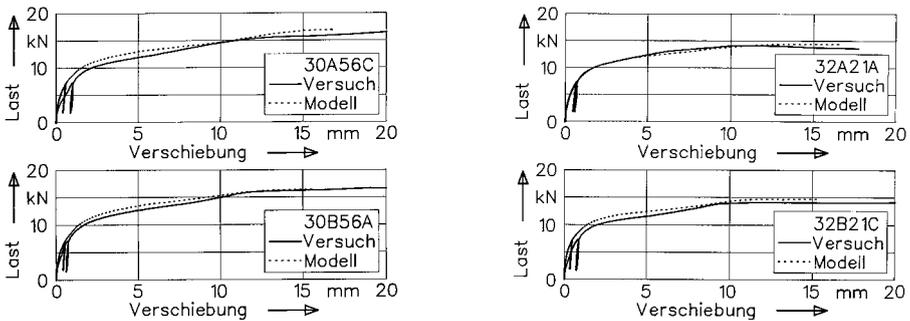


Abb. 3.89: Auszug von Last-Verschiebungskurven aus Versuch und Rechnung (aus [11])

Theoretische Betrachtungen

In seiner analytischen Betrachtung zur Lastverteilung innerhalb einer Nagelgruppe bezieht sich BLAß 1991 [11] auf das mechanische Modell von WILKINSON 1986 [96] (vgl. Gl. [3-77]) und erweitert es um den Einfluss plastischer Vorverformungen. Bei Vorbelastung der Verbindung über die Proportiona-

litätsgrenze der jeweiligen einzelnen Verbindungsmittel hinaus, verbleiben nach der Entlastung inelastische Verformungsanteile im Stift. Die bleibende plastische Verschiebung $\delta_{i,res}$ des i -ten Verbindungsmittels nach der Entlastung um die äußere Kraft ΔF beträgt (vgl. Abb. 3.90):

$$\delta_{i,res} = \delta_i - \frac{\Delta P_i}{C_{e,i}} \tag{3-78}$$

ΔP_i anteilige Entlastung des Verbindungsmittels i infolge der Gesamtentlastung ΔF [N]
 $C_{e,i}$ elastischer Verschiebungsmodul bei Ent- und Wiederbelastung des i -ten Verbindungsmittels [N/mm]

Die Gleichung zur Bestimmung der unbekanntten Kräfte ΔP_i lautet mit den bekannten Bezeichnungen:

$$\frac{\Delta P_{(i-1)}}{C_{e,(i-1)}} - \Delta P_i \cdot \left[\frac{\left(1 + \frac{r_{(i-1)}}{r_i}\right)}{C_{e,i}} + \frac{r_{(i-1)}}{EA_1} + \frac{r_{(i-1)}}{EA_2} \right] + \Delta P_{(i+1)} \cdot \frac{r_{(i-1)}}{r_i \cdot C_{e,(i+1)}} =$$

$$\delta_{(i-1)} - \delta_i \cdot \left(1 + \frac{r_{(i-1)}}{r_i}\right) + \delta_{(i+1)} - P_i \cdot \left(\frac{r_{(i-1)}}{EA_1} + \frac{r_{(i-1)}}{EA_2}\right) \tag{3-79}$$

Daraus ergibt sich erneut ein lineares Gleichungssystem, dessen Lösung zusammen mit den zuvor ermittelten Kräften P_i die Lastverteilung in der Verbindung nach deren Entlastung um die äußere Kraft ΔF ergibt.

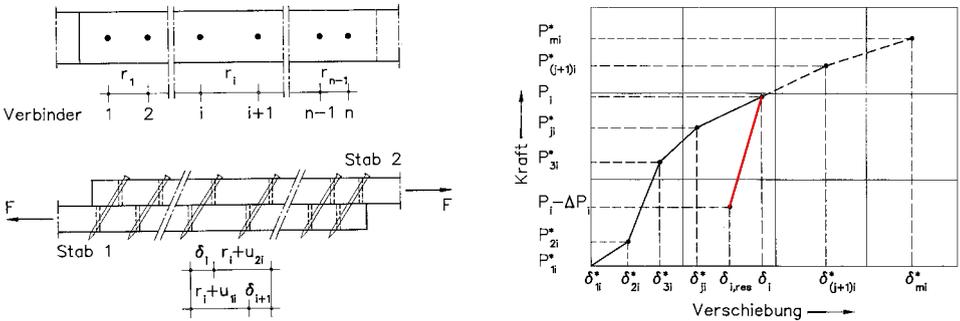


Abb. 3.90: Geometrie und Bezeichnungen in der Verbindung (links) und abschnittsweise lineare Last-Verschiebungskurve des Verbindungsmittels i (rechts) (ergänzt [11])

Für die gegebene Konfiguration (zweischnittige, symmetrische Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit $A_i = 33,82 \text{ cm}^2$ und 9 Nägeln in der Verbindung) hatte sich lt. BLAß 1991 [11] durch Proberechnungen ergeben, dass eine Variation des Elastizitätsmoduls – und damit der Dehnsteifigkeit EA_i – um den Faktor 3 nur einen vernachlässigbar geringen Einfluss hat. Dies deutet, nach Ansicht des Verfassers, erneut darauf hin, dass die entscheidenden Einflussgrößen auf die wirksame Anzahl auf ULS-Niveau das Last-Verformungs-Verhalten der einzelnen Verbindungsmittel und eventuelle Herstellungsungenauigkeiten sind. Im unteren, näherungsweise linear-elastischen Lastbereich (SLS-Niveau) könnten, nach Ansicht des Verfassers, jedoch auch lokale Steifigkeitsunterschiede – und damit unterschiedliche Dehnungen – zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln nicht mehr von vernachlässigbarer Größenordnung sein.

Statistische Simulationen

Um die charakteristischen Werte der Tragfähigkeit von nicht vorgebohrten Nagelverbindungen zu ermitteln, wurden von BLAß 1991 [12] Traglastberechnungen im Rahmen von statistischen Simulationen durchgeführt. Einige Randbedingungen und die Ergebnisse sollen hier wiedergegeben werden, auf die detaillierte Beschreibung der Vorgehensweise sei an dieser Stelle aber mit dem Verweis auf die Quellpublikation verzichtet.

Die Basis für die Simulationen nach der Monte-Carlo-Methode sind das mechanische Modell nach WILKINSON 1986 [96] bzw. dessen Erweiterung von BLAß 1991 [11] und die Korrelationsstruktur sowie die Verteilungsfunktionen der Kennwerte des Last-Verschiebungs-Diagramms^(a), welche aus den Versuchen von BLAß 1990 [9] und [10] ermittelt wurde.

Die Ergebnisse der Simulationen einer Nagelmatrix mit bis zu 10 Reihen und 40 hintereinander angeordneten Nägeln stellen die bezogenen 5%-Fraktilewerte der Traglast dar, und sind links in der Abb. 3.91 wiedergegeben. Es zeigt sich, dass der Einfluss der hintereinander in Faserrichtung angeordneten Nägel kleiner ist als jener der Nagelreihen selbst. Ein Homogenisierungseffekt (infolge eines parallelen Systems) zeichnet sich – mit unterschiedlicher Ausprägung in den beiden Richtungen – deutlich sichtbar ab. Der Einfluss der statistischen Unabhängigkeit der Last-Verschiebungs-Kurven von Nägeln, die in unterschiedlichen Reihen angeordnet sind, ist im rechten Teil der Abbildung zu erkennen: Die mittlere (rote) Linie entspricht den Ergebnissen der linken Tabelle. Die obere Kurve beschreibt eine vollständige, statistische Unabhängigkeit der Kennwerte der Last-Verschiebungs-Kurven und führt somit zum größten Vergütungseffekt^(b) mit rund 17 %^(c) Tragfähigkeitssteigerung im Vergleich zu nur einer Nagelreihe. Die unterste Kurve ergibt sich, wenn die Last-Verschiebungs-Kurvenkennwerte in beiden Richtungen dieselbe Abhängigkeit aufweisen – die Ergebnisse tendieren zum Mittelwert des Einzelverbindungsmitteis.

Nägel pro Reihe	Anzahl der Nagelreihen									
	1	2	3	4	6	8	10			
1	1,00	1,03	1,05	1,04	1,05	1,05	1,06			
2	1,02	1,03	1,04	1,04	1,04	1,05	1,05			
3	1,02	1,04	1,04	1,04	1,05	1,05	1,06			
4	1,01	1,03	1,04	1,06	1,06	1,06	1,06			
5	1,02	1,04	1,03	1,05	1,05	1,05	1,05			
7	1,02	1,04	1,04	1,05	1,07	1,06	1,07			
10	1,01	1,03	1,05	1,05	1,05	1,05	1,05			
15	1,01	1,03	1,06	1,05	1,06	1,06	1,06			
20	1,02	1,04	1,04	1,04	1,05	1,05	1,06			
30	1,02	1,03	1,05	1,05	1,06	1,05	1,05			
40	1,02	1,04	1,05	1,05	1,04	1,05	1,05			

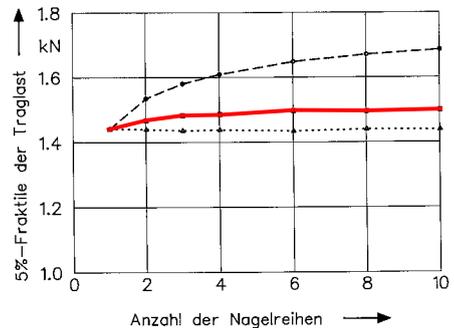


Abb. 3.91: Ergebnis der Simulationsrechnungen (links) und Einfluss der Korrelation zwischen den Nagelreihen (rechts) (aus [12])

- Das Last-Verschiebungs-Verhalten wurde mit der Näherungsfunktion nach Abbildung 3.1 auf Seite 56 und der zugehörigen Gl. [3-2] modelliert. Der Anfangsschlupf w_s ist mit 0 anzunehmen (für nicht vorgebohrte Nägel) und die Bezeichnung Lochleibungsfestigkeit $f_{h,s}$ durch die Bezeichnung für die maximale Kraft F_{max} zu ersetzen.
- Es wird deutlich, dass es sich um ein parallel wirkendes System handelt. Die Funktion, wie sie in der aktuell gültigen Fassung der EN 1995-1-1 [107] für die Systemfestigkeit k_{sys} festgelegt ist, spiegelt sich bei den Simulationsergebnissen von BLAß 1991 [12], nach Ansicht des Verfassers, recht anschaulich wider.
- Die Steigerung um 17 % tritt lt. BLAß 1991 [12] jedoch nur dann auf, wenn die Nägel beispielsweise in Brettschichtholz mit mehreren übereinander liegenden Lamellen so eingeschlagen werden, dass jede Nagelreihe in einer anderen Brettlamelle zu liegen kommt. Bei anderen Grundmaterialien wie z. B. Vollholz, oder aber auch liegendem BSH (Anm. d. Verfassers), wird der Vergütungseffekt infolge mehrerer Reihen mit einem geringeren Faktor von 1,04 angegeben.

Resumee

Die Arbeiten von BLAß 1990 & 1991 sind, nach Ansicht des Verfassers, als wegweisend für das Vorgehen hinsichtlich der Gruppenwirkung von Verbindungsmitteln mit keinen bis sehr geringen Herstellungsgenauigkeiten (hierzu zählt sich auch das vorliegende Verbindungssystem der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben) zu sehen. Solange ein ausreichendes Verformungsvermögen gegeben ist, bleibt als einzige, maßgebende Einflussgröße auf die Verteilung der Beanspruchungen auf die Einzelverbindungsmittel in einer Verbindung ausschließlich das Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels.

Im Gegensatz zur auf Abscheren beanspruchten Nagelverbindung mit schlanken Stiften ist das Verformungsvermögen bei den Schrauben des vorliegenden Verbindungssystems mit max. rund 2 mm begrenzt, weswegen mögliche Lastumlagerungen bereits bei sehr kleinen Verformungen stattfinden müssen^(a). Die Effekte sind, nach Erkenntnissen des Verfassers, von ähnlicher Ausprägung – zumindest für den Fall der Traglast. Im Bereich des Gebrauchslastniveaus (unterhalb der Proportionalitätsgrenze) ist zu erwarten, dass die Ergebnisse des Vergütungseffekts deutlich ungünstiger ausfallen^(b).

3.5.13 Zahn 1991 [97]

Mit dem Ziel, für die US-amerikanische Bemessungsnorm NDS Bemessungsgleichungen, anstatt der bis hin verwendeten tabellarischen Darstellung, der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln anzugeben, publizierte ZAHN 1991 [97] seine Arbeit als Zusammenfassung früherer Untersuchungen (insbesondere jener von LANTOS 1969 [59]). Dabei sah er vor allem die erforderliche doppelte Interpolation sowie die begrenzten Bauteilabmessungen aber auch die Fehler in der Anwendung bei Beanspruchung rechtwinklig zur Faserrichtung in den Tabellen als großen Nachteil gegenüber einer Bemessungsgleichung.

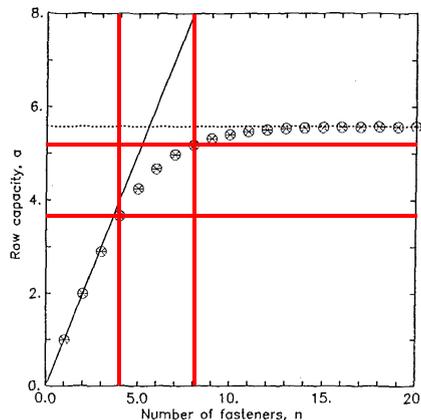


Abb. 3.92: Asymptotische Annäherung von n_{ef} an ihre theoretische Obergrenze (aus [97])

Des Weiteren gelang es ihm, die beiden Bestimmungsgleichungen für die Beanspruchung des ersten und

a. Dies ergeben die Beobachtungen aus den experimentellen Untersuchungen des Verfassers.

b. Siehe oben. Der Verfasser wäre daran interessiert, welche Ergebnisse sich aus den Simulationen von BLAß 1991 [12] auf dem Gebrauchslastniveau ergeben würden, geht jedoch davon aus, dass es auch hier zu bezogenen Werten für $n_{ef,SLS} < 1,0$ kommen wird.

letzten Verbindungsmittels einer Reihe nach LANTOS 1969 [59], auf eine einzige Gleichung zu reduzieren. Zusätzlich demonstrierte er, dass es für jede Kombination der Eingangswerte (Dehnsteifigkeiten EA_i und Verbindungsmittelsteifigkeit γ sowie Mindestabstände S) eine Asymptote als Obergrenze für die wirksame Anzahl gibt, die auch bei Vergrößerung der Anzahl n nicht überschritten werden kann (vgl. Abb. 3.92). Für das unten wiedergegebene Beispiel lässt sich deutlich ablesen, dass der Einsatz von mehr als 5 bis 6 hintereinanderliegenden Verbindungsmitteln nicht sinnvoll wäre. Während die Effizienz bei 4 Verbindungsmitteln noch bei über 90 % liegt, reduziert sich dieser Wert bei Verdoppelung auf 8 hintereinanderliegende Verbindungsmittel auf rund 65 %.

3.5.14 Gehri 1992 [37]

Als Beitrag zur europäischen Holzbaunormung brachte GEHRI 1992 ^(a) den folgenden schweizer Vorschlag zur Bestimmung der wirksamen Anzahl für Bolzen, Stabdübel oder Schrauben ein (dieser Beitrag liegt dem Verfasser unglücklicherweise nicht vor, und wurde daher aus den Angaben von MISCHLER 1998 [67] entnommen ^(b)). Dabei findet nicht nur die geometrische Schlankheit des Stiftes als Verhältnis der Holzdicke zum Nenndurchmesser seine Berücksichtigung, sondern über die effektive Schlankheit auch der Versagensmodus nach JOHANSEN 1949 [47]:

$$n_{ef} = 2 \cdot \left(\frac{n}{2}\right)^{k_j \cdot \lambda_r} \quad \text{mit} \quad [3-80]$$

$$\lambda_r = \frac{\lambda_{ef}}{\lambda_y} \leq 1 \quad \text{und} \quad [3-80.a]$$

$$\lambda_{ef} = \frac{t}{d} \quad \text{und für das Beispiel der mehrschnittigen Holz-Stahlblech-Verbindung mit} \quad [3-80.b]$$

$$\lambda_y = 1,55 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot f_{u,k}}{f_{h,k}}} \quad [3-80.c]$$

k_j Faktor zur Berücksichtigung der Verbindungsgeometrie und der Herstellungstoleranzen (empfohlener Wert von 0,8 ohne weiteren Nachweis eines günstigeren Verhaltens) [-]

λ_r relative Schlankheit des Verbindungsmittels [-]

λ_{ef} geometrische Schlankheit des Verbindungsmittels [-]

λ_y effektive Schlankheit des Verbindungsmittels in Abhängigkeit der Verbindungskonfiguration [-]

$f_{u,k}$ charakteristischer Wert der Zugfestigkeit des Verbindungsmittelstahls [N/mm²]

$f_{h,k}$ charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit des Holzes [N/mm²]

Der wesentliche Unterschied zu vorherigen Angaben hinsichtlich der Berechnung der wirksamen Anzahl liegt in diesem Vorschlag darin, dass der Einfluss des Versagensmechanismus (Zielmechanismus ist der Modus III nach Johansen) klar zum Ausdruck gebracht wurde. Dennoch legt GEHRI 1992 nahe, dass vor allem die Herstellungstoleranzen einen entscheidenden Einfluss haben, auch wenn ausreichend schlanke Verbindungsmittel ($\lambda_r = 1$) eingesetzt werden. Verbindungen sind daher möglichst duktil zu gestalten, wodurch nicht nur die maximierte Wirkung des Einzelverbindungsmittels sondern auch die der Gesamtverbindung zu erreichen ist.

a. GEHRI, E.: *Swiss proposals for new formulations and comments on Eurocode 5 – Part 1. 1992.*

b. *Wie vollständig diese sind, ist dem Verfasser jedoch nicht bekannt.*

3.5.15 Mettem 1992

Die Ergebnisse einer Literaturstudie sowie von experimentellen und numerischen Untersuchungen hinsichtlich der wirksamen Anzahl wurden von METTEM ET AL. 1992 ^(a) publiziert. Die Literaturstelle ist daher der Vollständigkeit halber genannt, die Inhalte sollen hier aber nicht diskutiert werden.

3.5.16 Blaß 1995, C15 in [20]

Ein kurzer, aber prägnanter Beitrag zum Tragverhalten von Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln von BLAß 1995 findet sich in C15 [20]. Darin werden die Erkenntnisse der wichtigsten, bis dahin entstandenen Arbeiten, zusammengefasst. Neben der Bezugnahme auf LANTOS 1969 [59] und CRAMER 1968 [29] mit deren Arbeiten zur rechnerischen Ermittlung der ungleichmäßigen Beanspruchungsverteilung steht insbesondere auch WILKINSON 1986 [96] mit seinen Untersuchungen und Schlussfolgerungen zum Einfluss der Herstellungstoleranzen im Fokus. Es werden die folgenden Punkte als wichtigste Einflussgrößen zur wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln genannt ^(b):

- Dehnungsunterschiede der zu verbindenden Teile (z. B. LANTOS 1969 [59])
- Plastische Verformungen der Verbindungsmittel (z. B. ISYUMOV 1967 ^(c))
- Kriechen (z. B. LANTOS 1969 [59])
- Spaltgefahr des Holzes (z. B. CRAMER 1968 [29]) und Mindestabstände
- Verstärkte Anschlussbereiche (z. B. WERNER 2000 [94])
- Herstellungsungenauigkeiten (z. B. WILKINSON 1986 [96])
- Variation des Last-Verformungs-Verhalten der Verbindungsmittel (z. B. WILKINSON 1986 [96])

Dem letzten Punkt – dem unterschiedlichen Last-Verformungs-Verhalten der einzelnen Verbindungsmittel – kommt eine besondere Bedeutung zu, da damit entweder eine ausgeprägte Ungleichmäßigkeit (bei Verbindungsmitteln mit geringer plastischer Verformungskapazität wie gedrunenen Bolzen oder großen Herstellungstoleranzen) oder aber eine nahezu gleichmäßige Beanspruchung (bei schlanken Verbindungsmitteln und ausreichenden Mindestabständen) der einzelnen Verbindungsmittel einer Gruppe einhergeht. Diese Variation im Last-Verformungs-Verhalten lassen sich in erster Linie auf die variierenden Holzeigenschaften (wie z. B. Äste oder lokale Schrägfaser) um das Verbindungsmittel zurückführen.

In Abhängigkeit der Korrelation des Last-Verschiebungs-Verhaltens der einzelnen Verbindungsmittel zueinander (sei es hintereinander in Faserrichtung oder rechtwinklig dazu), kommt es bei einer Gruppe von Verbindungsmitteln zu einer Homogenisierung in der Verbindung, solange die Verformungskapazität groß genug ist. Diese Homogenisierung (des charakteristischen Wertes der Tragfähigkeit) fällt umso stärker aus, je geringer die statistische Abhängigkeit zwischen den Last-Verschiebungs-Kurven der einzelnen Verbindungsmittel ist, und je mehr Verbindungsmittel in einer Verbindung zusammenwirken ^(d).

a. METTEM, C.J.; PAGE, A.V.: *Multiple-fastener Dowel-Type Joints – A selected Review of Research and Codes. CIB-W18/25-7-11, Meeting Twenty-Five, Ahus, 1992.*

METTEM, C.J.; PAGE, A.V.: *Load Distributions in Multiple-Fastener Bolted Joints in European Whitewood Glulam with Steel Side Plates. CIB-W18/25-7-12, Meeting Twenty-Five, Ahus, 1992.*

b. Die Referenzen in Klammern wurden vom Verfasser hinzugefügt.

c. Die Veröffentlichung liegt dem Verfasser unglücklicherweise nicht vor – der Verfasser geht jedoch davon aus, dass die positiven Effekte der plastischen Verformungen in den Verbindungsmitteln – wie sie bereits z. B. von VOLKERSEN 1952 [92] beschrieben wurden – dazu führen, dass es zu einer gleichmäßigeren Lastverteilung innerhalb der Verbindungsmittelreihe kommt.

ISYUMOV, N.: *Load distribution in multiple shear-plate joints in timber. Forestry Branch Departmental Publication N. 1203. Department of Forestry and Rural Development, Ottawa, Ontario, 1967.*

d. Vgl. hierzu BLAß 1991 [12]

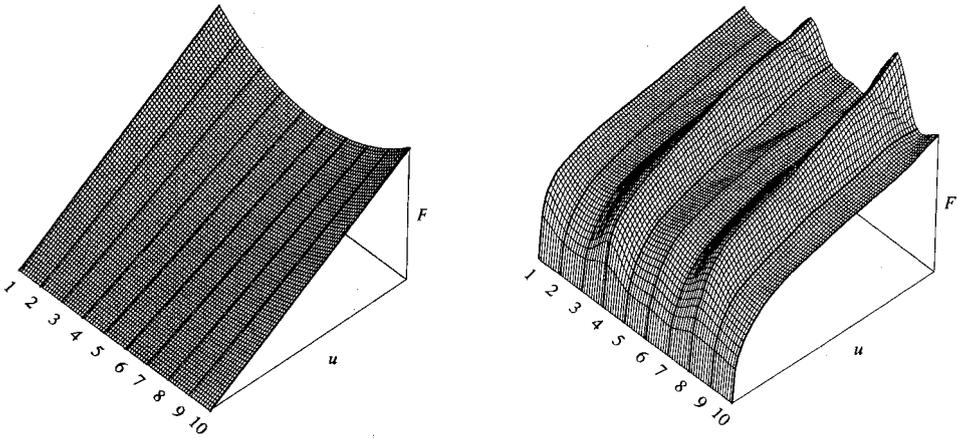


Abb. 3.93: Beispiele für die Lastverteilung: elastisch nach LANTOS 1967 [58] (links) bzw. bei unterschiedlicher Verbindungsmittelsteifigkeit (rechts) (aus C15 in [20])

3.5.17 Jorissen 1998 [49]

Die sowohl umfassendste als auch einflussreichste Arbeit aus Europa zum Thema der Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit einem oder mehreren Bolzen stammt von JORISSEN 1998 [49] und deren Ergebnisse bilden die heutige Basis für die Ermittlung der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln bei Stabdübel-, Passbolzen- oder Bolzenverbindungen (vgl. Gleichung 2-14 auf Seite 40) in der europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107].

Als Randbedingungen werden von ihm neben dem ausschließlich faserparallelen Kraftangriff vor allem die Symmetrie der Zuglaschenverbindung genannt. Die Inhalte der Arbeit reichen dabei von der Ableitung von Gleichungen zur Ermittlung der Tragfähigkeit für gedrungene Einzelverbindungsmittel^(a) auf der Basis der Bruchmechanik, über die mechanische Modellierung der Verbindungsmittelgruppe mit Hilfe eines Federmodells in Form eines Computerprogramms, bis hin zu umfangreichen experimentellen Untersuchungen zur Verifikation der theoretischen Annahmen. Aufgrund des Umfangs der Arbeit von JORISSEN 1998 [49] sollen in diesem Abschnitt nur die essenziellen, die Gruppenwirkung und deren Einflussparameter betreffenden, Überlegungen und Ergebnisse auszugswise wiedergegeben und diskutiert werden. Als maßgebende Faktoren wurden von ihm – ähnlich wie in den bisher diskutierten Literaturstellen – die Anzahl der Verbindungsmittel n , die Abstände untereinander in Faserrichtung a_1 sowie die Schlankheit λ der Verbindungsmittel identifiziert.

Theoretische Betrachtungen

Um die Nachteile des Modells von VAN DER PUT 1976 (vgl. Abschnitt 3.5.10 auf Seite 175) zu beseitigen, entwickelte JORISSEN 1998 [49] ein mechanisches Modell (Federmodell) zur Berechnung der Lastverteilung in Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln, mit der das nichtlineare Last-Verschiebungs-

a. In der Regel ist die Tragfähigkeit des einzelnen Verbindungsmittels nach dem EYM von JOHANSEN 1949 [47] zu berechnen. Bei gedrungenen Verbindungsmitteln treten die, der Theorie zu Grunde liegenden, Annahmen von plastischem Verhalten des Holzes und des Stiftes nicht mehr zu. Vielmehr ist das Versagen durch ein sprödes Versagen des Holzes infolge (kumulierter) Schub- und Querzugbeanspruchungen charakterisiert.

Verhalten (siehe Abb. 3.94, rechts) und gegebenenfalls die Herstellungsungenauigkeiten für jedes Verbindungsmittel individuell und zufällig berücksichtigt werden können. Die Form und die Bezeichnungen der Last-Verschiebungs-Kurve geht dabei auf BLASS 1991 [12] zurück (vgl. auch Abbildung 3.1 auf Seite 56 dieser Arbeit). Das Verhalten des Holzes zwischen den Verbindungsmitteln wurde als linear-elastisch und konstant über den Querschnitt angenommen.

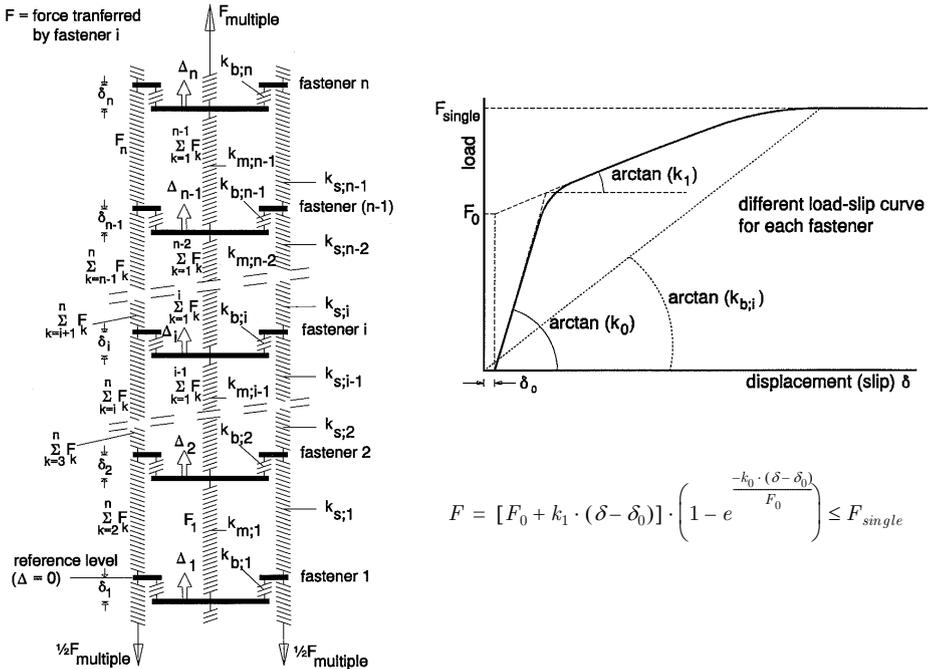


Abb. 3.94: Federmodell (links) und Last-Verschiebungs-Modell für das einzelne Verbindungsmittel (rechts) (aus [49])

Mit Hilfe dieses Federmodells, und infolge der Implementierung einer Versagenshypothese, können die Auswirkungen der Variation folgender Parameter studiert werden (die Auswirkungen sind in Klammer beschrieben):

- Last-Verschiebungs-Verhalten einzelner Verbindungsmittel ^(a) (das maßgebende Verbindungsmittel ist nicht mehr zwangsläufig das erste oder letzte der Reihe, wie es sich bei rein linear-elastischem Verschiebungsansatz ergeben würde)
- Abstände a_1 untereinander (1. Einfluss des Dehnungsverhaltens der Holzteile kann durch Variation gesteuert werden; 2. maßgebender Einfluss auf die Versagenslast des Verbindungsmittels – siehe nächster Unterabschnitt *Versagenshypothese*)
- Rohdichte ρ der Hölzer (und damit sowohl der E-Modul ^(b) als auch die Lochleibungsfestigkeit)

a. Nach JORISSEN 1998 [49] zeigen die Ergebnisse der Simulationen keine besonders stark ausgeprägte Abhängigkeit von der Form der Last-Verschiebungs-Kurve (und somit von den Parametern k_0 , k_1 und F_0), weshalb diese in den Berechnungen konstant gehalten wurden.

keit) ^(a)

- Herstellungstoleranz mittels Schlupf δ_0 (quasi Ausfall einzelner Verbindungsmittel mit großem Lochspiel bzw. erst späte Beteiligung an der Lastabtragung der Gesamtverbindung)

Die nachfolgenden Gleichungen stellen somit – zusammen mit der *Versagenstheorie* weiter unten – die Basis für die iterative Berechnung der Beanspruchung einzelner Verbindungsmittel einer Gruppe, also dem Federmodell von JORISSEN 1998 [49], dar:

$$A_i = A_{i-1} + \frac{\sum_{k=1}^{i-1} F_k}{k_{m;i-1}} = \delta_i + \sum_{j=2}^i \left(\frac{\sum_{k=j}^n F_k}{k_{s;j-1}} \right) \tag{3-81}$$

$$\delta_i = \frac{F_i}{k_{b;i}} \tag{3-81.a}$$

$$k_{s;i} = \frac{E_{s;i} \cdot A_s}{a_{1;i}} \tag{3-81.b}$$

$$k_{m;i} = \frac{E_{m;i} \cdot A_m}{a_{1;i}} \tag{3-81.c}$$

- F_i iterativ zu berechnende Last des Verbindungsmittels i [N]
- $k_{b;i}$ Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels i unter Berücksichtigung der Nichtlinearität und der Beziehung nach Abb. 3.94, rechts [N/mm]
- $k_{s(m);i}$ Steifigkeit des Seitenholzes (Index s) bzw. des Mittelholzes (Index m) [N/mm]

Das Ergebnis einer derartigen Simulationsrechnung für eine Gruppe mit 4 hintereinander angeordneten Bolzen ist in der nachfolgenden Abb. 3.95 dargestellt. Den einzigen variablen Parameter stellt der unterschiedliche Anfangsschlupf $\delta_{0,i}$ der einzelnen Verbindungsmittel mit Werten zwischen 0,3 und 1,5 dar. JORISSEN 1998 [49] gibt an, dass das Tragverhalten der Gruppe jedoch weniger durch den Anfangsschlupf beeinflusst wird (da sich bei einer Verformung der Verbindung von rund 2,5 mm bereits alle Verbindungsmittel annähernd gleichmäßig beteiligen), sondern vielmehr durch die gegenseitige Beeinflussung der Schub- und Querzugspannungen im Holz, was definitionsgemäß zu einer Reduktion der Tragfähigkeit für die einzelnen Bolzen gemäß Gl. [3-82] führt.

Bei Berechnung der wirksamen Anzahl gemäß Gleichung 2-14 auf Seite 40 dieser Arbeit ergibt sich n_{ef} zu $0,75 \cdot n$, was eine sehr gute Übereinstimmung darstellt, jedoch wenig verwunderlich ist, da diese Gleichung auf der Arbeit von JORISSEN 1998 [49] basiert.

Resumierend über das Berechnungsmodell gibt JORISSEN 1998 [49] an, dass die Anzahl der Verbindungsmittel, die Abstände untereinander sowie die Schlankheit der Verbindungsmittel zusammen die maßgebenden Einflussparameter auf die Gruppenwirkung darstellen. Dem Abstand zum Hirnholzende $a_{3,t}$ (solange mindestens so groß wie der Abstand a_1 untereinander) sowie den Herstellungstoleranzen (bei Verformungen über 3 mm praktisch nahezu irrelevant) wird weniger Gewicht beigemessen. Grundsätzlich wird von ihm die Vorhersage der Tragfähigkeit der Verbindung mit dem Federmodell als gut, die

b. JORISSEN 1998 [49] geht von folgendem Zusammenhang zwischen Rohdichte und Elastizitätsmodul aus: $E_0 = 48 \cdot \rho^{0,91}$.
 a. JORISSEN 1998 [49] geht von folgendem Zusammenhang zwischen Rohdichte und Lochleibungsfestigkeit aus (entspricht EN 1995-1-1 [107]): $f_h = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho$.

Einschätzung der Verschiebung jedoch als eher schlecht beurteilt, was aber aufgrund der experimentellen Erfahrungen (im Versuch ergaben sich meist größere Verformungen als aus der Rechnung) kaum einen Einfluss auf die Genauigkeit der Vorhersage der Tragfähigkeit habe.

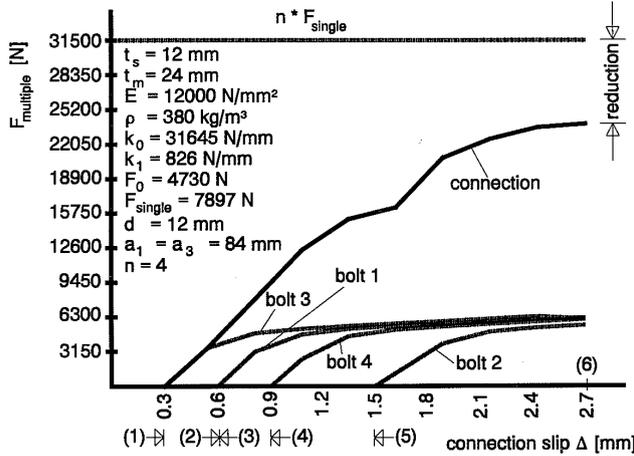


Abb. 3.95: Beispiel für die Lastverteilung in einer Gruppe von 4 Bolzen nach Simulationsrechnung mit dem Federmodell von JORISSEN (aus [49])

Versagenshypothese

Die wissenschaftliche Arbeit von JORISSEN 1998 [49] umfasst neben der Modellierung der Verbindung als Federsystem auch wesentliche Überlegungen zum Versagen einzelner Verbindungsmittel. Als maßgebend werden von ihm dabei die kumulierten^(a) Querzug- und Schubspannungen bzw. deren gegenseitige Abhängigkeit im Holz im Bereich a_1 hinter dem jeweiligen Verbindungsmittel angenommen. Wenn also die Beanspruchungen des Verbindungsmittels i die Tragfähigkeit F_{single} ^(b) (z. B. nach JOHANSEN 1949 [47] oder dem bruchmechanischen Ansatz nach JORISSEN 1998 [49], abhängig von der Schlankheit des Verbindungsmittels) erreicht, kommt es zu einer rechnerischen Reduktion der Tragfähigkeit für das einzelne Verbindungsmittel F_i , was mit der nachfolgenden Gleichung beschrieben ist:

- a. Als „kumuliert“ bezeichnet JORISSEN 1998 [49] die Schub- aber insbesondere die Querzugspannungen deshalb, weil sie sich am Ende der Strecke a_1 noch nicht vollständig abgebaut haben und daher die Versagenslast von Verbindungsmittel $i+1$ von der Beanspruchungssituation des vorher liegenden Verbindungsmittels i beeinflusst ist.
- b. Die theoretischen Betrachtungen und die Funktion zur Ermittlung des Tragwiderstandes $F_{v,FM}$ eines, auf Abscheren beanspruchten gedungenen Bolzens auf Basis der bruchmechanischen Ansätze ist der Arbeit von JORISSEN 1998 [49] ab der Seite 22 zu entnehmen. Die Gleichung zur Berechnung des Tragwiderstandes für ein zweischnitig beanspruchtes Verbindungsmittel lautet nach JORISSEN 1998 [49], S. 27:

$$F_{v,FM} = F_{single} = t \cdot \sqrt{\frac{G_c \cdot E_0 \cdot d \cdot (2 \cdot h - d)}{h}}$$

t Holzdicke

G_c ... Bruchenergie für den gemischten Modus aus I und II (Querzug und Schub in der Ebene)

E_0 ... Elastizitätsmodul parallel zur Faserrichtung

d Nenn Durchmesser des Verbindungsmittels

h Holzbreite oder Abstand a_2 rechtwinklig zur Faserrichtung

$$F_i = \min\left\{\frac{f_{t,90}}{\sigma_{t,90}}, \frac{f_v}{\sigma_v}\right\} \cdot F_{single} \quad [3-82]$$

- $f_{t,90}$ Querkzugfestigkeit [N/mm²]
- $\sigma_{t,90}$ Querkzugspannung [N/mm²]
- f_v Schubfestigkeit [N/mm²]
- σ_v Schubspannung [N/mm²]
- F_{single} Tragfähigkeit des einzelnen Verbindungsmittels [N]

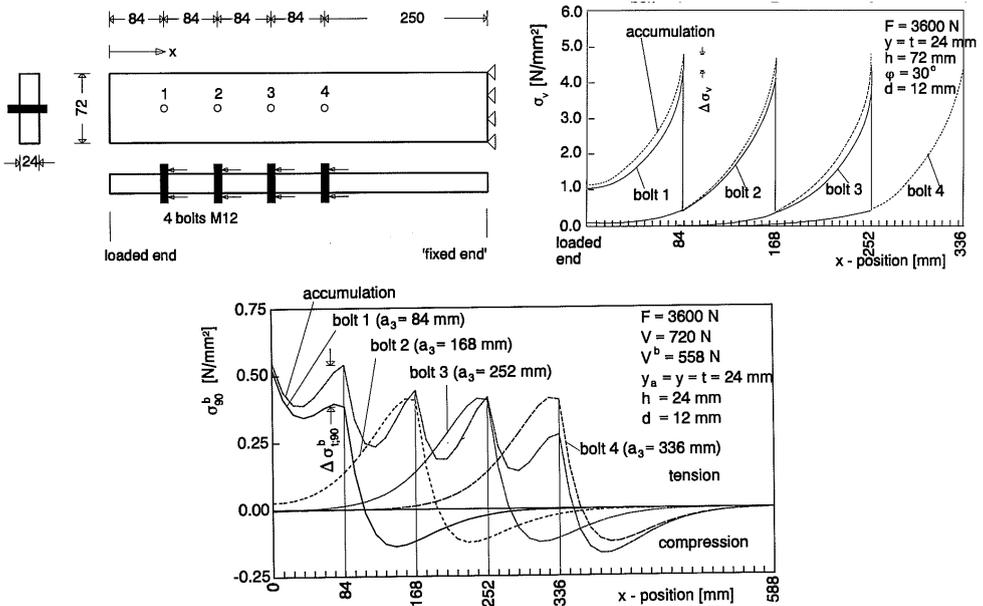


Abb. 3.96: Systemskizze (oben Links) und Verlauf der Schubspannungen (oben Rechts) und Schubspannungen (unten Mitte) im Bereich um eine Gruppe von 4 Bolzen (aus [49])

Durch die rechnerisch ermittelten Querkzug- und Schubspannungen kann von JORISSEN 1998 [49] eine rechnerische Bruchlast für jedes individuelle Verbindungsmittel als Versagenskriterium angegeben werden, wodurch die tatsächliche Lastverteilung in einer Gruppe besser abgebildet werden kann. Die theoretischen Spannungsverläufe und die damit einhergehende Spannungsakkumulation für eine Verbindung mit 4 Bolzen sind in der Abb. 3.96 wiedergegeben.

Experimentelle Untersuchungen

Zur Verifikation seines Modells führte JORISSEN 1998 [49] eine umfangreiche Reihe an Laboruntersuchungen an zweischnittigen Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit europäischem Fichtenholz (*Picea abies*) und M12-Bolzen (größtenteils) unter Variation der End- und Zwischenabstände sowie der Schlankheit (mit Hilfe unterschiedliche Holzdicken) durch. Die Verbindungsmittellanzahl wurde dabei zwischen 1 und 9 variiert, wobei auch zweireihige Verbindungen mit jeweils 5 Bolzen hintereinander geprüft wurden. Die Versuche wurden entweder als Druck- oder als Zugscherprüfung durchgeführt, wobei die Ein-

zerverbindungsmittel ausschließlich in der Druckscherkonfiguration geprüft wurden.

Aus den Ergebnissen der Prüfungen von Einzelverbindungsmitteln wurden die Parameter k_0 , k_1 , F_0 und F_{single} sowie deren statistische Verteilung (mittels Mittelwert und Variationskoeffizient einer Normalverteilung) zur Beschreibung des individuellen Last-Verschiebungs-Verhaltens (vgl. Abb. 3.94) als Eingangsparameter für die Simulationsberechnungen mit dem Federmodell bzw. zur Rückrechnung der Reduktion infolge einer Gruppe bestimmt.

Aus den Ergebnissen der Prüfungen von Verbindungen mit einer Gruppe von Verbindungsmitteln, wurden die Einflussparameter auf die Gruppenwirkung n_{ef} extrahiert. Als maßgebend werden die Anzahl n der Verbindungsmittel hintereinander in Faserrichtung, die Mindestabstände a_1 untereinander sowie die Schlankheit λ der Verbindungsmittel genannt. Bei Verbindungen mit 2 Reihen ergab sich im Mittel eine Reduktion um 10 % im Vergleich zu nur einer Verbindungsmittelreihe.

Eine, nach Ansicht des Verfassers, bemerkenswerte ^(a) Erkenntnis aus den experimentellen Untersuchungen von JORISSEN 1998 [49] ist die Tatsache, dass die Gruppenwirkung einen deutlich größeren Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung hat als auf deren Tragfähigkeit. Er schlug daher die folgende Funktion zur Ermittlung des Verschiebungsmoduls k_{ser} vor, wobei der Hauptgrund für die Reduktion seiner Ansicht nach der unterschiedliche Anfangsschlupf der Verbindungsmittel ist ^(b):

$$k_{\text{ser}} = k_{\text{bolt}} \cdot \frac{\rho_k^{1,5} \cdot d}{20} = 0,3 \cdot \frac{20}{23} \cdot 1,15^{1,5} \cdot \frac{\rho_k^{1,5} \cdot d}{20} = 0,322 \cdot \frac{\rho_m^{1,5} \cdot d}{23} \quad [3-83]$$

k_{bolt} Reduktionsfaktor für die Steifigkeit in einer Gruppe von Verbindungsmitteln, unter Berücksichtigung unterschiedlicher Zusammenhänge der damaligen Arbeit nach JORISSEN 1998 [49] bzw. den aktuell gültigen Regelungen in EN 1995-1-1 [107] ^(c) und ON B 1995-1-1 [113] ^(d)

Im Gegensatz zu den Ergebnissen der wirksamen Anzahl n_{ef} für die Berechnung der Abminderung der Tragfähigkeit einer Gruppe von Verbindungsmitteln, hat diese Erkenntnis den Weg in die Europäische Normung nicht gefunden, wobei die Gründe dafür dem Verfasser nicht bekannt sind.

Einflussfaktoren auf die wirksame Anzahl

Abschließend soll kurz auf die Analyse von JORISSEN 1998 [49] hinsichtlich der wirksamen Anzahl als Schlussfolgerung aus den experimentellen Untersuchungen und den mathematischen Simulationen eingegangen werden.

- Abstände a_1 untereinander: Haben, nahezu unabhängig von der Verbindungsmittelschlankheit, einen erheblichen Einfluss, der erst bei mehr als 11 d verschwindet.
- Abstände $a_{3,t}$ zum Hirnholzende: Haben bei Werten von 5 d und 7 d keinen erkennbaren Einfluss; die Auswirkungen wurde aber auch nicht explizit untersucht.
- Schlankheit λ der Verbindungsmittel: Haben einen beträchtlichen Einfluss, der erst bei großen Schlankheiten ($\lambda > 6$) vernachlässigbar wird.

a. *Bemerkenswert deshalb, weil auch der Verfasser in seinen eigenen experimentellen Untersuchungen ein derartiges Phänomen beobachten konnte.*

b. *Eine zusammenfassende Analyse über den Einfluss der wirksamen Anzahl auf die Steifigkeit ist zu finden in: JORISSEN, A.: The Stiffness of Multiple Bolted Connections. CIB-W18/32-7-6, Meeting Thirty-Two, Graz, Austria, 1999.*

c. *Gemäß EN 1995-1-1 [107] ist der Verschiebungsmodul mit aus dem Mittelwert der Rohdichte zu berechnen und der Divisor beträgt mittlerweile 23 anstatt 20.*

d. *Gemäß ON B 1995-1-1 [113] darf der Mittelwert der Rohdichte aus dem Produkt $\rho_k \cdot 1,15$ ermittelt werden.*

- Herstellungungenauigkeiten δ_0 : Sind bei kleinen Verschiebungen maßgebend, jedoch ab rund 2 mm Verschiebung nur mehr für eine rund 10%-ige Verringerung verantwortlich.
- Anzahl n der Verbindungsmittel in einer Reihe: Die relative Abminderung ist für 2 Verbindungsmittel am stärksten, beträgt aber bei vielen (ab 5) Verbindungsmitteln nicht mehr als rund 20 %.
- Anzahl m der Verbindungsmittelreihen: Aus den Versuchsergebnissen zeigte sich keine klare Tendenz (± 10 %). In den Schlussfolgerungen wird der Einfluss jedoch mit einer Reduktion von 10 % angegeben ^(a).
- Durchmesser d des Verbindungsmittels: Theoretische ^(b) Abhängigkeit, die sich mit zunehmendem Durchmesser verringert.
- Belastungsrichtung: Bei Versuchsdurchführung als Zugscherprüfung sind die erreichbaren Tragfähigkeiten tendenziell etwas geringer als bei Druckscherprüfungen.
- Jahrringbreite: Es wurde kein Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Jahrringbreite oder Rohdichte und Jahrringbreite gefunden.
- Rohdichte ρ : Ein eindeutiger Zusammenhang konnte nicht gefunden werden. Auf die rechnerischen Ergebnisse ist der Einfluss jedoch merklich, da sowohl die Lochleibungsfestigkeit f_h als auch die Bruchenergie G_c sehr stark von der Rohdichte abhängen.

Resumee

Die Forschungsarbeit von JORISSEN 1998 [49] stellt die Basis für die gegenwärtig in der europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] verankerten Abminderungsfunktion für n_{ef} (Gleichung 2-14 auf Seite 40) dar. In umfangreichen theoretischen und experimentellen Untersuchungen wurden die Anzahl, die Schlankheit des Stiftes sowie die Abstände untereinander als die maßgebenden Einflussparameter identifiziert. Für gedrungene Verbindungsmittel wurde ein, auf der Bruchmechanik (FM) basierender, Ansatz zur Berechnung der Tragfähigkeit von auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln entwickelt, der Zusätzlich zum Versagensmodus I (EYM) nach JOHANSEN 1949 [47] zu untersuchen wäre ^(c).

Für die Überlegungen zum gegenständlichen Verbindungssystem, mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde, sind für den Verfasser vor allem die Aussagen zum Einfluss der Schlankheit sowie das analytische Federmodell von Interesse. Aus diesem Grund wird das Federmodell von JORISSEN 1998 [49] auch zur Analyse der wirksamen Anzahl beim gegenständlichen Verbindungssystem angewandt (vgl. Kapitel 5.3.4 – Lösung nach Jorissen).

a. Möglicherweise auch unter Berufung auf den damals gültigen Canadian Code O86.1-94, wo ein Abminderungsfaktor von 0,8 für 2 Reihen und von 0,6 für drei Reihen gefordert wird. Die aktuelle Fassung O86-14 [112] fordert eine derartige Abminderung jedoch nicht mehr.

b. Es wurden keine Versuche dahingehend durchgeführt. Die Ergebnisse sind rein rechnerisch und nur schwer zu interpretieren, da möglicherweise die Einflüsse der Schlankheit jene aus dem Durchmesser überlagern. Zudem sind die Bezugswerte der Tragfähigkeit mit verschiedenen Rechenmodellen ermittelt worden (FM für $\lambda = 3$ und EYM für $\lambda = 6$).

c. Diese These wird jedoch von MISCHLER ET AL. 1999 [68] mit dem Argument widerlegt, dass die Bezugswerte (Tragfähigkeit des Einzelverbindungsmittels nach FM oder EYM) vermischt würden. Der Modus I nach JOHANSEN 1949 [68] sei weniger ein Versagensmodus als die Definition für die Lochleibungsfestigkeit selbst in der Form: $f_h = F / (d \cdot t)$. Aus diesem Grund müsse die Tragfähigkeit im Modus I – und somit auch die Bezugswerte für eine Auswertung von Gruppenversuchen – definitionsgemäß nach dem EYM berechnet werden.

3.5.18 Mischler 1998 [67]

In seiner Dissertation beschäftigte sich MISCHLER 1998 [67] mit der Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von mehrschnittigen Stahlblech-Holz-Laschenverbindungen mit schlanken Stabdübeln (BSB-System). Die Duktilität beeinflusst sowohl das Gesamtverhalten des Tragwerks als auch jenes der Verbindungen und schließlich das einer Gruppe von Verbindungsmitteln. In einer Holzkonstruktion können plastische Verformungen in der Regel nur in Verbindungen mit metallischen, stiftförmigen Verbindungsmitteln auftreten. Dies setzt wiederum voraus, dass sich die Verbindungen selbst duktil verhalten, was nur dann erreicht werden kann, wenn sich die einzelnen Verbindungsmittel plastisch verformen können (Versagensmodus III nach Johansen). Durch das nichtlineare Last-Verschiebungs-Verhalten der einzelnen Verbindungsmittel ergibt sich daraus in weiterer Folge ein positiver Effekt hinsichtlich der Beanspruchungsverteilung auf die einzelnen Verbindungsmittel innerhalb einer Gruppe.

MISCHLER 1998 [67] berichtet sowohl von theoretischen Überlegungen zum Einfluss verschiedener Parameter auf das Tragverhalten, als auch von experimentellen Untersuchungen an mehrschnittigen Stahlblech-Holz-Verbindungen in Bauteilgröße, deren Ziel in der Entwicklung einer möglichst optimalen Verbindungskonfiguration lag. Als optimal wird die Verbindung von ihm dann eingestuft, wenn der Tragwiderstand der Verbindung möglichst nahe jenem des Nettoquerschnitts des Holzes kommt. Der Wirkungsgrad hingegen ist als Verhältnis zwischen Widerstand der Verbindung und jenem des anzuschließenden Holzes definiert. Oberstes Ziel ist dabei die Vermeidung spröder Versagensarten durch ausreichende Mindestabstände sowie plastisches Verformungsverhalten der einzelnen Verbindungsmittel.

Experimentelle Untersuchungen

Ein Teil der experimentellen Untersuchungen von MISCHLER 1998 [67] war der Studie der wirksamen Anzahl n_{ef} gewidmet. Dabei wurden 6-schnittige Verbindungen mit 9 Reihen von 1, 2 oder 3 hintereinander angeordneten Stabdübeln in einem BSH^(a)-Querschnitt von $200 \times 200 \text{ mm}^2$ und einer mittleren Rohdichte von 480 kg/m^3 geprüft. Die Last-Verschiebungs-Kurven je Stabdübel und Scherfuge sind in der unten stehenden Abb. 3.97 wiedergegeben.

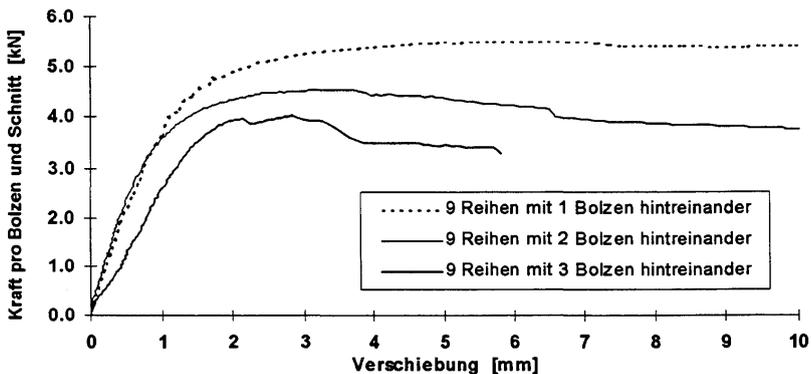


Abb. 3.97: Typische Last-Verschiebungskurven für BSB-Verbindungen mit 1 bis 3 hintereinander liegenden Stabdübeln (aus [67])

a. MISCHLER 1998 [67] untersuchte neben Probekörpern aus Fichte auch BSH aus Douglasie bzw. Esche. Die hier diskutierten Ergebnisse beziehen sich aber ausschließlich auf die Fichte.

Hinsichtlich der wirksamen Anzahl kann mit zunehmender Anzahl der hintereinanderliegenden Stabdübel sowohl eine kontinuierliche Abnahme der Tragfähigkeit des Einzelverbindungsmittele als auch eine Reduktion der Steifigkeit bei mehr als 2 Stabdübeln beobachtet werden. Außerdem zeigt sich, dass die Länge des plastischen Plateaus mit zunehmender Verbindungsmittelanzahl abnimmt bzw. dass es bei 3 hintereinander liegenden Stabdübeln nach nur rund 2 mm Verformung in der Verbindung bereits zu einem Lastabfall infolge Aufspalten des Holzes kam.

Aus seinen Beobachtungen schloss MISCHLER 1998 [67] zum Einen, dass die Verbindung mit nur einem Verbindungsmittel einen Sonderfall darstelle und als Referenz für Gruppenversuche der Wert mit 2 hintereinander liegenden Stabdübeln heranzuziehen sei, damit die Einflüsse des Aufspaltens sowie der Herstellungstoleranzen berücksichtigt werden können. Diese Interpretation unterscheidet sich damit von der bei anderen Forschern Üblichen. Der Schritt von einem auf zwei Verbindungsmittel liefert aber auch hier die größte relative Abnahme der bezogenen Tragfähigkeit. Der Verfasser ist aber der Meinung, dass sich Ergebnisse, die mit dem 6-schnittigen BSB-System und 9 Reihen von sehr schlanken Stabdübeln ($\lambda_{ef} = 60/6,25 = 9,6$) erreicht wurden, nicht einfach mit den Prüfungen von Einzelverbindungsmittele mit nur 2 Scherfugen verglichen lassen. Der Vorteil des Großgruppenversuchs liegt nach Ansicht des Verfassers dennoch in der realitätsnäheren Abbildung der im Gesamtsystem auftretenden Effekte.

Wird der Zusammenhang, welcher Gleichung 3-80 auf Seite 184 dieser Arbeit zu Grunde liegt, auf die Versuchsergebnisse angewandt, so konnte MISCHLER 1998 [67] für die Stabdübel mit einer relativen Schlankheit $\lambda_r = 1$ einen Exponenten k_j von etwa 0,7 für Fichtenholz (*Picea abies*) ermitteln. Dieser Wert gilt, solange die Randbedingungen des BSB-Systems (sehr schlanke und dünne Verbindungsmittel, duktiler Verhalten, geringe Fertigungstoleranzen) erfüllt sind. Nochmals zu betonen ist, dass die Verbindung mit 2 hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln den Referenzwert für diese Gleichung darstellt.

Hinsichtlich der Steifigkeit der Verbindung wurde von MISCHLER 1998 [67] noch festgestellt, dass der Einfluss der Rohdichte bei 3 Stabdübeln hintereinander deutlich größer ist als bei einem oder zwei (vgl. dazu Abb. 3.98). Dies ist erneut als Hinweis darauf zu deuten, dass die wirksame Anzahl n_{ef} nicht nur im Grenzzustand der Tragfähigkeit von Relevanz ist, sondern auch mit $n_{ef, SLS} \leq n_{ef, ULS} \leq n$ zu berücksichtigen ist. Insbesondere dann, wenn die Steifigkeit des einzelnen Verbindungsmittels sehr hoch ist ^(a).

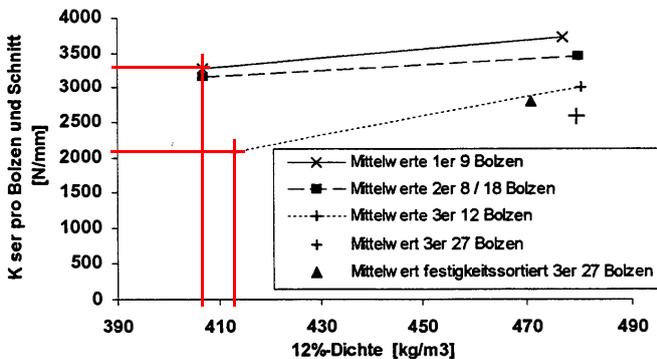


Abb. 3.98: Einfluss der Rohdichte auf die Anschlusssteifigkeit (ergänzt aus [67])

a. Dies trifft, nach Ansicht des Verfassers, gleichermaßen auf Verbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben wie auch auf mehrschnittige Stabdübelverbindungen zu.

Resumee

Der Hauptfokus der Arbeit von MISCHLER 1998 [67] lag weniger auf der Bestimmung der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln, sondern in der Gesamtanalyse der auftretenden Effekte bei derartigen Verbindungen. Dennoch wurde erneut bestätigt, dass die Anzahl der hintereinanderliegenden Verbindungsmittel in der Berechnung der Tragfähigkeit – aber auch der Gebrauchstauglichkeit – zu berücksichtigen ist. Wegen der geringen Herstellungstoleranzen und der sehr schlanken und relativ dünnen Stabdübel ist das BSB-System als eine äußerst effiziente Verbindungstechnik einzustufen, die ähnlich leistungsfähig ist wie jene des vorliegenden Verbindungssystems. Zusätzlich erreicht sie noch ein hohes Maß an Duktilität, welches beim vorliegenden Verbindungssystem nur durch Sekundärmaßnahmen ermöglicht werden kann, nicht jedoch durch die Schraubenverbindung selbst. Trotzdem ist auch beim BSB-System mit einer Reduktion der wirksamen Anzahl zu rechnen, wobei sie mittels Gl. [3-80] unter Verwendung von k_j zwischen 0,7 und 0,8 ermittelt werden kann, solange ein Nettoquerschnittsversagen bzw. das Ausscheren einer Reihe von Stabdübeln oder aber ein Blockscherversagen der Anschlussbauteile ausgeschlossen werden kann.

3.5.19 Mischler & Gehri 1999 [68]

MISCHLER ET AL. 1999 [68] bereichten von Versuchen an zweischnittigen Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit Douglasie (*Pseudotsuga menziesii*) und Stabdübeln des Durchmessers 6,3 mm in zwei verschiedenen Festigkeitsgruppen ($f_{u,mean} = 579 \text{ N/mm}^2$ bzw. 1020 N/mm^2). Sie weisen insbesondere auf die Wichtigkeit einer großen Duktilität in der Verbindung hin, weil sich eine Gruppe von Verbindungsmitteln (infolge von unvermeidbaren Herstellungstoleranzen) anders verhalten kann wie ein einzelnes Verbindungsmittel der selben Schlankheit. Aus den variierten Parametern ihrer experimentellen Untersuchungen ziehen sie die aufgezählten Schlussfolgerungen:

- Schlankheit λ : Die Probekörper mit einer Schlankheit von 3 versagten bereits bei einer Verformung von 1,5 mm in der Verbindung durch Aufspalten. Bei einer Schlankheit von 6 hingegen konnten zumindest Verformungen bis zu 9 mm aufgezeichnet werden.
- Biege widerstand (Fliehkmoment) des Dübels M_y : Verbindungen mit Stabdübeln hoher Festigkeit versagen auch bei großer Schlankheit ($\lambda = 6$) durch Aufspalten des Holzes.
- Abstände $a_{3,t}$ und a_1 : Bei schlanken Stabdübeln normaler Festigkeit ist der Einfluss der End- und Zwischenabstände nicht besonders stark ausgeprägt und eine Abminderung infolge Gruppenwirkung wird erst bei einem Hirnholzabstand von weniger als $7d$ relevant. Bei einer Schlankheit von 3 hingegen konnte die Referenztragfähigkeit selbst mit sehr großen Abständen ($10d$ für beide Werte) nicht erreicht werden.
- Herstellungstoleranzen: Bei ausreichenden Abständen und schlanken Stabdübeln normaler Festigkeit ließen sich keine negativen Einflüsse von bewusst gewählten Lageabweichungen bis zu 1 mm erkennen. Hohe Festigkeiten führen wiederum zu einer Reduktion der Gruppentragfähigkeit.

Die vorgestellten Ergebnisse von MISCHLER ET AL. 1999 [68] zeigen erneut die hohe Relevanz von ausreichender Verformungskapazität des Einzelverbindungsmittels auf, wobei diese nicht allein von der geometrischen Schlankheit $\lambda = t/d$ abhängen, sondern auch – wie bereits von GEHRI 1992 [37] vorgeschlagen – vom Verhältnis der Materialfestigkeiten zwischen Stabdübel und Holz. Für das vorliegende Verbindungssystem mit selbstbohrenden Holzschrauben von sehr hoher Festigkeit, könnten diese Überlegungen und deren Auswirkungen, nach Ansicht des Verfassers, vor allem bei Einschraubwinkeln $\beta > 45^\circ$ bzw. bei kürzeren als in den Experimenten verwendeten, Schrauben von Relevanz sein.

Der zweite Teil der Publikation von MISCHLER ET AL. 1999 [68] widmet sich der Diskussion von Diskrepanzen in der Forschungsarbeit von JORISSEN 1998 [49] hinsichtlich der Auswertung der Versuchsergeb-

nisse und dem Referenzwert für das Einzelverbindungsmodell. Wie bereits in 3.5.17 erwähnt, wurde von JORISSEN 1998 [49] ein bruchmechanikbasiertes Modell (Fracture Mechanics = FM) zur Ermittlung der Tragfähigkeit eines gedrungene Verbindungsmodell entwickelt. Für Verbindungen mit Verbindungsmitteln kleiner Schlankheiten berechnet sich die Tragfähigkeit im Versagensmodus I nach JOHANSEN 1949 [68] (EYM) als Produkt aus der Lochleibungsfestigkeit f_h , dem Verbindungsmitteldurchmesser d und der Holzdicke t . Die Lochleibungsfestigkeit wiederum ist definitionsgemäß in folgender Form aus Versuchen zu ermitteln: $f_h = F_{\max} / (d \cdot t)$. Es zeigt sich nun, dass die Berechnung der Tragfähigkeit des Einzelverbindungsmodell – und damit auch des Referenzwertes für Gruppenversuche – ausschließlich über die dem Versagensmodus I des EYM zugrunde liegende Gleichung erfolgen kann. Würden nun die Experimente von JORISSEN 1998 [49] mit dem höheren Referenzwert nach dem EYM (vgl. Abb. 3.99, links) ausgewertet werden, so ergäbe sich eine andere Abhängigkeit der wirksamen Anzahl von der Schlankheit des Verbindungsmittels (vgl. Abb. 3.99, rechts).

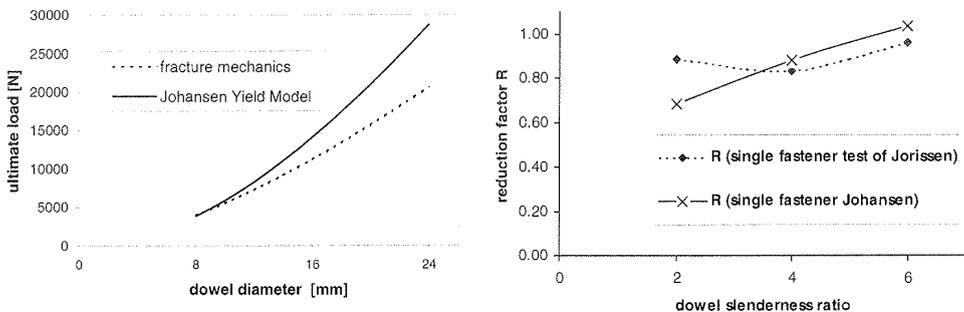


Abb. 3.99: Tragfähigkeit nach FM bzw. EYM (links) und Abhängigkeit des Reduktionsfaktors von der Verbindungsmittelschlankheit (rechts) unter Bezugnahme auf JORISSEN 1998 [49] (aus [68])

3.5.20 Komatsu et al. 2002

Von KOMATSU ET AL. 2002 ^(a) stammt ein Beitrag zur analytischen und experimentellen Betrachtung von einschnittigen Holz-Holz-Laschenverbindungen mit rechtwinklig zur Scherfuge eingedrehten Sechskant-Holzschrauben. Die Literaturstelle ist daher der Vollständigkeit halber genannt, die Inhalte sollen hier aber nicht diskutiert werden.

3.5.21 Gattesco & Toffolo 2004 [36]

GATTESCO ET AL. 2004 [36] berichten von einer experimentellen Studie mit zweischnittigen Holz-Stahlblech-Zuglaschenverbindungen mit Bolzen der Festigkeitsklasse 8.8, die sowohl parallel als auch rechtwinklig zur Faserrichtung beansprucht waren. Nach einer kurzen Literatur- und Normenstudie hinsichtlich der Berechnungsmethoden für die wirksame Anzahl widmet sich der Großteil der Arbeit den experimentellen Untersuchungen, wobei an dieser Stelle nur auf die Versuche mit parallel zur Faserrichtung beanspruchten Probekörpern eingegangen werden soll.

a. KOMATSU, K.; TAKINO, S.; NAKATANI, M.; TATEISHI, H.: Analysis on multiple lag screwed Timber Joints with Timber Side Members. CIB-W18/35-7-2, Meeting Thirty-Five, Kyoto, Japan, 2002.

Experimentelle Untersuchungen

Die aus BSH herausgeschnittenen Holzprobekörper wurden gemeinsam mit dem Stahlblech gebohrt, wobei der Bohrdurchmesser 0,5 mm größer gewählt wurde als der Bolzendurchmesser d von 16 mm, um die Herstellungsgenauigkeiten in Grenzen zu halten. Es ist für den Verfasser leider nicht nachvollziehbar, inwieweit die Reibung zwischen Stahlblech und Holz bei dieser Versuchsserie ausgeschlossen wurde. Da in der einzigen Abbildung in der Publikation, die einen Probekörper in der Prüfmaschine zeigt, große Holzbauntermlegscheiben unter den Bolzenköpfen zu erkennen sind, geht der Verfasser jedoch davon aus, dass die Bolzen auch entsprechend fest angezogen worden waren.

In der nachfolgenden Abb. 3.100 sind die Prüfkörperbezeichnungen sowie die Last-Verschiebungs-Kurven für die Prüfungen mit 1, 2, 3, 4 und 6 Bolzen in einer Reihe hintereinander wiedergegeben.

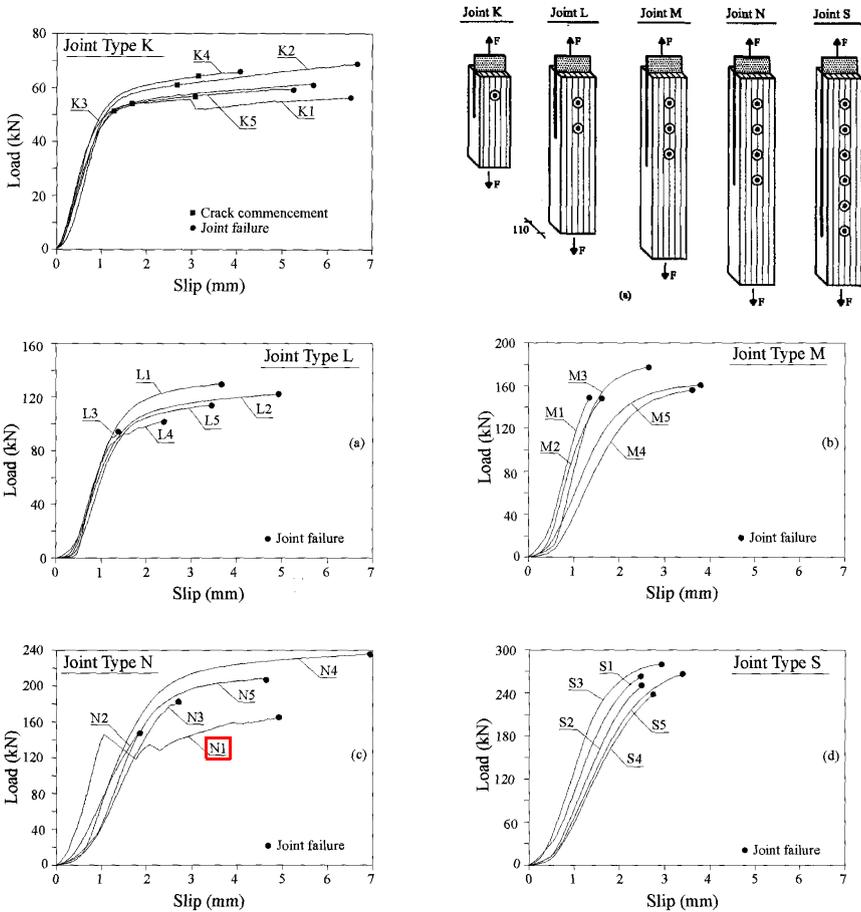


Abb. 3.100: Last-Verschiebungs-Diagramme und Prüfkörperidentifikation (zusammengefasst aus [36])

Für den Verfasser von nicht unerheblichem Interesse sind an dieser Studie insbesondere die von den Autoren angegebenen Ergebnisse auf den verschiedenen Lastniveaus Proportionalitätsgrenze F_p , Fließgrenze F_y sowie Bruchlast F_u mit den zugehörigen Verformungen, Steifigkeitskennwerten und deren Variationskoeffizienten ^(a). Da GATTESCO ET AL. 2004 [36] die Ergebnisse hinsichtlich der wirksamen Anzahl n_{ef} aber nur auf dem Niveau der Mittelwerte ausgewertet haben, wurde vom Verfasser ergänzend auch eine Auswertung auf dem Niveau der 5%-Fraktilwerte für eine angenommene Normalverteilung und 5 Prüfkörper gemäß EN 14358 [119] vorgenommen (siehe Tab. 3.6).

Tab. 3.6: Bezogene wirksame Anzahl n_{ef}/n aus Versuchen an Bolzenverbindungen auf Mittelwertbasis und auf dem 5%-Niveau einer angenommenen Normalverteilung auf verschiedenen Niveaus (ergänzt aus [36])

Anzahl (Typ)	P _{mean}	P ₀₅	y _{mean}	y ₀₅	u _{mean}	EC5	SLS
2 (L)	0,87	0,94	0,91	0,77	0,91	0,80	0,95
3 (M)	0,87	0,91	0,89	0,86	0,85	0,77	0,70
4 (N)	0,83	0,92	0,79	0,55 ¹	0,76	0,75	0,54
6 (S)	0,75	0,86	0,74	0,74	0,70	0,72	0,41

1. Dieser niedrige Wert ergibt sich aus der hohen Streuung in dieser Reihe (COV = 15,6 %) infolge eines Versuchskörpers (N1, vgl. Abb. 3.100).

Aus dieser Zusammenstellung sind, nach Ansicht des Verfassers, folgende Punkte hervorzuheben:

- Auf dem Niveau der Mittelwerte (Werte nach GATTESCO ET AL. 2004 [36]) unterscheiden sich die Ergebnisse für verschiedene Lastniveaus kaum
- Auf dem Niveau der 5%-Fraktilwerte (Werte vom Verfasser ergänzt, rot schattierte Spalten) ergibt sich diesbezüglich ein weniger homogenes Bild. Für die Bruchlasten wurden von den Autoren nur der Mittelwert angegeben, weswegen hier keine Auswertung vorgenommen werden konnte, obwohl gerade dieser Wert von Interesse gewesen wäre.
- Die rechnerische Abminderung gemäß EN 1995-1-1 [107] ist in der vorletzten, grau schattierten Spalte wiedergegeben. Es zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse sowohl auf dem Niveau der Mittelwerte als auch am 5%-Fraktilniveau damit auf der sicheren Seite liegend abgedeckt sind.
- In der letzten Spalte (blau schattiert) sind die bezogenen Werte für $n_{ef,ser}$ als bezogene, charakteristische Mittelwerte bei Auswertung gemäß EN 14358 [119] angegeben. Es zeigt sich eine erhebliche Reduktion der Gesamtsteifigkeit bei mehr als 2 Bolzen hintereinander in einer Reihe.

Resumee

Die experimentellen Untersuchungen von GATTESCO ET AL. 2004 [36] sind für den Verfasser vor allem wegen der Analyse von n_{ef} auf unterschiedlichen Lastniveaus von Interesse. Auch die Angabe von Steifigkeitskennwerten – die nach Auswertung vom Verfasser hinsichtlich relativer wirksamer Anzahl eine wesentliche Abnahme bei zunehmender Verbindungsmittelanzahl zeigen – rechtfertigt eine Teilwiedergabe der Forschungsergebnisse.

a. Unglücklicherweise geben GATTESCO ET AL. 2004 [36] für die Bruchlast F_u den Variationskoeffizienten nicht an.

3.5.22 Quenneville et al. 2006 sowie Quenneville 2008 und 2010

QUENNEVILLE ET AL. 2006 ^(a) bzw. QUENNEVILLE 2008 ^(b) und 2010 ^(c) behandelt in einer Reihe von Publikationen die möglichen Versagensarten von Verbindungen sowie die wirksame Anzahl von Verbindungsmitteln. Dabei werden von ihm vor allem die spröden Versagensmechanismen des Holzes und ihr Einfluss auf das Tragverhalten der Gruppe thematisiert. Die Literaturstelle ist daher der Vollständigkeit halber genannt, die Inhalte sollen hier aber nicht diskutiert werden.

3.5.23 Sandhaas 2012 [80]

SANDHAAS 2012 [80] berichtet in ihrer Dissertation zum Thema der zweischnittigen Holz-Stahl-Zuglaschenverbindung mit hochfesten Stabdübeln (HSS) und sehr hochfesten Stabdübeln (VHSS) sowie verschiedenen Holzarten (Fichte, Buche und Azobé) unter anderem von 180 Versuchen mit 1, 3 oder 5 Stabdübeln in einer Reihe. Die experimentellen Untersuchungen wurden unter anderem auch hinsichtlich der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln ausgewertet, wobei sich zeigte, dass die experimentellen Ergebnisse in der Regel ^(d) über den, bzw. im Streubereich um die, rechnerischen Werte gemäß EN 1995-1-1 [107] liegen (vgl. Abb. 3.101) ^(e).

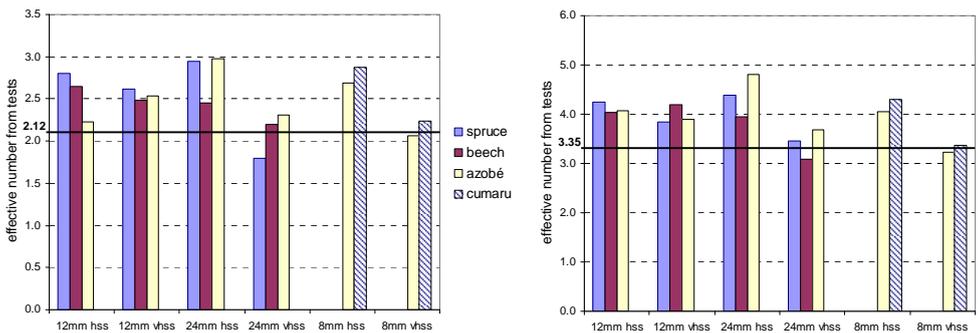


Abb. 3.101: Wirksame Anzahl für Verbindungen mit 3 (links) und 5 (rechts) Stabdübeln ^(f) (aus [80])

Tendenziell ergab sich der Trend, dass die experimentell ermittelte wirksame Anzahl bei den höheren Stahlgüten (VHSS) kleiner war als für die HSS-Dübel. Dies gilt im Allgemeinen für größere Durchmesser und im Speziellen für hochfeste Stabdübel in Kombination mit weicherem Nadelholz, was SANDHAAS 2012 [80] – auch für den Verfasser plausibel nachvollziehbar – damit erklärte, dass die Verformungsska-

- QUENNEVILLE, P.; BICKERDIKE, M.: *Effective in-row Capacity of Multiple-Fastener Connections*. CIB-W18/39-7-1, Meeting Thirty-Nine, Florence, Italy, 2006.
- QUENNEVILLE, P.: *Design of bolted connections: A comparison of a proposal and various existing standards*. 10th World Conference of Timber Engineering WCTE, Miyazaki, Japan, 2008.
- QUENNEVILLE, P.: *Sharing of the connection load within a row of bolts: From zero to ultimate load*. 11th World Conference of Timber Engineering WCTE, Riva del Garda, Italy, 2010.
- Mit der Ausnahme von 3 Dübeln bei der Materialkombination von Fichtenholz mit VHSS-Dübeln für ihre eigenen Experimente.
- SANDHAAS 2012 [80] merkt jedoch an, dass der Versuchsumfang zu gering für einen Änderungsvorschlag (höhere Werte) hinsichtlich der wirksamen Anzahl sei.
- Die Ergebnisse für Dübel mit 8 mm Nenndurchmesser stammen dabei von:
ISLAMAJ, L.: *Application of high strength steel dowels in steel-to-timber double shear joints with slotted-in steel plate*. Master Thesis, Faculty of Civil Engineering, University of Technology Delft, 2009.

pazität bei den Stabdübeln mit geringerer Festigkeit größer ist und es somit weniger häufig zum Aufspalten der Hölzer kommt. Sie ist daher der Auffassung, dass die wirksame Anzahl n_{ef} unter anderem auch vom Verhältnis zwischen Stahlfestigkeit (Anm. d. V.: Fließgrenze f_v) und Holzfestigkeit (Anm. d. V.: Lochleibungsfestigkeit f_h) sowie der Schlankheit λ des Verbindungsmittels^(a) abhängt. Prinzipiell entspricht dies den Vorschlägen von GEHRI 1992 [37].

Hinsichtlich der Steifigkeit K_{ser} in der Verbindung weist auch SANDHAAS 2012 [80] darauf hin, dass die Reduktion infolge wirksamer Anzahl n_{ef} möglicherweise auch auf die Berechnung der Steifigkeitskenngrößen anzuwenden sei. Sie erklärt es in erster Line mit der Sensitivität von K_{ser} auf Herstellungsnauigkeiten, deren Häufigkeit wohl mit der Anzahl der Verbindungsmittel korreliert, d. h. bei mehr als einem Stabdübel steigt auch die Wahrscheinlichkeit, dass diese nicht planmäßig angeordnet sind.

3.6 Literaturstudie zur wirksamen Anzahl rein axial beanspruchter Schrauben

Im Gegensatz zur Vielzahl an wissenschaftlichen Untersuchungen zum Thema der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln in Zuglaschenverbindungen, ist die Dichte der Forschungsarbeiten hinsichtlich der Gruppenwirkung bei rein axial beanspruchten Schrauben deutlich reduzierter und nur auf wenige Untersuchungen beschränkt. Die anfänglichen Untersuchungen gehen wohl auf das GIROD-Forschungsprojekt zurück, das sich mit eingeklebten Gewindestangen beschäftigte, gut für Analogieschlüsse bei Holzschraubenverbindungen geeignet sein sollte.

Die erste Literaturstelle bezieht sich daher auf eine Studie hinsichtlich der Mindestabstände von eingeklebten Stahlstäben von BLAŠ ET AL. 1999 [22], wobei es um die gegenseitige Beeinflussung benachbarter Verbindungsmittel geht.

Die Diplomarbeit von JABLONKAY 1999 [46] kann als erste wesentliche Arbeit zu Schraubenverbindungen mit Bezug zur wirksamen Anzahl gesehen werden, und lieferte erste Erkenntnisse über die Einflussparameter, insbesondere die Holzart.

GEHRI 2001 [38] erläutert nochmals die Zusammenhänge zwischen Mindestabständen und axialer Tragfähigkeit bzw. dem generellen Last-Verformungs-Verhalten von Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen und weist auf die Wichtigkeit gleichmäßiger Dehnsteifigkeiten von Holz und Gewindestange hin.

In seiner Publikation zum Thema des Wirkungsgrades von Verbindungen empfiehlt GEHRI 2009 [39] für faserparallel eingeklebte Gewindestangen ein Vorgehen in Analogie zu jenem bei auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln, nämlich den Bezug auf eine Referenzfläche, bei deren Überschreitung es theoretisch zu keiner negativen Beeinflussung nebeneinander liegender Verbindungsmittel kommt.

In weiterer Folge entstanden am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz eine Reihe von Abschlussarbeiten, namentlich jene von PLIESCHOUNIG 2010 [73], MAHLKNECHT 2011 [60] und PLÜSS 2014 [74] in denen das Tragverhalten einer Gruppe von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben in VH, BSH und BSP untersucht wurde. Diese Arbeiten lieferten wesentliche Erkenntnisse.

a. *Betreffend Schlankheit weist SANDHAAS 2012 [80] jedoch darauf hin, dass diese nicht allein durch die Variation der Holzdicke sondern vor allem durch die Variation der Durchmesser zu ermitteln sei, da insbesondere die Lochleibungsfestigkeit nicht unabhängig vom Verbindungsmitteldurchmesser ist.*

Die weiterführenden und aktuellsten Forschungsarbeiten zu Einflüssen und Versagensursachen sowie einem Modellvorschlag zur Berücksichtigung von Blockscherversagen in Schraubenverbindungen stammen von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] bzw. MAHLKNECHT ET AL. 2016 [63].

Es zeigt sich, dass die wirksame Anzahl von Schraubengruppen im wesentlichen von zwei, miteinander korrelierenden, Parametern abhängt: Zum Einen spielen die Mindestabstände untereinander eine wesentliche Rolle und zum Anderen ist der Versagensmechanismus von entscheidender Bedeutung.

3.6.1 Blaß & Laskewitz 1999 [22]

Um die Auswirkungen der Abstände untereinander bzw. zum Holzrand von parallel zur Faserrichtung im Hirnholz eingeklebten Gewindestangen zu untersuchen, wurden von BLAß ET AL. 1999 [22] im Rahmen des GIROD^(a)-Projektes Versuche dazu durchgeführt. Neben wesentlichen Einflüssen aus dem verwendeten Klebstoff konnten sie einen Grenzwert für die erforderlichen Rand- und Mindestabstände aus den Versuchsergebnissen an den Probekörpern aus BSH (aufgebaut aus C35 Fichtenlamellen) auf Basis der mittleren Schubspannungen extrahieren. Die Ergebnisse sind in der nachfolgenden Abb. 3.102 dargestellt.

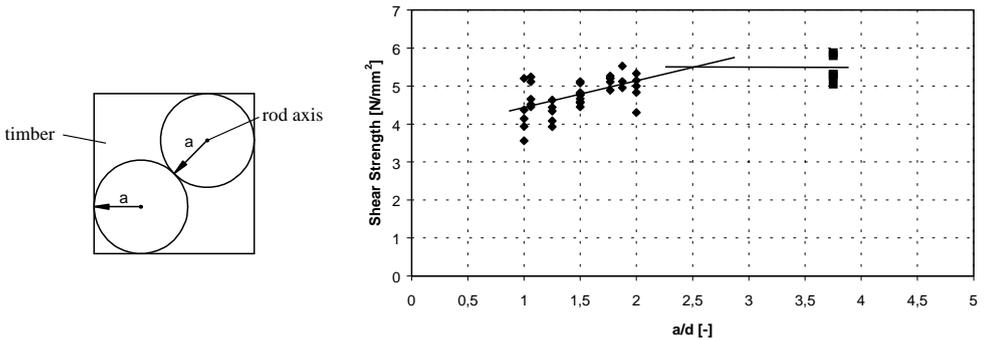


Abb. 3.102: Definition der Abstände (links) und Abhängigkeit der mittleren Schubspannung τ vom Verhältnis des Abstandes a zum Stabdurchmesser d (rechts) (aus [22])

Schlussfolgernd aus ihren Versuchsergebnissen schlagen sie einen Randabstand von $2,5 d$ sowie Mindestabstände untereinander von $5 d$ für faserparallele Anwendungen (im Hirnholz) vor. Dies kann auch dahingehend interpretiert werden, dass bei Einhaltung dieser Werte nicht mit einer Abminderung der Ausziehtragfähigkeit infolge einer Gruppe von Gewindestangen zu rechnen ist – ergo n_{ef} gleich n zu setzen ist. Bei Unterschreitung der angegebenen Werte sollte die mittlere Schubspannung entsprechend abgemindert werden, was schlussendlich einer wirksamen Anzahl von $n_{ef} < n$ gleichkommt oder anders formuliert: Bei axial beanspruchten Verbindungsmitteln gibt es eine Mindestfläche (bei 2D-Betrachtung) bzw. ein Mindestvolumen (bei 3D-Betrachtung) rund um eine Schraube oder eine Gewindestange, die für einen ungestörten Krafteintrag in das Holz erforderlich ist.

a. Ein europäisches Forschungsprojekt zum Thema der eingeklebten Gewindestangen (Glued-IN RODs) an dem sich unterschiedlichste Forschungsanstalten beteiligten.

3.6.2 Jablonkay 1999 [46]

Als einer der Ersten setzte sich JABLONKAY 1999 [46] mit den neuen Entwicklungen in der Schraubentechnologie vor der Jahrtausendwende (Verfügbarkeit von größeren Durchmessern und Längen) und ihren Folgen auf die Anwendungen im Holzbau als Verbindungsmittel auseinander. Er berichtet dabei von Ausziehversuchen (wie bereits im Abschnitt 3.2.2 dieser Arbeit angesprochen) unter verschiedenen Winkeln β zwischen Schraubenchse und Faserrichtung sowie unterschiedlichen Holzarten, rundet die Arbeit aber auch mit einer kleinen Studie über den Einfluss von Schraubengruppen auf deren Gesamttragfähigkeit ab.

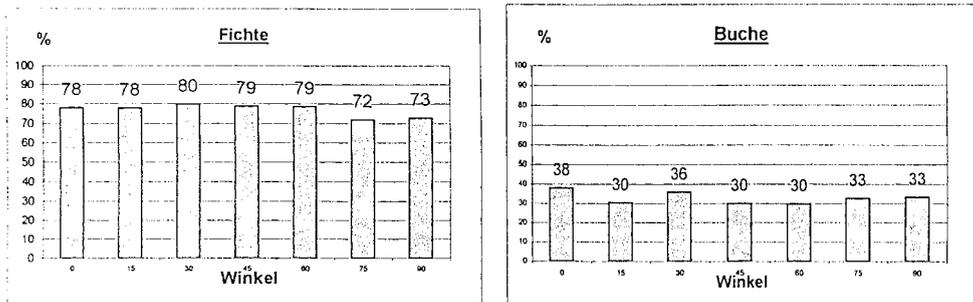


Abb. 3.103: Einfluss des Winkels auf die Gruppenwirkung bei verschiedenen Holzarten (aus [46])

In den experimentellen Untersuchungen wurden jeweils Gruppen mit 4 Schrauben der Dimension 7,5 x 80 in einem Quadrat mit der Seitenlänge 25 mm – was rund 3,3 d entspricht – angeordnet und gemeinsam axial beansprucht. Die Ergebnisse für Fichte (*Picea Abies*) und Buche (*Fagus sylvatica*) sind hinsichtlich verschiedener Einschraubwinkel in der Abb. 3.103 als Mittelwert aus jeweils 2 Versuchen wiedergegeben. Es zeigen sich gravierende Unterschiede hinsichtlich der Holzart, was nach Ansicht des Verfassers darauf zu hindeuten scheint, dass die erforderlichen Mindestabstände für Buchenholz größer als für Fichtenholz sind.

Weiters ist aus den beiden Diagrammen recht gut zu erkennen, dass es keinen merklichen Zusammenhang zwischen Einschraubwinkel und wirksamer Anzahl von axial beanspruchten Schrauben mit dem Versagensmechanismus Herausziehen gibt, die gewählte Konfiguration mit 25 x 25 mm Schraubenabstand jedoch als zu eng hinsichtlich der Abstände untereinander anzusehen ist. Es sei noch angemerkt, dass der Versuchsumfang mit nur 2 Prüfungen je Konfiguration sehr gering war.

3.6.3 Gehri 2001 [38]

In seinem Beitrag zum duktilen Verhalten und zum Gruppeneffekt bei parallel zur Faser eingeklebten Gewindestangen berichtet GEHRI 2001 [38] über die verschiedenen Versagensmechanismen und deren Hintergründe, insbesondere dem Steifigkeitsverhältnis der zu verbindenden Teile und dem erforderlichen Verformungsvermögen der einzuklebenden Stahlstäbe. Als besonders erwähnenswert findet der Verfasser seine Berichte über Gruppenversuche mit 4 eingeklebten Stahlstäben, deren auf einen Stahlstab bezogenes Last-Verschiebungs-Verhalten sich als identisch zum Einzelversuch erwies. Die Begründung dafür findet GEHRI 2001 [38] in der Einhaltung der zuvor genannten Randbedingungen, und in der Wahl der Referenzfläche für ein Verbindungsmittel (vgl. Abb. 3.104).

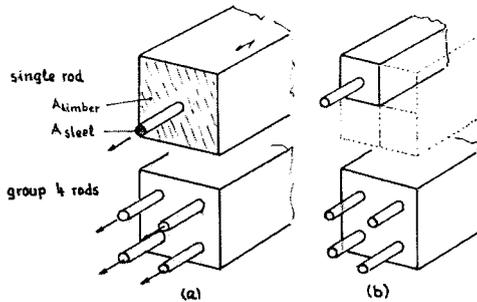


Abb. 3.104: Gegenseitige Beeinflussung der Gewindestangen und Referenzwerte für den Einzelversuch: (a) ungleicher Referenzzustand; (b) korrekter Referenzzustand (aus [38])

Diese Forderungen sind für den Verfasser durchaus als schlüssig nachvollziehbar, setzen jedoch die genaue Kenntnis der Referenzabmessungen (vgl. dazu Abschnitt 3.6.1) voraus.

3.6.4 Gehri 2009 [39]

Seine Überlegungen hinsichtlich des Einflusses der Abstände von Verbindungsmitteln mit entweder auf Abscheren oder auf Herausziehen beanspruchten Dübeln bzw. Schrauben und Gewindestangen publizier- te GEHRI 2009 [39] mit dem Fokus auf die Leistungsfähigkeit von Verbindungen. Den entscheidenden Einfluss hat – wie bereits hinlänglich bekannt – ein ausreichendes Verformungsvermögen und eine mög- lichst gleichmäßige Beanspruchung des Holzes rund um das Verbindungsmittel. Mit den bereits beschrie- benen Forderungen nach entsprechenden Mindestabständen (für das Beispiel der faserparallel eingeklebten Gewindestangen von $5 d$) ergibt sich keine negative Beeinflussung des Gesamttragverhal- tens einer Gruppe durch die Anzahl der Verbindungsmittel. Werden die Abstände jedoch reduziert, so schlägt er folgende Funktion zur deren Berücksichtigung vor, wobei sich ausschließlich eine Abhängigkeit von den Abständen und nicht von der tatsächlich in der Verbindung gemeinsam wirkenden Anzahl an Verbindungsmitteln ^(a) ergibt:

$$k_{red} = \frac{n_{ef}}{n} = \left(\frac{a}{5 \cdot d}\right)^{0,35} \tag{3-84}$$

aAbstand der Gewindestangen oder Schrauben im Hirnholz untereinander (nach Abb. 3.105) [mm]

GEHRI 2009 [39] gibt jedoch weiter zu bedenken, dass diese Reduktion sich damit nicht zwangsläufig negativ auf die Leistungsfähigkeit der Verbindung auswirken muss, da gleichzeitig – wegen der geringe- ren Mindestabstände untereinander – mehr Verbindungsmittel als zuvor auf der selben Anschlussfläche untergebracht werden können ^(b).

a. Dies ist selbstverständlich nur dann korrekt, wenn die einzelnen Verbindungsmittel ein ausreichend duktiles Verhalten aufweisen und sich ungleichmäßige Beanspruchungen infolge z. B. lokaler Steifigkeitsunterschiede im Holz in ausreichendem Maße umlagern können.
 b. Dies führt schlussendlich wieder auf eine der Grundregeln der Verbindungstechnik zurück die besagt, dass es besser ist, viele kleinere Verbindungsmittel einzusetzen als wenige Große. Die Entscheidung darüber verbleibt jedoch beim Ingenieur selbst, der auch wirtschaftliche Aspekte in seine Abwägungen einbeziehen muss.

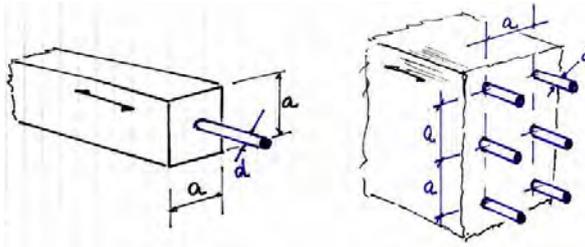


Abb. 3.105: Referenzquerschnitt für ein einzelnes, axial beanspruchtes Verbindungsmittel (links) und eine Gruppe davon (rechts) (aus [39])

3.6.5 Plieschounig 2010 [73]

In seiner Masterarbeit setzte sich PLIESCHOUNIG 2010 [73] mit dem Verhalten von rein axial beanspruchten Gruppen von selbstbohrenden Holzschrauben mit Teilgewinde in Vollholz (VH) auseinander. Er untersuchte dabei sowohl das Ausziehverhalten von Einzelschrauben (TG 6 x 300/75) als auch von Schraubengruppen mit 4, 9, 16 oder 25 gemeinsam beanspruchten Schrauben, die rechtwinklig zur Faserrichtung des Holzes eingedreht wurden. Im Zuge der experimentellen Untersuchungen zum Referenzwert für die Einzelschraube wurde die Einschraubrichtung bezüglich der Schraubenachse und der Jahrringlage zwischen radial und tangential variiert. Weiters wurde untersucht, bei welchen Mindestabständen a_1 und a_2 sich keine gegenseitige Beeinflussung der Ausziehkräfte für die rechtwinklig zur Holzoberfläche eingedrehte Schraube ergibt. Schlussendlich war auch eine Studie zum Zusammenhang zwischen Anziehmoment und Anpresskraft der Schraube Bestandteil seiner Arbeit.

Einzelversuche und erforderliche Mindestabstände

Im Zuge der Auswertung der 131 Einzelversuche wurde von PLIESCHOUNIG 2010 [73] festgestellt, dass die Lage der Schraubenachse im Bezug zur Jahrringlage keinen signifikanten Einfluss für die geprüfte Konfiguration hat. Hinsichtlich anderer Einflussparameter wie der Rohdichte oder der Jahrringbreite wurden die Ergebnisse grafisch dargestellt, die Ableitung eines formalen Zusammenhangs zur Bestimmung der Ausziehfestigkeit war jedoch nicht Bestandteil seiner Arbeit^(a). Die Auswertung hinsichtlich des Einflusses der Abstände untereinander sowohl in Faserrichtung als auch rechtwinklig dazu sind aber sehr aufschlussreich, weshalb diese hier auch wiedergegeben werden (Abb. 3.106). Im linken Diagramm ist der Zusammenhang zwischen Ausziehfestigkeit und Abstand a_1 angegeben, wobei zu erkennen ist, dass es bei Einhaltung des normativ geforderten Mindestabstandes von $7d$ zu keiner nennenswerten gegenseitigen Beeinflussung von zwei nebeneinander liegenden Schrauben kommt. Eine weitere Vergrößerung führt zu keiner signifikanten Verbesserung. Im rechten Teil der Abb. 3.106 ist die Abhängigkeit der Ausziehfestigkeit vom Abstand a_2 rechtwinklig zur Faserrichtung dargestellt, wobei hier sehr deutlich wird, dass bereits ab einer Distanz von $3d$ untereinander keine negativen Einflüsse gegeben sind, was im Gegensatz zur Forderung der EN 1995-1-1 [107] eine Reduktion von 5 auf 3 entspricht. Somit ergibt sich die erforderliche unbeflusste Anschlussfläche A_{timber} (im Anlehnung an die Bezeichnungen von GEHRI 2001 [38]) für eine Einzelschraube die rechtwinklig zur Holzfaserrichtung eingedreht und rein axial beansprucht ist zu $(3d \cdot 7d) = 21d^2$.

a. Wohl auch deshalb, weil alle Versuche mit konstantem Durchmesser und konstanter Gewindelänge durchgeführt wurden.

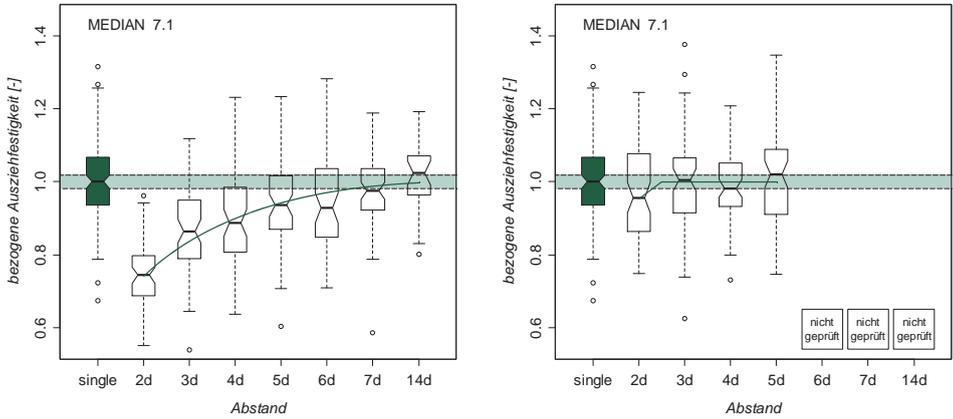


Abb. 3.106: Einfluss des faserparallelen (links) Abstandes a_1 sowie des Abstandes rechtwinklig (rechts) zur Faserrichtung a_2 (aus [73])

Der Zusammenhang zwischen Anziehdrehmoment M_T und Anpresskraft (entspricht einer Kurzzeitvorspannung) ist in der nachfolgenden Abb. 3.107 wiedergegeben, die Aussagekraft und Anwendbarkeit auf das gegenständliche Verbindungssystem, bei dem ausschließlich Schrauben des Nenndurchmessers 8 mm verwendet wurden, ist jedoch nur beschränkt. Dennoch lässt sich, trotz der großen Streubreite bei den einzelnen Drehmomentstufen, ein klarer Zusammenhang zwischen den beiden Größen erkennen, und es lässt sich beispielsweise eine untere Grenzkurve für ein Mindestanziehdrehmoment angeben.

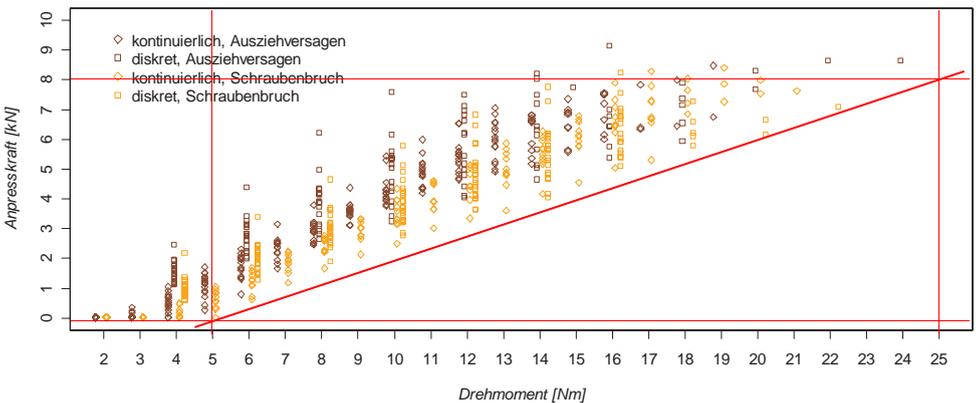


Abb. 3.107: Zusammenhang zwischen Anziehdrehmoment und Anpresskraft (ergänzt aus [73])

Mit Hilfe einer derartigen Untergrenze für das Eindrehmoment kann, nach Ansicht des Verfassers, zumindest davon ausgegangen werden, dass alle Schrauben in einer Verbindung mit außen liegenden Stahlblechen in den dafür vorgesehenen Senkungen satt ansitzen und damit praktisch kein Anfangsschlupf in der Verbindung vorhanden ist. Eine gleichmäßige Beanspruchung der Schrauben ist mit dieser Maßnahme hingegen noch nicht sichergestellt, was durch die Streuungen im obigen Diagramm einfach nachvollziehbar veranschaulicht wird.

Schraubengruppe

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen von PLIESCHOUNIG 2010 [73] über das Ausziehverhalten einer Schraubengruppe mit bis zu 25 gleichzeitig beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben sind in der unten stehenden Abb. 3.108 zusammengefasst.

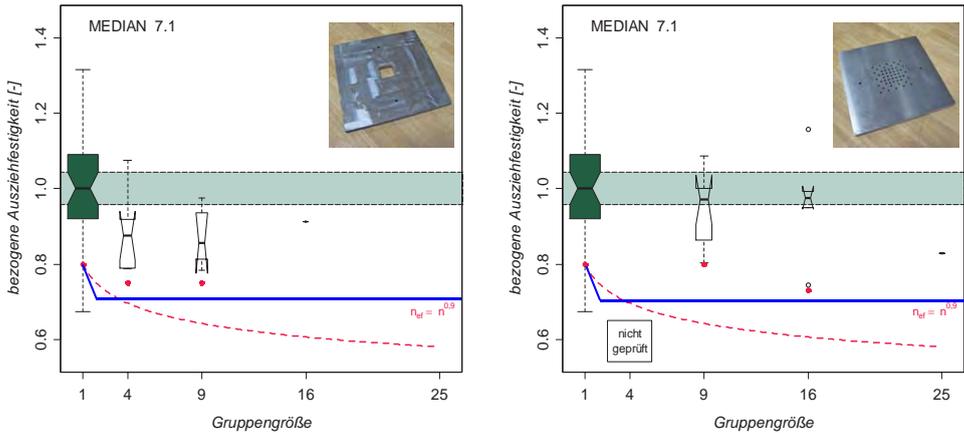


Abb. 3.108: Boxplots der medianbezogenen Ausziehfestigkeiten bei freier Oberfläche (links) bzw. für Versuche mit Lagerungsplatten mit Lochraster (ergänzt aus [73])

In der Regel wurden die Schrauben in einem quadratischen Raster mit jeweils $5 d$ Abstand untereinander eingedreht, womit sich die vorhandene Anschlussfläche A_{timber} zu $25 d^2$ ergab, die damit über der zuvor an den Schraubenpaaren ermittelten Untergrenze lag. Es wäre also zu erwarten gewesen, dass sich dies auch positiv auf das Verhalten der Schraubengruppe auswirkt, dennoch wurden von ihm folgende Beobachtungen gemacht:

- Bei Prüfkongfiguration mit freier Oberfläche ^(a) (links) konnte ein reines Ausziehversagen nur bei Gruppen bis 4 Schrauben erreicht werden. Bei der Anordnung 3×3 versagten bereits 40 % der Prüfungen infolge Blockscherens (dazu weiter unten) und nur ein einziger Versuch mit 16 gleichzeitig beanspruchten Schrauben versagte auf Herausziehen.
- In der Prüfkongfiguration mit freier Oberfläche zeigt sich bei Gruppen gleichzeitig eine Verringerung der Streuung, aber auch eine Verschiebung des Mittelwertes bei mehr als einer Schraube nach unten.
- Bei Prüfkongfiguration mit kontinuierlicher Lagerung an der Oberfläche ^(b) (rechts) war es auch möglich in 50 % der Fälle bei Anordnung 4×4 ein Ausziehversagen zu erreichen. Für die 25 gleichzeitig beanspruchten Schrauben versagte jedoch nur einer von 10 Prüfkörpern auf Herausziehen.
- In der Prüfkongfiguration mit kontinuierlicher Lagerung zeigt sich bei den Gruppen erneut eine

a. Als „freie Oberfläche“ wird jene Konfiguration bezeichnet, bei der sich die Holzoberfläche innerhalb des offenen Bereichs in der Mitte der Lagerungsplatte in Abb. 3.108 (links) frei verformen (aufbiegen) kann.

b. Als „kontinuierliche Lagerung“ wird jene Konfiguration bezeichnet, bei der die gesamte Holzoberfläche von der Lagerungsplatte in Abb. 3.108 (rechts) bedeckt ist, und nur die Bohrungen für die Schrauben vorhanden sind. Somit kann sich die Holzoberfläche nicht aufbiegen.

Verringerung der Streuungen, jedoch keine signifikante Verschiebung des Mittelwertes.

- Die rot strichlierte Linie und die roten Punkte kennzeichnen das Niveau der 5%-Fraktilwerte als Abminderungsfunktion gemäß EN 1995-1-1 [107] bzw. als zugehöriger Wert aus den Prüfergebnissen. Aufgrund des geringen Versuchsumfanges und des noch seltener aufgetretenen Versagens auf Herausziehen sind diese Werte bei Gruppengrößen über 9 jedoch nicht abgesichert und PLIESCHOUNIG 2010 [73] weist darauf hin, dass weiterführende Untersuchungen vonnöten seien.
- Die blaue Linie (vom Verfasser hinzugefügt), stellt die von ihm vorgeschlagene Abminderungsfunktion für die wirksame Anzahl von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geeignet angeordneten Schrauben dar (Gleichung 6-2 auf Seite 318).

Blockscherversagen

Da bei den Versuchen bereits bei 9 gleichzeitig beanspruchten Schrauben nicht ausschließliches Herausziehen aus dem Holz zu beobachten war, sondern sich das gesamte, von den Schrauben und deren Spitzenebene eingeschlossene, Volumen herauslöste, soll an dieser Stelle noch kurz auf die Versagensanalyse von PLIESCHOUNIG 2010 [73] eingegangen werden. Er definiert dabei 3 Versagensebenen (vgl. dazu Abb. 3.109), wobei der Bruch durch ein Querzugversagen in der Ebene der Schraubenspitzen initiiert wird und anschließend die vier, durch die in den Ecken angeordneten Schrauben gebildeten Scherflächen (jeweils zwei Flächen auf Rollschub bzw. auf Abscheren), aus dem Holz herauscheren.

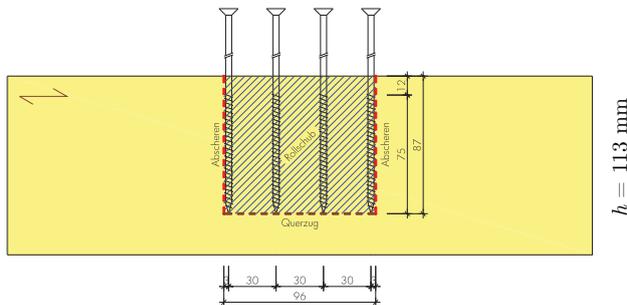


Abb. 3.109: Definition der auf Querzug, Abscheren und Rollschub beanspruchten Flächen (aus [73])

Bei Betrachtung der Abb. 3.109 aus dem Gesichtspunkt der Baupraxis, wo derartige Konfigurationen durchaus vorkommen können (und auch häufig zu offenen Fragestellungen führen), liegt der Analogieschluss zu einem klassischen Querschanschluss, wie er z. B. in Abschnitt 8.1.4 der ON B 1995-1-1 [113] – allerdings nur für andere stiftförmige Verbindungsmittel – dargestellt ist, nahe. Die Norm erlaubt dabei eine Nachweisfreiheit hinsichtlich des Queranschlusses, wenn das Verhältnis $a / h > 0,7$ eingehalten ist. Für die vorliegende Konfiguration berechnet sich dieses Verhältnis zu $87 / 113 = 0,77$ was normativ so zu interpretieren wäre, dass die Gefahr eines Querzugversagens auszuschließen sei. Nun ist der Verfasser aber der Ansicht, dass die Prüfkonfiguration mit der relativ kleinen Öffnung (Konfiguration freie Oberfläche) im Vergleich zur Baupraxis eine relativ günstige Situation darstellt, wengleich die Last auf einer sehr kleinen Fläche eingeleitet wird. Dem entgegen steht andererseits das zugehörige extrem hohe Lastniveau im Versuch (PLIESCHOUNIG 2010 [73] geht von einer Querzugbeanspruchung an den Schraubenspitzen beim Bruch von $2,35 \text{ N/mm}^2$ aus), das in der Bemessungspraxis nicht erreicht werden sollte. Die vorliegende Problemstellung legt jedoch nahe, dass gerade die Thematik der Queranschlüsse mit selbstbohrenden Holzschrauben im normativ geregelten Querzugnachweis ergänzt werden sollte.

Überlegungen hinsichtlich Exzentrizität in der Prüfung

Die Versuchskonfiguration von PLIESCHOUNIG 2010 [73] war so angelegt, dass zwischen der Kraftmessdose und dem Stahlteil zur Aufnahme der Schraubenköpfe ein Gestänge aus drei, mit DMS bestückten Gewindestangen, zwischen geschaltet war, um eventuell auftretende exzentrische Beanspruchungen zu ermitteln. Es zeigte sich, dass nach Rückrechnung der gemessenen Verformungsdifferenzen und damit der Kraftunterschiede, mit einer Exzentrizität von bis zu 12 mm zu rechnen war, wobei die gemessenen Werte mit der Gruppengröße abnahmen. Nach Rückrechnung der Zusatzbeanspruchung infolge des nicht zentrischen Lastangriffs auf die Schraubengruppe ergaben sich vor allem für die Gruppe mit 4 Schrauben Zusatzbeanspruchungen von bis zu 34 %, die bei Vergrößerung der Schraubenanzahl auf 15 %, 7 % bzw. 6 % zurückging. Inwieweit diese Tatsache bei der Auswertung der Versuchsergebnisse berücksichtigt wurde, ist dem Verfasser allerdings nicht bekannt. Es wäre jedoch zu erwarten, dass sich dadurch zumindest theoretisch ein weniger großer Einfluss der Schraubenanzahl auf das Gesamttragverhalten ergibt. Für die Baupraxis hingegen empfiehlt PLIESCHOUNIG 2010 [73] daher stets größere Gruppen zu verwenden und unter diesem Gesichtspunkt erscheint die aktuell gültige Normenregelung mit $n_{\text{ef}} = n^{0,9}$ nach Ansicht des Verfassers als durchaus berechtigt.

Resumee

Resümierend stellt PLIESCHOUNIG 2010 [73] fest, dass weitere experimentelle Untersuchungen zum Themenbereich erforderlich sind, für die er die folgenden Rahmenbedingungen nennt: $A_{\text{timber}} = 24 d^2$, $a_1 = 7 d$ und $a_2 = 3,5 d$. Weiters schlägt er vor, dass die derzeit gültige Normenregelung beibehalten werden sollte, wenn es eine freie Oberfläche gibt (z. B. Queranschluss) würde jedoch bei gesperrter Oberfläche (wenn das Stahlblech zur Aufnahme der Schraubenköpfe an das Holz angepresst wird) davon ausgehen, dass mit $n_{\text{ef}} = n$ zu rechnen ist. Schlussendlich ist er der Meinung, dass die Thematik des Blockscherversagens ebenso weiter verfolgt werden sollte.

3.6.6 Mahlknecht 2011 [60]

Als weiterführende Arbeit, zur soeben beschriebenen Thematik, wurden im Zuge der Masterarbeit von MAHLKNECHT 2011 [60] 188 weitere Versuche mit Gruppen von 16 oder 25 Teilgewindeschrauben der Dimension $6 \times 300/75$ bzw. $6 \times 300/180$ ^(a) an Vollholz und Brettsperrholz durchgeführt. Abgesehen von der Tatsache, dass die Ausziehtragfähigkeit aus den BSP-Probekörpern rund 15 % über jenen der VH-Proben lag, sollen an dieser Stelle ausschließlich die Untersuchungen an den VH-Probekörpern und die diesbezüglichen Schlussfolgerungen Platz finden.

Konfigurationen und variierte Parameter

Als Prüfkonfiguration wurde die vorhin beschriebene Konfiguration mit freier Oberfläche gewählt, und alle Schrauben wurden rechtwinklig zur Holzoberfläche eingedreht und axial belastet. Die Abstände a_1 untereinander in Faserrichtung wurden zwischen $5 d$ und $12,5 d$ variiert und der Abstand a_2 quer zur Faserrichtung wurde mit $3,5 d$ oder $5 d$ berücksichtigt. Aus den 5 unterschiedlichen Versuchskonfigurationen (bezeichnet mit V1 bis V5) sollen an dieser Stelle die Konfigurationen V4 und V5 wiedergegeben werden, da diese beiden auch Erkenntnisse für das vorliegende Verbindungssystem beinhalten können. Zu den drei anderen Konfigurationen sei nur angemerkt, dass alle Prüfungen in diesen Serien mit VH auf Blockscheren versagten, bei den Serien BSP jedoch nur 20 % der Proben. Der maximale Wirkungsgrad^(b) in diesen Serien beträgt $\eta = 86 \%$.

a. Diese Dimension war eine Sonderanfertigung der Fa. Schmid Schrauben, Hainfeld (AT) für das Institut für Holzbau und Holztechnologie.

V4 (Serie Q): Frei geschnittene Schubflächen

Um mehr Einblick über die unterschiedlichen Versagensmechanismen bzw. einzelnen Beiträge der drei verschiedenen Begrenzungsflächen (vgl. Abb. 3.109) zu erhalten, wurden die Probekörper der Serie V4 an ihren theoretischen Randflächen (siehe Abb. 3.110) für Schub längs zur Faser (QR), Rollschub (QS) bzw. Querkzug (Q) durch Sägeschnitte vom umgebenden Holz getrennt. Dadurch sollte es leichter möglich werden, die einzelnen Beiträge zum Gesamtwiderstand gegen Blockscheren zu identifizieren. Die Referenz bildete die Reihe QRS, bei der keine Schnitte vorgenommen wurden. Es wurden jeweils 25 Schrauben in die einzelnen Prüfkörper eingebracht, wobei die Mindestabstände a_1 mit $5 d$ und $10 d$ – bei konstant gehaltenem Abstand $a_2 = 3,5 d$ – variiert wurden.

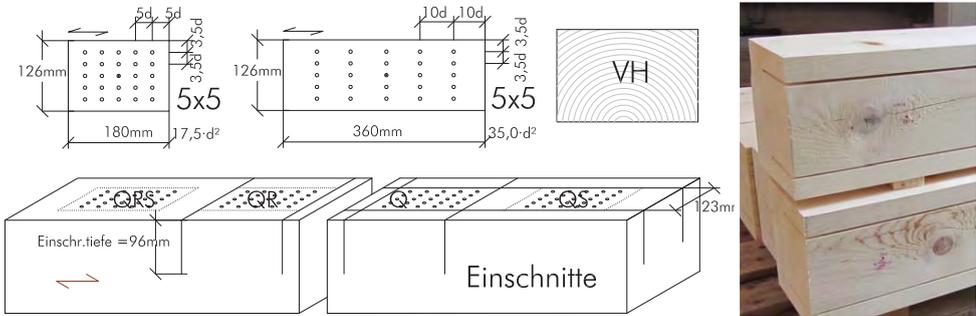


Abb. 3.110: Eingeschnittene Prüfkörper der Serie V4 zur Untersuchung des Beitrags einzelner Versagensmechanismen (aus [60])

Einen sehr guten Einblick in das Gesamtverhalten bei Blockscheren einer Schraubengruppe sowie die Einflüsse der einzelnen Tragmechanismen kann das Last-Verformungs-Diagramm in der nachstehenden Abb. 3.111 geben:

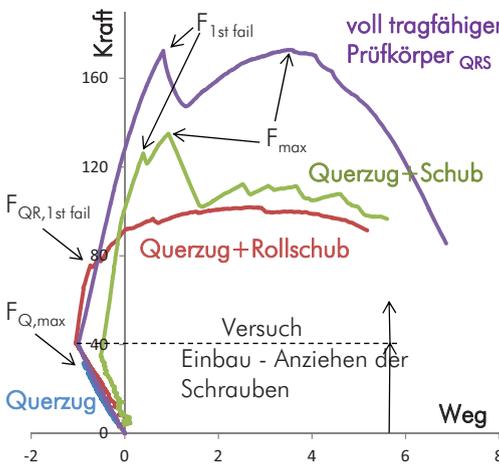
Q: Werden alle 4 seitlichen Schubflächen durchgeschnitten, so ergibt sich der Tragwiderstand ausschließlich als Funktion der Grundfläche und der Querkzugfestigkeit. Es ist auch bemerkenswert, dass bereits durch den Einbau des Prüfkörpers und das Anziehen der Schrauben mit konstantem Drehmoment von 6 Nm ausreichend große Kräfte eingeleitet werden, welche die Tragfähigkeit hinsichtlich Querkzug überschreiten. Auf diese Weise wurde schließlich auch die Querkzugspannung in der Ebene der Schraubenspitzen und die zugehörige Kraft $F_{Q,max}$ ermittelt.

QR: Werden nur die Seitenflächen parallel zur Richtung a_2 (also die Holzfasern der Schubflächen) durchgeschnitten, so setzt sich der Tragwiderstand aus dem vorhin beschriebenen Anteil der Querkzugtragfähigkeit und dem Anteil der Rollschubwiderstände an beiden faserparallelen Seiten zusammen. Es wird deutlich, dass die Prüflast durch den zusätzlichen Rollschubwiderstand der beiden Seitenflächen weiter gesteigert werden kann. Zuerst nur bis zum Punkt $F_{QR,1stfail}$, welcher wiederum den Zeitpunkt bzw. das Kraftniveau bestimmt, bei dem die Grundfläche ein Querkzugversagen erleidet und es zu einer ruckartigen Zunahme der Verformungen kommt. Die Prüflast kann jedoch noch weiter gesteigert werden.

b. Als Wirkungsgrad wird von MAHLKNECHT 2011 [60] an dieser Stelle die experimentell ermittelte Tragfähigkeit bei anderen Versagensmechanismen bezogen auf die rechnerische Anschlussleistung bei voller Tragfähigkeit aller Schrauben bezeichnet. In der Regel stellt der Wirkungsgrad einer Verbindung das Verhältnis zwischen maximaler Anschlusskraft und der Tragfähigkeit des Holzquerschnitts dar.

QS: Beim Freischneiden der Rollschubflächen parallel zur Richtung a_1 , setzt sich der Tragwiderstand aus dem Querzuganteil und der Schubtragfähigkeit des, von den beiden rechtwinklig zur Faserrichtung am äußersten angeordneten Verbindungsmittel gemeinsam mit der Ebene der Schraubenspitzen gebildeten, ideellen Trägers zusammen. Wiederum ist ein erstes ruckartiges Versagen (infolge Querzugversagens in der Grundfläche) festzustellen, was mit $F_{QS,1stfail}$ bezeichnet wurde ^(a). Der zweite Lasteinbruch (mit F_{max} bezeichnet) stellt in weiterer Folge einen klassischen Schubbruch des ideellen Trägers dar.

QRS: Das Last-Verformungs-Verhalten des ungeschwächten Gesamtprüfkörpers setzt sich nun aus den jeweiligen oben beschriebenen Anteilen zusammen und das erste Versagen ist erneut durch einen Querzugriss in der von den Schraubenspitzen aufgespannten Grundfläche charakterisiert.



Q..... Tragfähigkeit ausschließlich auf Querzug in der Ebene der Schraubenspitzen $F_{Q,max}$

QR..... Tragfähigkeit infolge Querzug und Rollschub an den Seitenflächen parallel zu a_1 $F_{QR,1stfail}$

QS..... Tragfähigkeit infolge Querzug und Schub an den Seitenflächen parallel zu a_2 $F_{QS,1stfail}$ und F_{max}

QRS Vollständige Tragfähigkeit infolge aller drei Mechanismen gemeinsam $F_{1stfail}$ und F_{max}

Abb. 3.111: Skiziertes Last-Verformungs-Diagramm mit den unterschiedlichen Beiträgen zum Gesamtwiderstand (aus [60])

Die Gesamttragfähigkeit kann in weiterer Folge mittels folgender Gl. [3-85] berechnet werden, wobei die größte Unsicherheit in der vorliegenden Theorie nach Ansicht des Verfassers darin besteht, dass der Anteil F_Q bekannt sein muss um die beiden Anteile F_R bzw. F_S zu berechnen.

$$F_{QRS} = F_Q + \sum F_R + \sum F_S = F_{QRS} \cdot \left(\frac{F_Q}{F_{QRS}} + \frac{\sum F_R}{F_{QRS}} + \frac{\sum F_S}{F_{QRS}} \right) \quad [3-85]$$

Bekanntlich unterliegt gerade die Querzugfestigkeit den stärksten Streuungen und ist mit Unsicherheiten sowie maßgeblichen Größeneffekten behaftet. Dennoch ist der Verfasser der Meinung, dass die von MAHLKNECHT 2011 [60] vorgeschlagene Methodik einen beachtenswerten, auf der Elastizitätstheorie fußenden, Ansatz zur Berücksichtigung des Blockscherens von Schraubengruppen darstellt.

Das Verhältnis der anteiligen Widerstände wird von MAHLKNECHT 2011 [60] für die Prüfkörper mit 5 d Mindestabstand parallel zur Faserrichtung zu 9 % : 16 % : 75 % und für jene mit 10 d Mindestabstand

a. In der Quellpublikation ist dieser Wert mit $F_{1stfail}$ bezeichnet, der Verfasser bezeichnet dieses Versagen jedoch zur besseren Unterscheidung als $F_{QS,1stfail}$. Siehe dazu auch Abb. 3.111.

mit 23 % : 21 % : 56 % angegeben. Für die angegebenen Verhältnisse gilt jedoch dass ausschließlich der Wert für die Anteile der Querkzugkräfte (1. Wert) unabhängig versuchstechnisch ermittelt wurde.

Bei allen Prüfungen der Serie V4 wurde naturgemäß Blockscheren beobachtet – aus diesem Grund ist eine Angabe einer wirksamen Anzahl nicht sinnvoll.

V5 (Serien M und K): Zugversagen der Schrauben mit größerer Gewindelänge

In der Versuchsreihe V5 wurden anstatt der bisher verwendeten Teilgewindeschrauben mit 75 mm Gewindelänge speziell angefertigte Teilgewindeschrauben mit 160 mm Gewindelänge als Verbindungsmittel geprüft. Dabei wurden jeweils 16 Stück mit den Abständen gemäß Abb. 3.112 entweder vorgebohrt (v) oder nicht vorgebohrt (vn) in die Prüfkörper der Reihen M (VH) und K bzw. F (VH-Block) eingedreht und geprüft.

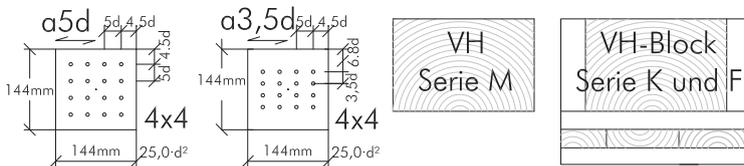


Abb. 3.112: Prüfkörper der Serie V5 (aus [60])

Aufgrund der vergrößerten Gewindelänge ($l_g/d = \lambda_{ax} = 26,7$)^(a) trat nun, zusätzlich zum Blockscheren der vorherigen Prüfkfigurationen V1 bis V4, auch das Abreißen der Schrauben als Versagensart in Erscheinung. In der unten stehenden Abb. 3.113 sind die maximalen Prüfkraft der Einzelschraubenversuche (single) sowie die bezogenen maximalen Prüfkraft der Versuche mit Schraubengruppen von 16 Stück zusammengefasst wiedergegeben.

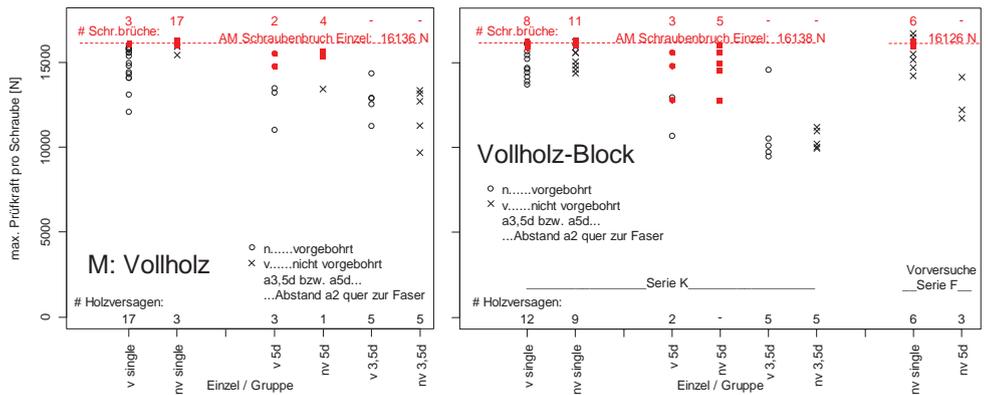


Abb. 3.113: Bezogene maximale Prüfkraft in der Versuchsreihe V5 (aus [60])

Die roten Werte markieren den Zugbruch von mindestens einer Schraube in der Gruppe. Es fällt zum

a. Siehe Definition für λ_{ax} in der Gleichung 3-88 auf Seite 222.

Einen auf, dass die Widerstände bei Stahlbruch naturgemäß höher sind als bei Versagen auf Blockscheren, aber auch, dass bei den enger gesetzten Schrauben ($a_2 = 3,5 d$) trotz der größeren Gewindelänge kein Schraubenbruch erzeugt werden konnte. Die Anzahl der Schraubenbrüche bewegt sich im Bereich zwischen 12 % und 30 % der jeweiligen Seriengröße und die erreichbaren Tragfähigkeiten sind näher am Referenzwert (im Mittel bei rund 93 %) der Einzelschraube als bei Holzversagen, wo das Verhältnis zwischen 72 % und 83 % je nach Serie beträgt.

Als interessant wird die Beobachtung von MAHLKNECHT 2011 [60] hinsichtlich des Vorbohrers betrachtet: Bei den größeren Abständen rechtwinklig zur Faserrichtung reduzierte sich die Tragfähigkeit im Versuch geringfügig (2 % bis 6 %) – bei einem Abstand von $a_2 = 3,5 d$ hingegen ergab sich eine Steigerung, die jedoch nicht quantifiziert wurde. Es scheint also, dass es infolge von vorgebohrten Schraubenlöchern zu geringeren Vorschädigungen im Holz kommt, was dem Verfasser absolut nachvollziehbar erscheint.

Resumee

Die experimentellen Untersuchungen im Zuge der Masterarbeit von MAHLKNECHT 2011 [60] am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz stellen zusammen mit der vorher beschriebenen Arbeit von PLIESCHOUNIG 2010 [73] die wohl wichtigste Basis zum Tragverhalten von rein axial beanspruchten Schraubengruppen, die rechtwinklig auf die Holzoberfläche eingedreht und gemeinsam beansprucht wurden, dar. Es zeigte sich ein entscheidender Einfluss der Mindestabstände parallel zur Faserrichtung und der Einbindetiefe des Gewindes auf den vorherrschenden Versagensmechanismus des Blockscherens sowie der Gewindelänge auf die Versagensart der Schrauben selbst. Ein Stahlversagen der Schrauben ist nur bei ausreichenden Abständen rechtwinklig zur Faserrichtung und entsprechend großer Einbindetiefe des Gewindes erzielbar. Die zu erwartenden Wirkungsgrade liegen beim Zugbruch der Schrauben in größeren Gruppen erwartungsgemäß näher an jenem der Einzelschraube als bei Blockscherversagen der Schraubengruppe. Infolge der beiden, soeben diskutierten Publikationen ist der Verfasser der Meinung, dass die Mindestabstände, wie sie derzeit in der europäischen Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] festgelegt sind, nicht ausreichen, um ein Blockscherversagen ausschließen zu können ^(a). Die Regelungen zur Bemessung von Queranschlüssen, wie sie z. B. in ON B 1995-1-1 [113] angegeben sind, sollten um Verbindungen mit rechtwinklig zur Holzoberfläche eingedrehte, axial beanspruchte Schraubenverbindungen ergänzt werden, um diesen Phänomenen Rechnung zu tragen.

3.6.7 Mahlknecht & Brandner 2013 [61]

In einem, an die beiden vorhin diskutierten Publikationen, anschließenden Forschungsvorhaben berichten MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] von einer erneuten Erweiterung des Versuchsumfanges bei Gruppenversuchen mit axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben auf BSH-Probekörper aus Fichte (*Picea abies*) sowie einen zusätzlichen Einschraubwinkel zwischen Schraubenachse und Holzoberfläche von $\beta = 45^\circ$. Weiters wurde ein vorhandenes Blockschermodell von ZARNANI ET AL. 2012 ^(b) für auf Abscheren beanspruchte Stahlblech-Holz-Nagelverbindungen als Basis für die Modellbildung zum Blockscheren von axial beanspruchten, rechtwinklig ($\beta = 90^\circ$) zur Holzoberfläche eingedrehten, Schraubengruppen herangezogen. An dieser Stelle soll näher auf die experimentellen Ergebnisse der 45° -Untersuchungen eingegangen werden, weil sich diese Konfiguration bereits sehr stark an jene des vorliegenden Verbindungssystems annähert. Die Ergebnisse der 90° -Prüfungen wobei insbesondere der Versa-

a. Es darf, nach Ansicht des Verfassers, auch nicht die Aufgabe der Mindestabstände sein, ein Blockscherversagen auszuschließen zu können.

b. ZARNANI, P.; QUENNEVILLE, P.: A stiffness-based analytical model for wood strength in timber connections loaded parallel to grain: Riveted joint capacity in brittle and mixed failure modes. CIB-W18/45-7-1, Meeting Forty-Five, Växjö, Schweden, 2012.

gensmodus des Schraubenbruchs für den Verfasser von Interesse ist, sowie das Blockschermodell werden ebenfalls kurz diskutiert. Eine graphische Darstellung für die Begriffsdefinition von freier und gesperrter Oberfläche sowie die Prüfkongfigurationen für die Winkelvariation sind in der unten stehenden Abb. 3.114 wiedergegeben.

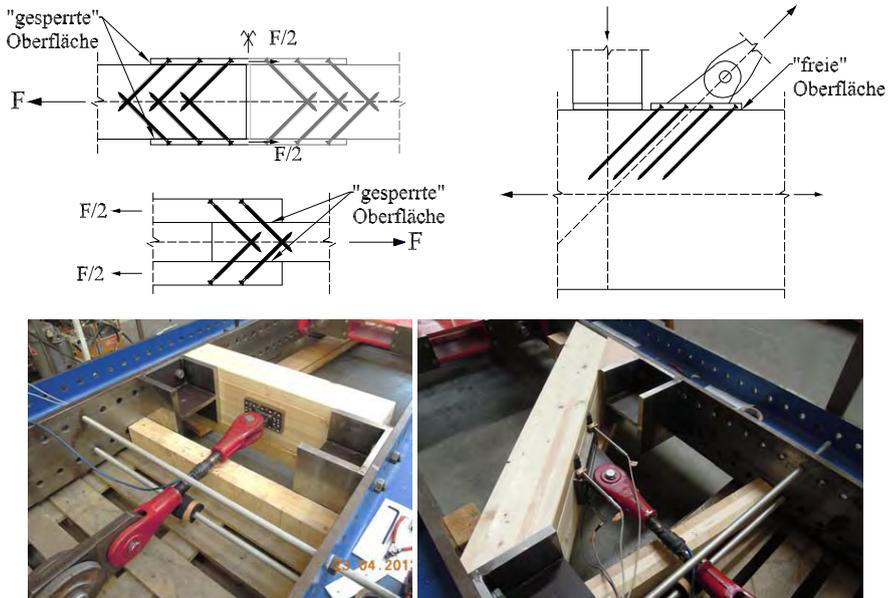


Abb. 3.114: Definition für gesperrte (oben links) und freie (oben rechts) Oberflächen in Verbindungen mit axial bzw. gleichzeitig axial und lateral beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben sowie Prüfkongfiguration für die Gruppenversuche mit 90° (unten links) und 45° (unten rechts) Anordnung (aus [61])

90°-Versuche mit Schrauben des Nenndurchmessers 8 mm

In den experimentellen Versuchsreihen zu Schraubengruppen von 8 oder 10 selbstbohrenden Holzschrauben der Dimensionen 8 x 280 (Reihen H, N und K) und 8 x 180 (Reihen O, J und I) mit einem Einschraubwinkel von 90° wurden von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] neben der Einbindetiefe auch die Abstände untereinander variiert. Für die sehr ausführliche Beschreibung der Prüfkongfiguration, der Prüfvorbereitung sowie der Prüfergebnisse sei an dieser Stelle auf die Quellpublikation verwiesen und es ist diesbezüglich ausschließlich die unten stehende Abb. 3.115 wiedergegeben. Sie zeigt neben den Referenzwerten aus den Einzelversuchen (gestrichelte, horizontale Linien) und den Boxplots für die jeweiligen Versuchsserien (Schraubenbrüche sind rot dargestellt) auch die rechnerischen Ergebnisse bei gemäß Bemessungsnorm und Zulassung auf charakteristischem Niveau (gelb) und die, auf den Mittelwerten der Festigkeitskennwerte basierenden, rechnerischen Widerstände nach dem Blockschermodell (lila).

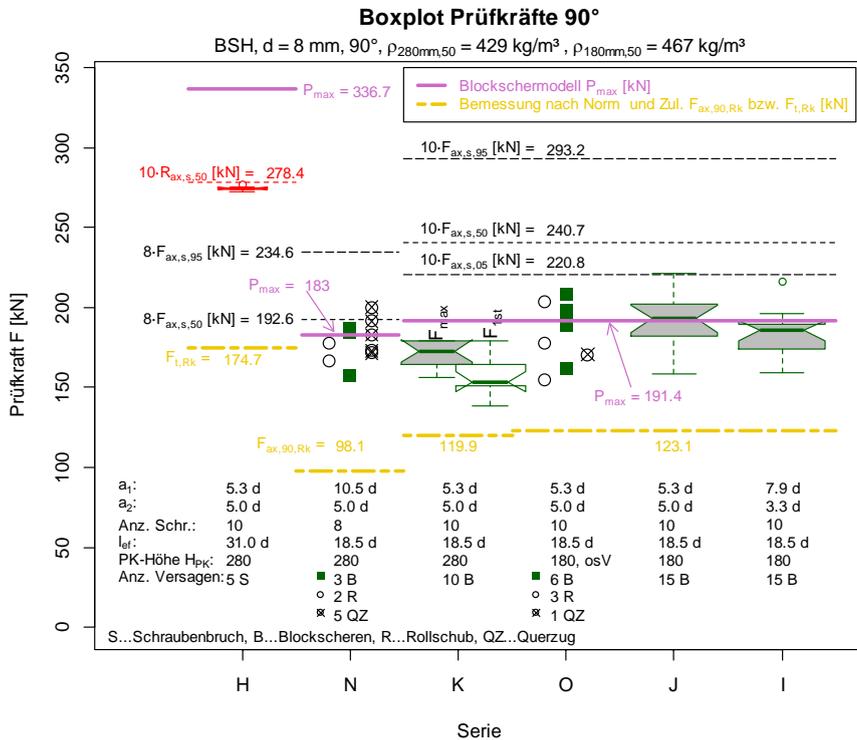


Abb. 3.115: Boxplot für die Prüfergebnisse, die Widerstände nach dem Blockschermmodell sowie für die charakteristischen Tragfähigkeiten gemäß Norm [107] und Zulassung [126] (aus [61])

In der Serie H mit ausschließlichem Zugversagen der Schrauben sind die Streuungen sehr klein ($COV = 0,58 \%$) und der Wirkungsgrad der Gruppe liegt bei rund 99 % der Summe der Einzeltragfähigkeiten. Für alle anderen Reihen mit Holzversagen – vorwiegend bzw. ausschließlichem Blockscherversagen – beträgt dieses Verhältnis rund 71 % und die Streuungen innerhalb der jeweiligen Serien liegen zwischen 7,5 % und 9,1 %. Die Vorhersage des Widerstandes der Prüfkörper gegen Blockscherversagen (siehe kommander Unterabschnitt) wurde von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] als gut bezeichnet. Die charakteristischen Werte der Tragwiderstände berechnet gemäß EN 1995-1-1 [107] und zugehöriger Europäisch Technischer Zulassung für das Schraubenprodukt [126] liegen immer deutlich unter den streuenden Versuchsergebnissen ^(a). Die Berücksichtigung der wirksamen Anzahl mit $n_{ef} = n^{0,9}$ in der Berechnung liefert zum Teil (für Schraubenbruch) sehr konservative Ergebnisse – für die Konfigurationen mit Holzversagen ist dies dennoch nicht die korrekte Methode zur Berechnung der Tragfähigkeit, obwohl die erforderlichen Sicherheiten damit erreicht werden können ^(b).

a. Auch der rechnerische 5%-Fraktilwert der Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der Probekörperanzahl gemäß EN 14358 [119] liegt über den rechnerischen Tragfähigkeiten lt. Zulassung.
 b. Dies gilt jedoch nur für die geprüften Konfigurationen hinsichtlich Mindestabstände sowie Einschraub- bzw. Einbindetiefe.

Blockschermodell

Das Blockschermodell auf Basis der Publikation von ZARNANI ET AL. 2012 wurde von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] für die Anwendung auf Schraubenverbindungen mit rechtwinklig zur Holzoberfläche wirkender äußerer Last aufbereitet ^(a) (vgl. Abb. 3.116). Dabei werden die anteiligen Widerständen infolge Querzug in der Ebene der Schraubenspitzen, Rollschub an den faserparallelen Rändern sowie Schub an den Rändern parallel zur Richtung a_2 als lineare, parallele Federn modelliert. Die Lastverteilung auf die Schrauben ist gleichmäßig, entlang der Schraubenachse jedoch nichtlinear, woraus auch eine nicht-lineare Verteilung der Verformungen folgt, was in einem ersten Ansatz mittels der Faktoren $C_{t,90} = 1,0$ ^(b), $C_r = C_s = 0,8$ berücksichtigt wurde. Das Modell ermöglicht wegen seiner parallelen Federn, den Ausfall einer Fläche mit anschließender Spannungsumlagerung auf die Verbleibenden, weshalb eine iterative Berechnung vonnöten sein kann.

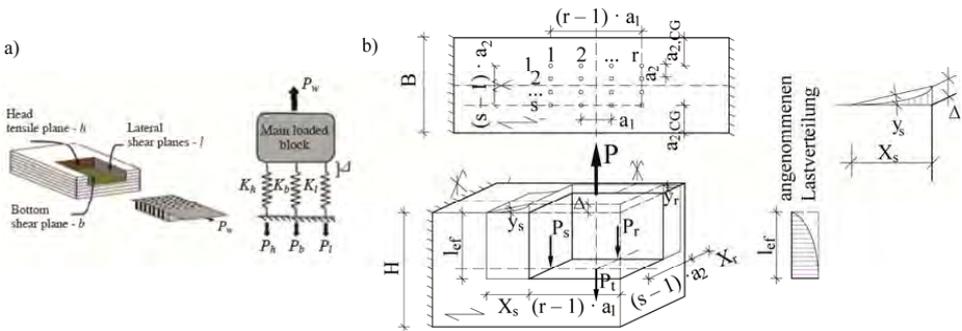


Abb. 3.116: Blockschermodell von ZARNANI ET AL. 2012 (links) und Ansatz und Bezeichnungen für dessen Übertragung auf rechtwinklig zur Faser angreifende Kräfte (rechts) (aus [61])

Auf eine Wiedergabe der Gleichungen zur Berechnung des Blockscherwiderstandes wird hier verzichtet und es sei auf die Quellpublikationen von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] sowie auf ZARNANI ET AL. 2012 verwiesen.

Hinsichtlich der Größenordnung für die Länge X_s des faserparallel seitlich mitwirkenden rollschubbeanspruchten Volumens ist der Verfasser jedoch der Meinung, dass die von den Autoren gezogenen Analogieschlüsse aus der Veröffentlichung von ZARNANI ET AL. 2012 nicht korrekt sind. Dieser Wert hängt, nach Ansicht des Verfassers, vielmehr von der Biegesteifigkeit des ideellen Trägers ab und müsste Analogien zur Spannungsverteilung bei Querdruck aufweisen bzw. könnte mit Hilfe der Theorie des elastisch gebetteten Balkens ermittelt werden.

45°-Versuche

Bei ihren Versuchen an unter einem Winkel von 45° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung geneigt eingedrehten Gruppen von 14 selbstbohrenden Holzschrauben der Dimensionen TG 6 x 240/192 bzw. VG 6 x 200 und 6 x 160 wurde von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] in erster Linie die Einschraublänge im Holz bzw. das Verhältnis zwischen projizierter Einschraublänge und Holzdicke variiert. Weiters wurde der Einfluss der Verformung der Kopfplatte auf die Lastverteilung mittels unterschiedlicher Dicken

a. Vgl. dazu auch die Publikation von MAHLKNECHT ET AL. 2014 [62].
 b. Wegen der gleichmäßigen Lastverteilung auf alle Schrauben der Gruppe.

(30 mm und 20 mm – mit einem Steifigkeitsverhältnis von 3,4 : 1) untersucht. Die Mindestabstände untereinander betragen konstant 7 d in Faserrichtung und 5 d quer dazu.

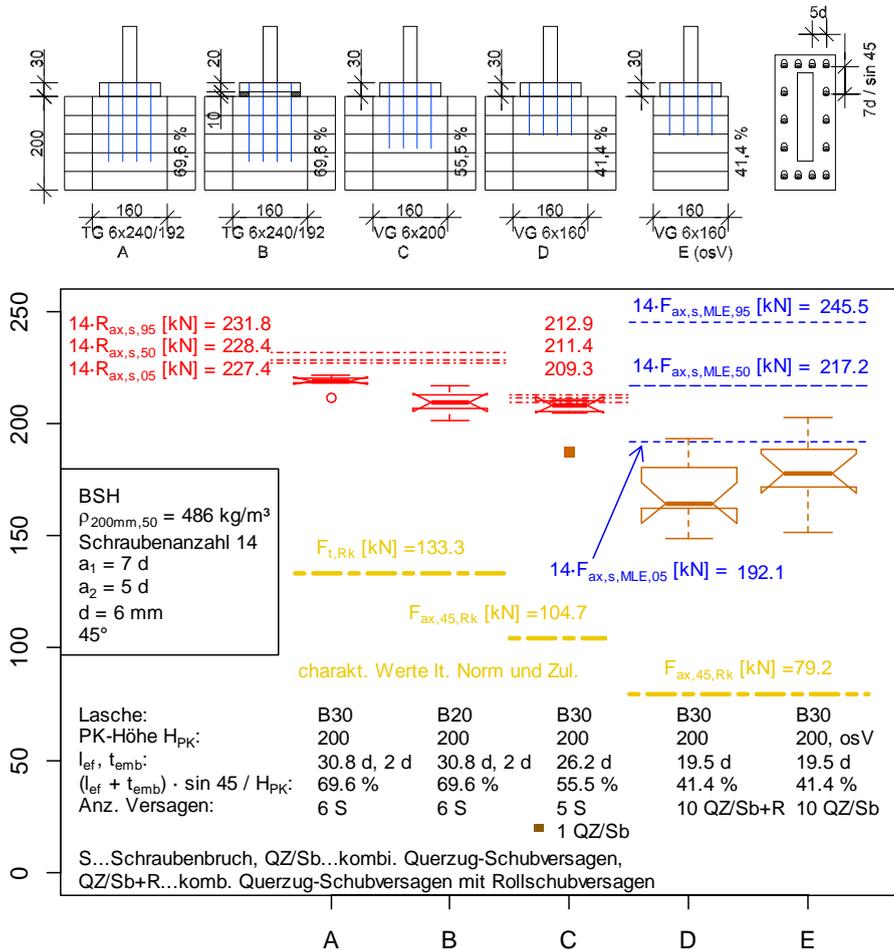


Abb. 3.117: Übersicht Prüfkörper mit geneigt eingedrehten Schrauben (oben) und Prüfergebnisse in Boxplotdarstellung (unten) (aus [61])

Die jeweilige Prüfkonfiguration sowie Ergebnisse mit den aufgetretenen Versagensarten und die rechnerischen Tragfähigkeiten (gelb) sind in der Abb. 3.117 dargestellt. Rot kennzeichnet dabei wiederum ein Zugversagen der Schrauben, welches in den Serien A und B ausschließlich bzw. in der Serie C überwiegend aufgetreten ist. Die Prüfergebnisse für eine Gruppe von 14 Schrauben liegen dabei für die dicke Kopfplatte (30 mm) erneut nur knapp unter der Summe der experimentell ermittelten Einzeltragfähigkeiten bei rund 95 %. Für die dünne Kopfplatte (20 mm) aber nur bei rund 90 %, was auf die ungleichmäßigere Kraftverteilung in den Schrauben infolge der Nachgiebigkeit der dünneren Stahlkopfplatte zurückzuführen ist. Wird die projizierte Einschraubtiefe (vgl. dazu die relative Einbindetiefe α_{ax} lt. De-

inition in der Gleichung 3-89 auf Seite 222) geringer als die halbe Bauteilhöhe kommt es ausschließlich zum Querkzugversagen bzw. zu einem kombinierten Schub-Rollschub-Bruch entlang der faserparallelen Schraubenreihen. Die rechnerisch, auf Basis der EN 1995-1-1 [107] mit zugehöriger Europäisch Technischer Zulassung für das Schraubenprodukt [126], ermittelten charakteristischen Werte der Tragfähigkeit liegen deutlich unter den Versuchswerten. Wiederum wurde die wirksame Anzahl mit $n^{0,9}$ berücksichtigt. Auffällig ist lt. MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61], dass die experimentell ermittelten Zugtragfähigkeiten der Schrauben, wie auch in den 90°-Prüfungen, um mehr als 20 % über der charakteristischen Zugtragfähigkeit gemäß Zulassung liegen, wodurch der große Abstand zwischen Versuch und Rechnung für die Versagensart Schraubenbruch (S) aber nur teilweise erklärt werden kann.

In ihrer anschließenden Analyse zum Einfluss der Einschraubtiefe im Verhältnis zur Trägerhöhe geben die Autoren an, dass die Schraubenspitze mindestens in der Tiefe von $0,75^{(a)} \cdot H$ zu liegen kommen sollte, damit ein Querkzugversagen mit hoher Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden kann. Die nachfolgende Abb. 3.118 soll dazu der Erläuterung dienen.

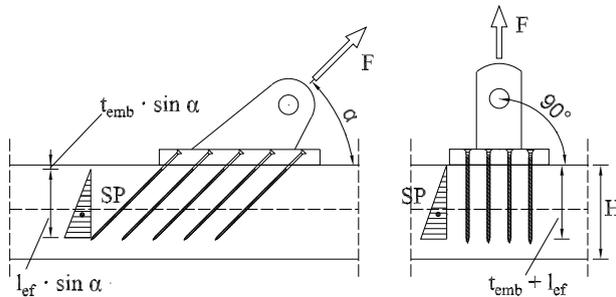


Abb. 3.118: Skizze zur Erläuterung der Einschraubtiefe im Verhältnis zur Trägerhöhe (aus [61])

Der Verfasser hat in seinen früheren Publikationen zum gegenständliche Verbindungssystem (z. B. KRENN ET AL. 2009 [54]) bereits auf diese Tatsache hingewiesen, indem er ein Übergreifen der Schrauben in der Trägerachse bei symmetrischer Anordnung der Verbindung von mindestens $4 d$ vorschlug.

Resumee

In ihrer sehr umfangreichen und aufschlussreichen Publikation beschreiben MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] die wichtigsten Einflussparameter auf den Wirkungsgrad eines Anschlusses wie folgt: Bei Zugversagen der Schrauben können, unter Voraussetzung genügen langer Schrauben, ausreichend steifer Kopfplatte bzw. genügend großer Einschraubtiefe, Wirkungsgrade für den Anschluss um 1,0 erreicht werden.

Wird die Gewindelänge verkürzt, so kommt es in der Regel zu einem Holzversagen, das die verschiedensten Ausprägungsformen aufweisen kann. Dazu zählen das Herausziehen, das Querkzugversagen, eine Interaktion aus Querkzug- und Schubbeanspruchung und schließlich das Blockscherversagen. Bei allen diesen Versagensarten sinkt der Wirkungsgrad teilweise unter 70 % der theoretischen Anschlusskraft ab.

a. Dieser Wert hängt natürlich von der angenommenen Kraftverteilung in der Schraube entlang ihrer Achse ab.
 Anm. d. Verfassers: Der in der Abb. 3.118 dargestellte dreiecksförmige Spannungsverlauf im Holz unterscheidet sich vom Parabelförmigen der Abbildung 3.116 auf Seite 215 wie er im Blockschermodell von MAHLKNECHT ET AL. 2013 [61] dargestellt wurde.

Ein Modell für die Ermittlung des Blockscherwiderstandes wurde auf Basis der Publikation anderer Autoren auf die vorliegende Problematik mit rechtwinklig zur Holzoberfläche angreifender Kraft – durchaus erfolgreich und mit zufriedenstellender Übereinstimmung – angewendet.

3.6.8 Plüss 2014 [74]

Das Trag- und Verformungsverhalten von axial beanspruchten Schraubengruppen in den Schmalseiten von BSP wurde von PLÜSS 2014 [74] experimentell untersucht und analysiert. Da die Arbeit die Forschungstätigkeiten hinsichtlich Gruppenwirkung von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben am Institut für Holzbau und Holztechnologie der TU Graz weiterführte, ist sie an dieser Stelle erwähnt, es soll jedoch nicht weiter darauf eingegangen werden, da sie nicht in direktem Zusammenhang mit dem vorliegenden Verbindungssystem steht.

3.6.9 Mahlkecht 2016 [63]

Die Publikation von MAHLKNECHT ET AL. 2016 [63] behandelt eine Zusammenfassung der bereits diskutierten Ergebnisse mit dem Hauptfokus auf die Thematik des Blockscherversagens und einer vertieften Auseinandersetzung mit dem so genannten Blockschermodell zur rechnerischen Erfassung der Widerstände des Holzes. Die Ansätze und Überlegungen zum Blockschermodell wurden von den Autoren weiter untersucht und verfeinert, insbesondere wurde den einzelnen Modellparametern wie den Festigkeitskennwerten f_i oder den Beiwerten C_i zur Berücksichtigung nichtlinearer Spannungsverläufe mehr Raum eingeräumt.

3.7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen aus den Literaturstudien

Die wichtigsten Erkenntnisse der, in diesem Kapitel (nach Ansicht des Verfassers doch recht umfangreich, und dennoch bei Weitem noch nicht vollständig) diskutierten Forschungsarbeiten zur Thematik der Gruppenwirkung von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln sollen an dieser Stelle zusammengefasst und auf ihre Anwendbarkeit auf das gegenständliche Verbindungssystem bewertet werden. Es stellte sich im Zuge der intensiven Literaturrecherche heraus, dass aus der Mannigfaltigkeit der Einflussparameter doch nur einige wenige als wirklich bedeutsam einzustufen sind. Dennoch ist die intensive Beschäftigung damit bedeutend für ein umfassendes Verständnis der Thematik und war für den Verfasser sehr erkenntnisreich.

3.7.1 Wirksame Anzahl in Laschenverbindungen

Die Anzahl der wissenschaftlichen Publikationen zum Thema des Last- und Verformungsverhaltens von Verbindungsmittelgruppen, die gemeinsam auf Abscheren beansprucht sind, ist sehr groß, und die Anfänge reichen mehr als 100 Jahre zurück. Die ältesten Untersuchungen bezogen sich in erster Linie auf Nietverbindungen im Stahlbau mit Anwendung der theoretischen Überlegungen z. B. auch auf geklebte Holzverbindungen. Stand zu Beginn des 20. Jahrhunderts die Aufstellung und Lösung der Differentialgleichung des nachgiebigen Verbunds im Vordergrund, veränderte sich die Herangehensweise, mit der Verfügbarkeit von immer besseren Rechenmaschinen, über die Anwendung der Differenzenmethode hin zu numerischen Simulationen mit dem Hintergrund stochastischer Modelle. Allen diesen Modellierungstechniken ist jedoch das Ergebnis und der maßgebliche Einflussparameter gemein: Das *Last-Verschiebungs-Verhalten des Verbindungsmittels* und dessen Auswirkungen auf den anisotropen, spröden Werkstoff Holz.

Steife Verbindungsmittel führen zu einer ungleichmäßigen Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel, die in einer Reihe hintereinander angeordnet sind. Des Weiteren treten die holztypischen Versagensmechanismen wie Querzugversagen oder das Abscheren einer kompletten Verbindungsmittelreihe in den Vordergrund. Vorhandene Herstellungsungenauigkeiten können kaum bis gar nicht ausgeglichen werden, was insgesamt schlussendlich zu einem geringen Wirkungsgrad der Gesamtverbindung führt.

Weiche Verbindungsmittel hingegen führen dazu, dass sich ungleichmäßige Beanspruchungen, z. B. infolge von lokalen Steifigkeitsunterschieden (wie unvermeidbar vorhandenen Ästen) oder Lochspiel, durch Verformungen über die Länge der Verbindung ausgleichen können. Verbindungsmittel mit geringem Nenndurchmesser führen in der Regel auch nicht so leicht zu den oben beschriebenen spröden Holzversagensarten, solange gewisse Grenzen für die Mindestabstände eingehalten werden, was dazu führt, dass relativ hohe Wirkungsgrade der Gesamtverbindung erreichbar sind.

Für die Baupraxis würde die ausschließliche Verwendung von weichen, schlanken stiftförmigen Verbindungsmitteln jedoch eine Vielzahl an Erschwernissen mit sich bringen (z. B. mehr Arbeits- und Materialaufwand), weshalb die Wahl des Verbindungsmittels und die Abwägung wirtschaftlicher und technischer Interessen schlussendlich dem Ingenieur überlassen bleiben muss. Zudem sind in einer Konstruktion sowohl die Grenzzustände der Tragfähigkeit (ULS) als auch die Grenzzustände der Gebrauchstauglichkeit (SLS) zu betrachten, und das Last-Verschiebungs-Verhalten der Gesamtverbindung hat in vielen Fällen nicht zu vernachlässigende Auswirkungen auf beide Nachweise. Einerseits soll die Verbindung im SLS ausreichend steif sein, damit sich die erwartbaren Verformungen in Grenzen halten, andererseits soll die Verbindung im ULS (hierzu zählt auch der außergewöhnliche Lastfall Erdbeben) ausreichendes Verformungsvermögen, und damit eine entsprechend hohe Duktilität sowie großes Dissipationsvermögen, aufweisen. Aufgrund der streuenden Einflussgrößen auf das Last-Verschiebungs-Ver-

halten des einzelnen Verbindungsmittel ist eine eindeutige Festlegung hinsichtlich der optimalen Wahl eines Verbindungsmittels nicht einfach.

Der Verfasser ist der Meinung, dass der von MISCHLER 1998 [67] vorgeschlagene Wert einer optimalen Schlankheit λ_{optimal} einen guten Ausgangspunkt für die Wahl des richtigen Verbindungsmitteldurchmessers bei vorhandener Holzdicke darstellt:

$$\lambda_{\text{optimal}} = \frac{t}{d} \geq A \cdot \sqrt{\frac{8 \cdot M_{u,95}}{f_{h,05} \cdot d^3}} \quad [3-86]$$

t Holzdicke [mm]

d Nenndurchmesser des Verbindungsmittels [mm]

A Parameter in Abhängigkeit der Verbindungsart ($A = 1,4$ für Stahlblech-Holz-Verbindungen mit dickem oder innenliegendem Stahlblech bzw. $1,0$ für dünne Bleche bzw. Holz-Holz-Verbindungen mit gleichen Holzeigenschaften) ^(a) [-]

$M_{u,95}$ 95%-Fraktilwert des plastischen Biegegewiderstandes des Stiftes [Nmm]

$f_{h,05}$ 5%-Fraktilwert der Lochleibungsfestigkeit des Holzes [N/mm²]

Insbesondere die Berücksichtigung der oberen 5%-Fraktile für den Biegegewiderstand des Stiftes ist nach Ansicht des Verfassers wichtig. Es ist bekannt, dass die tatsächlichen Festigkeitskennwerte von Stabdübeln sehr häufig über den angegebenen nominellen Werten liegen, wodurch es zu spröden Versagensmechanismen kommen kann, obwohl in der Bemessung die notwendige Schlankheit eingehalten wurde.

Neben der Schlankheit der Verbindungsmittel haben auch die *Steifigkeit der Anschlussteile* sowie das *zeit- und lastabhängige Verformungsverhalten* und natürlich die *Herstellungstoleranzen* einen Einfluss auf die wirksame Anzahl von Verbindungsmitteln. Die Steifigkeit der Anschlussteile EA_1 hat in praktischen Konfigurationen demnach meist einen vernachlässigbar kleinen Einfluss im Vergleich zum Last-Verschiebungs-Verhalten der Verbindungsmittel ^(b). Kriechen und Relaxation wirken sich dann günstig auf die Lastverteilung innerhalb der Verbindungsmittelgruppe aus, wenn die Verformungskapazität der einzelnen Verbindungsmittel groß genug ist, stellen aber im Vergleich zu den Herstellungsungenauigkeiten eine vernachlässigbar kleine Größe dar. Die Passgenauigkeit der Verbindung hingegen erweist sich als maßgebend für die Lastverteilung von Gruppen mit gedregenen Stiften und ungleiche Beanspruchungen sind in erster Linie dafür verantwortlich, dass es zu einem spröden Holzversagen kommt. Auch deshalb ist eine ausreichende Verformungskapazität der Verbindungsmittel für eine annähernd gleichmäßige Beanspruchung unumgänglich. Die Verwendung von relativ kleinen absoluten Stiftdurchmessern (bis rund 12 mm) erweist sich diesbezüglich als vorteilhaft.

Schlussendlich möchte der Verfasser noch darauf hinweisen, dass es aufgrund des gewünschten nichtlinearen Zusammenhangs zwischen Kraft und Verschiebung des Verbindungsmittels grundsätzlich zwei unterschiedliche Werte für die wirksame Anzahl in einer Verbindung gibt. Auf dem Gebrauchslastniveau (SLS) wird in der Regel von einer annähernd linearen Last-Verschiebungs-Beziehung (K_{ser}) ausgegangen, was dazu führt, dass eine gleichmäßige Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel nicht gegeben ist. Erst auf höheren Lastniveaus (ULS) kommt es – unter der Voraussetzung elastisch-plastischen Verhaltens des Einzelverbindungsmittels – zu einer einheitlicheren Lastverteilung innerhalb der Reihe. Diese Tatsache soll mit der nachstehenden Gleichung hervorgehoben werden:

a. Der Vergrößerungsfaktor von 1,15 zur Anpassung der Johansen-Gleichung an die unterschiedlichen Teilsicherheitsbeiwerte für Stahl und Holz ist hier nicht berücksichtigt.
 b. Die Ausnahme von dieser Regel stellen sehr steife Verbindungsmittel wie mehrschnittige Stabdübelverbindungen oder die geneigt angeordneten selbstbohenden Holzschrauben des gegenständlichen Verbindungssystems dar.

$$n_{ef, SLS} \leq n_{ef, ULS} \leq n$$

[3-87]

$n_{ef, SLS}$ wirksame Anzahl auf Gebrauchslastniveau
 $n_{ef, ULS}$ wirksame Anzahl auf Traglastniveau
 n tatsächliche Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe

Bedeutung für das vorliegende Verbindungssystem

Für das vorliegende Verbindungssystem kristallisiert sich somit die möglichst realitätsnahe Kenntnis des Last-Verschiebungs-Zusammenhangs als das wichtigste Kriterium heraus. Herstellungstoleranzen im klassischen Sinn (z. B. Lochspiel) sind praktisch auszuschließen, jedoch bestehen bei Schraubenverbindungen in Kombination mit Stahlblechen andere potenzielle Risiken, die in der Bemessung zu berücksichtigen sind (z. B. Abreißen einer bereits eingedrehten Schraube – dieser Fehler lässt sich nicht mehr korrigieren). Die Dehnungsunterschiede in den Anschlussbauteilen sind wegen der verhältnismäßig großen Steifigkeit der Verbindungsmittel selbst auch nicht mehr von vorn herein als vernachlässigbar einzustufen. Der Analyse der hier besprochenen Einflussparameter ist daher das nachfolgende *Kapitel 5 – Modellierung für das vorliegende Verbindungssystem* gewidmet.

3.7.2 Schraubenverbindungen parallel beansprucht

Im Gegensatz zu den, auf über 100 Jahre Forschungsarbeit in großer Breite zurückblickenden Themenbereich der wirksamen Anzahl von Verbindungsmittelgruppen in Laschenverbindungen, stellt die Thematik für axial beanspruchte Gruppen von selbstbohrenden Holzschrauben ein sehr junges und nur von Wenigen bearbeitetes Forschungsgebiet dar. Umso bemerkenswerter ist, dass es PLIESCHOUNIG 2010 [73] und MAHLKNECHT 2011 [60] nicht nur gelang, die wesentlichen Einflussparameter zu identifizieren, sondern auch deren Auswirkungen auf die vorherrschenden Versagensmechanismen – zumindest für die experimentell untersuchten Geometrien – grob zu quantifizieren.

Als wichtigster Einflussparameter auf den Basisversagensmodus wurde die wirksame Einbindtiefe l_p bzw. das Verhältnis der Einbindtiefe zur Bauteildicke herausgearbeitet. Bei entsprechend großer Gewindelänge bzw. Einbindtiefe ist mit sehr hoher Wahrscheinlichkeit davon auszugehen, dass es zu einem Zugversagen der Schraube kommt, was vom Verfasser aus verschiedenen Gründen den bevorzugten Versagensmodus darstellt:

- Der charakteristische Wert der Zugtragfähigkeit einer Schraube ist mit deutlich geringeren Unsicherheiten behaftet als jeder andere holzbasierte Kennwert. Es ist nicht zu erwarten, dass die nominellen Werte unterschritten – aber auch nicht in dem Maße, wie es häufig bei Stabdübeln der Fall ist, überschritten – werden.
- Das Last-Verformungs-Verhalten bleibt prinzipiell bis zum Niveau der Bruchkraft annähernd linear – und damit, vor allem bei großen Gewindelängen, auch gut vorhersehbar.
- Ein sprödes Versagen des Holzes in der Umgebung der Schrauben wird ausgeschlossen, solange zu definierende Mindestabstände eingehalten werden.
- Das zeitabhängige Verformungsverhalten wird günstiger, da die Beanspruchungen des Holzes im Bereich des Gewindes auf einem geringeren Niveau liegen, wenn die Einschraublänge groß genug ist.
- Die Auswirkungen von praktisch unvermeidbaren Schwindrissen sind bei großen Einbindetiefen nahezu unerheblich, solange die Querschnittstragfähigkeit davon unbeeinflusst ist.

Um die beiden angesprochenen Einflussfaktoren Gewindelänge sowie Verhältnis von Einbindtiefe zur Bauteildicke als dimensionslose Parameter zu definieren, schlägt der Verfasser die folgenden Bezeichnungen

gen vor, welche auch im weiteren Verlauf der Arbeit und insbesondere in den Schlusskapiteln in dieser Form wiederzufinden sein werden. Für die Bezeichnungen gilt Abb. 3.119. Die axiale Schlankheit λ_{ax} ist definiert als Verhältnis zwischen Gewindelänge und Nenndurchmesser der Schraube:

$$\lambda_{ax} = \frac{l_{ef}}{d} \quad [3-88]$$

- λ_{ax} axiale Schlankheit, als Maß zur Bestimmung der primären Versagensarten Herausziehen aus dem Holz bzw. Zugversagen der Schraube selbst [-]
 l_{ef} mindestens erforderliche wirksame Einbindetiefe des Schraubengewindes im Holz [mm]
 d Nenndurchmesser (Außendurchmesser) der Schraube [mm]

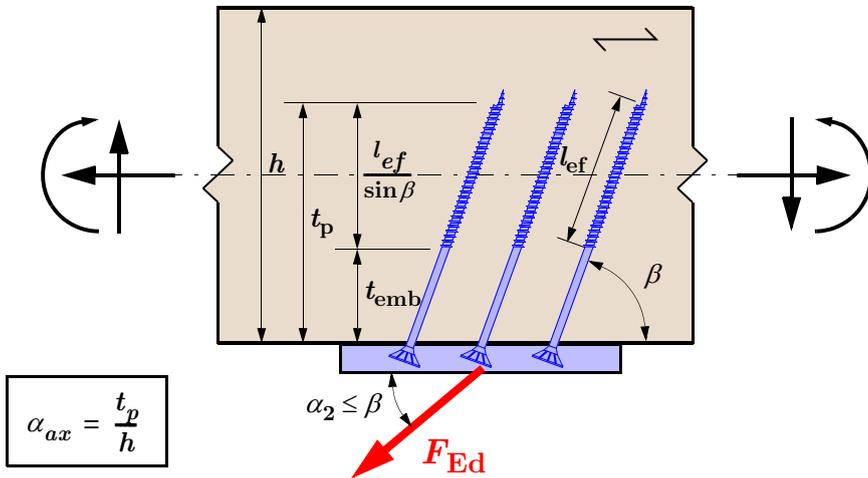


Abb. 3.119: Definition der relativen Einbindetiefe α_{ax}

Die relative axiale Einbindetiefe α_{ax} definiert sich als Verhältnis der Lage der Schraubenspitze zur Gesamthöhe des Bauteils und kann in Anlehnung an den Wert a/h ^(a), verstanden werden.

$$\alpha_{ax} = \frac{t_p}{h} = \frac{l_{ef} \cdot \sin \beta + t_{emb}}{h} \quad [3-89]$$

- α_{ax} relative Einbindetiefe, als Maß zur Beschreibung der Neigung zum Querszugversagen [-]
 t_p wirksame Einbindetiefe des Schraubengewindes^(b) [mm]
 t_{emb} Abstand zwischen Gewindeende auf der Seite des Schraubenkopfes und der Holzoberfläche (in der Regel nur für Schrauben mit Teilgewinde oder speziell für derartige Verbindungen angefertigte Schraube von Relevanz) [mm]
 h Bauteilhöhe [mm]
 β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]

a. Vgl. zum Thema der Querschlüsse beispielsweise ON B 1995-1-1 [113], Nationale Ergänzung zum Abschnitt 8.1.4 und Bild NA.8.2 oder auch DIN 1052 [103], Abschnitt 11.4.2 und Bild 36.
 b. Mit Bezugnahme auf MAHLKNECHT ET AL. 2016 [63], Figure 4.

Ebenso von Bedeutung für die Versagensart, jedoch nach Ansicht des Verfassers grundsätzlich in Abhängigkeit von λ_{ax} und α_{ax} , sind die *Abstände der Schrauben* untereinander a_1 und a_2 . Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die in EN 1995-1-1 [107] festgelegten Mindestabstände grundsätzlich ausreichend sind um einen planmäßigen Krafteintrag vom Verbindungsmittel in das Holz zu gewährleisten. Eine Reduktion der Mindestabstände, wie in den meisten Technischen Zulassungen vorgesehen, erscheint nach Ansicht des Verfassers aber ebenso zulässig, solange λ_{ax} groß genug ist und die spröden Versagensmechanismen nicht auftreten. Es zeigte sich, dass die gemäß Norm oder Zulassungen rechnerisch ermittelten Tragfähigkeiten unter Berücksichtigung der normativ geregelten wirksamen Anzahl auch die Unsicherheiten von Sprödrüchen abdecken können. Dies liegt jedoch, nach Ansicht des Verfassers, nicht im Sinne von n_{ef} , weshalb weitere Forschungsarbeiten auf diesem Gebiet erforderlich ist.

Schlussendlich sind noch die *Steifigkeit der Kopfplatte* bzw. die *Lagerungsbedingungen* der Holzoberfläche als beeinflussende Größen auf die Lastverteilung im Holz zu nennen. Bei der so genannten freien Oberfläche, die einer abhebbenden Kopfplatte entspricht, ist darauf zu achten, dass die Verformungsunterschiede in der Ebene der Kopfplatte gering bleiben müssen, weil diese nur in geringem Maße durch die elastische Verlängerung der Einzelschrauben ausgeglichen werden können. Bei gesperrter Oberfläche ^(a) hingegen ist die Biegesteifigkeit der Kopfplatte von nicht ganz so großer Bedeutung.

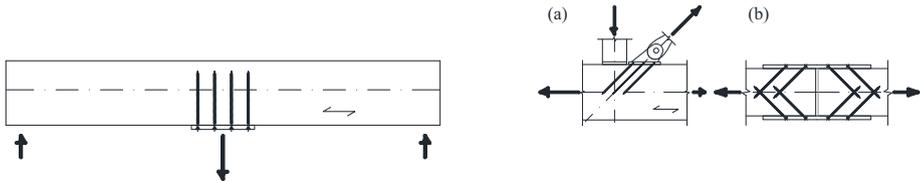


Abb. 3.120: Praktische Beispiele für freie (links) und gesperrte (rechts) Oberflächen (aus [63])

Generell ist allgemein der Kraftfluss und das Kräftegleichgewicht rund um die anzuschließenden Bauteilen (z. B. in einem Fachwerkknoten) bzw. im Verbindungsbereich das entscheidende Kriterium, ob es zu einem Querzugversagen in der Ebene der Schraubenspitze kommt oder nicht.

Einen, nach Ansicht des Verfassers, wesentlichen Einflussparameter auf die hier diskutierten Effekte stellt jedenfalls die *Holzart* dar. Die bisherigen Untersuchungen zur Gruppenwirkung von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben, die nicht faserparallel eingebracht sind, beschränkten sich in höchstem Maße auf die europäischen Nadelhölzer und dabei vorwiegend auf die Fichte (*Picea abies*) in Form von VH, BSH und BSP. Wie bereits im einleitenden Kapitel beschrieben, verhalten sich selbstbohrende Holzschrauben in Laubhölzern aber deutlich unterschiedlich – wenngleich die Verbindungen noch viel effizienter als im Nadelholz sein können. Für die spröden Versagensmechanismen ist aufgrund der teilweise stark unterschiedlichen Holzeigenschaften eine andere Ausprägung zu erwarten sein.

Bedeutung für das vorliegende Verbindungssystem

Axial beanspruchte Schraubenverbindungen haben somit – gegenüber den auf Abscheren beanspruchten Verbindungen – den enormen Vorteil, dass der vorherrschende Versagensmodus relativ leicht und mit ausreichender Sicherheit zu beeinflussen ist. Nach Ansicht des Verfassers kann das Ziel bei hoch beanspruchten Verbindungen – und das vorliegende Verbindungssystem versteht sich als solche – je nach

a. Grundsätzlich ist der Verfasser mit dem Begriff der gesperrten Oberfläche nicht ganz glücklich, denn dies lässt sich ideal nur im Labor realisieren. In der Praxis hingegen entsteht diese theoretische Absperrung infolge eines Verformungsgleichgewichtes zwischen außen liegender Stahlplatte und der Holzoberfläche.

Anforderung entweder nur ein planmäßiges Zugversagen der Schrauben oder aber das planmäßige Fließen der Verbindungselemente aus Stahl sein. Um dies zu erreichen ist es erforderlich, das Verbindungsdetail so zu entwerfen, dass die beiden Parameter $\lambda_{ax,gr}$ und α_{ax} entsprechende große Werte annehmen.

Da sich Verbindungskonfiguration aufgrund geometrischer Anforderungen häufig unterscheiden, ist die gesicherte Kenntnis der spröden Versagensmechanismen wie z. B. dem Blockscherversagen von ebenso großer Bedeutung für die Baupraxis. Eine Erweiterung der normativen Bemessungsgleichungen für Querschlüsse auf Schraubenverbindungen wäre also wünschenswert, wobei die Erkenntnisse der hier diskutierten Forschungsarbeiten jedenfalls als maßgeblich zu berücksichtigen sein sollten.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Einleitung

Im Rahmen des vorliegenden Forschungsprojekts wurden rund 600 Versuche in Bauteilabmessung zur Ermittlung des Einflusses der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Tragfähigkeit der Verbindung durchgeführt. Dabei wurden in den Untersuchungen sowohl selbstbohrende Holzschrauben mit Vollgewinde als auch selbstbohrende Holzschrauben mit Teilgewinde eingesetzt, wobei der Nenndurchmesser mit 8 mm und die Schraubenlänge mit 200 mm konstant gehalten wurden. Die verwendeten Probekörper aus Fichtenholz (*Picea abies*) waren der Brettschichtholz-Festigkeitsklasse GL 28h zuzuordnen. Die selbstbohrenden Holzschrauben wurden vorwiegend unter einem Winkel von 45° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung des Holzes eingedreht. Für diesen Winkel wurden sowohl Versuche mit nur einer Schraubenreihe als auch Versuche mit mehreren, rechtwinklig zur Faserrichtung versetzten, Schraubenreihen durchgeführt. Zusätzlich dazu wurden Versuche mit einem Einschraubwinkel von 30° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung durchgeführt.

4.1.1 Vorversuche

Die Vorversuche sollten zur Überprüfung der gewählten Versuchskonfiguration und zu ersten Abschätzungen der erwartbaren Höchstlasten dienen. Die Prüfkörper hatten eine Dimension von 80/250 und wurden aus den Restbeständen eines anderen Forschungsprojektes herausgeschnitten.

Das Potenzial der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben wurde sehr schnell klar. In den insgesamt 7 Vorversuchen (mit 2 Probekörpern je Versuch) kam es sehr häufig zum Aufspalten des Holzes in der Trägerachse weil sich die Schrauben nicht überkreuzten (siehe Abb. 4.1). Aus diesem Grund musste die Prüfkörperbreite auf $b = 210$ mm reduziert werden, damit sich die Schraubenspitzen der 200 mm langen Schrauben in der Trägerachse übergreifen können, und ein Querzugversagen auszuschließen war.

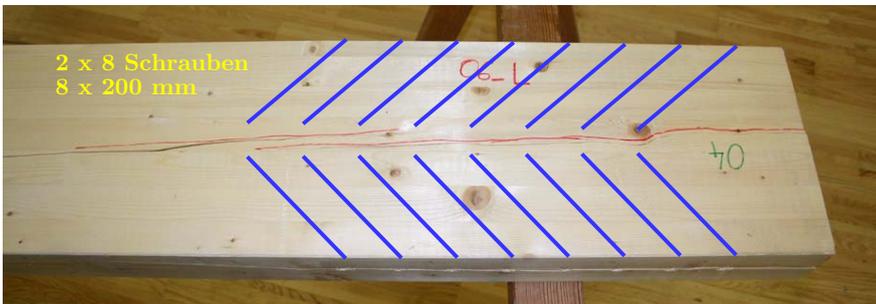


Abb. 4.1: Querzugversagen der Probekörper aufgrund nicht übergreifender Schrauben

4.1.2 Einreihige Versuche

Der durch die Reduktion in der Breite entstehende Holzquerschnitt wäre bei gegebener Holzqualität (Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 28h) bestenfalls in der Lage, vier Schrauben hintereinander je Lasche aufzunehmen, ohne dabei selbst ein Querschnittsversagen zu erleiden. Um dieses Nettoquerschnittsversagen des Probekörpers möglichst auszuschließen, wurde die Probekörperdicke auf $t = 70$ mm erhöht, was bei Verwendung von Schrauben des Nenndurchmessers $d = 8$ mm wiederum etwas mehr als dem doppelten Mindestabstand $a_4 = 4 d$ entspricht. Eine Zusammenstellung der Prüfkörpereigenschaften ist in Tabelle A.1 auf Seite 355 zu finden.

45°-Versuche (Reihe E_45)

Als Ausgangsmaterial dienten Brettlamellen mit den Abmessungen 43/90 mm, welche anschließend zu Brettschichtholzträgern mit der Dimension 90/210/12000 verklebt wurden. Nach dem Hobeln und Kapfen ergab sich für die Probekörper ein Querschnitt von 70/210 mm und eine maximale Länge von 2 m. Eine Zusammenstellung der Prüfkörpereigenschaften ist in Tabelle A.3 auf Seite 357 zu finden.

Insgesamt wurden 260 Prüfungen in dieser Serie durchgeführt:

- Standardkonfiguration (156 Versuche)
- Untersuchung zum Einfluss der Reibung (20 Versuche)
- Untersuchung zum Schraubentausch (80 Versuche)
- Untersuchung zum Einfluss des Anziehmoments (3 Versuche)
- Verklebte Verbundfuge (1 Versuch)

30°-Versuche (Reihe E_30)

Als Ausgangsmaterial dienten Brettlamellen mit den Abmessungen 38/90 mm, welche anschließend zu Brettschichtholzträgern mit der Dimension 90/152/12000 verklebt wurden. Nach dem Hobeln und Kapfen ergab sich für die Probekörper ein Querschnitt von 70/150 mm und eine maximale Länge von 2 m. Eine Zusammenstellung der Prüfkörpereigenschaften ist in Tabelle A.4 auf Seite 364 zu finden.

Insgesamt wurden 153 Prüfungen in dieser Serie durchgeführt:

- Standardkonfiguration (57 Versuche)
- Untersuchung zum Einfluss der Reibung (28 Versuche)
- Untersuchung mit Teilgewindeschrauben (67 Versuche)
- Verklebte Verbundfuge (1 Versuch)

4.1.3 Mehrreihige Versuche

Die Geometrie der Probekörper für die mehrreihigen Versuche wurde dahin gehend gewählt, sodass die vorhandenen Rohlinge aus der einreihigen Versuchsanordnung bzw. jene Rohlinge, die von vornherein für die mehrreihige Anordnung vorgesehen waren, verwendet werden konnten. Dabei wurden die einzelnen Brettschichtholzträger übereinander unter dem geforderten Pressdruck von mindestens $0,6 \text{ N/mm}^2$ mit PU-Klebstoff^(a) verklebt. Anschließend wurden alle Seiten gehobelt und auf eine Abmessung von 200/200 mm gebracht. Alle Probekörper wurden in der Tischlereiwerkstatt des Instituts für Holzbau und

a. Verwendeter PU-Kleber: PURBOND HB 110

Holztechnologie unter kontrollierten Bedingungen mit Hilfe einer hydraulischen Presse hergestellt.

45°-Versuche (Reihe M_45)

Eine Zusammenstellung der Prüfkörperaufbauten aus den ursprünglichen BSH-Trägern ist in Tabelle A.6 auf Seite 369 zu finden.

Insgesamt wurden 241 Prüfungen in dieser Serie durchgeführt:

- Serielle Anordnung (126 Versuche)
- Parallele Anordnung (91 Versuche)
- Gemischte Anordnung (24 Versuche)

4.2 Mechanische Eigenschaften der Einzelteile der Verbindung

Die Geometrie der Holzprobekörper aus Fichtenbrettschichtholz wurde bereits im vorangegangenen Abschnitt in groben Zügen erläutert. Im Folgenden werden die Details für die einzelnen Prüfserien angegeben und die Beobachtungen und Erkenntnisse daraus genauer erläutert. Außerdem werden die Ergebnisse der Messungen und Prüfungen an den Einzelbrettern, welche als Ausgangsmaterial für die Brettschichtholzträgerherstellung dienen, dargestellt.

4.2.1 Eigenschaften der Einzelbretter des Ausgangsmaterials

Um Kenntnis über das Grundmaterial der, in den Prüfungen der Zuglaschenverbindung eingesetzten, Brettschichtholzträger zu erlangen, wurden zusätzlich zu den BSH-Trägern der Festigkeitsklasse GL 28h ebenfalls 25 Einzelbretter für die Herstellung der Lamellen der bereits genannten BSH-Träger beim BSH-Hersteller bestellt. Im Anschluss an die Messung der Rohdichte, der Holzfeuchte und der Ultraschalllaufzeit wurden diese Bretter einer Zugprüfung mit begleitender Messung des Elastizitätsmoduls unterzogen.

Ergebnisse der Messungen und Prüfungen

Der dynamische Elastizitätsmodul wurde mittels des folgenden Zusammenhangs ermittelt:

$$E_{dyn} = v_{12}^2 \cdot \rho_{12} \cdot 10^{-6} \text{ [N/mm}^2\text{]} \quad [4-1]$$

E_{dyn} dynamischer Elastizitätsmodul [N/mm²]

v_{12} auf 12 % Referenzholzfeuchte korr. Ultraschallgeschwindigkeit nach Gl. [4-1.a] ^(a)

ρ_{12} auf 12 % Referenzholzfeuchte korr. Rohdichte [kg/m³]

$$v_{12} = \frac{l_{mean}}{t_{u,mean}} \cdot \frac{1}{1 - [0,0053 \cdot (u_{mean} - 12)]} \text{ [m/s]} \quad [4-1.a]$$

l_{mean} Mittelwert der Brettlänge [mm]

$t_{u,mean}$ Mittelwert der gemessenen Ultraschalllaufzeiten [mm]

u_{mean} Mittelwert der gemessenen Holzfeuchte [mm]

Aus den Versuchen konnten folgende normalverteilten, auf 12 % Referenzholzfeuchte korrigierte, Mate-

a. Berechnung der korrigierten Ultraschallgeschwindigkeit nach STEIGER 1996 [85].

rialkennwerte für die Einzelbretter bestimmt werden:

- Mittelwert des dynamischen E-Moduls: $E_{\text{dyn,mean}} = 14.840 \text{ N/mm}^2$
- Mittelwert des statischen E-Moduls ^(a): $E_{0,l,\text{mean}} = 11.120 \text{ N/mm}^2$
- 5%-Fraktilwert der Zugfestigkeit: $f_{t,0,1,05} = 16,9 \text{ N/mm}^2$ (lognormalverteilt gemäß [119])
- 5%-Fraktilwert der Rohdichte: $\rho_{1,05} = 402 \text{ kg/m}^3$

Eigenschaften des aus Einzellamellen aufgebauten Brettschichtholzes

Auf Basis der Prüfergebnisse an den Einzelbrettern, welche das Grundmaterial für die Lamellen der gelieferten BSH-Träger bildeten, konnten mit den Gleichungen zur Bestimmung der Eigenschaften des Brettschichtholzes gemäß Tabelle A.1 der damals gültigen ^(b) ON EN 1194 [118] jene Kennwerte ermittelt werden, die eine Klassifizierung des Brettschichtholzes in eine genormte Brettschichtholzklasse erlaubten (vgl. Tab. 4.1). Hierbei wurden die Anforderungen für Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 24h von allen Kennwerten erreicht, die Anforderungen der Festigkeitsklasse GL 28h hingegen nur von der Rohdichte. Elastizitätsmodul, Biege- und Zugfestigkeit liegen im Schnitt 6 % unter den geforderten Werten für diese Festigkeitsklasse.

Tab. 4.1: Klassifizierung der BSH-Träger in eine Festigkeitsklasse gemäß ON EN 1194 [118] auf Basis rechnerischer Werte

Char. Kennwert	Bestimmungsgleichung	Erreichter Wert	Prozentanteil ¹⁾	
			GL 24h	GL 28h
E-Modul	$E_{0,g,\text{mean}} = 1,05 \cdot E_{0,l,\text{mean}}$	11.700 N/mm ²	101 %	93 %
Biegefestigkeit	$f_{m,g,05} = 7 + 1,15 \cdot f_{t,0,l,05}$	26,4 N/mm ²	110 %	94 %
Zugfestigkeit	$f_{t,0,g,05} = 5 + 0,8 \cdot f_{t,0,l,05}$	18,5 N/mm ²	112 %	95 %
Rohdichte	$\rho_{g,05} = 1,1 \cdot \rho_{l,05}$	442 kg/m ³	116 %	108 %

¹⁾ Prozentueller Wert, der sich aus dem Verhältnis des erreichten Kennwertes aus den Prüfungen bezogen auf den geforderten Kennwert der Norm ergab.

Eine Zuordnung (auf Basis des Ausgangsmaterials) der vorhandenen BSH-Träger in die *Festigkeitsklasse GL 28h* erschien dennoch gerechtfertigt, weil gerade die Rohdichte für Prüfungen der Verbindungstechnik die maßgebende Einflussgröße darstellt.

Tabelle A.2 auf Seite 357 enthält eine vollständige Aufstellung der gemessenen und geprüften Kenndaten der Einzelbretter für die Herstellung der Lamellen zur BSH-Trägerherstellung der Prüfkörper. Ausgewählte Beispiele für die Bruchformen der Einzelbretter können Abbildung D.1 auf Seite 381 entnommen werden.

-
- a. Das Verhältnis zwischen statischem und dynamischem Elastizitätsmodul beträgt ca. 0,75 was den Erfahrungen am Institut für Holzbau und Holztechnologie sowie in der holz.bau forschungs gmbh sehr gut entsprach.
 b. Heute sind die Kennwerte für BSH in der EN 14080 geregelt.

4.2.2 Eigenschaften der Brettschichtholzträger

Um mehr Information über die, für die Prüfungen der Zuglaschenverbindung eingesetzten, Brettschichtholzträger zu erlangen, wurden an den BSH-Trägern Rohdichte, Holzfeuchte und Ultraschalllaufzeit gemessen. Nach Abschluss der eigentlichen Prüfungen an der Zuglaschenverbindung wurden die noch vorhandenen Träger einer Zugprüfungen mit begleitender Messung des Elastizitätsmoduls unterzogen.

Ergebnisse der Messungen und Prüfungen

Die Resultate der Messungen an den Brettschichtholzträgern für die Reihe E_45 zeigten akzeptable Übereinstimmung mit den Prüfungen der Einzelbretter. Es wurde jedoch deutlich, dass die Anforderungen an die Festigkeitsklasse GL 28h nur von der Rohdichte erreicht werden konnte. Der rechnerisch ermittelte E-Modul lag zwischen 5 % und 13 % unter den normativ geforderten Werten (vgl. Tab. 4.2) ^(a).

Im Falle der zugeprüften Probekörper der Reihe E_30 ergaben sich sowohl für den E-Modul als auch für die Zugfestigkeit geringere, als die geforderten Werte. Der 5%-Fraktilwert bei Auswertung unter Berücksichtigung der Probenanzahl gemäß EN 14358 [119] ergibt für die Bruchspannung (Zugfestigkeit) einen Wert von $f_{t,0,05} = 14,9 \text{ N/mm}^2$ und für den E-Modul einen Wert von $E_{0,mean} = 10.500 \text{ N/mm}^2$. Beide Kennwerte liegen deutlich unter den geforderten Werten für die Festigkeitsklasse GL 28h, was nach Ansicht des Verfassers eventuellen Vorschädigungen bei den Schraubenversuchen geschuldet sein könnte ^(b). Die Ergebnisse der Zugprüfungen sind in der Tabelle A.5 auf Seite 367 im Detail zusammengefasst.

Tab. 4.2: Klassifizierung der BSH-Träger in eine Festigkeitsklasse gemäß ON EN 1194 [118] auf Basis experimentell ermittelter Werte

Char. Kennwert und Bestimmungsgleichung	Prüfkörper	Erreichter Wert	Prozentanteil ¹⁾	
			GL 24h	GL 28h
E-Modul ²⁾ $E_{0,g,mean} = 0,75 \cdot E_{0,dyn,mean}$	45°-Träger	11.000 N/mm ²	95 %	87 %
	30°-Träger	10.800 N/mm ²	93 %	86 %
Geprüfter Zug-E-Modul	30°-Träger	10.500 N/mm ²	91 %	84 %
Rohdichte $\rho_{g,05} = \mu_p - 1,645 \cdot \sigma_p$	45°-Träger	420 kg/m ³	111 %	102 %
	30°-Träger	414 kg/m ³	109 %	101 %
Geprüfte Zugfestigkeit ³⁾	30°-Träger	14,9 N/mm ²	91 %	77 %

¹⁾ Prozentueller Wert, der sich aus dem Verhältnis des erreichten Kennwertes aus den Prüfungen bezogen auf den geforderten Kennwert der Norm ergibt.

²⁾ Ermittelt aus dem dynamischen Elastizitätsmodul (siehe Gleichung 4-1 auf Seite 227)

³⁾ Ermittelt anhand einer Log-Normalverteilung gemäß ON EN 14358 [119]

- a. Es sei angemerkt, dass beim BSH-Hersteller Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 28h bestellt worden war.
- b. Es lässt sich leider nicht mehr nachvollziehen ob Brüche vom Bereich der Schrauben ausgingen und somit durch die Querschnittsschwächung infolge der Schrauben beeinflusst sind. Der Verfasser ist jedoch der Meinung das dies durchaus eine Begründung für die sehr niedrigen 5%-Werte der Zugfestigkeit sein könnte. Eine Überprüfung der Daten hinsichtlich ihrer statistischen Verteilung ergab jedoch eine ausgezeichnete Korrelation zwischen Prüferten und logarithmischer Normalverteilung ($R^2 = 0,98$). Somit müsste der Effekt der Querschnittsschwächung bei allen Prüfkörpern gleich ausgeprägt gewesen sein, was hingegen unmöglich erscheint, da jeweils eine andere Anzahl an Schrauben (und damit eine unterschiedliche Lage der Querschnittsschwächung entlang der Längsachse) im Holz vorhanden war.

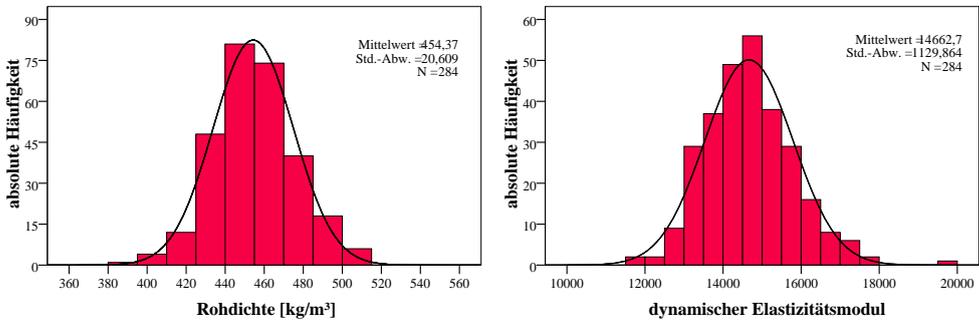


Abb. 4.2: Histogramme: Rohdichte (links) und dyn. E-Modul (rechts) der BSH-Träger für die 45°-Prüfungen

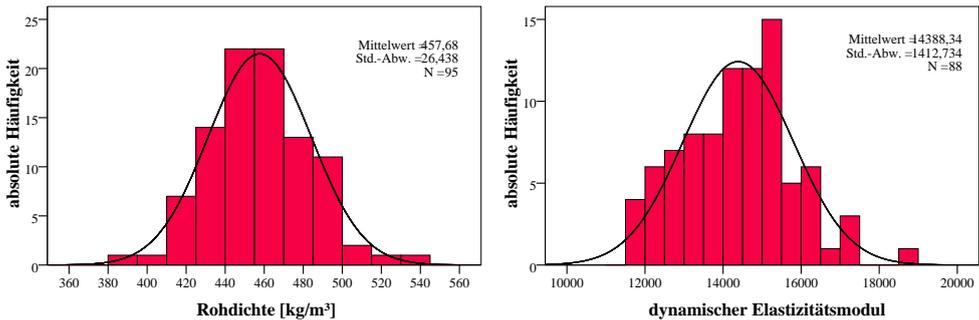


Abb. 4.3: Histogramme: Rohdichte (links) und dynamischer E-Modul (rechts) der BSH-Träger für die 30°-Prüfungen ^(a)

Lagerung der Brett-schichtholzträger

Im Anschluss an die oben beschriebenen Messungen wurden die BSH-Träger bis zum Tag der Prüfung in einer Klimakammer mit Normklima 20/65 gelagert.

Tabelle A.3 auf Seite 357 und Tabelle A.4 auf Seite 364 enthalten eine vollständige Aufstellung der gemessenen und geprüften Kenndaten der BSH-Träger welche in weiterer Folge als Prüfkörper eingesetzt wurden. Abbildung A.2 auf Seite 363 und Abbildung A.3 auf Seite 366 zeigen die Stirnhölzer der Prüfkörper für alle einreihigen Prüfungen.

a. Bei 7 BSH-Trägern für die Prüfungen mit einem Einschraubwinkel von 30° wurde keine Messung des dynamischen Elastizitätsmoduls vorgenommen.

4.2.3 Eigenschaften der blockverklebten Brettschichthölzer

Die aus den Resten (der Mittelbereich ohne abgerissene Schrauben im Holz wurde ausgekappt) der BSH-Träger der einreihigen Versuchsserie hergestellten blockverklebten BSH-Träger wurden keiner gesonderten Untersuchung mehr unterzogen. Die Lagerung erfolgte im Normalklima und der jeweilige Aufbau (Nummern der Ursprungsprobekörper) ist in Tabelle A.6 auf Seite 369 dokumentiert.

4.2.4 Holzkörper aus Esche

In allen Serien der einreihigen Hauptversuche mit 45° und 30° bestand eine Hälfte, der grundsätzlich doppelsymmetrischen Verbindung, aus einem Holzkörper aus Esche. Dieser Eschen-BSH-Träger hatte die selben Dimensionen wie die Fichtenholzprobekörper in den beiden Serien, und wurde in allen Versuchen verwendet. Die Stahllaschen wurden am Eschenholz mit jeweils 8 Schrauben befestigt, wobei die Schraubenlöcher mit dem rund 0,7-fachen Nenndurchmesser vorgebohrt wurden, um ein ordnungsgemäßes Eindrehen und Anziehen zu ermöglichen.

Durch die Verwendung dieses Eschenholzkörpers konnten bei gleichbleibender Anzahl der versagenden Scherfugen ^(a) nicht nur mindestens 50 % der Probekörper und der Montagezeit eingespart werden, sondern auch die Hälfte der induktiven Wegaufnahme, was diese wiederum für andere Zusatzmessungen frei machte. Die beiden Eschenholzkörper für die Serien 45° und 30° wurden während der jeweils ca. 200 Versuche weder beschädigt noch ausgetauscht.

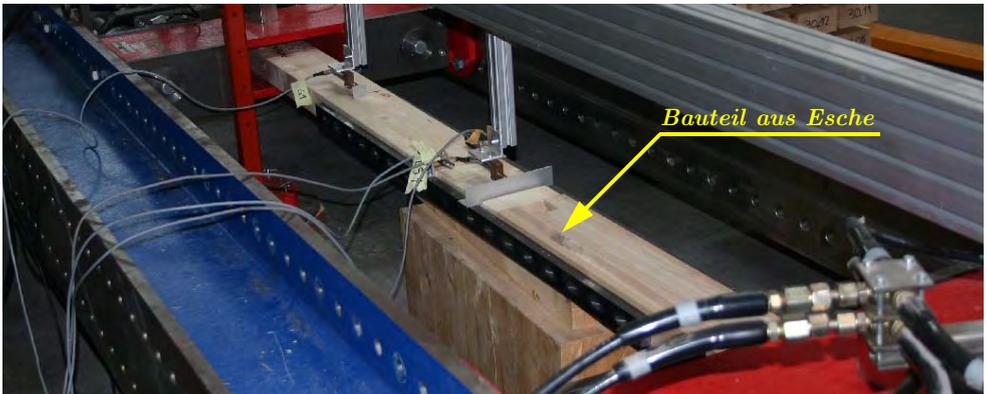


Abb. 4.4: Versuchskonfiguration mit dem Bauteil aus Esche am Beispiel eines 30° -Versuchs

a. Bei einer doppelsymmetrischen Verbindung mit 4 Scherfugen ist davon auszugehen, dass im ungünstigsten Fall nur eine davon versagt. Wo sich dieses Versagen einstellt, ist jedoch nicht vorhersagbar. Die versagte Verbindung könnte auch nicht nachträglich verstärkt werden, um anschließend die verbleibenden Scherfugen zu prüfen.

4.2.5 Verwendete Schrauben

Nachdem die Anzahl der Schraubenhersteller auf dem Markt beträchtlich war, erschien es zunächst unmöglich, alle Hersteller zu berücksichtigen. Durch den Umstand, dass in einem parallel laufenden Projekt ein umfassender Herstellervergleich – es wurden Schrauben mit ähnlichen Abmessungen untersucht – mit dem Ergebnis durchgeführt wurde (vgl. PIRNBACHER ET AL. 2007 [72]), dass sich die Unterschiede in der Ausziehtragfähigkeit nur im einstelligen Prozentbereich bewegen, wurde festgelegt, mit nur zwei Produkten zu arbeiten. Des Weiteren konnte zu diesem Zeitpunkt die Firmen WÜRTH Handels GesmbH und Schmid Schrauben Hainfeld als Projektpartner gewonnen werden, weswegen für die Versuchsserien ausschließlich diese Produkte verwendet werden sollten. Die nachfolgende Aufstellung zeigt die verwendeten Schraubentypen und die zugehörigen Zulassungen:

- **Typ A1:** SCHMID Star Drive Vollgewinde 8 x 200 mm mit Senkkopf, gemäß Zulassung des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) Nr. Z-9.1.-656 [127]
- **Typ B:** WÜRTH ASSY VG plus Vollgewindeschrauben 8 x 200 mm mit Senkkopf und Bohrspitze, gemäß Zulassung des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) Nr. Z-9.1-614 [129]
- **Typ A2:** SCHMID Star Drive Teilgewinde 8 x 200/84 mm mit Senkkopf, Reibschacht und Halbspitze, gemäß Zulassung des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) Nr. Z-9.1-435 [130]



Typ A1: 8 x 200 VG (Halbspitze)

Typ B: 8 x 200 VG (Bohrspitze)



Typ A2: 8 x 200/84 TG

Abb. 4.5: Verwendete Schraubentypen für die experimentellen Untersuchungen

Festigkeitseigenschaften der Schrauben

Die Schrauben für die Versuchsreihe mit einreihiger Anordnung wurden prüftechnisch nicht auf ihre Festigkeitseigenschaften hin untersucht.

Von den eingesetzten Schrauben in der mehrreihigen Versuchsserie (Typ A1) wurden jeweils drei Schrauben aus jeder Packung zufällig entnommen und für eine spätere Zugprüfung markiert und aufbewahrt. Die Prüfeinrichtung ist in der unten stehenden Abbildung C.1 auf Seite 375 dargestellt. Die Schrauben wurden dabei auf der Seite des Schraubenkopfs mit einem Zentrierring in der dafür vorgesehenen Vorrichtung an der Prüfmaschine gehalten. Im Gewindeteil sorgte eine spezielle hydraulische Klemmeinrichtung für eine gleitfreie Fixierung des Schraubengewindes.

Die Ergebnisse dieser 65 Zugprüfungen an den Schrauben des Typs A1 sind in der nachstehenden Tab. 4.3 zusammengefasst. Es ist festzustellen, dass der aus den Versuchen unter Berücksichtigung der Probenanzahl gemäß EN 14358 [119] ermittelte 5%-Fraktilwert der Zugtragfähigkeit mit 26,0 kN um rund 13 % oder ca. 3,0 kN über dem Wert liegt, der als charakteristischer Wert in der Zulassung angegeben ist (vgl. Tab. 4.4). Die Streuung betrug 1,65 %.

Tab. 4.3: Ergebnisse der Prüfungen der Zugfestigkeit für Schrauben des Typs A1

Kennwert	Kenngröße	
Anzahl der Prüfungen	65	-
Mindestwert	25.993	N
Mittelwert	26.780	N
Maximalwert	27.656	N
Standardabweichung	441	N
Variationskoeffizient	1,65	%
5%-Fraktilwert bei Normalverteilung	26.055	N
5%-Fraktilwert bei Auswertung gemäß EN 14358 [119]	25.985	N

Die Dokumentation der Prüfungen zur Zugfestigkeit der Schrauben des Typs A1 kann dem *Anhang B – Eigenschaften der Schrauben* ab der Seite 371 dieser Arbeit entnommen werden.

In der nachstehenden Tab. 4.4 sind die wichtigsten Kennwerte der verwendeten selbstbohrenden Holzschrauben mit Voll- oder Teilgewinde zusammengefasst.

Tab. 4.4: Zusammenstellung der wichtigsten Kennwerte der verwendeten Schrauben gemäß der Zulassungen des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt)

Schraubeneigenschaft	SCHMID Star Drive VG	WÜRTH ASSY VG plus	SCHMID Star Drive TG
Kurzbezeichnung	Typ A1	Typ B	Typ A2
Zulassungsnummer (gültig 2009)	Z-9.1-656 [130]	Z-9.1-614 [129]	Z-9.1-435 [127]
Gewindetyp	Vollgewinde (VG)	Vollgewinde (VG)	Teilgewinde (TG)
Art der Spitze	Halbspitze	Bohrspitze	keine besondere Ausführung
Besonderheiten	Fräkruppen	Fräkruppen	Reibschaff und Fräkruppen
Nenndurchmesser d [mm]	8,0		
Kerndurchmesser d_1 [mm]	5,3 (-0,4)	4,9 ($\pm 0,2$)	5,3 (-0,4)
Verhältnis d_1/d	0,66	0,61	0,66
Kopfdurchmesser d_k [mm]	15,0 (-1)	14,5 ($\pm 0,6$)	15,0 ($\pm 1,0$)
Gewindelänge l_g [mm]	185	185	84
Wirksame Einbindetiefe l_{ef} [mm]	170	170	75

¹⁾ Der Ausziehparameter wurde für einen 5%-Fraktilwert der Rohdichte von 420 kg/m³ ausgewertet. Dies entspricht dem aus den Darrproben ermittelten Wert der Rohdichte für die 45°-Prüfkörper (vgl. Tabelle 4.2 auf Seite 229)

²⁾ Trotzdem wurden die Schrauben dieses Herstellers unter einem Winkel von 30° eingedreht und geprüft.

Schraubeneigenschaft	SCHMID Star Drive VG	WÜRTH ASSY VG plus	SCHMID Star Drive TG
Charakteristischer Wert des Bruchdrehmoments $M_{t,u,k}$ [Nm]	30,0	23,0	22,0
Charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit $R_{t,u,k}$ [kN]	23,0	18,9	20,0
Charakteristischer Wert des Fließmoments $M_{y,k}$ [Nm]	20,0	16,7	13,4
Charakteristischer Wert der Ausziehtragfähigkeit $R_{ax,k}$ [kN]	$R_{ax,k} = f_{1,k} \cdot l_{ef} \cdot d$		
	16,44		6,77
Charakteristischer Wert des Ausziehparameters $f_{1,\alpha,k}$ [N/mm ²] ¹⁾	$f_{1,\alpha,k} = \frac{80 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2}{\sin^2 \beta + \frac{4}{3} \cdot \cos^2 \beta}$		
	12,09		11,29
Zulässige Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung	$45^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$	$30^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$	$60^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$ ²⁾
¹⁾ Der Ausziehparameter wurde für einen 5%-Fraktilwert der Rohdichte von 420 kg/m ³ ausgewertet. Dies entspricht dem aus den Darrproben ermittelten Wert der Rohdichte für die 45°-Prüfkörper (vgl. Tabelle 4.2 auf Seite 229) ²⁾ Trotzdem wurden die Schrauben dieses Herstellers unter einem Winkel von 30° eingedreht und geprüft.			

4.3 Prüfprogramm

4.3.1 Allgemeines

Am Beginn der Planungsphase zum Prüfprogramm für die vorliegende Arbeit wurde diskutiert, welche Parameter bei den Experimenten konstant gehalten werden sollten und welche zu variieren seien. Durch die Wahl geeigneter Abmessungen der Einzelteile der Verbindung sowie der verwendeten Holzart und Holzqualität sollte gewährleistet werden, dass der Prüfumfang in Grenzen gehalten werden konnte und dennoch repräsentative Ergebnisse für die Anwendung in der Baupraxis vorhanden waren.

4.3.2 Konstant gehaltene Parameter

Holzart und Holzgüte

Die verwendete Holzart für alle Prüfkörper aus Holz war Europäische Fichte (*Picea abies*) mitteleuropäischer Provenienz. Aus dem Ausgangsmaterial Brett wurden die BSH-Träger der Festigkeitsklasse GL 28h von einem österreichischen Brettschichtholzersteller hergestellt, angeliefert und anschließend bis zur Prüfung im Normklima gelagert.

Schraubendurchmesser, Schraubenlänge und Kopfform

Für alle Prüfkonfigurationen wurde der Schraubennendurchmesser konstant mit $d = 8$ mm und die Schraubennennlänge mit $l = 200$ mm festgehalten. Aus Ausziehversuchen von GAICH ET AL. 2008 [35]

war bekannt, dass die Grenzgewindelänge von selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde im Bereich zwischen $12 d$ und $20 d$ liegt und dass Gewindelängen über diese Werte hinaus keine Steigerung der axialen Tragfähigkeit erlauben, weil die Zugtragfähigkeit der Schraube überschritten wird. In den vorliegenden Untersuchungen lag die wirksame Gewindelänge l_{ef} für die Vollgewindeschrauben bei rund 180 mm bzw. die axiale Schlankheit bei $\lambda_{\text{ax}} = 22,5$. Alle Schrauben waren mit einem *Senkkopf* ausgestattet, der in den dafür vorgesehenen Bohrungen in den Stahlblechen gute Verankerungseigenschaften aufweist.

Anziehmoment der Schrauben

Innerhalb der Prüfungen für die Hauptserien wurden alle Schrauben die mit einem Vollgewinde ausgestattet waren unter Zuhilfenahme eines Drehmomentenschlüssels mit einem konstanten Anziehmoment von $M_{\text{tor}} = 23 \text{ Nm}$ angezogen, wobei alle Schrauben in einer Verbindung nach einem vorgegebenen System so lange alternierend nachgezogen wurden, bis der gewünschte Widerstand in allen Verbindungsmitteln vorhanden war. Durch diese Maßnahme sollte gewährleistet werden, dass in allen Prüfungen ein gleichmäßiger Sitz der Stahlbleche am Holz bzw. eine annähernd gleiche Vorspannung zwischen den beiden Teilen der Verbindung gegeben war.

Beanspruchungsrichtung

Aus der, dieser Arbeit zugrunde liegenden, Fragestellung ergab sich die klare Vorgabe für alle Prüfungen, dass die Holzbauteile parallel zur Faserrichtung auf Zug zu beanspruchen sind. Damit war auch die Lage der Schrauben im Holzbauteil klar definiert und der Winkel α zwischen Kraft- und Faserrichtung lag konstant bei 0° .

4.3.3 Variierte Parameter

Aus der Fragestellung, welche der vorliegenden Arbeit zu Grunde liegt ergab sich naturgemäß die *Anzahl der Schrauben* in der Verbindung als jener Parameter, dem das Hauptaugenmerk in der Variation gewidmet wurde. Dabei wurde neben der Anzahl der Schrauben vor allem die Anordnung der Schrauben variiert. Im Detail wurden die folgenden Anordnungen untersucht: Eine Schraubenreihe parallel zur Faserrichtung bzw. eine Schraubenreihe rechtwinklig zur Faserrichtung. In weiterer Folge wurden diverse Kombinationen aus den beiden zuvor genannten Anordnungen mit einer maximalen Schraubenanzahl von 8 Schrauben je Lasche geprüft. Innerhalb der Versuche mit nur einer Schraubenreihe wurden unterschiedliche Serien geprüft, wobei die nachstehend aufgezählten Parameter variiert wurden:

Schraubentyp

Die Untersuchungen von PIRNBACHER ET AL. 2007 [72] hatten gezeigt, dass die Unterschiede in den Ausziehfestigkeiten für vergleichbare Schraubenabmessungen von Produkten unterschiedlicher Hersteller nur geringfügig sind. Aus diesem Grund wurden für die Prüfungen die Schrauben von nur zwei verschiedenen Herstellern ausgewählt, wobei insgesamt drei unterschiedliche Schraubentypen zum Einsatz kamen. Für den Großteil aller Prüfungen (rund 70 %) wurden die Schrauben des Typs A verwendet. Eine detaillierte Auflistung über die eingesetzten Schraubentypen für die jeweilige Prüferie kann Tabelle 4.5 auf Seite 237 entnommen werden.

Einschraubwinkel

Der überwiegende Teil der Prüfungen wurde mit Schrauben durchgeführt, die unter einem Einschraubwinkel von $\beta = 45^\circ$ angeordnet waren. Dieser Winkel ist in der Baupraxis durchaus üblich und vereint die Vorteile der, im Vergleich zu kleineren Winkeln, ausreichend großen Ausziehfestigkeit der Schraube

aus dem Holz mit den geringen Verlusten der aufnehmbaren Kräfte durch die erforderliche Kraftumlenkung infolge der Geometrie. Des Weiteren steigt wegen der Kopfgeometrie der Schrauben durch eine Verringerung dieses Winkels die erforderliche Dicke der Stahlbleche an. Trotzdem wurde für drei Prüferien ein Einschraubwinkel von $\beta = 30^\circ$ gewählt, weil dieser kleine Winkel einen noch günstigeren Kraftfluss gewährleistet und sich vermuten ließ, dass sich dadurch womöglich noch effizientere Verbindungen realisieren lassen.

Gewindetyp

Durch die Variation des Gewindetyps sollte der Einfluss der Versagensart (vgl. Abschnitt 4.7) auf die wirksame Anzahl n_{ef} untersucht werden, da durch den Einsatz von Schrauben mit Teilgewinde in jedem Fall ein Holzversagen (*Herausziehen* des Schraubengewindes aus dem Holz) provoziert werden sollte. In jenen Prüferien in denen ausschließlich Schrauben mit Vollgewinde zur Anwendung kamen (rund 90 % aller Prüfungen) war hingegen mit einem Zugversagen der Schraube (*Kopfabreißen*) zu rechnen.

Dimension der Hölzer

Die Dimension der Hölzer wurde in erster Linie unter Berücksichtigung der folgenden Überlegung gewählt: Durch einen stufenweisen Aufbau des Prüfprogramms sollte gewährleistet werden, dass eine Vergleichbarkeit zwischen den einzelnen Prüferien ermöglicht wurde. Dies galt insbesondere für die Versuche mit einer Schraubenreihe und den mehrreihigen Versuchen, wobei für die mehrreihigen Versuche davon ausgegangen wurde, dass der Abstand von zwei benachbarten Schrauben rechtwinklig zur Faser gemäß Schraubenzulassung auf das Minimum von $5 d$ zu beschränken sei. Dieser Wert führte, unter Berücksichtigung des gewählten Schraubennendurchmessers von $d = 8 \text{ mm}$, zu einer Dicke der Holzbauteile von $t = 40 \text{ mm}$ für die Prüfungen mit einer Schraubenreihe. Durch diese Maßnahme sollte gewährleistet werden, dass in allen Prüfkonfigurationen das gleiche Holzvolumen je Schraubenreihe vorhanden war. Allerdings musste in den Vorversuchen festgestellt werden, dass eine derartige Holzdicke für die einreihigen Prüfungen nicht ausreichte, da bereits ab vier hintereinander angeordneten Schrauben ein Zugversagen der Probekörper aus Holz eintrat. Aufgrund dieser Tatsache wurde die Holzdicke für die einreihigen Prüfungen mit $t = 70 \text{ mm}$ festgelegt, was in etwa den erforderlichen Mindestholzabmessungen aufgrund der geforderten Mindestabstände zum jeweiligen Holzrand $a_4 = 4 d$ entsprach.

Die Standardbreite der Prüfkörper aus Holz für alle einreihigen Prüfungen mit einem Einschraubwinkel von $\beta = 45^\circ$ wurde, infolge der Erkenntnisse aus den Vorversuchen (vgl. 4.1.1), mit $b = 210 \text{ mm}$ festgelegt. Für die Prüfungen mit einem Einschraubwinkel von nur 30° erfolgte eine Reduktion der Breite auf $b = 150 \text{ mm}$. Diese Werte ermöglichten ein gegenseitiges Übergreifen der Schraubenspitzen in der Achse der Prüfkörper aus Holz wodurch der unerwünschte Versagensmechanismus *Querzugversagen in Holzmitte* (siehe auch 4.7) ausgeschlossen werden konnte.

Die verbliebenen, ursprünglich für die einreihigen Prüfungen vorgesehenen, Prüfkörper wurden für die Prüfungen mit mehreren Schraubenreihen in Dreierpaketen verklebt und anschließend auf die Dimension 200/200 mm gehobelt.

Die maximale Länge der Prüfkörper wurde für die einreihigen Prüfungen mit $l = 2 \text{ m}$ und für die mehrreihigen Prüfungen mit $l = 1,2 \text{ m}$ festgelegt. Insbesondere in den einreihigen Prüfungen sollte durch diese Länge eine Beeinflussung der Bereiche, in denen die Schrauben eingebaut waren, durch die Lasteinleitungsbereiche (mit den Klemmbacken der Prüfmaschine) ausgeschlossen werden. Der minimale Abstand zwischen der Schraubenspitze und der Klemmeinrichtung betrug in allen einreihigen Prüfungen mindestens 1 m .

Zwischenschicht zur Reduktion der Reibung

Bereits zu Beginn des Forschungsprojektes wurde deutlich, dass die Kenntnis über die Reibung in der Kontaktfläche zwischen gehobelter Holzoberfläche und der, nur grob bearbeiteten, Seitenfläche der Stahlflasche für die Vergleichsberechnungen sowie die baustatische Modellbildung von großer Relevanz sein würde. Aus diesem Grund wurden zwei Prüferien vorgesehen, in denen durch Aufkleben einer, mit *Polytetrafluorethen (PTFE)* ^(a) beschichteten, selbstklebenden Folie auf die Holzoberfläche die Reibung zwischen den beiden Teilen der Verbindung nahezu ausgeschaltet werden sollte. Der Gleitreibungskoeffizient ist für Stahl auf *PTFE* mit $\mu = 0,04 \dots 0,22$ tabelliert ^(b), wobei diese Werte stark von der Oberflächenbeschaffenheit der Stahlplatte sowie in weiterer Folge von der auftretenden Flächenpressung p und der Gleitgeschwindigkeit v abhängen ^(c) sollen. Im Gegensatz dazu, ist der Bereich für den Gleitreibungskoeffizienten von Stahl auf Holz mit $\mu = 0,20 \dots 0,50$ angegeben, der in EN 12195-1 [110] normativ festgelegte Wert dafür beträgt 0,30. Es ist jedoch zu beachten, dass es sich hierbei um sägeraues Holz handelt, weshalb dieser Wert für die gehobelten Holzprüfkörper etwas zu hoch ist.

4.3.4 Gesamtübersicht über das Prüfprogramm

Um den Einfluss der Variation der oben genannten Parameter auf die Tragfähigkeit und das Verformungsverhalten der Zuglaschenverbindung identifizieren zu können, wurden rund 600 Verbindungen geprüft. Der vollständige Umfang des Prüfprogramms ist in Tab. 4.5 angeführt, wobei jedoch die Ergebnisse der Serie zur Untersuchung des Einflusses von ausgetauschten Schrauben (E_45_VG_T) nicht Inhalt der vorliegenden Arbeit sind. Die Mindestanzahl der Versuche mit gleicher Prüfkonfiguration wurde mit $n_{\min} = 10$ (in den Untersuchungen zum Einfluss der Reibung mit $n_{\min} = 5$) festgelegt.

Tab. 4.5: Gesamtübersicht über das Prüfprogramm

Serie	Anzahl n	b / h [mm]	Schraube	Winkel β	reduzierte Reibung	Kapitel- verweis
E_45_VG	156	70 / 210	Typ A1	45°	nein	4.6.2, S. 251
E_45_VG_R	20	70 / 210	Typ A1	45°	ja	H.1, S. 423
E_30_VG	57	70 / 150	Typ B	30°	nein	4.6.3, S. 253
E_45_VG_T ¹⁾	25	70 / 210	Typ A1 & B	45°	nein	H.2, S. 427
E_30_VG_R	28	70 / 150	Typ B	30°	ja	H.3, S. 428
E_30_TG	67	70 / 150	Typ A2	30°	nein	4.6.4, S. 256
M_45_VG	241	200 / 200	Typ A1	45°	nein	4.6.5, S. 259

¹⁾ Versuche zur Auswirkung des Austausches von Schrauben, welche aber nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit sind.

a. Besser unter dem Handelsnamen Teflon[®] bekannt.

b. Siehe dazu Abschnitt B, S. 16 in BEITZ ET AL. 2001 [5]

c. HABIG gibt auf Seite E 82 in BEITZ ET AL. 2001 [5] ein Diagramm für die Abhängigkeit des Gleitreibungskoeffizienten einer PTFE-Stahl-Paarung von der Flächenpressung und der Gleitgeschwindigkeit für eine Rauigkeit der Stahloberfläche ($R_z = 0,03 \mu\text{m}$) sowie eine konstante Temperatur von 23° C an. Dabei ist ersichtlich, dass sich der Gleitreibungskoeffizient mit fallender Flächenpressung und steigender Gleitgeschwindigkeit einem oberen Grenzwert annähert. Unter der Voraussetzung, dass diese Tendenz auch für eine, von der angegebenen abweichende Rauigkeit der Stahloberfläche gilt, zeigt sich nach Einsetzen von abgeschätzten Werten für p und v , dass der Gleitreibungskoeffizient μ für das vorliegende Problem im Bereich des unteren Grenzwertes von 0,04 zu liegen kommt.

4.4 Prüfkonfiguration

4.4.1 Allgemeines zu den Prüfkörpern

An dieser Stelle sollen die Einzelteile, aus denen sich eine Zuglaschenverbindung zusammensetzt, erläutert sowie die zugehörigen Bezeichnungen geklärt werden (Abb. 4.6). Sowohl für die Prüfungen mit nur einer Schraubenreihe als auch für jene mit mehreren Schraubenreihen gelten die Bezeichnungen für einen *Prüfkörper*, der aus dem *BSH-Prüfkörper*, den *Stahllaschen* und den *Schrauben* besteht. Als *Kontaktflächen* werden jene Flächen bezeichnet, in denen sich die Oberflächen des BSH-Prüfkörpers und der Stahllaschen berühren und die von den Schrauben durchstoßen werden. *Seitenflächen* sind jene Flächen, die rechtwinklig zu den Kontaktflächen bzw. parallel zu den Schraubenebenen liegen.

Prüfkörper für die einreihigen Prüfungen

Für die Prüfungen an Zuglaschenverbindungen mit nur einer einzelnen Schraubenreihe kamen liegende Brett-schichtholzträger zur Anwendung. Der *BSH-Prüfkörper* selbst war ein Brett-schichtholzträger, der in der Regel (45°-Prüfungen) aus fünf *Einzellamellen* mit den Abmessungen 43/90 mm aufgebaut war. In den Prüfserien mit einem Einschraubwinkel von 30° wurden vier *Einzellamellen* mit den Einzelabmessungen 38/90 mm zu einem *BSH-Prüfkörper* verklebt. Die selbstbohrenden Holzschrauben wurden in die Breitseiten der *Einzellamellen* eingedreht und durchdrangen drei *Einzellamellen* des BSH-Prüfkörpers (Abb. 4.6). Die *Kontaktflächen* wurden von den Breitseiten der beiden äußersten Lamellen des BSH-Prüfkörpers gebildet. Die *Seitenflächen* bestanden aus der Summe der Schmalseiten aller *Einzellamellen*.

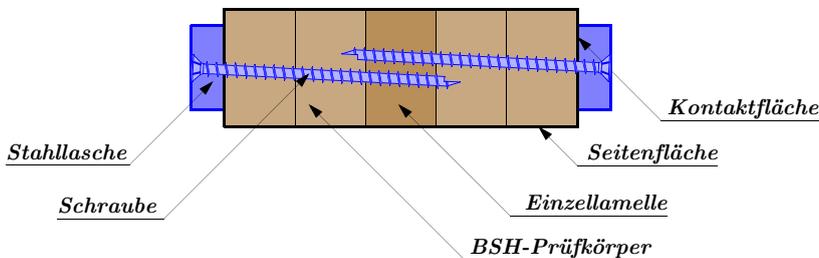


Abb. 4.6: Bezeichnung der Einzelteile der einreihigen Zuglaschenverbindung

Prüfkörper für die mehrreihigen Prüfungen

Für die Prüfungen an Zuglaschenverbindungen mit mehreren Schraubenreihen wurden Brett-schichtholzbauteile aus drei einzelnen Brett-schichtholzträgern, wie sie in den einreihigen Prüfungen zum Einsatz kamen, blockverklebt. Diese *BSH-Prüfkörper* wurden anschließend auf ein Maß 200/200 mm gehobelt. Die selbstbohrenden Holzschrauben wurden ebenfalls in die Breitseiten der Lamellen eingedreht und durchdrangen zumindest drei *Einzellamellen* des BSH-Prüfkörpers (Abb. 4.7), wodurch sichergestellt werden sollte, dass etwaige Systemeffekte hinsichtlich Ausziehverhalten ausgeschaltet werden. Die *Kontaktflächen* wurden von der Summe der Breitseiten der äußersten Lamellen der Brett-schichtholzträger gebildet. Die *Seitenflächen* bestanden wiederum aus der Summe der Schmalseiten der am Rand angeordneten Brett-schichtholzträger.

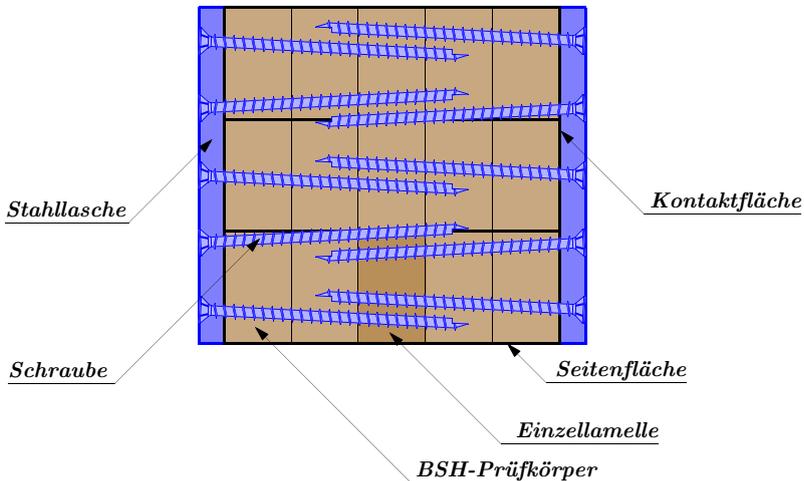


Abb. 4.7: Bezeichnung der Einzelteile der mehrreihigen Zuglaschenverbindung

4.4.2 Allgemeines zur Prüfkongfiguration

Um die Tragfähigkeit und die Steifigkeit von Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben als Verbindungsmittel prüftechnisch ermitteln zu können, war zunächst die Entwicklung einer geeigneten Prüfkongfiguration erforderlich, da derartige Prüfungen mit Stahlblechen weder Gegenstand der vorhandenen Normen waren, noch in bekannten wissenschaftlichen Veröffentlichungen behandelt wurden. BEJTKA ET AL. 2002 [8] berichten von Prüfungen mit symmetrischen Holz-Holz-Zugscherverbindungen mit geneigt oder gekreuzt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben als Verbindungsmittel. KEVARINMÄKI 2002 [50] beschreibt ähnliche Holz-Holz-Verbindungen, wobei diese jedoch mit Druckscherprobekörpern durchgeführt wurden. Die größten Vorteile von Druckscherprüfungen gegenüber den Zugscherprüfungen liegen in der einfachen Prüfanordnung, d. h. der, in der Regel symmetrische, Prüfkörper wird an einem Ende aufgelagert und am anderen Ende durch einen Druckzylinder belastet. Diese Prüfanordnung erlaubt, bei vorhandener Prüfmaschine mit der erforderlichen freien Länge, eine sehr einfache Durchführung der Prüfungen. Diese Art von Prüfungen ist ausschließlich für Prüfkörper mit relativ gedrunenen Abmessungen zielführend, da es andernfalls zu unerwünschten Effekten wie einem Stabilitätsversagen kommen kann.

Einen weiteren wichtigen Punkt stellte die Möglichkeit der Zerlegung einer mehrreihigen Verbindung in mehrere einreihige Verbindungen dar (siehe Abb. 4.8). Diese Zerlegung kann den Prüfumfang deutlich verringern und ist damit zu rechtfertigen, als der Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Tragfähigkeit der Gesamtverbindung in erster Linie von der Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe hintereinander in Faserrichtung abhängt. Durch die Prüfung von einreihigen Verbindungen sollte in weiterer Folge auf mehrreihige Verbindungen geschlossen werden können, wobei diese These durch eine geeignete Prüfkongfiguration einer Verifikation unterzogen werden sollte.

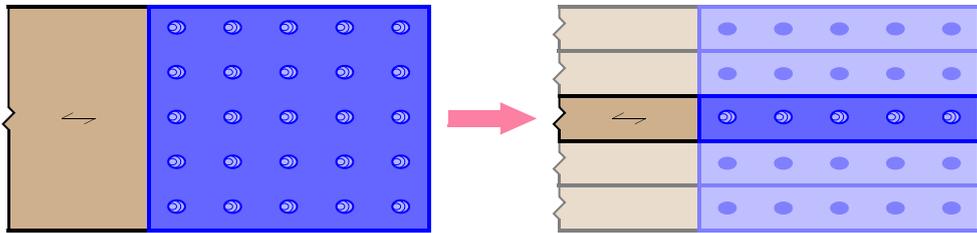


Abb. 4.8: Reduktion von mehreren Schraubenreihen auf eine Schraubenreihe

Die Vorgabe war es, eine möglichst einfache Konfiguration zu finden, die dennoch eine realistische Abbildung der in der Praxis üblichen Verbindungen erlaubte. Die Prüfungen sollten unter anderem aus den oben genannten Gründen jedenfalls als *Zugscherprüfungen* durchgeführt werden, um eine möglichst realitätsnahe Abbildung durch die Prüftechnik zu ermöglichen, was die Verwendung einer Zugprüfmaschine nahelegte ^(a). Wegen der großen Kräfte die durch eine Gruppe von axial belasteten Verbindungsmitteln des Typs selbstbohrende Holzschraube übertragen werden können, wurde entschieden, die Prüfungen auf der institutseigenen, verformungsgesteuerten Zugprüfmaschine ^(b) (*lignum_z_850*), die eine maximalen Zugkraft von 850 kN erlaubt, durchzuführen. Durch diese Maßnahme sollte gewährleistet werden, dass Schraubengruppen mit bis zu 15 Schrauben je Scherfuge (gilt für einen Nenndurchmesser von $d = 8$ mm) geprüft werden können.

Parallel zur Festlegung auf die genannte Zugprüfmaschine wurde entschieden, dass die Prüfungen nur durch die *Nutzung der Symmetrie* in sinnvoller Weise durchgeführt werden können. Um dies zu realisieren bieten sich grundsätzlich zwei verschiedene Möglichkeiten der Prüfanordnung mit ihren jeweiligen Vor- und Nachteilen an.

Erstens liegt es nahe, den Haupteinsatzzweck einer Zugprüfmaschine – die Prüfung von Brettern oder Bohlen auf Zug – nicht aus den Augen zu verlieren. Zu diesem Zweck können *zwei Probekörper* mittels *zweier Stahlbleche* und jeweils gleich vielen selbstbohrenden Holzschrauben miteinander Verbunden werden (vgl. Abb. 4.9a). Durch die Verankerung der Probekörper aus Holz in der dafür vorgesehenen Klemmeinrichtung mit profilierten Klemmbacken ergibt sich die sehr einfache Möglichkeit der Kräfteinleitung als wohl größter Vorteil. Die Nachteile dieser Prüfanordnung liegen zum Einen in der, durch die Klemmeinrichtung, begrenzten Probekörpergeometrie (im konkreten Fall auf $b/t = 300/100$ mm), was ausschließlich Prüfungen mit nur maximal 2 Schraubenreihen zulässt. Zum Anderen kann es durch die nicht bekannte Steifigkeitsverteilung in den Probekörpern dazu kommen, dass die Kräfte in den beiden Stahlblechen – und damit in den vier Verbindungen – nicht gleich groß sind ^(c).

Zweitens besteht die Möglichkeit, *einen Probekörper* zu fertigen, an diesen *vier Stahlbleche* mit jeweils gleich vielen selbstbohrenden Holzschrauben zu befestigen und die Last über die Stahlbleche in die Ver-

-
- a. ON EN 1995-1-1 [107] schreibt in 8.1.1 (1)P vor, dass die charakteristische Tragfähigkeit und Steifigkeit von Verbindungen mit metallischen Verbindungsmitteln unter anderem in Übereinstimmung mit ON EN 26891 [121] zu bestimmen ist. Weiters sagt dieses Prinzip, dass die Prüfungen zur Bestimmung der charakteristischen Tragfähigkeit – im Gegensatz zu eventuell vorhandenen Regelungen der eigentlichen Prüfnorm – als Zugprüfungen durchzuführen sind. Bei den gegenständlichen Verbindungen handelt es sich zwar nicht um eine klassische Verbindung mit auf Abscheren beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln, dennoch wurde dieses Prinzip aufgrund des Fehlens anerkannter normativer Regelungen unverändert übernommen.
- b. Zugprüfmaschine mit einer maximalen Zugkraft von 850 kN der Firma Zum Wald, Schweiz. Vgl. dazu auch Abbildung C.2 auf Seite 376.
- c. Diese Unbekannte ließe sich durch eine Messeinrichtung an den Stahlblechen ausschließen.

bindung einzuleiten (vgl. Abb. 4.9b). Die Vorteile dieser Anordnung liegen – unter Voraussetzung des Vorhandenseins von vier Kraftmesseinrichtungen – in der exakten Kenntnis der Kräfte in jeder der vier Verbindungen sowie in einer flexiblen Wahl der Probekörpergeometrie (bis $b/t = 600/600$ mm). Die Nachteile liegen hingegen im deutlich komplexeren Prüfaufbau, der ein Lastverteilungssystem erfordert, damit die Lasten von der Klemmeinrichtung in die Bleche weitergeleitet werden können.

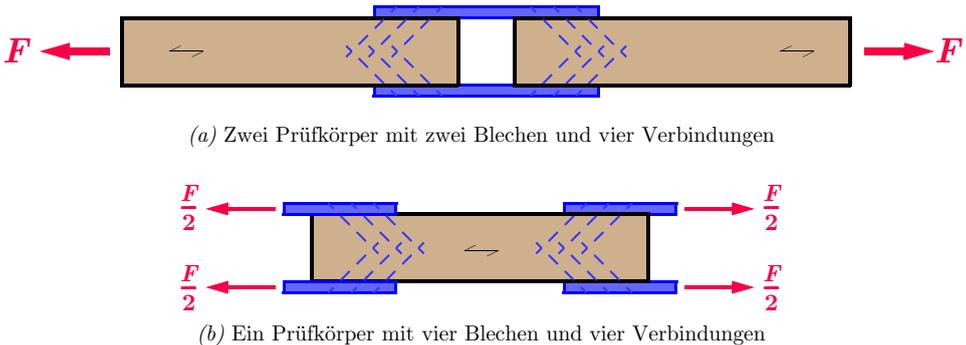


Abb. 4.9: Möglichkeiten der Prüfanordnung für die gewählte Zugprüfmaschine *lignum_z_850*

Da sowohl Prüfungen mit nur einer Schraubenreihe als auch Prüfungen mit mehreren Schraubenreihen durchgeführt werden sollten, wurde entschieden, dass in der jeweiligen Prüferie die dafür geeignetere Prüfanordnung zum Einsatz kommen sollte. Deshalb wurden alle Prüfungen mit nur einer Schraubenreihe gemäß Prüfanordnung Abb. 4.9a, und alle Prüfungen mit mehreren Schraubenreihen gemäß Prüfanordnung Abb. 4.9b durchgeführt.

In der Planungsphase des Projektes gab es weiterhin die Überlegung, gegen Ende des Projektes auch Verbindungen mit größeren Schraubengruppen (bis zu 30 Schrauben je Seite und Lasche) zu prüfen, was durch die vorhandene Prüftechnik im Bautechnikzentrum (BTZ) der TU Graz ebenfalls möglich gewesen wäre. In diesem Fall wäre mit Kräften bis zu 1.500 kN zu rechnen gewesen. Der Prüfung von Bauteilen in einer entsprechenden Dimension und mit einer derart großen Anzahl von Verbindungsmitteln wurde jedoch im Laufe des Projektes eine immer geringere Priorität zuteil, weshalb diese Idee verworfen wurde und alle Prüfungen wie geplant auf der oben genannten Zugprüfmaschine durchgeführt werden konnten.

4.4.3 Vorversuche

Nach Festlegung der Prüfkonfiguration wurde mit einigen Vorversuchen mit einer einzelnen Schraubenreihe begonnen (Prüfanordnung gemäß Abb. 4.9a). Dabei wurden die Holzprobekörper aus den unbeschädigten Bereichen von BSH-Trägern für Biegeprüfungen eines anderen, bereits abgeschlossenen, Projektes entnommen. Dabei handelte es sich um Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 32h das aus 38 mm dicken Lamellen aufgebaut war. Tabelle A.1 auf Seite 355 enthält eine Auflistung der Eigenschaften der Brettschichtholzträger.

In diesen ersten Versuchen wurden zwei Prüfkörper, die stirnseitig durch ein Distanzholz getrennt waren, mit den Stahlblechen verschraubt. Aufgrund der Breite der Prüfkörper von $b = 250$ mm und einer Stahlblechdicke von $t = 25$ mm sowie einer Schraubenlänge von $l = 200$ mm übergriffen sich die Schraubenspitzen in der Achse der Prüfkörper nicht wie erforderlich (vgl. dazu Abb. 4.9). Die Messung der Relativverschiebung zwischen Holzoberfläche und Stahlblech erfolgte über vier induktive Wegaufnehmer, welche mittels Magnethalterungen (vgl. Abb. 4.10, links) an der Stahlblechbefestigung waren.

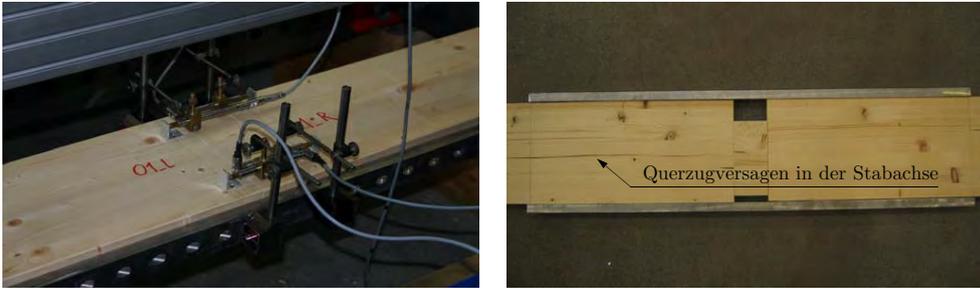


Abb. 4.10: Versuchskonfiguration in den Vorversuchen und typisches Versagen (Querzugversagen)

Es wurden insgesamt 7 Versuche durchgeführt, vier davon mit jeweils 4 Schrauben je Seite und Lasche und drei mit jeweils 8 Schrauben. Die Erkenntnisse aus diesen 7 Versuchen flossen in die weitere Planung der Hauptserien ein. Es zeigte sich das große potentielle Tragvermögen einer Verbindung mit selbstbohrenden Vollgewindeschrauben in Kombination mit außen liegenden Stahlblechen, wobei deutlich wurde, dass die übertragbare Zugkraft parallel zur Systemachse der Holzbauteile pro Schraube mit den Abmessungen 8 x 200 mm zwischen 20 und 25 kN liegt. Andererseits wurde deutlich, dass diese Art von Verbindung ein sehr sprödes Bruchverhalten aufweist und eine eventuell geforderte Duktilität damit nicht zu erreichen ist. Als hauptsächliche Ursachen für das Versagen sind zum Einen das *Aufspalten des Holzes* quer zur Schraubenebene infolge des Dübeleffektes (verursacht durch zu eine zu geringe Holzdicke) und zum Anderen das *Querzugversagen* der Holzprüfkörper in der Stabachse infolge einer fehlenden Quersicherung (verursacht durch ein Biegemoment infolge der exzentrischen Kräfteinleitung).

Aus diesen Erfahrungen und weiteren Überlegungen heraus entstanden in weiterer Folge der Prüfplan für die Hauptserien und das weitere Prüfprogramm. In Abbildung D.1 auf Seite 381 sind mehrere Beispiele der aufgetretenen Bruchformen in den Vorversuchen dargestellt.

4.4.4 Einreihige Prüfungen (Reihen E_45 und E_30)

Nach Abschluss der Vorversuche wurden Änderungen an der Prüfanordnung gemäß Abb. 4.9a vorgenommen. Dabei sollte es durch den Einsatz des bereits in 4.2.4 beschriebenen, für alle Prüfungen verwendeten, Eschenholzkörper auf einer Seite der symmetrischen Verbindung zu Einsparungen an Material und Prüfaufwand (Montagezeit) kommen. Abb. 4.11 zeigt den freigeschnittenen Probekörper mit den Stahlblechen, die endgültige Prüfkonfiguration, mit welcher alle Prüfungen an einreihigen Verbindungen durchgeführt wurden.

Wegen der nicht bekannten Steifigkeitsverteilung innerhalb des Eschenkörpers konnte allerdings nicht vollständig ausgeschlossen werden, dass es zwischen den beiden angeschlossenen Stahllaschen zu einer ungleichmäßigen Aufteilung der Kräfte kommt. Da der Eschenkörper jedoch immer mit der selben Seite nach oben in die Prüfmaschine eingebaut war ergibt sich, nach Ansicht des Verfassers, nur ein absoluter Fehler, der bei der Ermittlung von relativen Tragfähigkeiten und Steifigkeiten vernachlässigbar sein dürfte.

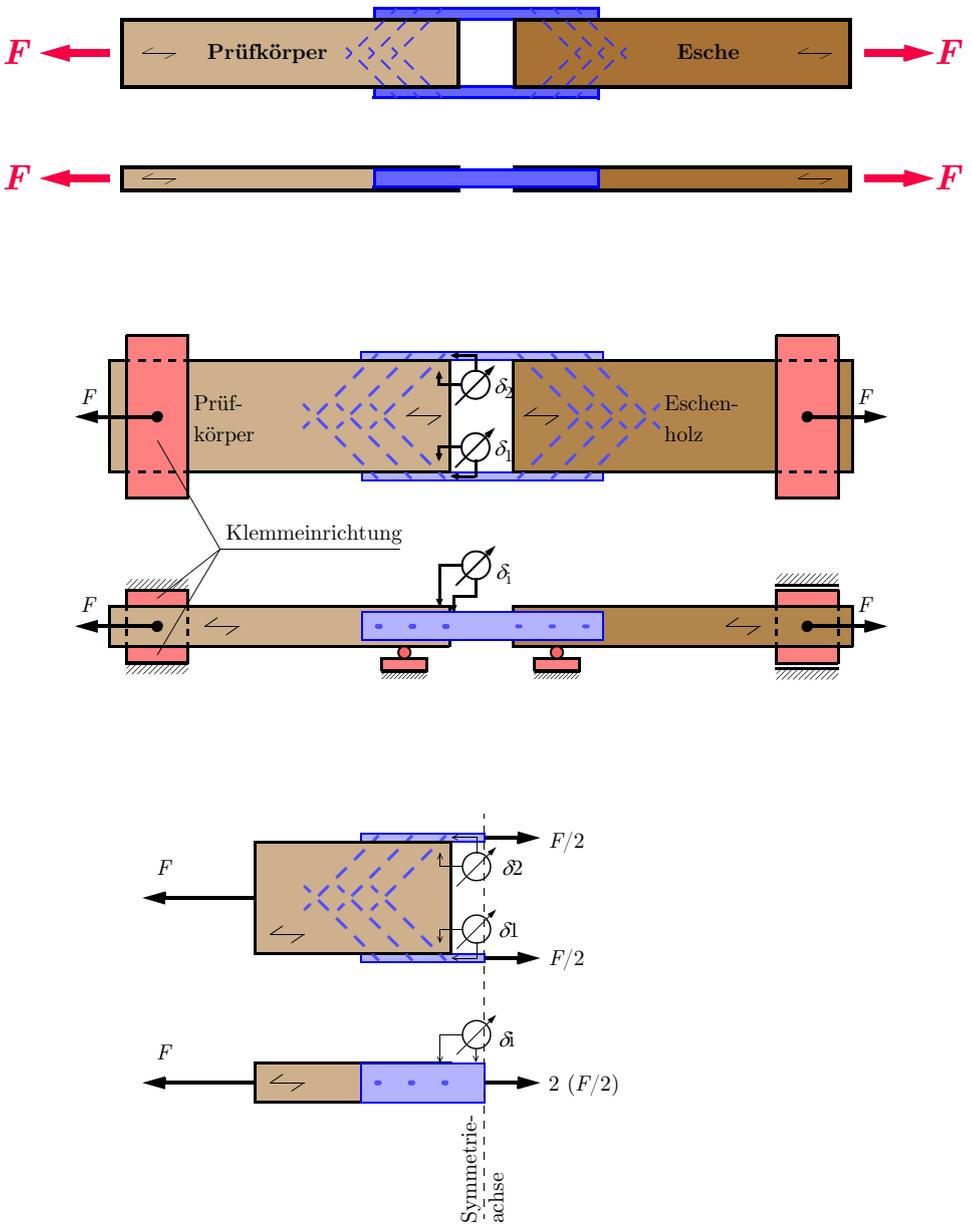


Abb. 4.11: Prüfkonfiguration einreihig (am Beispiel von E_45) schematisch (oben) detailliert (mitte) und freigeschnittener Probekörper (unten)

Des Weiteren wurde es durch die Verringerung der Probekörperbreite auf 210 mm erforderlich, die Schrauben aus der Ebene parallel zu den Seitenflächen zu neigen, um ein Aufeinandertreffen der Schraubenspitzen im Mittelteil des Probekörpers zu vermeiden. Zu diesem Zweck wurden zwei gegenüberliegende Schrauben um einen Winkel von rund 3° aus dieser Ebene verdreht eingeschraubt. Es zeigte sich nach Demontage der Verbindung – zumindest in jenen Prüfungen, in denen kein Kopfabreißen der Schrauben auftrat – dass es durch diese Maßnahme nur in Ausnahmefällen zu einem Aufeinandertreffen der Schrauben im Inneren des Prüfkörpers kam. Die unerwünschte minimale Torsionsbeanspruchung – infolge der aus der Ebene geneigt eingedrehten Schrauben (vgl. dazu Abbildung 3.49 auf Seite 120) – des Probekörpers wurde in Kauf genommen, um das Aufspalten zu verhindern. Im *Anhang E.2 – Einreihige Prüfungen* ab der Seite 387 sind die Detailzeichnungen zu den Stahlteilen zu finden.

4.4.5 Mehrreihige Prüfungen (Reihe M_45)

Im Gegensatz zu den einreihigen Prüfungen war es für die mehrreihigen Prüfungen erforderlich, eine abweichende Prüfkonfiguration zu entwickeln. Den Hauptgrund dafür stellte die begrenzte Öffnung der Klemmplatten der Prüfmaschine dar, welche einen maximalen Holzquerschnitt von $b/t = 300/100$ mm aufnehmen kann. Damit verbunden ist die beschränkte Möglichkeit der Krafteinleitung über die profilierten Klemmplatten in das Holz, wenn die Querdruckfestigkeit der Prüfkörper nicht überschritten werden soll.

Aus diesem Grund wurde auf die Prüfanordnung gemäß Abb. 4.9b zurückgegriffen und dafür eine geeignete Versuchskonfiguration entwickelt, dessen finales Ergebnis in der unten stehenden Abb. 4.12 fotografisch abgebildet ist. Dabei handelt es sich um ein annähernd ^(a) statisch bestimmtes System und die Beanspruchung der 4 Scherflächen war als annähernd gleich einzustufen.



Abb. 4.12: Endgültige Prüfkonfiguration für die mehrreihigen Versuche der Reihe M_45

a. Annähernd deshalb, weil die 3 Gelenkbolzen in der Lastverteilungsplatte (vgl. auch Abb. 4.13) aus geometrischen Gründen nicht in einer Linie platziert werden konnten.

Durch die begleitende Messung der Beanspruchung der einzelnen Zugstangen (mittels applizierter DMS) konnte gezeigt werden, dass die Lastverteilung auf die 4 Einzelverbindungen im Bruchzustand nur maximal 2-3 % von der idealen Annahme abweicht (vgl. *Anhang H.4 – DMS-Messungen*, S. 432).

Die grafische Darstellung der Prüfkongfiguration für die Reihe M_45 ist in Abb. 4.13 zu finden. Oben ist das System aus Stahlzugstangen und Lastverteilungsplatte sowie die Anordnung der Stahlbleche und der Schrauben dargestellt. Im unteren Teil der Abbildung ist der freigeschnittene Probekörper und die beiden Zuglaschen mit der Position der Messeinrichtung dargestellt. Im *Anhang E.3 – Mehrreihige Prüfungen* ab der Seite 390 sind die Detailzeichnungen zu den Stahlteilen angeführt.

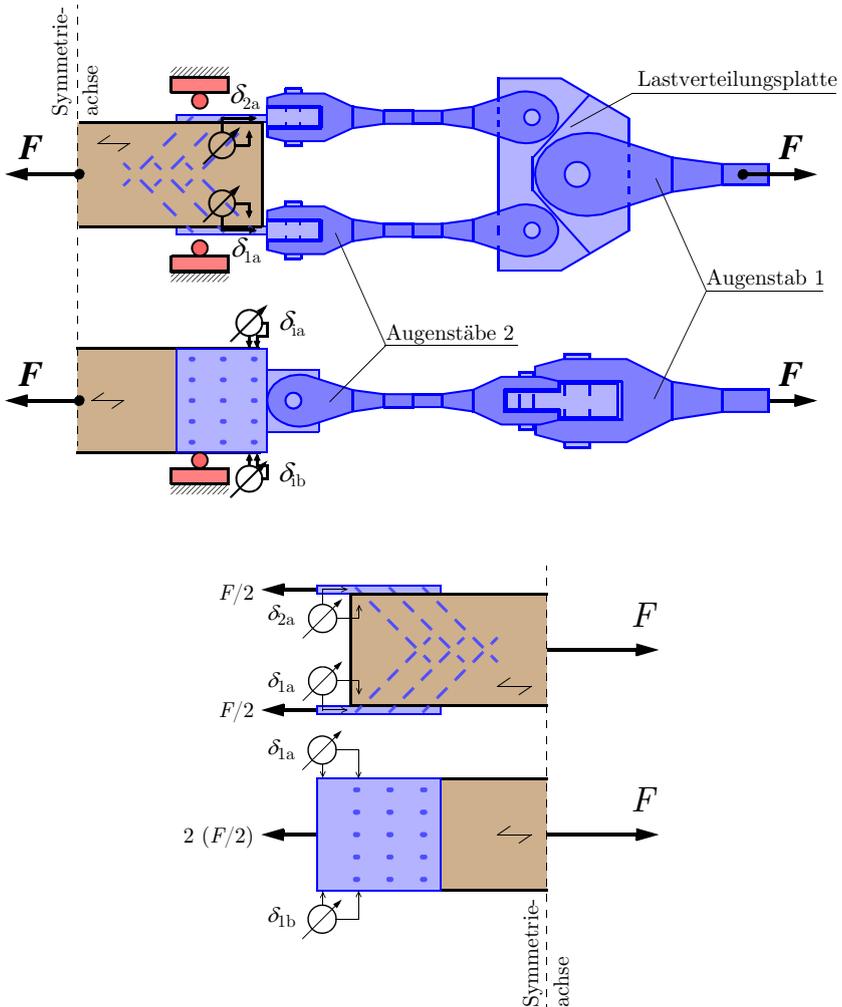


Abb. 4.13: Prüfkongfiguration mehrreihig (M_45) und freigeschnittener Probekörper

4.5 Durchführung und Auswertung der Prüfungen

4.5.1 Herstellung der Verbindung

Die Art der Herstellung der Verbindung zwischen Stahlasche und Prüfkörper hat einen zu berücksichtigenden Einfluss auf das Last-Verschiebungs-Verhalten, was an dieser Stelle etwas genauer erläutert werden soll: Die Prüfkörper wurden derart zusammengebaut, dass sich eine Vorspannung in der Verbindung infolge Drucks parallel zur Faser des Holzkörpers zwischen der Lage der ersten Schraube und dessen Hirnholz ergab. Durch das Festziehen der Schrauben hat der Prüfkörper das Bestreben sich in Richtung des Hirnholzes zu bewegen, und wenn diese Verformung behindert wird, kommt es zu einer Vorspannung in der Verbindung, deren Höhe von der Vorspannung der Schraubengruppe abhängt. Alle Schrauben wurden mit einem einheitlichen Drehmoment angezogen (alternierend und mehrfach entlang der Reihe) um eine gleichmäßige Kräfteinleitung und Vorspannung zu gewährleisten.

Dieser Effekt tritt in der Regel auch in der Baupraxis bei Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen auf, bei denen entweder eine Kopfplatte aus Stahl vorhanden ist, oder es durch den direkten Kontakt der zu stoßenden Teile ebenfalls zu einer Behinderung der Verschiebung – und somit zu einer Vorspannung in der Verbindung kommt. Bei einseitigen Anschlüssen von Stahlblechen ohne diesen Kontakt ist jedoch nicht mit dem Auftreten dieses Phänomens zu rechnen.

Einreihige Prüfungen

In den einreihigen Prüfungen war die freie Verformung des Holzprüfkörpers durch die Verwendung eines Distanzholzes mit 140 mm Länge zwischen Prüfkörper und Eschenholzkörper (vgl. unten stehende Abb. 4.14; Prüfkörper rechts) behindert. Dadurch kommt es zu einer Vorspannung der Verbindung.

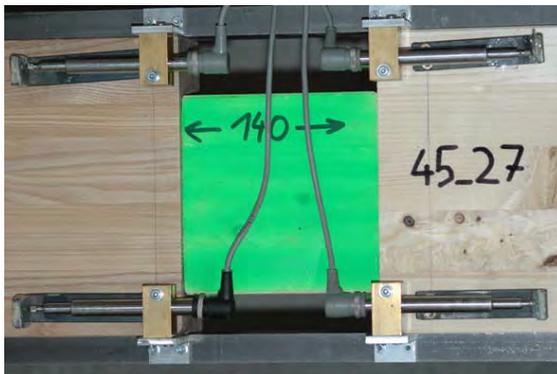


Abb. 4.14: Behinderte Verformung des Prüfkörpers (Beispiel E_45_VG_027) beim Zusammenbau infolge des Distanzholzes (grün)

Mehrreihige Prüfungen

In den mehrreihigen Prüfungen wurden die Stahlbleche je Scherfuge einzeln mit dem Prüfkörper verbunden. Um eine gleiche Ausgangsposition der Stahlaschen zu gewährleisten, wurde ein Stahlblock (vgl. Abb. 4.15) an den Blechen befestigt, der – wie bei den einreihigen Prüfungen – ein Verrutschen verhinderte und zu einer Vorspannung führte.

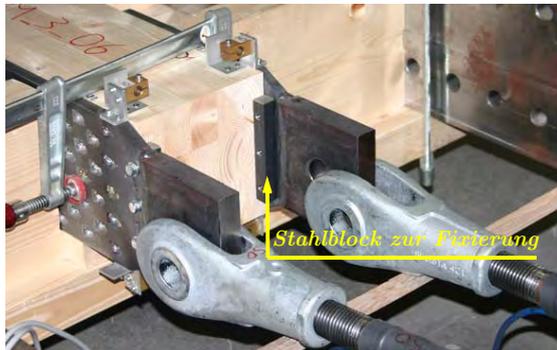


Abb. 4.15: Behinderte Verformung des Prüfkörpers (Beispiel $M_{45_VG_3_06}$) beim Zusammenbau infolge des an der Stahllasche angeschraubten Stahlblocks

4.5.2 Schnittstelle Prüfkörper – Lasteinleitung – Prüfmaschine

Einreihige Prüfungen

Die Prüfungen an Verbindungen mit nur einer Schraubenreihe wurden in Analogie zu Standard-Zugversuchen durchgeführt wobei die Zugkraft F vom Lastrahmen der Prüfmaschine mittels speziellen, profilierten Klemmplatten ^(a) über Reibung in den Prüfkörper eingeleitet wurde. Durch die Wahl eines entsprechend großen Anpressdrucks der Klemmbacken, welcher zwischen $1,0 \text{ N/mm}^2$ und maximal ^(b) $4,5 \text{ N/mm}^2$ lag, und je nach erwarteter Bruchkraft der Verbindung eingestellt wurde, konnte eine rutschfreie Klemmung, und damit eine einwandfrei Lasteinleitung, in die Prüfkörper gewährleistet werden.

Mehreihige Prüfungen

Die Prüfungen an Verbindungen mit mehreren Schraubenreihen wurden über eine indirekte Lasteinleitung mit Hilfe eines Zugstabsystems durchgeführt. Dabei wurde die Zugkraft F vom Lastrahmen der Prüfmaschine mittels einer Stahlkopfplatte in den Augenstab 1 und von diesem über die Lastverteilungsplatte mittels Gelenkbolzen in die Augenstäbe 2 eingeleitet (vgl. Abb. 4.13). An die Augenstäbe 2 waren schließlich die Stahllaschen mit einem Gelenkbolzen angeschlossen.

4.5.3 Steuerung und Messtechnik

Alle Prüfungen an den Zuglaschenverbindungen wurden mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit der Klemmeinrichtung von rund 2 mm/min – also weggesteuert – durchgeführt. Die gesamte Versuchsdauer betrug, in Abhängigkeit der Anzahl der eingesetzten Schrauben in der Verbindung, zwischen 3 und 10 Minuten. Die Geschwindigkeit der relativen Verschiebung in der Fuge zwischen Holzoberfläche und Stahlplatte (die eigentliche Verbindung) war in Abhängigkeit der Steifigkeit der Verbindung (in erster Linie liegt hier eine Abhängigkeit von der Anzahl der Schrauben vor) variabel. Sie betrug für Versu-

a. Ein speziell gezahntes Profil, welches in der Kontaktfläche zu einem Haftreibungsbeiwert μ_0 von rund 1,1 führt.

b. Wegen der niedrigen Querdruckfestigkeit von BSH ist der Klemmdruck in der Kontaktfläche zu begrenzen. Bei einer Überschreitung des charakteristischen Wertes der Querdruckfestigkeit von $f_{c,90,k,GL28h} = 3,0 \text{ N/mm}^2$ kann es zu Schädigungen und unerwünschten Einpressungen in der Kontaktfläche kommen. Im Fall jener Prüfungen mit einem größeren Anpressdruck als der Querdruckfestigkeit konnten dennoch keine auffälligen Einpressungen beobachtet werden.

che mit nur einer Schraube rund 0,7 mm und für Versuche mit 8 Schrauben je Lasche rund 0,2 mm. Die Differenz zwischen Vorschubgeschwindigkeit der Klemmeinrichtung und relativer Geschwindigkeit in der Verbindung liegt im elastischen Verformungsverhalten der Lasteinleitungsbauteile.

Die Relativverschiebung in der Fuge zwischen Holzoberfläche und einer Stahllasche wurde bei den einreihigen Versuchen (E_45 und E_30) mit jeweils einem ^(a) (vgl. Abb. 4.16) an der Oberseite der Stahllasche angeordneten induktiven Wegaufnehmer gemessen. Bei den mehrreihigen Versuchen (M_45) kamen je Stahlblech immer zwei ^(b) (vgl. Abb. 4.17) induktive Wegaufnehmer die an der Ober- und der Unterseite der Stahllasche angeordnet waren, zum Einsatz. Die induktiven Wegaufnehmer (HBM WA10) erlaubten einen Nennmessweg von 10 mm und konnten Linearitätsabweichungen von weniger als 0,2 % erfassen. Das Kraftsignal der Prüfmaschine und das Wegsignal der Wegaufnehmer wurde direkt von der Prüfmaschine an den Messverstärker und das angeschlossene Messmodul übergeben.

Als Messverstärker kam ein Spider 8 (HBM) zum Einsatz. Die Messdaten wurden mit dem Messmodul Catman (HBM, Ver. 4.5) aufgezeichnet. Die Messrate betrug bei allen Prüfungen einheitlich für alle Kanäle 5 Hz.

Die relative Lage der induktiven Wegaufnehmer in Bezug zur Position der Schrauben ist für beide Prüfkonfigurationen in den nachfolgenden Abbildungen dargestellt.

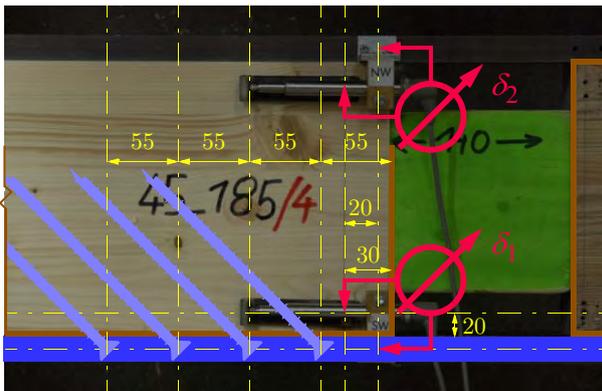


Abb. 4.16: Geometrie und Messanordnung für die einreihigen Prüfungen (insgesamt 2 WA)

Die Prüfungen der Zugfestigkeit an den Schrauben wurden auf einer Universalprüfmaschine der Fa. Zwick-Roell ebenfalls weggesteuert mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von 5 mm/min durchgeführt. Die Last wurde von der internen Kraftmessdose der Prüfmaschine gemessen und an das Messmodul übergeben. Der Weg wurde über die Anzahl der Umdrehungen der Spindel für die Lagesteuerung der Prüfmaschine gemessen und ebenfalls direkt an das Messmodul übergeben. Die Messrate betrug bei allen Prüfungen einheitlich 2 Hz.

-
- a. Aufgrund der schweren Zugänglichkeit (Montage der Winkel am Prüfkörper bzw. Montage der Wegaufnehmer und deren Halterungen an der Stahllasche) des in der Prüfmaschine eingebauten Prüfkörpers wurde auf die Anordnung eines zweiten Wegaufnehmers an der Unterseite des Prüfkörpers verzichtet.
 - b. Aufgrund der, von den einreihigen Prüfungen abweichenden Prüfkonfiguration, war eine bessere Zugänglichkeit des Prüfkörpers in der Prüfmaschine gegeben weshalb für jede Verbindung zwei Wege gemessen werden konnten.

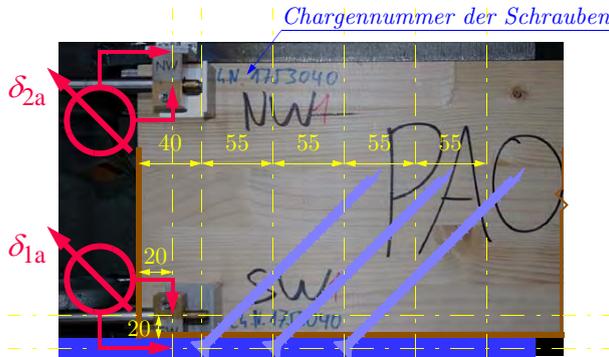


Abb. 4.17: Geometrie und Messanordnung für die mehrreihigen Prüfungen (insgesamt 4 WA)

4.5.4 Prüfnorm

Die Prüfungen der Zuglaschenverbindung erfolgten in Anlehnung ^(a) an die Prüfvorschrift der Prüfnorm ON EN 26891 [121], welche die Vorgangsweise bei der Prüfung von Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln vorschreibt. Die Lastaufbringung erfolgte dabei mit konstanter Geschwindigkeit bis auf rund 40 % der geschätzten Höchstlast ($0,4 \cdot F_{est}$), wurde dann für 30 Sekunden konstant gehalten und anschließend – abweichend von der normativen Vorgabe (Abb. 4.18, links) – vollkommen entlastet ^(b). Nach weiteren 30 Sekunden wurde die Last erneut mit konstanter Geschwindigkeit bis zum Bruch gesteigert. Dabei wurde die Höchstlast in jeder Prüfung bei einer Verschiebung in der Verbindung von 2-3 mm erreicht, was deutlich unter dem genormten Abbruchkriterium von 15 mm lag.

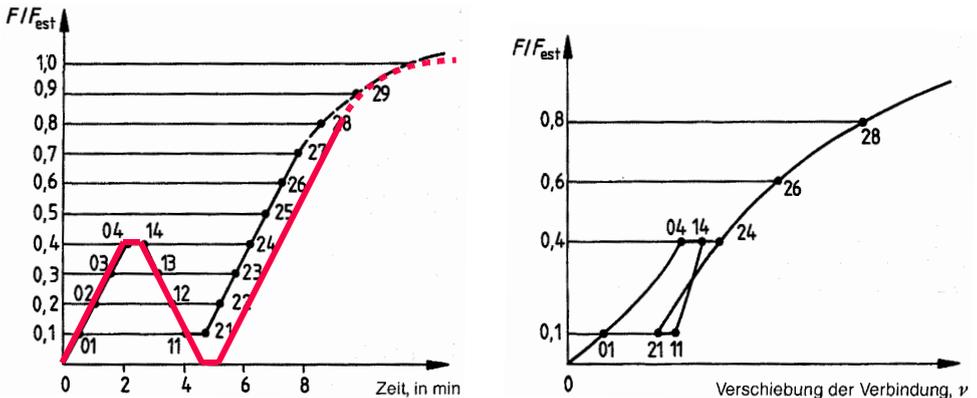


Abb. 4.18: Vorgeschlagene (schwarz) und tatsächliches (rot) Kraft-Zeit-Diagramm (links) und Kraft-Weg-Diagramm (rechts) für die Prüfung von Verbindungen gemäß [121]

- a. Wie bereits erwähnt, liegt für die Prüfung der gegenständlichen Verbindungen keine eigene Prüfnorm bzw. ein Prüfprocedere vor. Dennoch wurde die ÖNORM EN 26891 [121] als Anhaltspunkt gewählt.
- b. Die Steuerung der eingesetzten Prüfmaschine erlaubt keine kontrollierte Entlastung auf ein definiertes Niveau, sondern ausschließlich eine komplette Absenkung der Kraft auf Null.

Für jede einzelne Prüfung liegt ein vollständiges Last-Verschiebungs-Diagramm in digitaler Form vor, aus dem sowohl die Höchstlast als auch die Steifigkeit der Verbindung ermittelt wurden. Dabei wurde der Verschiebungsmodul k_s der Verbindung sowohl im ersten Belastungszyklus (Punkte 01 und 04 in Abb. 4.18, links) als auch im zweiten Belastungszyklus (Punkte 21 und 24) errechnet. In der Prüfkongfiguration für die mehrreihigen Versuche (M_45) wurden die beiden an der Ober- bzw. Unterseite gemessenen Wege je Lasche gemittelt.

Der Verschiebungsmodul k_s wurde gemäß nachstehender Gleichung berechnet:

$$k_s = \frac{0,4 \cdot F_{max}}{\frac{4}{3} \cdot (v_{04} - v_{01})} \quad [4-2]$$

F_{max} Höchstlast der Verbindung in der Prüfung [N]

v_{04} Verschiebung bei 40 % der geschätzten Höchstlast im ersten Lastzyklus [mm]

v_{01} Verschiebung bei 10 % der geschätzten Höchstlast im ersten Lastzyklus [mm]

4.5.5 Statistische Auswertung

Die statistische Auswertung der Prüfergebnisse erfolgte auf Grundlage der ON EN 14358 [119] unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung der Höchstlasten (Bruchlasten), womit ein 5%-Fraktilwert der Prüfergebnisse erhalten werden kann.

Die Auswertung der Verschiebungsmoduln (Steifigkeiten) in der Verbindung erfolgte unter Annahme einer Normalverteilung ebenfalls auf Grundlage der ON EN 14358 [119] unter Berücksichtigung der jeweiligen Probenanzahl. Damit wurde ein charakteristischer Mittelwert des Verschiebungsmoduls errechnet.

In der statistischen Auswertung hinsichtlich Bruchlast wurden die Ergebnisse getrennt nach den unterschiedlichen Versagensarten (vgl. 5.7) ermittelt, da diese nicht miteinander vermischt werden dürfen.

4.6 Ergebnisse der Prüfungen

4.6.1 Allgemeines

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen die in diesem Abschnitt enthalten sind werden immer in der selben Struktur dargestellt. Am Beginn steht eine Kurzübersicht zum Prüfprogramm, welches von einer Darstellung der unterschiedlichen Versagensarten in Diagrammform gefolgt wird:

- Herausziehen (A)
- Kopfabreißen (K)
- Querzugversagen des Holzes entlang der Schraubenreihe (Q)
- Netto-Querschnittsversagen des Holzes (H)

In weiterer Folge sind die Tragfähigkeiten bzw. die wirksame Anzahl hinsichtlich der Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) sowohl getrennt als auch gemeinsam in tabellarischer Form angegeben. Zur besseren Übersichtlichkeit kann eine grafische Darstellung enthalten sein. Am Ende jeder Versuchsreihe ist eine kurze Diskussion der Ergebnisse zu finden.

Anmerkung: Die hier angegebenen Ergebnisse sind nicht zur Gänze mit jenen des Forschungsberichtes, der vom Verfasser im Jahr 2009 (vgl. KRENN 2009 [53]) veröffentlicht wurde, ident, denn es wurde im

Zuge der Bearbeitung dieser Dissertation eine erneute Auswertung durchgeführt bzw. Prüfergebnisse, die zum damaligen Zeitpunkt noch nicht im Bericht enthalten waren, hinzugefügt. Somit stellen die hier aufbereiteten Ergebnisse vor allem hinsichtlich der Tragfähigkeit und der wirksamen Anzahl das finale Ergebnis der Forschungsarbeit dar. Hinsichtlich der Steifigkeit sei angemerkt, dass es durch eventuelle weiterführende Analysen zu einer weiteren Verbesserung der Ergebnisse kommen könnte – dies ist dem Verfasser 2017 aus Zeitgründen leider nicht mehr möglich gewesen.

4.6.2 Versuchsreihe E_45_VG

Die zahlenmäßig umfangreichste Prüfreihe E_45_VG umfasst insgesamt 156 Prüfungen mit einer Verbindungsmittellanzahl je Scherfuge zwischen 1 und 8 Schrauben des Typs A1 (vgl. dazu *Anhang F.1 – Reihe E_45_VG_A1* ab der Seite 393). Die Versagensarten sind in der nachfolgenden Abb. 4.19 hinsichtlich der Häufigkeit ihres Auftretens dargestellt. Es zeigt sich der Trend, dass sich mit zunehmender Anzahl der Schrauben je Scherfuge der Versagensmodus vom Ausziehen hin zum Kopfabreißen entwickelt. Bei mehr als 6 Schrauben kam es stets zu einem Holzversagen.

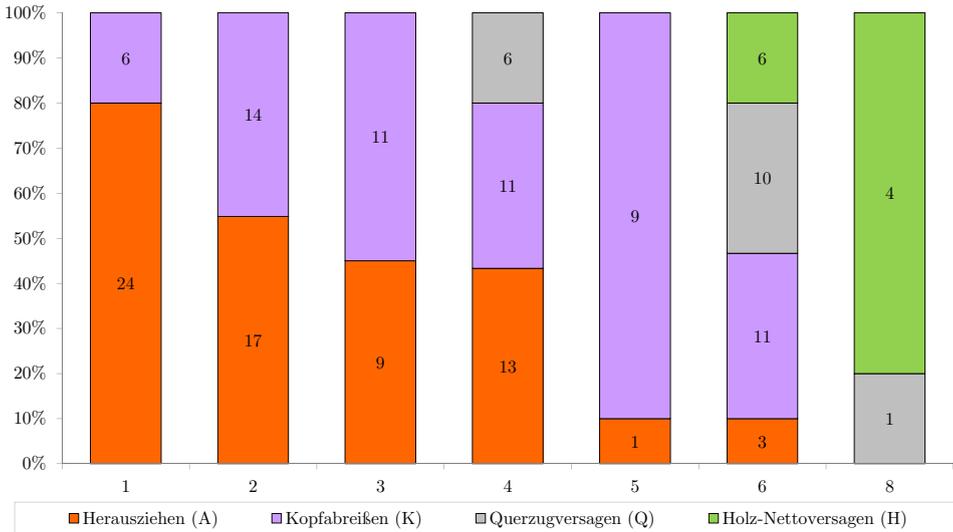


Abb. 4.19: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_45_VG

Die Ergebnisse der Tragfähigkeit je Scherfuge sind in Form eines Box-Plots in der Abb. 4.20 zusammengefasst. Dabei sind die Daten gemischt für die beiden maßgebenden Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) dargestellt. Die 5%-Fraktilwerte der Tragfähigkeit gemäß ON EN 14358 [119] sind ebenso angegeben wie der Verlauf der vorgeschlagenen Funktion für n_{ef} (Gl. [6-2]). Im rechten Teil des Boxplots sind die Versuchsergebnisse hinsichtlich der 4 Versagensarten gesammelt über alle Schrauben zum Vergleich angegeben. Es zeigt sich, dass die erwartbaren Tragfähigkeiten in den Versagensmechanismen Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) größer sind als bei den spröden Holzversagensarten Querzugversagen (Q) und Holz-Nettoversagen (H).

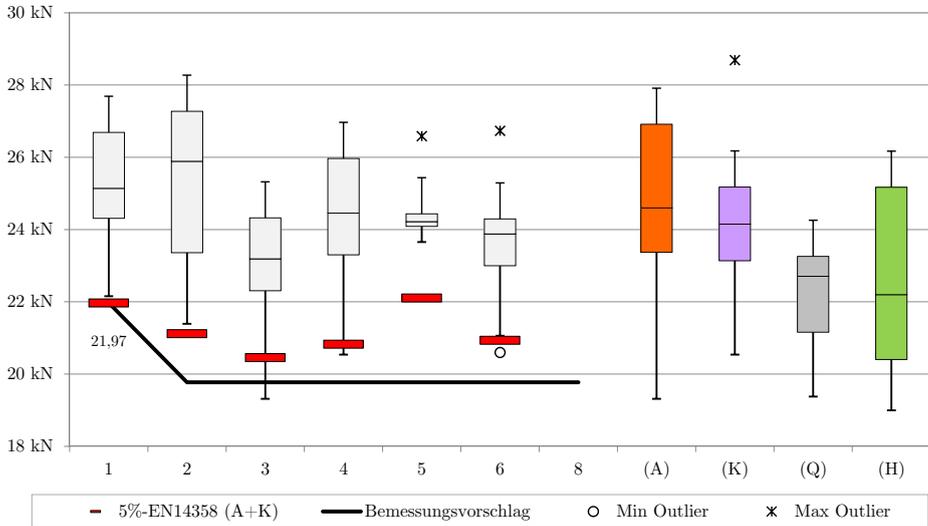


Abb. 4.20: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_45_VG mit Schrauben des Typs A1

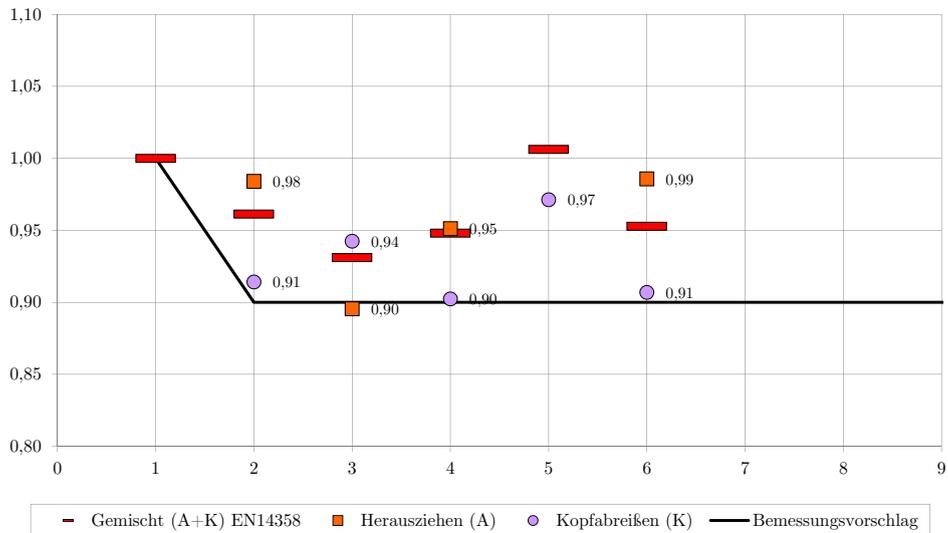


Abb. 4.21: Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile

Eine genauere Analyse hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten und deren Einfluss auf die wirksame Anzahl kann dem Diagramm der Abb. 4.21 entnommen werden. Die einzelnen Punkte der beiden Versagensmechanismen sind jeweils auf den ihnen zugrunde liegenden Einzelwert bezogen. Der zum gemischten Versagen (A und K) gehörende 5%-Fraktilwert gemäß EN 14358 [119] ist durch den roten Balken dargestellt. Es zeigt sich, dass die jeweiligen Werte für die wirksame Anzahl durch die, vom Verfasser vorgeschlagene, Funktion abgedeckt sind. Eine versuchsgestützte Aussage bei mehr als 6 hintereinander liegenden Schrauben ist aufgrund der nicht aufgetretenen Schraubenversagen (A oder K) nicht möglich. Dennoch ist zu erwarten, dass sich mehr als 6 hintereinander angeordnete Schrauben nicht signifikant anders verhalten werden, solange es zu keinem spröden Holzversagen (Q oder H) kommt.

Wirkungsgrad

Bei Analyse der Prüfergebnisse hinsichtlich des Wirkungsgrades der Verbindung ergibt sich bezogen auf den Bruttoquerschnitt bei 6 hintereinander liegenden Schrauben ein Wert von $\eta = 92\%$. Bezieht man den Wirkungsgrad hingegen auf den Nettoquerschnitt (berechnet gemäß Gl. [6-8] des Bemessungsvorschlages in Kapitel 7), so ergibt sich ein theoretischer Wirkungsgrad von $\eta_{\text{net}} = 104\%$ bei 6 Schrauben. Dass der Wirkungsgrad nicht über 100 % liegen kann wird deutlich, wenn nochmals die aufgetretenen Versagensarten in dieser Gruppe betrachtet werden: mehr als die Hälfte der 30 Prüfkörper versagte durch einen Holzbruch und 6 davon durch Nettoquerschnittsversagen.

Zusätzliche Prüfungen in der Reihe E_45_VG

Im Zuge der Versuchsreihe E_45_VG wurden insgesamt noch 10 Prüfungen mit 6 hintereinander angeordneten Schrauben des Typs B durchgeführt. In allen Versuchen kam es zu einem Kopfabreißen der Schrauben, was aufgrund der geringeren Zugtragfähigkeit der Schrauben des Typs B im Vergleich zu jenen des Typs A1 zu erwarten war. Das Verhältnis der charakteristischen Zugtragfähigkeiten beträgt gemäß Tab. 4.4 $18,9/23,0 = 0,82$ und das Verhältnis der 5%-Fraktilwerte der Prüfergebnisse errechnet sich zu 0,87. Die Streuung bei diesen Versuchen war mit 2,8 % vergleichsweise gering, denn in allen anderen Serien ergaben sich Variationskoeffizienten zwischen 4 % und 8 % für die Versagensart des Kopfabreißen. Eine Berücksichtigung dieser 10 Versuche in der obigen Auswertung nach Gewichtung mit dem Zugtragfähigkeitsverhältnis wäre, nach Ansicht des Verfassers, zwar theoretisch möglich, wurde aber aufgrund des fehlenden Bezugswertes bei einer Schraube unterlassen. Auch ist nicht zu erwarten, dass die Qualität des Ergebnisses hinsichtlich wirksamer Anzahl dadurch noch weiter verbessert werden kann.

Die Untersuchungen zum Reibungseinfluss (Reihe E_45_VG_R) sind in *Anhang H.1 – Versuchsreihe E_45_VG_A1_R – Reibung* auf der Seite 423 zusammengefasst. Für die Einzelschraube errechnet sich der Gleitreibungskoeffizient in etwa zu $\mu = 0,30$.

4.6.3 Versuchsreihe E_30_VG

Die Prüfreihe E_30_VG umfasst insgesamt 57 Prüfungen mit einer Verbindungsmittelanzahl je Scherfuge zwischen 1 und 5 Schrauben des Typs B (vgl. dazu *Anhang F.2 – Reihe E_30_VG_B* ab der Seite 399). Die Versagensarten sind in der nachfolgenden Abb. 4.22 hinsichtlich der Häufigkeit ihres Auftretens dargestellt. Im Gegensatz zur Anordnung unter 45° ist für die Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) kein klarer Trend in Abhängigkeit der Schraubenanzahl zu erkennen, dennoch kam es ab zumindest 2 hintereinander angeordneten Schrauben deutlich häufiger zu einem Zugversagen der Schrauben als zum Herausziehen aus dem Holz. Bei einer Schraubenanzahl von 5 Stück kam es in jeder Prüfung zu einem Netto-Querschnittsversagen des Holzes.

Die Ergebnisse der Tragfähigkeit je Scherfuge sind in Form eines Box-Plots in der Abb. 4.23 zusammen-

gefasst. Dabei sind die Daten gemischt für die beiden maßgebenden Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) dargestellt. Die 5%-Fraktilwerte der Tragfähigkeit gemäß ON EN 14358 [119] sind ebenso angegeben wie der Verlauf der vorgeschlagenen Funktion für n_{ef} (Gl. [6-2]). Es zeigt sich ein relativ konstantes Verhalten für die Versagensmechanismen A und K über die relevanten Serien, sowohl was den Mittelwert als auch die Streuung betrifft.

Im rechten Teil des Boxplots sind die Versuchsergebnisse hinsichtlich der 4 Versagensarten gesammelt über alle Schrauben zum Vergleich angegeben, wobei die Versagensart Querzugversagen (Q) nicht aufgetreten ist. Es zeigt sich, dass die erwartbaren Tragfähigkeiten in den Versagensmechanismen Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) größer sind als bei der Holzversagensart Holz-Nettoversagen (H).

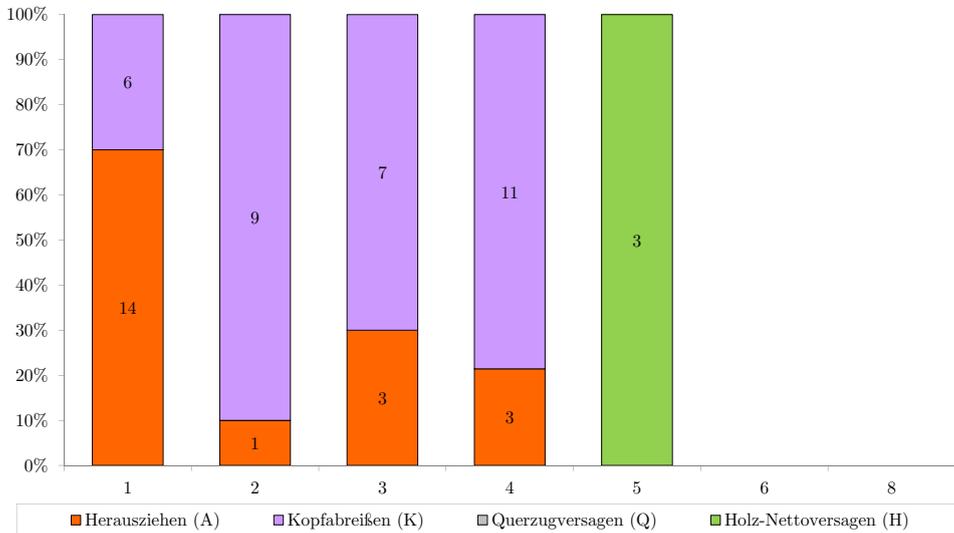


Abb. 4.22: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_{30_VG}

Eine genauere Analyse hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten und deren Einfluss auf die wirksame Anzahl kann dem Diagramm der Abb. 4.24 entnommen werden. Die einzelnen Punkte der beiden Versagensmechanismen sind jeweils auf den ihnen zugrunde liegenden Einzelwert bezogen. Der zum gemischten Versagen (A und K) gehörende 5%-Fraktilwert gemäß EN 14358 [119] ist durch den roten Balken dargestellt. Es zeigt sich, dass die jeweiligen Werte für die wirksame Anzahl durch die, vom Verfasser vorgeschlagene, Funktion abgedeckt sind. Eine versuchsgestützte Aussage bei mehr als 4 hintereinander liegenden Schrauben ist aufgrund der fehlenden Ergebnisse nicht möglich. Dennoch ist zu erwarten, dass sich mehr als 4 hintereinander angeordnete Schrauben nicht signifikant anders verhalten werden, solange es zu keinem spröden Holzversagen (Q oder H) kommt.

Es erscheint dem Verfasser noch erwähnenswert, dass die Abweichungen der wirksamen Anzahl bei der Versagensart Kopfabreißen (K) in dieser Reihe nur äußerst gering (weniger als 2 %) sind; ganz besonders im Vergleich zur Anordnung bei 45° (vgl. Abb. 4.21). Dies könnte ein Hinweis darauf sein, dass die Kerbwirkungen im Übergang zwischen Schraubenkopf und Stahlblech aufgrund des günstigeren Kraftflusses deutlich geringer sind. Der Verfasser ist deshalb der Ansicht, dass die Schraubenanordnung mit einem Einschraubwinkel von $\beta = 30^\circ$ zu sehr effizienten Verbindungen führen kann.

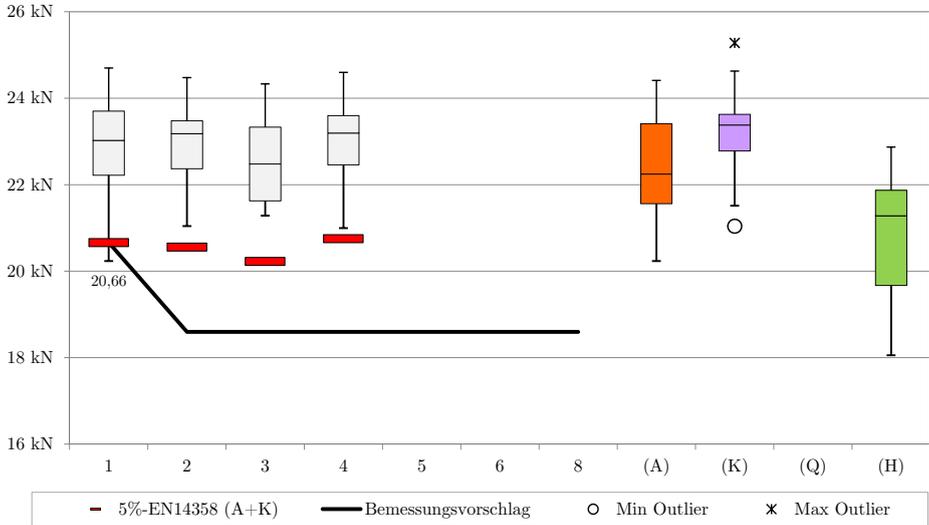


Abb. 4.23: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_30_VG mit Schrauben des Typs B

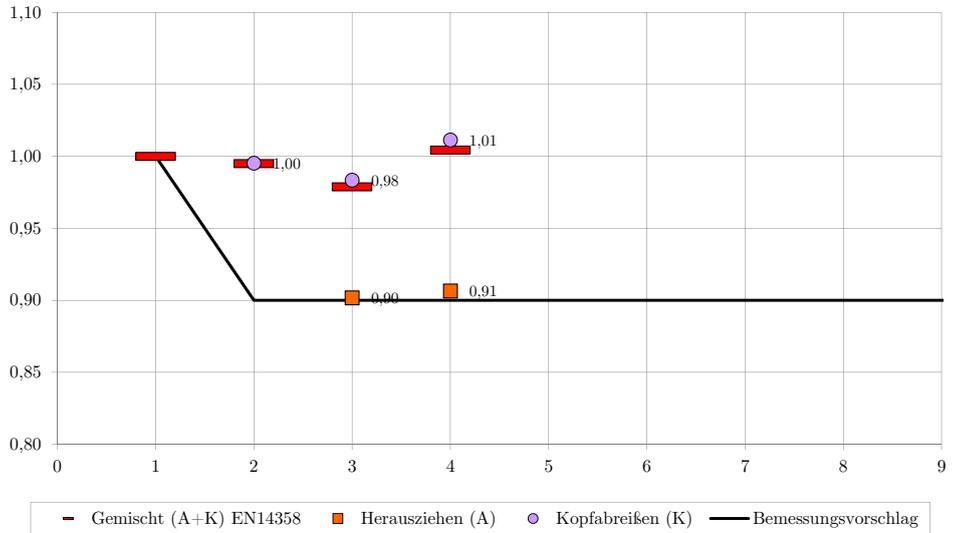


Abb. 4.24: Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{eff} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile

Wirkungsgrad

Bei Analyse der Prüfergebnisse hinsichtlich des Wirkungsgrades der Verbindung ergibt sich bezogen auf den Bruttoquerschnitt bereits bei 4 hintereinander liegenden Schrauben ein Wert von $\eta = 106\%$. Bezieht man den Wirkungsgrad hingegen auf den Nettoquerschnitt (berechnet gemäß Gl. [6-8] des Bemessungsvorschlages in Kapitel 7), so ergibt sich ein Wirkungsgrad von $\eta_{\text{net}} = 120\%$ bei 4 Schrauben je Scherfuge, wenn der 5%-Fraktilwert der geprüften Zugfestigkeit von $14,9 \text{ N/mm}^2$ (vgl. Tab. 4.2) eingesetzt wird. In der Reihe mit 5 Schrauben trat stets ein Netto-Querschnittsversagen auf, wobei sich unter Abzug der Querschnittsfläche der Schraubenfehlfläche ein 5%-Fraktilwert der Zugfestigkeit von $15,4 \text{ N/mm}^2$ für diese 3 Probekörper ^(a) ergab.

Zusätzliche Prüfungen in der Reihe E_30_VG

Die Untersuchungen zum Reibungseinfluss (Reihe E_30_VG_R) sind in *Anhang H.3 – Versuchsreihe E_30_VG_B_R – Reibung* auf der Seite 428 zusammengefasst. Für die Einzelschraube errechnet sich der Gleitreibungskoeffizient in etwa zu $\mu = 0,38$.

4.6.4 Versuchsreihe E_30_TG

Die Prüfreihe E_30_TG umfasst insgesamt 67 Prüfungen mit einer Verbindungsmittellanzahl je Scherfuge zwischen 1 und 7 Schrauben des Typs A2 (vgl. dazu *Anhang F.3 – Reihe E_30_TG_A2* ab der Seite 402). Die Versagensarten sind in der nachfolgenden Abb. 4.25 hinsichtlich der Häufigkeit ihres Auftretens dargestellt. Wie zu erwarten, kam es ausschließlich zu einem Versagen auf Herausziehen (A). Die Ausnahme stellt ein Probekörper mit 6 hintereinander angeordneten Schrauben dar, bei dem es vorzeitig zu einem Holzbruch bei einer Zugfestigkeit des Nettoquerschnitts von $17,9 \text{ N/mm}^2$ kam.

Die Ergebnisse der Tragfähigkeit je Scherfuge sind als Box-Plot in der Abb. 4.26 zusammengefasst. Die 5%-Fraktilwerte der Tragfähigkeit gemäß ON EN 14358 [119] sind ebenso dargestellt wie der Verlauf der vorgeschlagenen Funktion für n_{ef} (Gl. [6-2]). Es zeigt sich eine Streuung der Prüfergebnisse zwischen 6,5 % und 11 %, wobei die Reihe mit 5 Schrauben den Mindestwert der Variabilität aufweist. Eine Gewichtung der Prüfergebnisse mit der Rohdichte der jeweiligen Probekörper ^(b), gemäß des Rohdichteinflusses in der von RINGHOFER ET AL. 2015 [78] vorgeschlagenen Gleichung 3-8 auf Seite 61 mit dem Exponenten $k_p = 1,1$ (Gl. [3-8.c]) ergibt eine etwas ausgeglichene Verteilung der Prüfergebnisse (Abb. 4.26 unten). Die fehlenden lokalen Rohdichtewerte um die Schrauben machen eine zuverlässige Aussage aber unmöglich.

Im rechten Teil des Boxplots sind die Versuchsergebnisse hinsichtlich der 4 Versagensarten gesammelt über alle Schrauben zum Vergleich angegeben, wobei die Versagensarten Kopfabreißen (K) und Quersugversagen (Q) nicht aufgetreten sind.

-
- a. Es ist dem Verfasser bewusst, dass die Angabe eines 5%-Fraktilwertes bei 3 Prüfungen nicht zuverlässig ist. Die Auswertung basiert – wie für alle 5%-Fraktilwerte – aber auf der Berücksichtigung der Probenanzahl gemäß EN 14358 [119].
 - b. Die aber nicht zwingendermaßen für die Rohdichte im Bereich der Schrauben charakteristisch sein muss – jedoch aufgrund der fehlenden Rohdichtedaten im Bereich der Schrauben als einzig verfügbarer Vergleichswert herangezogen werden kann.

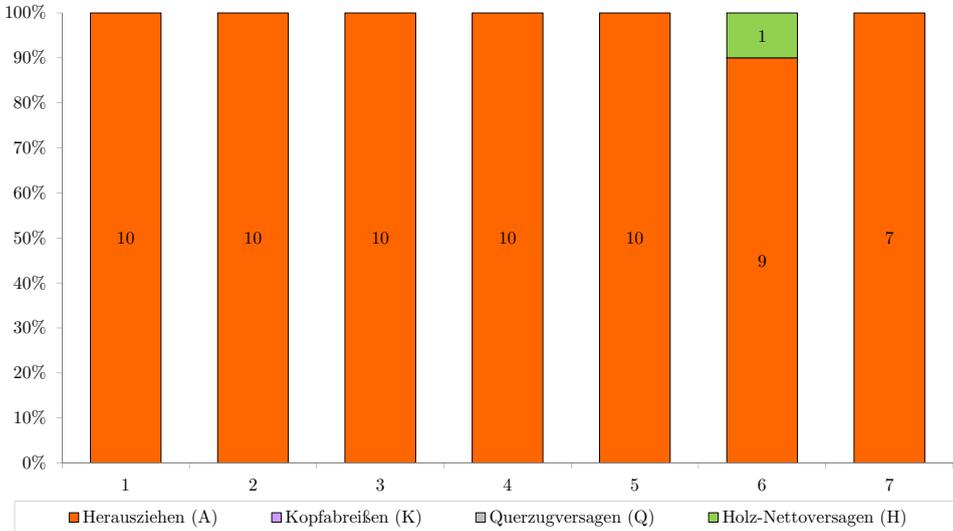


Abb. 4.25: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_30_TG

Eine genauere Analyse hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten macht für die Prüfreihe E_30_TG wenig Sinn, da ausschließlich Versagen auf Herausziehen (A) aufgetreten ist. Dennoch sind die bezogenen Werte der wirksamen Anzahl im Diagramm der Abb. 4.27 dargestellt. Der 5%-Fraktilwert gemäß EN 14358 [119] ist durch den roten Balken dargestellt. Es zeigt sich, dass die jeweiligen Werte für die wirksame Anzahl durch die, vom Verfasser vorgeschlagene, Funktion abgedeckt sind. Eine versuchsgestützte Aussage bei mehr als 7 hintereinander liegenden Schrauben ist, aufgrund der damit begrenzten Schraubenzahl, nicht möglich. Dennoch ist zu erwarten, dass sich mehr als 7 hintereinander angeordnete Schrauben nicht signifikant anders verhalten werden, solange es zu keinem spröden Holzversagen (Q oder H) kommt.

Wirkungsgrad

Bei Analyse der Prüfergebnisse hinsichtlich des Wirkungsgrades der Verbindung ergibt sich bezogen auf den Bruttoquerschnitt bei 7 hintereinander liegenden Schrauben ein Wert von $\eta = 91\%$. Bezieht man den Wirkungsgrad hingegen auf den Nettoquerschnitt (berechnet gemäß Gl. [6-8] des Bemessungsvorschlages in Kapitel 7), so ergibt sich ein Wirkungsgrad von $\eta_{\text{net}} = 103\%$ bei 7 Schrauben je Scherfuge, wenn der 5%-Fraktilwert der geprüften Zugfestigkeit von $14,9 \text{ N/mm}^2$ (vgl. Tab. 4.2) eingesetzt wird.

Verbindungen mit geeignet angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Teilgewinde sind – zumindest für einen Einschraubwinkel von $\beta = 30^\circ$ – als vergleichsweise weniger effizient einzustufen, da zum Erreichen des selben Wirkungsgrades (verglichen mit Vollgewindeschrauben) mindestens 3 Teilgewindeschrauben mehr erforderlich sind.

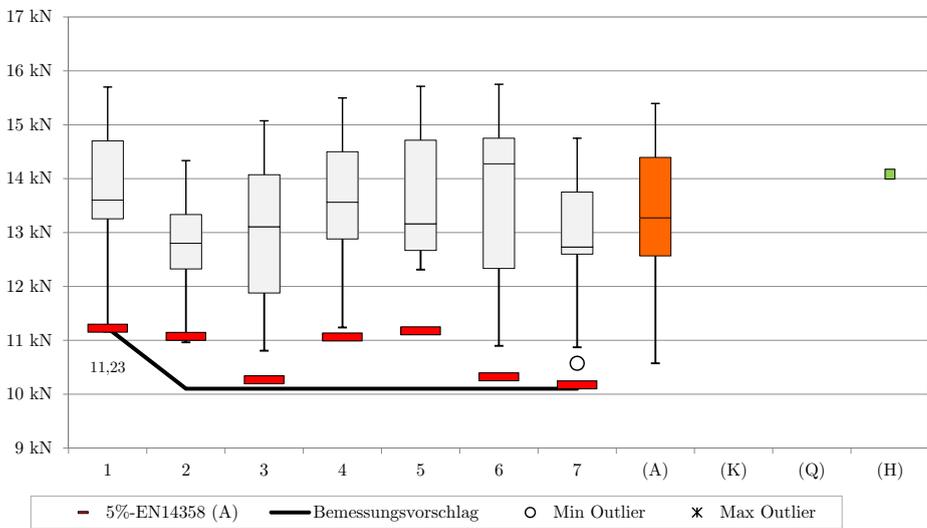
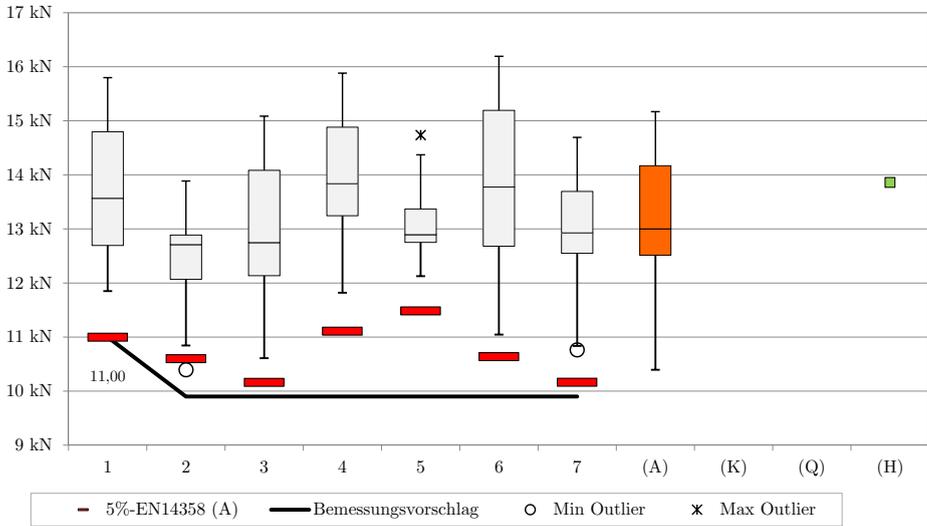


Abb. 4.26: Boxplots für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) in der Serie E_30_TG mit Schrauben des Typs A1: gemessene (oben) und mit der Rohdichte gewichtete (unten) Tragfähigkeiten

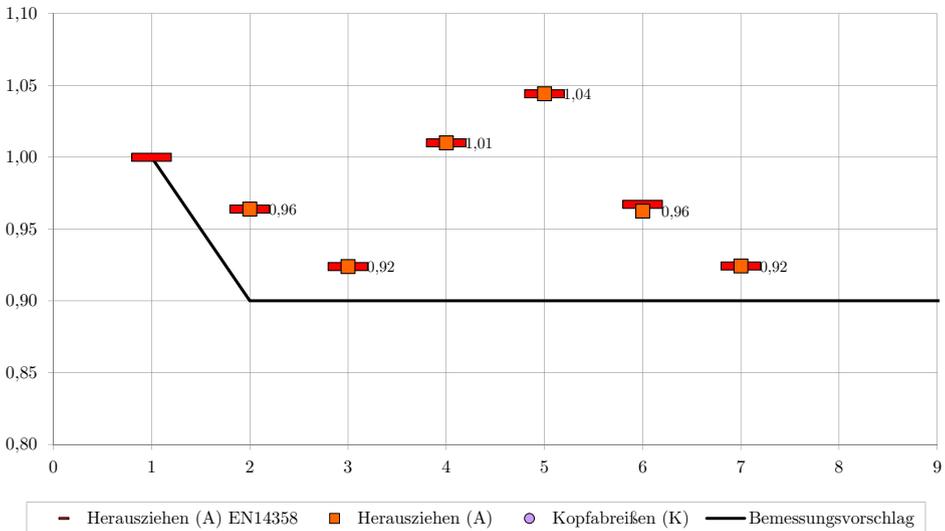


Abb. 4.27: Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{eff} auf Basis von 5%-Fraktilwerten hinsichtlich Herausziehen (A) sowie der gemischten 5%-Fraktile

4.6.5 Versuchsreihe M_45_VG

Im Gegensatz zu den einreihigen Versuchsreihen E, bei denen jeweils zwei Scherfugen gleichzeitig geprüft wurden, kam in der mehrreihigen Versuchsreihe M eine andere Versuchskonfiguration zum Einsatz (vgl. Abbildung 4.13 auf Seite 245). Damit war es möglich, mit einem einzelnen Prüfkörper 4 Prüfergebnisse zu erhalten, indem nach dem Versagen einer Verbindung diese Verbindung immer mit $n + 1$ ^(a) Schrauben verstärkt ^(b) wurde. Dieser Vorgang wurde so oft wiederholt, bis schließlich alle 4 Scherfugen versagt hatten. Zusätzlich dazu wurden bei den Prüfungen mit einer oder zwei Schrauben häufiger sogar 8 bis 12 Prüfungen mit einem Probekörper durchgeführt ^(c). Hier kamen die vielen versetzten Bohrungen in den Stahllaschen (vgl. Abbildung E.6 auf Seite 390) ausgezeichnet zur Wirkung, wobei es dadurch möglich war immer symmetrisch zu verstärken. Die vollständig tabellierten Versuchsergebnisse finden sich in *Anhang F.4 – Reihe M_45_VG_A1* ab der Seite 406.

Wegen möglicher Vorschädigungen infolge der Vorbelastung werden die Versuchsergebnisse der Reihe M_45_VG immer auf zwei Arten dargestellt:

- 1. Versagen je Probekörper und Schraubenanordnung
- alle Versagen je Probekörper und Schraubenanordnung

a. Mit Ausnahme der Reihe mit 8 Verbindungsmitteln, in denen die versagte Verbindung mit $n + 2 = 10$ Schrauben verstärkt wurde.

b. Insgesamt kam es nur bei 2 der Prüfungen zu einem Versagen der verstärkten, vorher versagten Verbindung.

c. Im Nachhinein betrachtet wäre es mit dieser Versuchskonfiguration sogar möglich gewesen, noch mehr Prüfungen an einem einzelnen Prüfkörper durchzuführen, was den ungemeinen Vorteil von annähernd konstanten Holzigenschaften zu Vergleichszwecken gehabt hätte. Im Idealfall wären mit den vorhandenen Stahllechen (vgl. Abbildung E.6 auf Seite 390) somit mindestens 20 Prüfungen je Probekörper für eine Schraubenanzahl möglich gewesen.

Zusätzlich dazu wird weiterhin noch in die verschiedenen Anordnungen seriell (längs), parallel (quer) und gemischt (vgl. ab Abbildung C.6 auf Seite 378) unterschieden, wobei diese Bezeichnungen ausschließlich die geometrische Lage hinsichtlich der Holzfaserrichtung bezeichnen und nicht als Hinweis auf Systemwirkungen verstanden werden dürfen.

Hinsichtlich der Versagensarten ist anzumerken, dass es mit einzelnen, wenigen Ausnahmen immer zu einem Zugversagen der Schraube im Bereich des Schraubenkopfes kam (Versagensart K). Aus diesem Grund war es auch nicht erforderlich, die Ergebnisse bezüglich der einzelnen Versagensarten aufgesplittet auszuwerten, wie dies bei den einreihigen Prüfungen notwendig war.

Gemischte Anordnung (A ... Alle Versagen je Probekörper sowie nur 1. Versagen)

In den folgenden Darstellungen sind alle 260 Prüfungen an Verbindungen mit unter 45° zur Faserrichtung geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde des Typs A1 berücksichtigt. Die Ergebnisse sind rein nach der Anzahl der Schrauben je Scherfuge in Gruppen getrennt ausgewertet.

Der Boxplot in Abb. 4.28 zeigt auf der linken Seite die Verteilung der Bruchlasten je Scherfuge bezogen auf eine Schraube in Abhängigkeit der Schraubenanzahl, wobei alle Prüfwerte (mehrere je Probekörper) berücksichtigt sind. Im linken Teil des Boxplots sind die bezogenen Bruchlasten je Scherfuge nur für das jeweils 1. Versagen an einem Probekörper dargestellt.

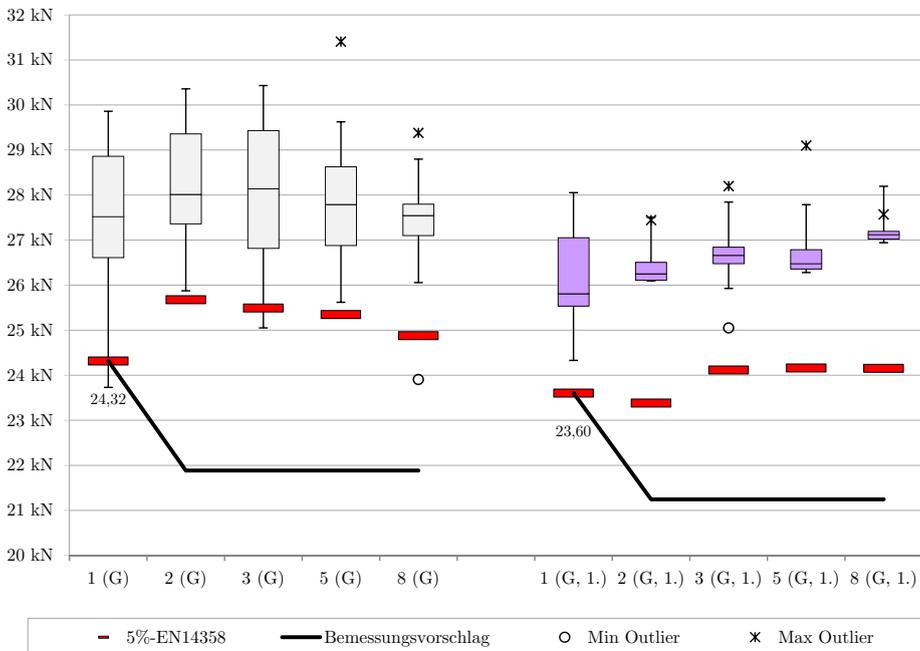


Abb. 4.28: Boxplot nur nach Schraubenanzahl geordnet, für alle Versagen (links) und ausschließlich das 1. Versagen (rechts) in der Serie M_{45_VG} mit Schrauben des Typs A1

Bei der Auswertung aller Prüfungen (G) sind die Streuungen im Vergleich zu jenen mit dem ausschließlich erstem Versagen (G, 1.) größer, die 5%-Fraktilwerte gemäß EN 14358 [119] hingegen sind je Scherfuge und Verbindungsmittel – wegen der größeren Versuchsanzahl – höher als beim ersten Versagen.

Ein weiterer Grund dafür, dass die Ergebnisse unter Berücksichtigung aller Versuche höher sind als bei nur einem Wert je Prüfkörper liegt, nach Ansicht des Verfassers darin, dass die Werte rechtszensiert sind. Das bedeutet, dass an einem Probekörper immer nur die geringste Tragfähigkeit ermittelt wird, während die höheren Widerstände „verloren“ gehen. Deshalb sind die Streuungen bei dieser Art der Auswertung deutlich geringer und auch die 5%-Fraktilwerte liegen auf einem tieferen Niveau.

Dennoch gab es Prüfergebnisse, bei der in einem höheren Belastungszyklus (nach dem 1. Versagen) ein geringerer Tragwiderstand erzielt wurde. Eine diesbezügliche Zusammenstellung ist in den letzten beiden Zeilen der nachstehenden Tab. 4.6 zu finden, wobei sich tendenziell abzeichnet, dass der Grad der „Vorschädigung“ mit steigender Verbindungsmittelanzahl zunimmt. Für die Praxis sollte die Tatsache, dass sich bei mehreren Lastzyklen eine Reduktion der Tragfähigkeit ergeben kann, allerdings keine allzu große Relevanz haben. Zum Einen liegt das Lastniveau in der Praxis deutlich (zwischen 20 % und maximal 50 %) unter jenem der experimentellen Untersuchungen, zum Anderen wäre es möglich, dass es infolge des ruckartigen Versagens bei der Prüfung zu einer nicht identifizierbaren Vorschädigung an den Schrauben gekommen war.

Tab. 4.6: Vergleich der Mindestwerte der Tragfähigkeiten der Prüfungen hinsichtlich der Auswertung der Ergebnisse (alle Versagen oder nur 1. Versagen)

Anzahl der Schrauben		1	2	3	5	8	
Alle Versagen (A)	<i>n</i>	92	40	64	39	24	
	<i>F_{min}</i>	23,73	25,88	25,05	25,62	23,90	[kN]
	COV	7,4	5,0	5,4	4,7	4,5	[%]
1. Versagen	<i>n</i>	12	5	16	10	6	
	<i>F_{min}</i>	24,33	26,09	25,05	26,28	26,94	[kN]
	COV	4,2	2,1	3,1	3,3	0,8	[%]
<i>F_{min,1} – F_{min,A}</i>		0,60	0,19	0,00	0,66	3,04	[kN]
<i>1 – (F_{min,A} / F_{min,1})</i>		-2,5	-0,8	0	-2,5	-11,3	[%]

Serielle (längs) Anordnung (A ... Alle Versagen je Probekörper sowie nur 1. Versagen)

In den folgenden Darstellungen sind 156 Prüfungen an Verbindungen mit unter 45° zur Faserrichtung geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde des Typs A1 berücksichtigt. Die Ergebnisse sind für eine Schraubenreihe, rein nach serieller (längs) Anordnung getrennt ausgewertet, wobei für die Verbindung mit 8 Schrauben eine zweireihige Verbindung mit jeweils 4 Schrauben je Gruppe auch als seriell berücksichtigt wird.

Der Boxplot in Abb. 4.29 zeigt auf der linken Seite die Verteilung der Bruchlasten je Scherfuge bezogen auf eine Schraube in Abhängigkeit der Schraubenanzahl, wobei alle Prüfwerte (mehrere je Probekörper) berücksichtigt sind. Im rechten Teil des Boxplots sind die bezogenen Bruchlasten je Scherfuge nur für das jeweils 1. Versagen an einem Probekörper dargestellt.

Die Beobachtungen hinsichtlich Streuung und 5%-Fraktilewerte, wie sie bei der gemischten Anordnung (G) gemacht wurden, sind in der seriellen Anordnung (L) von ähnlicher Ausprägung. Ein signifikanter Einfluss der Anordnung ist nicht erkennbar.

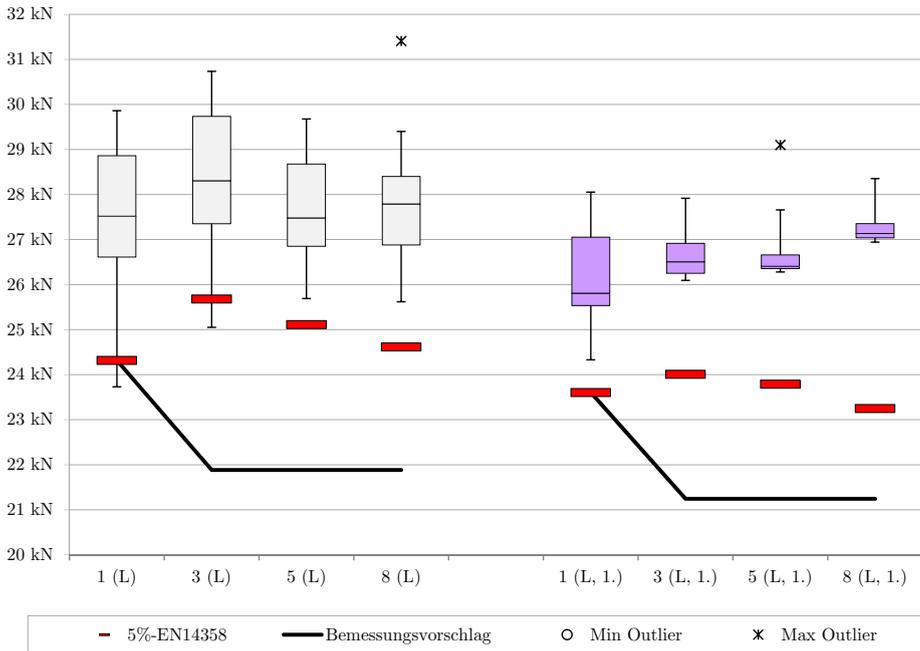


Abb. 4.29: Boxplot für serielle (längs) Anordnung der Schrauben mit allen Versagen (links) und ausschließlich dem 1. Versagen (rechts) in der Serie M_45_VG mit Schrauben des Typs A1

Parallele (quer) Anordnung (A ... Alle Versagen je Probekörper sowie nur 1. Versagen)

In den folgenden Darstellungen sind 195 Prüfungen an Verbindungen mit unter 45° zur Faserrichtung geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde des Typs A1 berücksichtigt. Die Ergebnisse sind für eine Schraube je Reihe, rein nach paralleler (quer) Anordnung getrennt ausgewertet, wobei für die Verbindung mit 8 Schrauben eine vierreihige Verbindung mit jeweils 2 Schrauben je Gruppe auch als parallel berücksichtigt wird.

Der Boxplot in Abb. 4.30 zeigt auf der linken Seite die Verteilung der Bruchlasten je Scherfuge bezogen auf eine Schraube in Abhängigkeit der Schraubenanzahl, wobei alle Prüfwerte (mehrere je Probekörper) berücksichtigt sind. Im linken Teil des Boxplots sind die bezogenen Bruchlasten je Scherfuge nur für das jeweils 1. Versagen an einem Probekörper dargestellt.

Die Beobachtungen hinsichtlich Streuung und 5%-Fraktilewerte, wie sie bei der gemischten Anordnung (G) gemacht wurden, sind in der parallelen Anordnung (Q) von ähnlicher Ausprägung. Ein signifikanter Unterschied zwischen der seriellen (L) und der parallelen (Q) Anordnung ist nicht erkennbar, woraus der Verfasser schließt, dass es für das gegenständliche Verbindungssystem unerheblich ist, ob die Schrau-

ben hintereinander oder rechtwinklig zur Faserrichtung verteilt angeordnet sind.

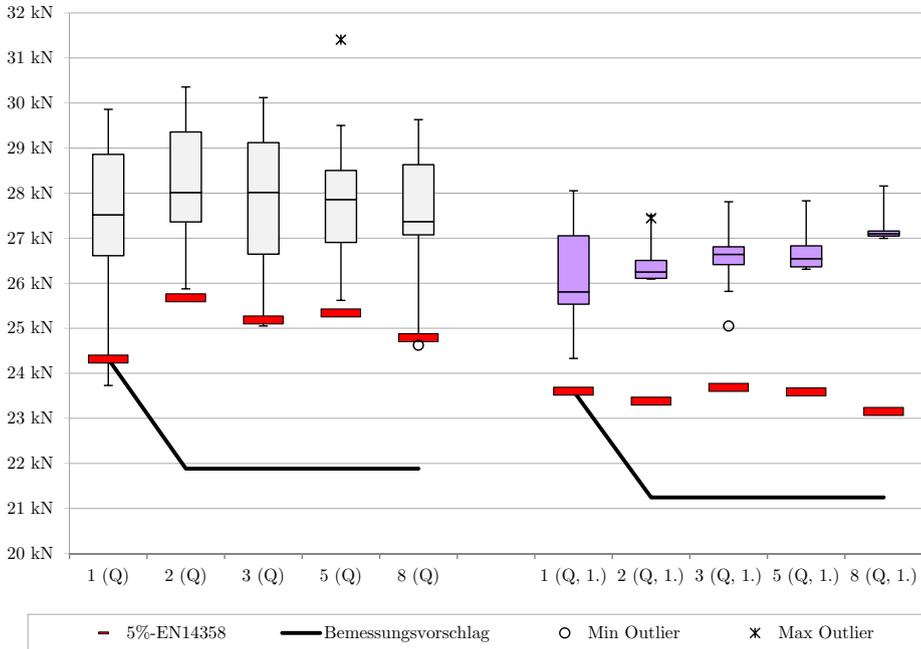


Abb. 4.30: Boxplot für parallele (quer) Anordnung der Schrauben mit allen Versagen (links) und ausschließlich dem 1. Versagen (rechts) in der Serie M_45_VG mit Schrauben des Typs A1

Bei detaillierter Betrachtung der Ergebnisse hinsichtlich Anordnung L oder Q können geringfügige Unterschiede ausgemacht werden. Es zeigt sich, dass die bezogene wirksame Anzahl bei Anordnung quer, d. h. für jene Prüfungen, in denen die Schrauben in unterschiedliche BSH-Probeausgangskörper (vgl. Aufbau der Prüfkörper nach Abb. 4.7) eingeschraubt waren, unbedeutend höher sind als bei Anordnung in nur einem BSH-Probeausgangskörper. In der nachstehenden Tabelle sind die Werte für die bezogene wirksame Anzahl auf Basis der 5%-Fraktilwerte gemäß EN 14358 [119] zusammengestellt.

Tab. 4.7: Vergleich der wirksamen Anzahl auf Basis von EN 14358 [119] für verschiedene Anordnungen ausgewertet für alle Versagen am Niveau der 5%-Fraktilwerte (Exp.) sowie rechnerisch von BLAß 1991 [12] für Nagelverbindungen aus Simulationen ermittelt

Schraubenanzahl	3		5		8				
	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.	Exp.	Sim.			
Anordnung									
Längs (L)	1 x 3	1,056	1,020	1 x 5	1,033	1,020	2 x 4	1,012	1,030
Quer (Q)	3 x 1	1,036	1,050	5 x 1	1,042	1,045	4 x 2	1,020	1,040

Die stärkste Ausprägung dieses Effekts ist in den Versuchen der Reihe mit 5 und 8 Schrauben zu beob-

achten. In der Reihe mit 3 Schrauben hingegen wurde im Versuch ein umgekehrtes Verhältnis erreicht. Da schließlich aber alle Werte sehr nahe aneinander liegen – und auch eine größere Anzahl von Schrauben fehlt – ist der Verfasser der Ansicht, dass die Unterschiede wohl zu marginal sind, um daraus Schlussfolgerungen mit Bestand ziehen zu können.

Wirksame Anzahl

Eine Gesamtzusammenstellung aller experimentellen Untersuchungen der Reihe M_45_VG ist in der nachfolgenden Abb. 4.31 dargestellt. Dabei wird sowohl hinsichtlich des Versagenszeitpunkts (alle Versagen bzw. ausschließlich 1. Versagen) als auch in die unterschiedlichen Anordnungen (gemischt, Längs sowie Quer) unterschieden. Es zeigt sich, dass die bezogenen Werte unter Berücksichtigung aller Prüfergebnisse den Wert 1,0 nicht unterschreiten und tendenziell höher liegen als jene mit ausschließlichem Erstversagen am Probekörper. Weiters dargestellt ist der Verlauf der vom Verfasser vorgeschlagenen Abminderungsfunktion.

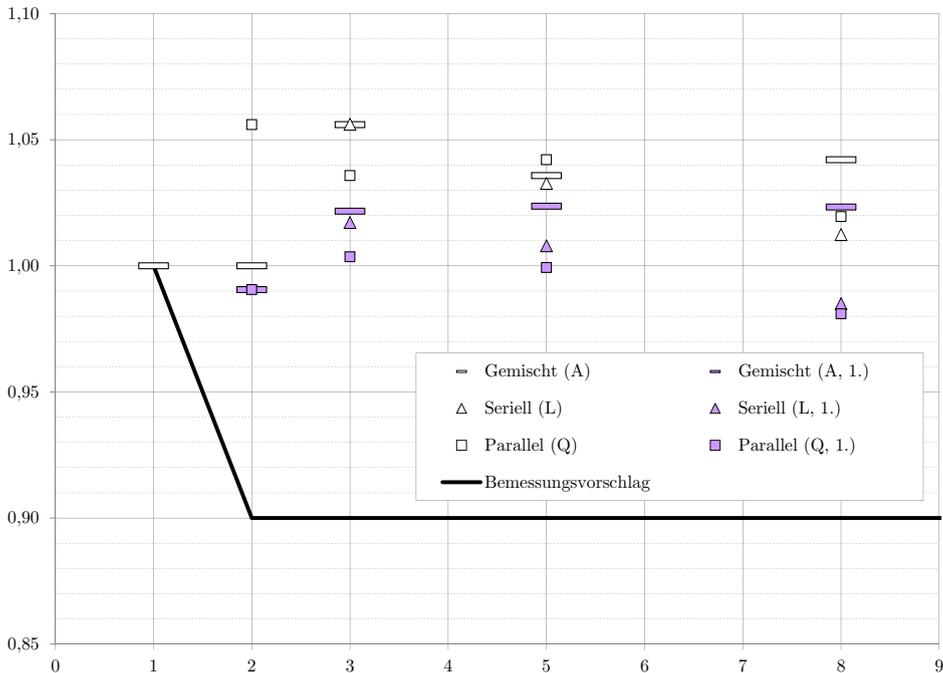


Abb. 4.31: Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Versagenszeitpunkt (A und 1.) sowie Anordnung (gemischt, L und Q) auf dem Niveau der 5%-Fraktile nach EN 14358 [119] für die Reihe M_45_VG

Wirkungsgrad

Hinsichtlich des Wirkungsgrades der Verbindung ist festzustellen, dass dieser mit den experimentellen Untersuchungen nicht abgeschätzt werden konnte, da ein Holz-Nettoquerschnittsversagen nicht provoziert werden konnte. Der rechnerische, auf den Nettoquerschnitt (berechnet gemäß Gl. [6-8] des Bemes-

sungsvorschläges in Kapitel 7) bezogene Wirkungsgrad η beträgt bei 8 Schrauben 64 %. Somit wäre zu erwarten, dass bei den ursprünglich geplanten Versuchen mit 15 Schrauben je Scherfuge ein Nettoquerschnittsversagen die Regel dargestellt hätte. Dies ist mit ein Grund, warum solche Verbindungen mit dieser größeren Schraubenanzahl im Zuge der experimentellen Untersuchungen, die der vorliegenden Arbeit zu Grunde liegen, nicht geprüft wurden. Die maximal sinnvolle Kombination wäre eine 3 x 4 oder 4 x 3 Anordnung gewesen.

4.6.6 Resumee zum Einfluss der Parametervariation nach 4.3.3

Schraubentyp

Hinsichtlich der verwendeten Schrauben wurde zwischen den Produkten zweier Hersteller unterschieden, wobei von einem Hersteller (A) sowohl Vollgewindeschrauben (A1) als auch Teilgewindeschrauben (A2) verwendet wurden. Generell wurde beobachtet, dass die Schrauben des Typs A eine höhere Tragfähigkeit als jene des Typs B aufwiesen, was jedoch aufgrund der Kennwerte (vgl. Tab. 4.4) auch zu erwarten war.

Einschraubwinkel

Hinsichtlich des Einschraubwinkels ist der Verfasser der Meinung, dass eine Anordnung von 30° wegen des ungestörteren Kraftflusses als durchaus erstrebenswert erscheint. Die Ergebnisse sind generell konstanter als bei Anordnung unter 45° und der rechnerische Widerstand der 30°-Verbindung ist sowohl unter Berücksichtigung des Winkeleinflusses auf den Auszieh Widerstand für den Modus (A), als auch der Schraubenzugtragfähigkeit auf den Kopfabreißwiderstand für den Modus (K) größer als bei 45°. Es sei jedoch angemerkt, dass die Verschraubung unter 30° zur Faserrichtung in der Praxis nicht einfach ist und je nach Schraubenspitze mit einer Vorbohrung gearbeitet werden muss, um die Schrauben planmäßig eindrehen zu können.

Gewindetyp

Das Verhalten der Schrauben des Typs A2 mit Teilgewinde unterschied sich grundsätzlich von jenem mit Vollgewinde, da das erwartete Versagen des Herausziehens (A) aus dem Holz beobachtet wurde. Die Effizienz von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit Teilgewindeschrauben ist jedoch vergleichsweise gering, da nahezu die doppelte Verbindungsmittellanzahl erforderlich ist, um das selbe Lastniveau erreichen zu können.

Dimension der Hölzer

Infolge der unterschiedlichen Dimensionen der Hölzer konnte kein gravierender Einfluss festgestellt werden weil auch die nötige diesbezügliche Parametervariation fehlte. Es ergaben sich jedoch Hinweise darauf, dass es bei gleicher Schraubenanzahl effizienter sein kann, mehrere Reihen mit n rechtwinklig zur Faserrichtung versetzten Verbindungsmitteln anzuordnen, als nur eine Reihe mit n hintereinander liegenden Schrauben.

Zwischenschicht zur Reduktion der Reibung

Die Ergebnisse hinsichtlich Reibungseinfluss sind aufgrund der geringen Versuchsanzahl nicht ganz eindeutig, es ergab sich jedoch aus den Experimenten ein errechneter Gleitreibungskoeffizient von $\mu = 0,30 \dots 0,38$ auf das Einzelverbindungsmittel bezogen. Diese Werte liegen geringfügig über den Angaben in der Literatur bzw. in der Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107].

4.6.7 Steifigkeiten

Reihe E_45_VG – Steifigkeit des Eschenholzkörpers

In der nachfolgenden Abb. 4.32 ist das Last-Verschiebungs-Verhalten des Eschenholzkörpers, der in den Prüfungen der Reihe E_45_VG zum Einsatz kam in zeitlicher Abfolge von 2 Wochen für die beiden Scherfugen der Verbindung (Nord und Süd) dargestellt. Die Verschiebungen und die Lasten sind dabei bezogen auf den jeweiligen Höchstwert aus beiden Verschiebungen für eine Prüfung aufgetragen.

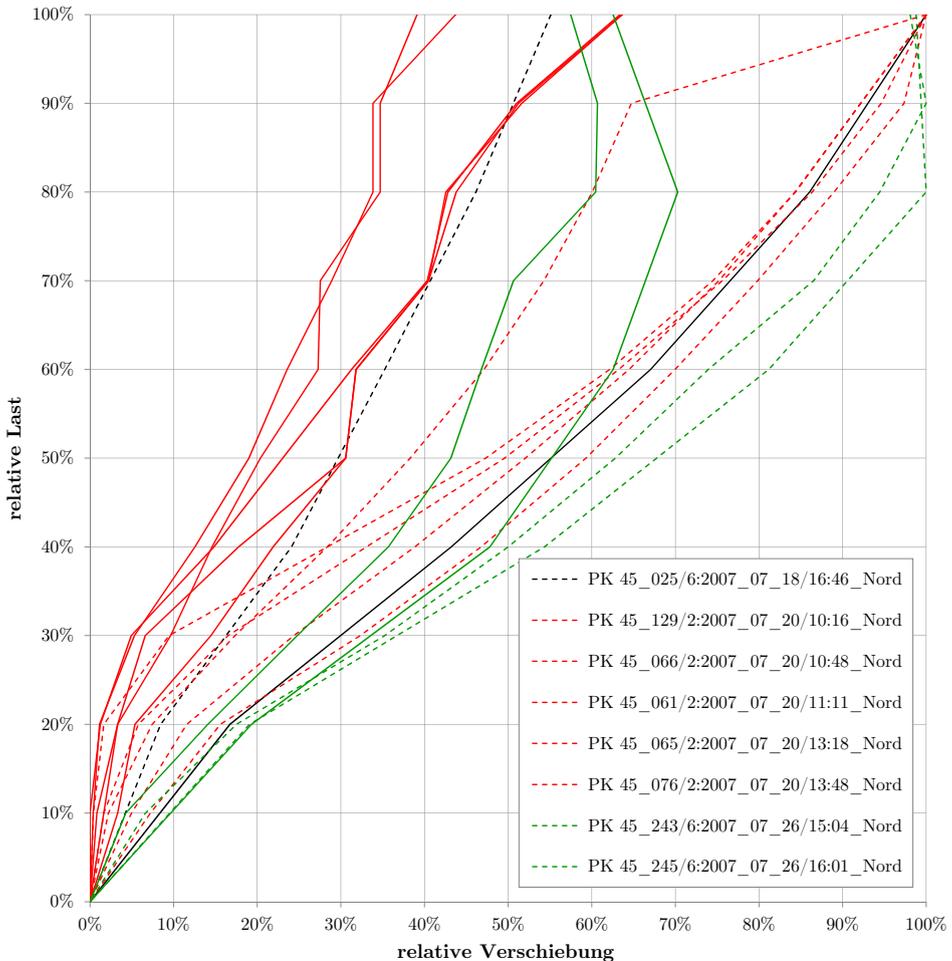


Abb. 4.32: Relatives Last-Verschiebungs-Verhalten des Eschenholzkörpers im Zeitverlauf

Es ist ersichtlich, dass in der Regel die südliche Seite (charakterisiert durch die durchgezogenen Linien) steifer war als die Nördliche (charakterisiert durch die strichlierten Linien). Eine Ausnahme stellt der

PK 45_025 (schwarz) dar, bei dem auch der Absolutwert der Verformung ca. 3 mal so hoch war, wie für die anderen im Diagramm dargestellten Prüfungen. Der Grund dafür ist, dass die Schrauben im Eschenholzkörper nach der Prüfung des PK 45_025 nachgezogen wurden, wobei sich dadurch offensichtlich eine Umkehrung der Steifigkeitsverhältnisse in den beiden Scherfugen Süd und Nord ergab. Grundsätzlich ist zu erkennen (an den roten Kurven), dass die Verformungen in der nördlichen Scherfuge nach dem Nachziehen geringer waren als in der Südlichen. Rund eine Woche bzw. etwa 80 Prüfungen später (grüne Kurven), haben sich die beiden Kurven etwas angenähert – dennoch blieb die südliche Scherfuge weicher. Ein Einfluss der unterschiedlichen Steifigkeiten in den beiden Eschenholzscherfugen auf die Versuchsergebnisse konnte nicht festgestellt werden, da die Fichtenholzprobekörper in etwa gleich oft in der nördlichen wie in der südlichen Scherfuge versagten.

Im unten stehenden Last-Verschiebungs-Diagramm für den PK 45_243 mit 6 Schrauben je Scherfuge im Fichtenholz (und 8 in der Esche) sind die vier gemessenen Wege in Rot und Schwarz dargestellt. Die grüne Kurve stellt die Summe der beiden Wege je Seite – also die Gesamtverschiebung in der Verbindung je Seite – dar. Es zeigt sich durch die Addition eine zufriedenstellende Übereinstimmung der beiden Verschiebungen, was als Hinweis darauf zu deuten ist, dass es infolge der Steifigkeitsunterschiede auf Seite der Eschenholzscherfugen nur zu sehr geringen Exzentrizitäten in der Verbindung kam, deren Einflüsse auf die Tragfähigkeit vernachlässigt werden dürfen. Wie bereits erwähnt, war der Ursprung des Versagens in der Reihe E_45_VG etwa gleichmäßig auf die beiden Scherfugen verteilt.

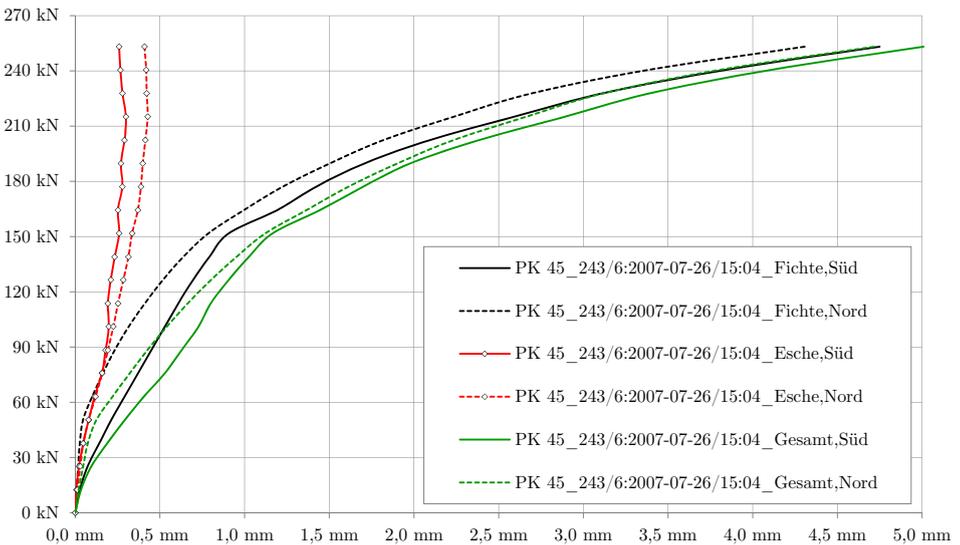


Abb. 4.33: Last-Verschiebungs-Verhalten des PK 45_243 mit 6 Schrauben und Ausziehversagen im Fichtenholzprobekörper (auf der Ordinate ist die Gesamlast für 2 Scherfugen aufgetragen)

Reihe E_45_VG – Typisches Last-Verschiebungs-Verhalten

Wegen des vorhin erwähnten unterschiedlichen Verhaltens der Scherfugen im Eschenholzkörper, ist eine exakte Bestimmung der Steifigkeit aufgrund der Tatsache, dass die Verschiebung am Eschenholzkörper nicht in allen Prüfungen gemessen wurde, nicht mehr möglich. Aus diesem Grund sind die hier angegebenen Steifigkeitskennwerte nur als tendenzielle Werte zu verstehen. Die Steifigkeitskennwerte wurden gemäß Gl. [4-2] ausgewertet, wobei die Wegmessungen der beiden Scherfugen (Nord und Süd) gemittelt

und die Prüfkraft halbiert wurde um den Verschiebungsmodul zu bestimmen.

Des Weiteren trat aufgrund der Methode für die Prüfkörpervorbereitung (vgl. dazu Abschnitt 4.5.1) ein Vorspanneffekt auf, der jedoch relativ großen Streuungen unterworfen war. Ein Beispiel dieser Vorspannung ist in der nachfolgenden Abb. 4.34 zu finden. Dabei ist zu erkennen, dass die Wirkung der Vorspannung bis rund 25 % der maximal erreichbaren Prüflast anhielt ^(a). Die Steifigkeit für diese Scherfuge beträgt für den Bereich der Vorspannung beachtliche 405 kN/mm. Für die nördliche Scherfuge hingegen trat dieser Knick bei etwas höherem Lastniveau, jedoch bei rund dreifacher Verschiebung auf, woraus sich ein $K_{\text{Vorspann,N}}$ von 175 kN/mm errechnet. Im Anschluss daran reduzierte sich die Steifigkeit beträchtlich, und zwar auf einen Wert von $K_{25-40} = 26$ kN/mm. Dieses bilineare Verhalten kann auch durch eine lineare Beziehung (schwarze, strichlierte Linie) als $K_{0-40} = 68$ kN/mm beschrieben werden. Der Verschiebungsmodul K_{ser} , ermittelt gemäß Gl. [4-2] der EN 26891 [121] hingegen beträgt 47 kN/mm für die südliche Scherfuge des Probekörpers E_45_VG_037 und schneidet die Verschiebungskurve aus dem Versuch bei rund 45 % der Maximallast.

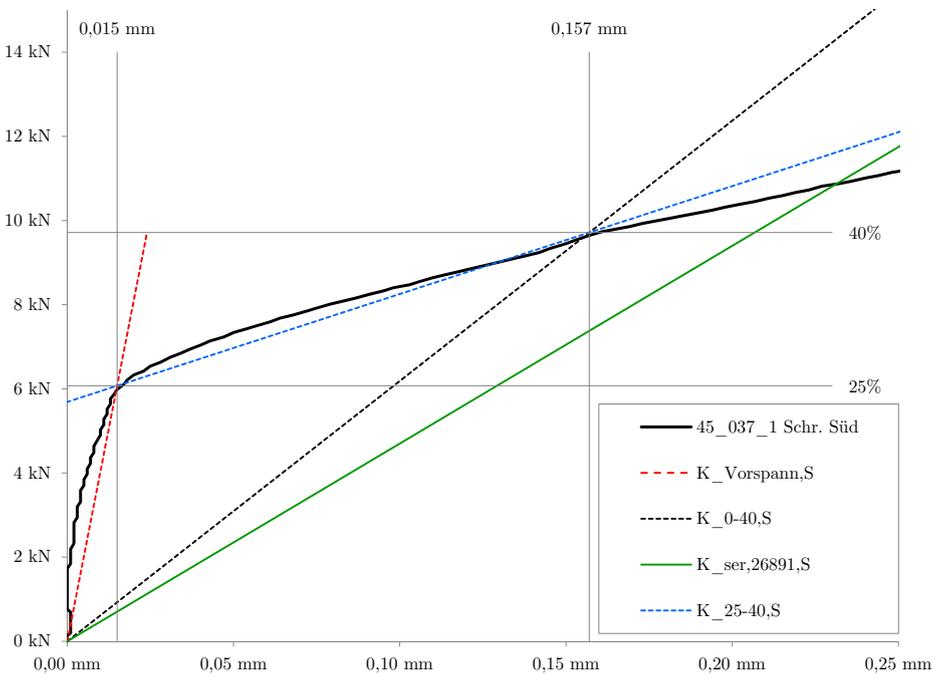


Abb. 4.34: Detail der Last-Verschiebungs-Kurve für den E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube

Es ergibt sich also eine Diskrepanz zwischen dem Verschiebungsmodul ermittelt gemäß Norm und jenem mittels angepasster bilinearer Funktion (unterschiedliche Steigung der schwarzen, strichlierten Linie und der grünen Normlinie). Dies ist insbesondere durch die Darstellung der gesamten Last-Verschiebungs-Kurve für die südliche Scherfuge des Probekörpers E_45_VG_037 in Abb. 4.35 nochmals demonstriert.

a. Der in Abb. 4.34 sehr deutlich erkennbare Knick im Last-Verschiebung-Diagramm war während der Prüfungen auch durch das Herausfallen des Distanzholzes aus dem Prüfkörper akustisch wahrzunehmen.

Es zeigt sich, dass die Auswertung gemäß Norm auf den Niveaus 40 % (Gebrauchslast) und 70 % (Traglast) nicht in befriedigendem Maße durch Gl. [4-2] der EN 26891 [121] erreicht werden kann. Dies gilt natürlich beispielhaft für eine Prüfung – in anderen Proben ist die Übereinstimmung besser.

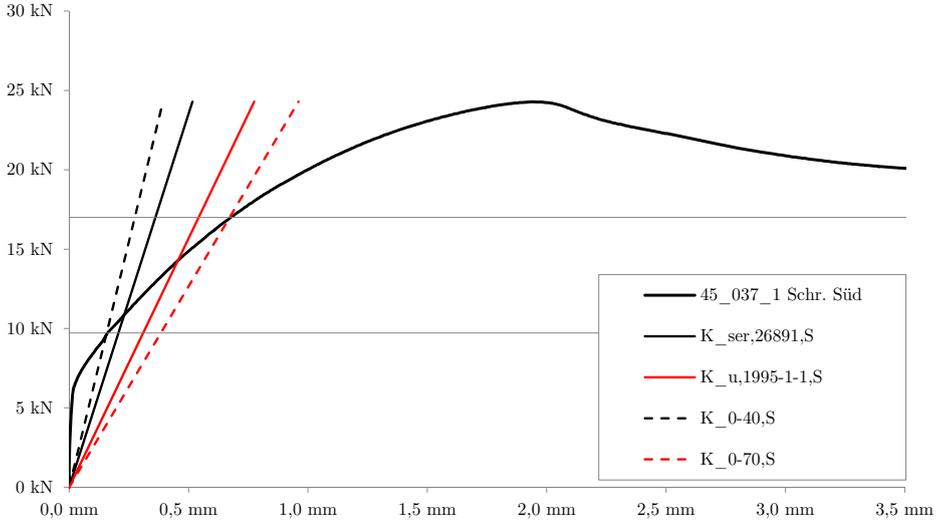


Abb. 4.35: Gesamte Last-Verschiebungs-Kurve für den E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube

Würde also die Verschiebung mit der bilinearen Beziehung unter Berücksichtigung des Knicks in der Verschiebungslinie mit einem jeweils angepassten Niveau so ausgewertet, könnte das Last-Verschiebungs-Verhalten besser vorhergesagt werden. In der unten stehenden Abb. 4.36 sind die Niveaus jeweils so gewählt, dass entweder für den Gebrauchslastzustand (links) oder für den Traglastzustand (rechts) eine adequate Übereinstimmung durch die bilineare Annäherung gefunden werden kann. Die grüne Linie symbolisiert dabei stets die Steifigkeit gemäß Normauswertung und die rote, durchgezogene Linie im rechten Diagramm bedeutet den Verschiebungsmodul $K_{II} = 2/3 K_{ser}$. Beide normgemäßen Näherungen liefern eine unbefriedigende Übereinstimmung mit dem Versuch.

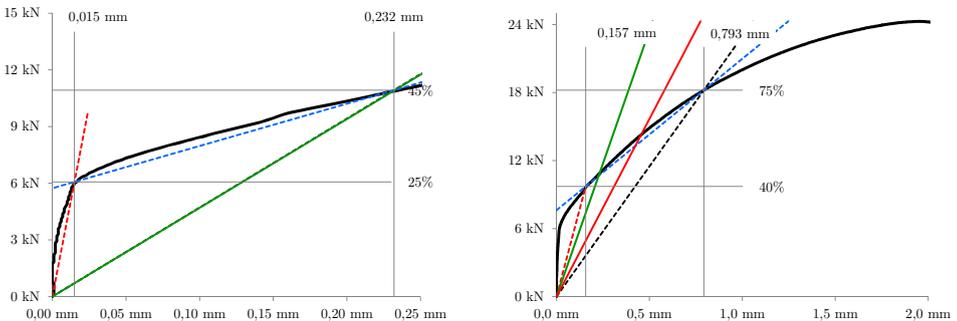


Abb. 4.36: Bilineare Näherung des Last-Verschiebungs-Verhaltens von E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube: Gebrauchslastniveau (links) und Traglastniveau (rechts)

Trotzdem wurden alle Prüfungen gemäß Gl. [4-2] der EN 26891 [121] ausgewertet – eine vertiefte Untersuchung der Prüfdaten wäre jedoch wünschenswert und könnte eventuell bessere Daten zu Tage liefern. Jedenfalls ist zu erwarten, dass die Effekte der Vorspannung auch für die Praxis einen nicht unbedeutlichen positiven Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung (insbesondere für den SLS-Nachweis) mit sich bringt.

Eine umfangreiche Auswertung der Prüfdaten mit dem bilinearen Modell war dem Verfasser aus Zeitgründen leider nicht möglich, könnte jedoch Bestandteil eines weiterführenden Projektes mit den gegenständlichen Daten sein.

Tab. 4.8: Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie E_45_VG auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]

	1	2	3	4	6	8	
K_{ser}	29,4	21,6	21,4	24,6	15,6	11,2	kN/mm
COV	47	30	31	28	35	17	%
$n_{ef,SLS}/n$	1,00	0,74	0,73	0,84	0,53	0,38	-

In Tab. 4.8 sind die charakteristischen Mittelwerte der Steifigkeit gemäß EN 14358 [119] für die Reihe E_45_VG tabellarisch zusammengefasst. Im Boxplot der Abb. 4.37 sind die statistischen Parameter graphisch dargestellt und es ist auch die empfohlene Abminderungsfunktion gemäß Gleichung 6-9 auf Seite 321 angegeben. Die roten Balken bezeichnen den charakteristischen Mittelwert – und es ist auffällig, dass diese jeweils sehr nahe an den Medianen der einzelnen Serien liegen – welcher grundsätzlich als zuverlässiger Schätzer für die Steifigkeit zu bezeichnen ist.

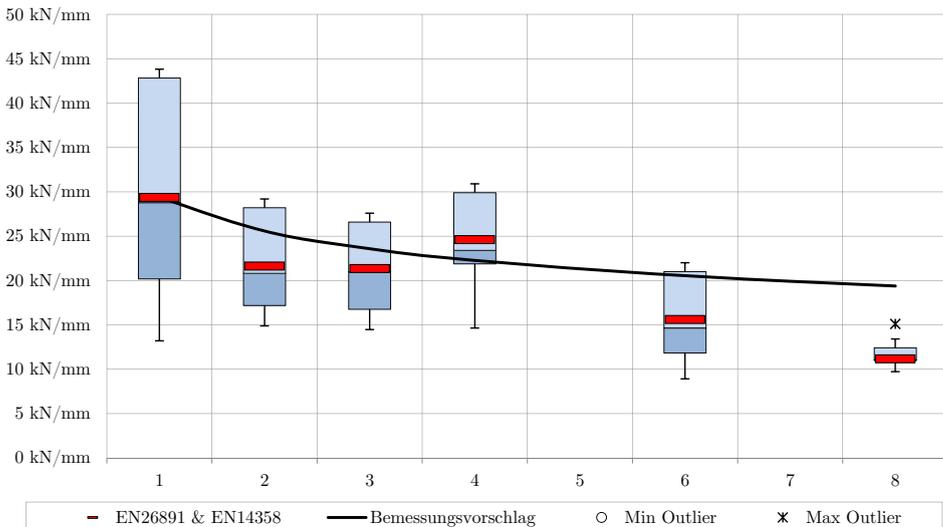


Abb. 4.37: Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe E_45_VG mit Schraubentyp A1

In der nachstehenden Abb. 4.38 sind typische Last-Verschiebungs-Diagramme für die Reihe E_45_VG für 1 bis 8 Schrauben zusammengefasst. Es zeigt sich, dass die Steifigkeit tendenziell abnimmt und dass der ausgeprägte Knick infolge der Vorspannung bei den Kurven für 1 bis 4 Schrauben deutlich ist. Bei Verbindungen mit mehr als 4 Schrauben ist dieser kaum mehr wahrnehmbar.

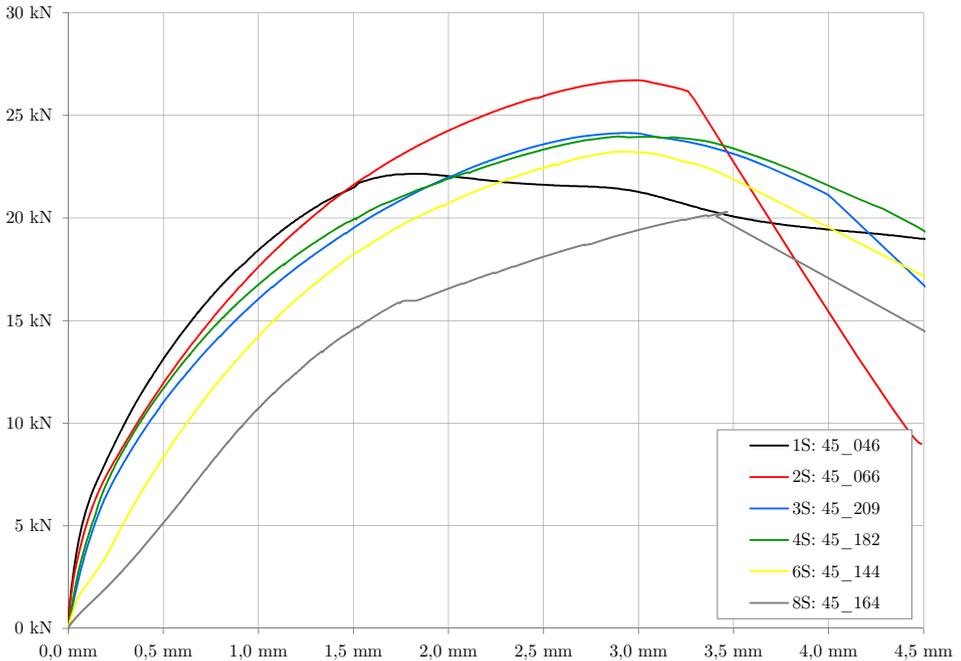


Abb. 4.38: Typische Last-Verschiebungs-Diagramme in der Serie E_45_VG bezogen auf eine Schraube und Scherfuge

Alle Last-Verschiebungs-Diagramme sind in *Anhang G.1.1 – 45°-Prüfungen* auf der Seite 415 zu finden.

Reihe E_30_VG

In Tab. 4.9 sind die charakteristischen Mittelwerte der Steifigkeit gemäß EN 14358 [119] für die Reihe E_30_VG mit Schrauben des Typs B tabellarisch zusammengefasst. Im Boxplot der Abb. 4.39 sind die statistischen Parameter graphisch dargestellt und es ist auch die empfohlene Abminderungsfunktion gemäß Gleichung 6-9 auf Seite 321 angegeben. Die roten Balken bezeichnen den charakteristischen Mittelwert der jeweiligen Serie.

Das Verhalten, der unter 30° zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben unterscheidet sich deutlich von jenem mit einem Einschraubwinkel von 45°. Ganz besonders der Referenzwert für eine Schraube sticht durch eine nennenswert höhere Steifigkeit von rund 50 kN/mm hervor. Das Phänomen, dass sich bei 4 Schrauben eine relative Verbesserung gegenüber 2 und 3 Schrauben einstellt, wiederholt sich. Bei den Prüfungen mit 5 Schrauben trat ausschließlich Holzversagen auf, dennoch können die Werte der Steifigkeit der Verbindung in der Auswertung berücksichtigt werden.

Tab. 4.9: Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie E_30_VG auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]

	1	2	3	4	5	
K_{ser}	49,6	44,3	41,8	45,4	47,9	kN/mm
COV	29	13	16	20	7	%
$n_{\text{ef,SLS}}/n$	1,00	0,89	0,84	0,92	0,97	-

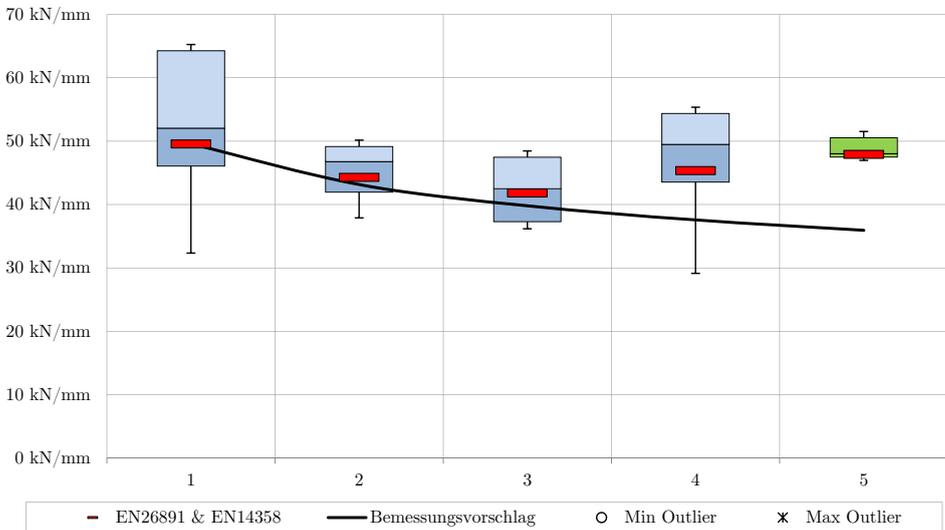


Abb. 4.39: Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe E_30_VG mit Schraubentyp B

Alle Last-Verschiebungs-Diagramme sind in *Anhang G.1.2 – 30°-Prüfungen* auf der Seite 419 zu finden.

Reihe E_30_TG

Das Last-Verschiebungs-Verhalten der Reihe E_30_TG ist nicht Inhalt dieser Arbeit.

Reihe M_45_VG

In Tab. 4.10 sind die charakteristischen Mittelwerte der Steifigkeit gemäß EN 14358 [119] für die Reihe M_45_VG mit Schrauben des Typs A1 tabellarisch zusammengefasst, wobei abermals in die Steifigkeit beim ersten Versagen (d. h. ohne Vorbelastung) und in jene für alle Prüfergebnisse unterschieden wird. Im Boxplot der Abb. 4.40 sind die statistischen Parameter graphisch dargestellt und es ist auch die empfohlene Abminderungsfunktion gemäß Gleichung 6-9 auf Seite 321 angegeben. Die roten Balken bezeichnen den charakteristischen Mittelwert der jeweiligen Serie. Es ist auffällig – jedoch wenig überraschend – dass die Steifigkeit beim 1. Versagen für die Einzelschraube um etwa 30 % höher ist. Das Verhältnis zwischen den beiden reduziert sich aber bei einer größeren Anzahl von Schrauben in der Verbindung,

was nach Ansicht des Verfassers an einem positiven Homogenisierungseffekt liegt.

Tab. 4.10: Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie M_{45_VG} auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]

	1	2	3	5	8	
$K_{ser,Alle}$	26,5	22,7	19,8	19,4	18,3	kN/mm
COV	32	21	19	26	31	%
$n_{ef,SLS}/n$	1,00	0,86	0,75	0,73	0,69	-
$K_{ser,1}$	33,7	28,2	23,9	22,7	21,6	kN/mm
COV	32	38	24	39	17	%
$n_{ef,SLS}/n$	1,00	0,84	0,71	0,67	0,64	-

Andererseits zeigt sich, dass sich eine Vorbelastung (für den vorliegenden Fall der Prüfungen lag die Vorbelastung nahe dem Versagensniveau) der Verbindung relativ gesehen günstig auf die Gruppenwirkung hinsichtlich Steifigkeit auswirkt. Werden diese Erkenntnisse mit den Ergebnissen für die wirksame Anzahl auf Bruchniveau (Abbildung 4.28 auf Seite 260) verglichen, so ist dies nach Ansicht des Verfassers auch eine Erklärung dafür, dass die 5%-Fraktilewerte der Tragfähigkeiten und, vor allem die Werte der bezogenen wirksamen Anzahl (Abbildung 4.31 auf Seite 264) unter Berücksichtigung aller Prüfwerte deutlich höher sind als bei ausschließlich 1. Versagen. Absolut gesehen ergibt sich jedoch durch das Einspielen des Systems schlussendlich eine niedrigere Gesamtsteifigkeit im Vergleich zu Verbindungen ohne Vorbelastung.

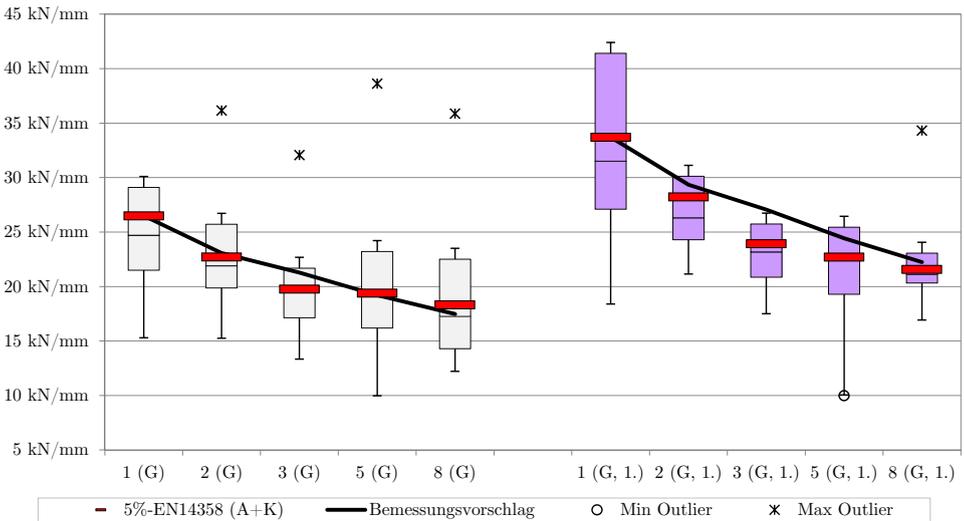


Abb. 4.40: Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe M_{45_VG} – Variation alle Ergebnisse bzw. nur 1. Versagen

Bei Auswertung der Daten hinsichtlich serieller oder paralleler Anordnung der Schrauben können keine signifikanten Einflüsse festgestellt werden. Unter Berücksichtigung aller Steifigkeitswerte zeigt sich jedoch tendenziell eine etwas größere Reduktion bei serieller Anordnung als bei paralleler Anordnung (vgl. nachstehender Box-Plot in Abb. 4.40). Die Unterschiede sind schlussendlich aber sehr gering und können beim vorhandenen Stichprobenumfang nur als Tendenz bezeichnet werden.

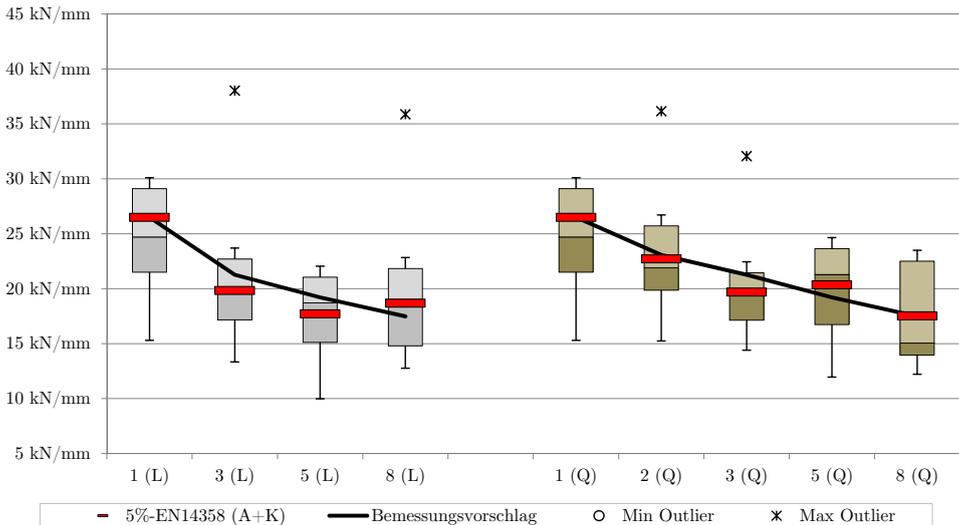


Abb. 4.41: Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe M_{45_VG} – Variation Längs/Quer

Das die serielle Anordnung zu einer geringeren Steifigkeit in der Verbindung führt, ist jedoch aufgrund des vergleichsweise größeren Einflusses der Dehnungsunterschiede in den zu verbindenden Teilen Stahl und Holz bzw. der größeren Länge der Verbindung selbst wenig überraschend. Die Erklärung und die theoretischen Hintergründe dazu, wurden vom Verfasser in ausführlicher Form im Kapitel 3.5 – Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen herausgearbeitet und diskutiert. Somit ist dieses Ergebnis nur eine Bestätigung der theoretischen Überlegungen zur Thematik. Eine tabellarische Gegenüberstellung findet sich in der unten stehenden Tab. 4.11, aus der eine rund 10%-ige Vergrößerung der erwartbaren Steifigkeit bei paralleler Anordnung im Vergleich zur Seriellen abzulesen ist.

Tab. 4.11: Vergleich zwischen der Steifigkeit bei serieller (L) und paralleler (Q) Anordnung

	1	3	5	8 ¹⁾	
$K_{ser,L}$	26,5	19,84	17,72	18,69	kN/mm
$K_{ser,Q}$		22,72	19,71	20,36	kN/mm
Verhältnis L/Q	-	87,3	89,9	91,8	%

¹⁾ Anordnung 4 x 2 (L) bzw. 2 x 4 (Q)

Zusätzliche Prüfungen

Im Zuge der Prüfungen der Reihe M_45_VG wurde auch ein Probekörper mit Spezialschrauben ^(a) 8 x 80 mm, die in der Regel für Haupt-Nebenträger-Anschlüsse zur Anwendung kommen, bestückt und geprüft. Das Charakteristikum dieser Schrauben ist die, an die Bohrung in der Stahllasche angepasste, Form des Schaftes unter dem Schraubenkopf. Wegen der geringen Gewindelänge kam es zu einem, für die Reihe M_45_VG untypischen Versagen auf Herausziehen bei einem, zu erwartenden, Lastniveau von rund 50 % der übrigen Prüfungen mit längeren Schrauben. Der Mittelwert der erzielten Steifigkeit in der Verbindung lag jedoch bei über 150 kN/mm (für das 1. Versagen), was im Vergleich zu den rund 34 kN/mm für die längeren Standardschrauben als durchaus bemerkenswert anzusehen ist. Die Begründung dafür liegt nach Ansicht des Verfassers im optimierten Sitz des Schraubenkopfes. Das zugehörige Last-Verschiebungs-Diagramm ist in *Anhang H.5 – Spezialschraube 8 x 80 mm* auf der Seite 434 zu finden.

4.7 Versagensarten

Die unterschiedlichen Versagensarten, die während der experimentellen Untersuchungen zum gegenständlichen Verbindungssystem aufgetreten sind, sollen an dieser Stelle nochmals kurz zusammengefasst werden. Insgesamt wurden 6 verschiedene Arten des Versagens festgestellt:

- Herausziehen der Schraube aus dem Holz (A)
- Kopfabreißen der Schraube im Bereich der ersten Gewindegänge (K)
- Aufspalten des Holzes quer zur Verbindungsmittelreihe (Q)
- Zugversagen des Holzes als Nettoquerschnittsbruch (H)
- Querkzugversagen des Holzes in der Ebene der Bauteilachse rechtwinklig zur Schraubenebene
- Blockscherversagen einer Gruppe von Schrauben

In der Abbildung D.1 auf Seite 381 sind die drei spröden Holzversagensarten Q, H sowie Querkzugversagen fotografisch zusammengefasst. Die Versagensarten A und K sind weiterhin nicht gesondert dokumentiert, da ihr Erscheinungsbild hinlänglich bekannt sein sollte. Das Blockscherversagen trat in der gesamten experimentellen Versuchsreihe nur ein einziges Mal in Ansätzen auf (vgl. dazu Abbildung D.3 auf Seite 383). Ansatzweise deshalb, weil der Holzblock nicht herausgescherte, sondern sich nur teilweise hinter den letzten Schrauben der Anordnung (2 x 4) Risse bis hin zu einem großen Ast bildeten ^(b). In der unten stehende Abb. 4.42 sind alle aufgetretenen Versagensarten gesammelt dargestellt.

a. Diese Schrauben gehören zum Verbindungssystem SHERPA der Fa. Vinzenz Harrer GmbH (AT).

b. Ohne diesen Ast wäre dieses Versagen wohl nicht so aufgetreten. Unglücklicherweise wurde der Probekörper nach dem Versuch nicht geöffnet um herauszufinden, bis wie weit unter der Oberfläche sich der geschädigte Bereich erstreckte. Es könnte jedoch davon ausgegangen werden, dass dies nur die äußerste Lamelle des mittleren Ausgangs BSH-Probekörpers betraf.

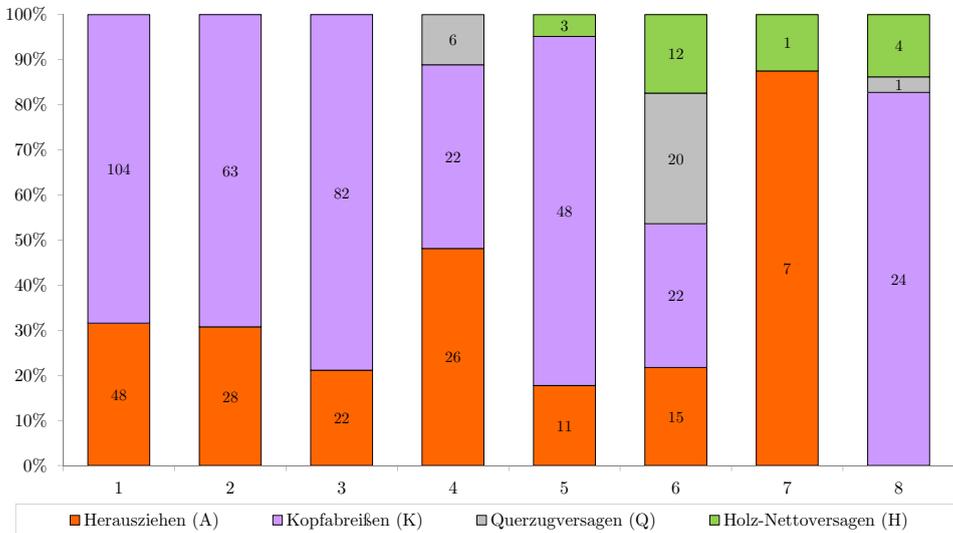


Abb. 4.42: Gesammelte Ergebnisse aller Prüfungen hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten

In der nachstehenden Abb. 4.43 sind auf Basis von 569 Prüfungen zusammenfassend alle experimentell ermittelten Werte der wirksamen Anzahl für alle Versuchsserien und alle Versagensarten gemeinsam dargestellt. Es wird deutlich, dass alle planmäßigen Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) durch die vom Verfasser vorgeschlagene Funktion für n_{ef} abgedeckt sind. Die spröden Holzversagensarten Aufspalten (Q) und Netto-Querschnittsversagen (H) liegen tendenziell darunter, wobei deren bezogener Wert immer auf den Referenzwert der jeweiligen Gesamtserie (A + K) bezogen ist. Die gegenständiglich in der Bemessungsnorm EN 1995-1-1 [107] verankerte Funktion ist deutlich konservativer, jedoch deckt sie – zumindest die in den Experimenten aufgetretenen spröden Versagen der Form des Aufspaltens entlang einer Reihe von Verbindungsmitteln (Q) – ab. Die Tragfähigkeit des Nettoquerschnitts (H) ist ohnehin gesondert nachzuweisen und darf nach Ansicht des Verfassers nicht mit der wirksamen Anzahl in Verbindung gebracht werden.

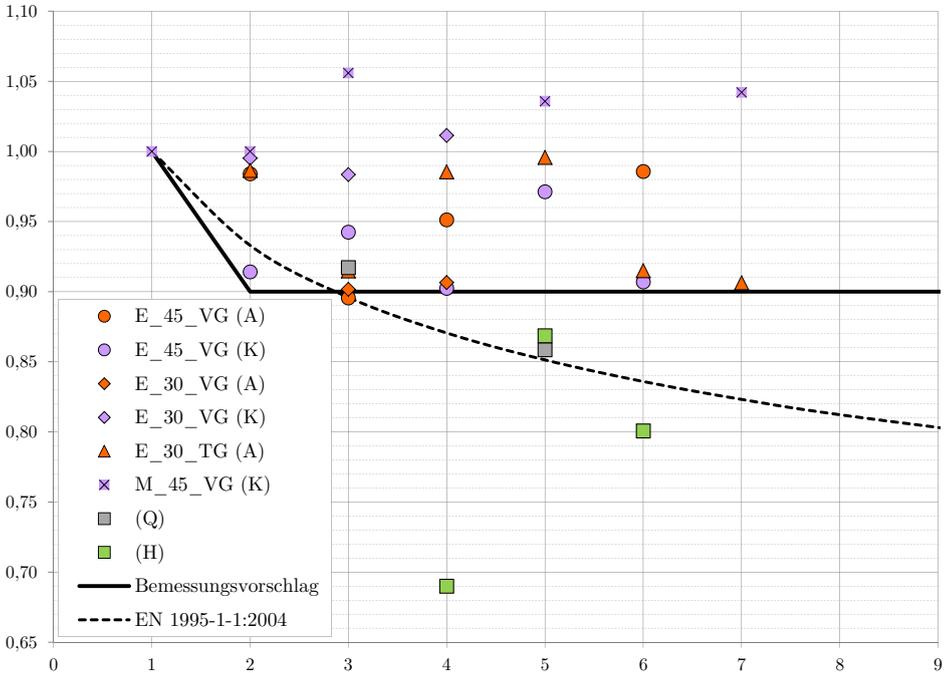


Abb. 4.43: Gesammelte Ergebnisse aller Prüfungen für die bezogene wirksame Anzahl hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten Herausziehen (A), Kopfabreißen (K), Aufspalten der Verbindungsmittelreihe (Q) und Holz-Nettoquerschnittversagen (H)

Werden die Ergebnisse hinsichtlich der beiden Versuchskonfigurationen beleuchtet so zeigt sich, dass die, aus der Prüfkraft ermittelte, bezogene wirksame Anzahl bei den einreihigen Versuchen immer geringere Werte erreichte als bei den mehrreihigen Prüfungen mit der Konfiguration 2. Der Verfasser interpretiert diese Effekte mit den folgenden Begründungen:

- In der Konfiguration 1 versagten aufgrund der Prüfkonfiguration immer beide Seiten der Zuglaschenverbindung gleichzeitig ^(a), weswegen es sich hier um rechtszensierte Daten handelt, da alle möglichen größeren Widerstände verloren gingen ^(b).
- In der Konfiguration 2 konnte das Last-Verschiebungs-Verhalten mittels des annähernd statisch bestimmten Systems ermittelt werden. Es kam zu keinem Ausscheiden der höheren Tragwiderstände, weshalb auch die bezogenen Werte für n_{ef} immer über jenen der Reihe E liegen.
- Mit den beiden soeben genannten Argumenten (unter Berücksichtigung einer erneuten Auswertung) könnte davon ausgegangen werden, dass eine Abminderung der Tragfähigkeiten mit einer

a. Die Quelle des Versagens konnte dennoch in den meisten Fällen einer der beiden Verbindungsseiten zugeordnet werden.
 b. Mit einer anderen statistischen Methode (Auswertung mit rechtszensierten Daten) könnten möglicherweise etwas höhere Werte für die bezogene Tragfähigkeit in der Versuchskonfiguration 1 (Reihe E) ermittelt werden. Nach Kenntnisstand des Verfassers ist jedoch bei Auswertung mit dieser Methode die Angabe von 5%-Fraktilwerten auf Basis der EN 14358 [119] nicht mehr möglich.

wirksamen Anzahl nicht vonnöten sei, und generell mit $n_{ef} = n$ gerechnet werden könnte. Der Verfasser ist jedoch der Ansicht, dass in einer symmetrischen Zuglaschenverbindung – in Abhängigkeit ihrer Ausführung – kein unabhängiger Zustand der beiden Scherfugen vorliegt und daher die Ergebnisse der Reihe E (Konfiguration 1) als baupraktisch zweckmäßig anzusehen sind. Die vorgeschlagene Abminderung ist nach Einschätzung des Verfassers daher sowohl zweckmäßig wie auch notwendig.

Die Eingangs aufgezählten Versagensarten lassen sich schließlich noch dahingehend charakterisieren, dass die ersten beiden (A und K) dem Verbindungsmittel Schraube zuzuordnen sind und die restlichen vier zu den spröden Holzversagen zählen, die grundsätzlich in einer Verbindung nicht planmäßig auftreten sollten. Insbesondere das Querzugversagen in der Bauteilachse rechtwinklig zur Schraubenebene kann vermieden werden, wenn sich die Schrauben in einer symmetrischen Zuglaschenverbindung in der Bauteilachse übergreifen (siehe Abbildung 6.10 auf Seite 325). Nachdem in allen Prüfungen der Hauptserien ein derartiges Übergreifen der Schrauben umgesetzt wurde, konnte diese Versagensart nie mehr beobachtet werden. Somit zeigt sich, dass ist diese konstruktive Maßnahme für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen geeignet und von immanenter Bedeutung ist.

4.8 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen

In insgesamt über 600 Laborprüfungen wurde das Last- und Verformungsverhalten von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben untersucht. Dabei wurden nach einigen Vorversuchen zwei Versuchskonfigurationen entwickelt, mit denen sowohl das Verhalten einer Reihe von Schrauben hintereinander in Faserrichtung als auch jenes von mehreren Schraubenreihen experimentell untersucht werden konnte. In den Prüfungen kamen ausschließlich Schrauben von zwei verschiedenen Herstellern mehrheitlich mit Vollgewinde, aber auch mit Teilgewinde in der Dimension 8 x 200 mm zur Anwendung. Die Brettschichthölzer entsprachen der Festigkeitsklasse GL 28h und die verwendeten Stahllaschen waren aus Stahl der Festigkeitsklasse S 355 hergestellt.

In den Prüfungen mit einer einreihigen Schraubenanordnung wurden immer zwei Scherfugen gleichzeitig beansprucht und die jeweiligen Fugenverschiebungen gemessen. Die Kraftmessung erfolgte global, wodurch eine exakte Bestimmung der in der jeweiligen Scherfuge vorhandenen Kraft nicht möglich war.

In den Prüfungen mit mehreren Schraubenreihen wurden immer vier Scherfugen gleichzeitig beansprucht und die jeweiligen Fugenverschiebungen gemessen. Die Kraftmessung erfolgte global, durch ein Lastverteilungsgestänge konnte jedoch ein annähernd statisch bestimmtes System realisiert, und damit eine exakte Bestimmung der jeweils in der Scherfuge vorhandenen Kraft erreicht werden.

Das Last-Verschiebungs-Verhalten derartiger Verbindungen ist sowohl durch eine hohe Tragfähigkeit als auch eine hohe Steifigkeit charakterisiert. Wird der Unterschied zwischen den Einschraubwinkeln von 45° und 30° betrachtet, so stellt sich heraus, dass der Tragwiderstand bei 30° Beanspruchung geringfügig kleiner ist als bei 45°, was durch den geringeren Widerstand gegen Herausziehen begründet ist^(a). Die Steifigkeit der Verbindung hingegen ist beim geringeren Einschraubwinkel um rund 2/3 höher als bei der 45°-Anordnung, was auf den günstigeren Kraftfluss in der Verbindung zurückzuführen ist.

Die aus den experimentellen Untersuchungen auf Basis der 5%-Fraktilwerte unter Berücksichtigung der

a. Beim Vergleich der Tragfähigkeit ausschließlich jener Prüfungen mit der Versagensart Kopfabreißen (K) zeigt sich, dass sich die Mittelwerte nur sehr geringfügig unterscheiden. Der geringere Wert beim kleineren Einschraubwinkel von 30° kann durch den geringeren Reibungsanteil infolge kleinerer Normalkomponente in der Fuge begründet werden.

Probenanzahl ermittelten Werte der *bezogenen wirksamen Anzahl* n_{ef}/n liegen in allen Prüfungen zwischen 0,90 und 1,06 solange es zu einem Versagen des Verbindungsmittels (Herausziehen oder Kopfabreißen) kommt. Generell ist festzustellen, dass beim Versagen der Schraube auf Kopfabreißen mit einer etwas höheren Tragfähigkeit – und damit auch mit einem günstigeren Wert für die bezogene wirksame Anzahl zu rechnen ist. Es wurde gezeigt, dass die Abminderung der *Gesamtragfähigkeit einer Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung* im Vergleich zur Summe der Einzeltragfähigkeiten mit rund 10 % beschrieben werden kann, und damit deutlich günstiger ist als der aktuell in den Normenwerken angegebene Abminderungsfaktor von $n^{0,9}$. Dies gilt jedoch ausschließlich für die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung und die Versagensarten Herausziehen und Kopfabreißen.

Im Gegensatz zur Tragfähigkeit hängt die *Steifigkeit* einer Gruppe von Schrauben in einer Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung deutlich stärker von der vorhandenen Schraubenanzahl in der Gruppe ab. Dabei zeigte sich, dass die Abminderung in etwa durch die Funktion $n_{\text{ef,SLS}} = n^{0,8}$ beschrieben werden kann. Wie zu erwarten, ist der Einfluss bei hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln größer als bei rechtwinklig zur Faserrichtung versetzten Schrauben, dennoch ist dieser Effekt nur von sehr geringer Ausprägung.

Die typische *Last-Verschiebungs-Kurve* bei derartigen Verbindungen weist in der Regel am Beginn einen sehr steilen Anstieg der Kraft bei sehr geringer Verformung auf, was auf die Vorspannung infolge der Montage zurückzuführen ist. Im Anschluss daran hat die Kurve einen nichtlinearen, degressiven Verlauf bis zum Bruch bei einer maximalen Verformung zwischen 1,5 mm und 2,5 mm, wenn die Schrauben unter einem Winkel von 45° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung eingedreht sind. Beim Einschraubwinkel von 30° wurde eine Maximalverformung von 2 mm nicht überschritten.

Hinsichtlich des *Wirkungsgrades* der Verbindung ist festzustellen, dass bei Einhaltung der Mindestabstände quer zur Faserrichtung bereits 4 bis 6 hintereinander angeordnete Schrauben je Reihe ausreichen, um einen – auf den Nettoquerschnitt bezogenen – Wirkungsgrad von 100 % zu erreichen.

Für eine *weiterführende und ergänzende Forschungsarbeit* zur vorliegenden Thematik erachtet der Verfasser eine Konzentration auf folgende Punkte für zielführend:

- Verwendung einer weiter optimierten Prüfkonfiguration in Anlehnung an die Konfiguration 2 wie sie in der vorliegenden Arbeit zur Anwendung kam.
- Genauere Untersuchung des Phänomens der Vorspannung bzw. der Abbildung des Last-Verschiebungs-Verhaltens mittels eines bilinearen Modellansatzes.
- Prüfung der Wirksamkeit einer optimierten Schraubengeometrie und deren Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung ^(a).

a. Ein ähnlicher Ansatz wurde von Ringhofer et al. 2014 [77] publiziert, dort lag der Fokus jedoch auf der Steigerung der Tragfähigkeit, die in etwa mit 10 % beziffert wurde. Hinsichtlich der Steifigkeit wurden aber keine Werte publiziert. Bei einem Versuch im Zuge dieser Arbeit, wurden kürzere Schrauben, doch mit optimierter Kopfgeometrie verwendet. Dabei konnte eine rund 5-fache Steifigkeit beobachtet werden.

5 Modellierung für das vorliegende Verbindungssystem

5.1 Modifizierte Johansen-Gleichungen für einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Schrauben

Im Allgemeinen kann die Tragfähigkeit einer Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung ausschließlich unter Berücksichtigung der axialen Anteile der Tragwiderstände berechnet werden. Dies gilt insbesondere für einen, in der Baupraxis sehr üblichen, Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von rund 45° . In dieser Verbindungskonfiguration beträgt der Anteil der Dübelwirkung an der Gesamttragfähigkeit des Verbindungsmittels in der Regel weniger als 5 %. Für größere Winkel bzw. andere Randbedingungen sind allerdings durchaus Fälle denkbar, in denen ein nicht zu vernachlässigender Anteil (Werte von 20 % und darüber hinaus) aus der Dübelwirkung vorhanden sein kann. Folgende Beispiele will der Verfasser hier nennen:

- Einschraubwinkel β von mehr als 60°
- Verwendung von Schrauben mit Teilgewinde
- Verwendung von Schrauben mit spezieller Kopfform ^(a)
- Verwendung von kurzen, gedrunenen Schrauben mit hoher Biegetragfähigkeit
- Verwendung von Holz mit sehr hoher Lochleibungsfestigkeit ^(b)

Mit dem Ziel, für diese möglichen Verbindungskonfigurationen die erforderlichen formalen Zusammenhänge zur Verfügung zu stellen, sollen in diesem Abschnitt die Gleichungen nach Johansen für eine *einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindung mit außen liegendem Stahlblech* ^(c) und *selbstbohrenden Holzschrauben* abgeleitet werden. Der Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung soll in dieser Herleitung ebenso allgemein berücksichtigt sein wie die Ausbildung des Schraubengewinde in Form einer Teil- oder Vollgewindeschraube.

Für einschnittige Holz-Holz-Laschenverbindungen mit geneigt eingedrehten Schrauben wurden die entsprechenden Johansen Gleichungen bereits von BEJTKA ET AL. 2002 [8] hergeleitet.

a. Hier sind beispielsweise Schrauben gemeint, deren Form im Bereich des Kopfes genau auf die Bohrung im Stahlblech abgestimmt ist und die in der Regel dadurch im Kopfbereich einen markant höheren Biege- und Zugwiderstand aufweisen als beispielsweise im Gewindebereich.

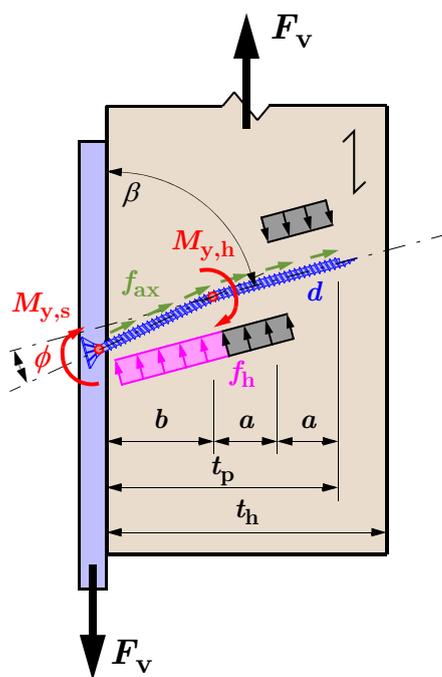
b. Hier kann beispielsweise an Laubhölzer oder an Holzwerkstoffe auf Laubholzbasis gedacht werden, deren Lochleibungsfestigkeit in der Regel beträchtlich höher ist als für Nadelhölzer.

c. Wie sich zeigen wird, ist es unerheblich, ob in der Herleitung von einem dicken oder dünnen Blech ausgegangen wird.

5.1.1 Kräftegleichgewicht und Definition der Parameter

Um den Tragwiderstand einer auf Abscheren beanspruchten Verbindung bestimmen zu können, sind wie bereits in Abschnitt 2.3.5 ausführlich dargelegt, die Holzabmessung t_1 , der wirksame Stiftdurchmesser d_{ef} , die Lochleibungsfestigkeit f_h sowie das Fließmoment des Verbindungsmittels M_y erforderlich. Werden zusätzlich zu den lateralen Widerständen auch die axialen Kraftkomponenten berücksichtigt, erweitert sich die Zahl der Eingangsparameter noch um den Nenndurchmesser d , den Ausziehparameter f_{ax} sowie die wirksame Gewindelänge l_{ef} . Der Einschraubwinkel β ist schließlich noch erforderlich, wenn die Gleichungen in allgemeiner Form für nicht rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehte Schrauben abgeleitet werden sollen.

Die Aufstellung des Kräfte- und Momentengleichgewichts erfolgt am unverformten System und die Einschraubrichtung der geneigten Schraube folgt definitionsgemäß dem Kraftfluss. Damit ist sichergestellt, dass aus kinematischen Gründen stets ein Kontakt – und damit die Wirkung der Reibung in der Scherfuge – zwischen Holzoberfläche und Stahlblech vorhanden ist. Deshalb gelten die hier abgeleiteten Gleichungen ausschließlich für die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung und dürfen in dieser Form keinesfalls auf Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse (vgl. die Definition in 6.1.2) angewendet werden. Die Definitionen und Bezeichnungen sind in der Abb. 5.1 zusammengefasst.



F_vTragfähigkeit je Scherfuge, äußere Kraft [N]

βWinkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung (= Einschraubwinkel) [°]

ϕBiegewinkel der Schraube [°]

$M_{y,h}$..Fließmoment der Schraube im Holz [Nmm]

$M_{y,s}$..Fließmoment der Schraube am Kopf [Nmm]

dNenndurchmesser [mm]

d_1Kerndurchmesser [mm]

d_{ef}wirksamer Durchmesser [mm]

f_{ax}Ausziehparameter [N/mm²]

f_hLochleibungsfestigkeit [N/mm²]

t_hGesamtdicke des Holzes [mm]

t_pEindringtiefe der Schraube, rechtwinklig zur Scherfuge [mm]

aHilfswert zur Bestimmung der Stelle b [mm]

bAbstand des Fließgelenks im Holz von der Scherfuge [mm]

Abb. 5.1: Definition der erforderlichen Variablen für die Ableitung der Gleichungen am Beispiel des Versagensmodus III nach Johansen

Das Kräftegleichgewicht mit den zugehörigen Schnittgrößen am freigeschnittenen Verbindungsmittel ist mit zugehörigen Definitionen in Abb. 5.2 dargestellt.

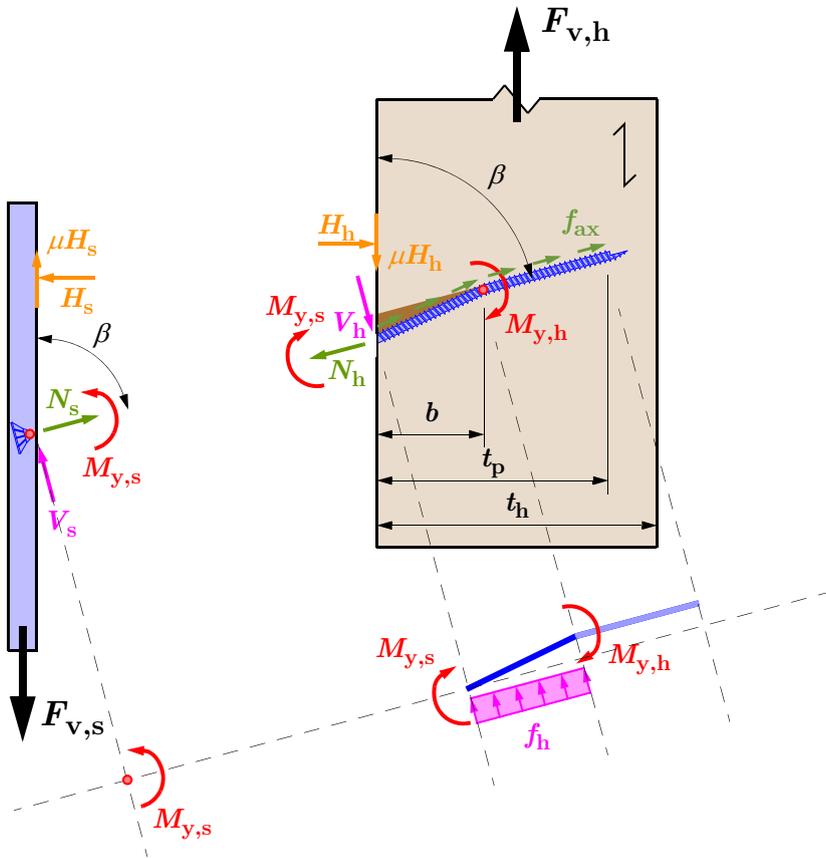


Abb. 5.2: Kräfte- und Momentengleichgewicht am freigeschnittenen Verbindungsmittel für das Beispiel des Versagensmodus III nach Johansen

Die Gleichgewichtsbedingungen für die Kräfte in der Scherfuge lauten:

$$F_{v,s} = F_{v,h} = V_h \cdot \sin\beta + N_h \cdot \cos\beta + \mu \cdot H_h \quad [5-1]$$

$$V_s = V_h = f_h \cdot d_{ef} \cdot \frac{b}{\sin\beta} \quad [5-1.a]$$

$$N_s = N_h = f_{ax} \cdot d \cdot \frac{t_p}{\sin\beta} \quad [5-1.b]$$

$$H_s = H_h = N_h \cdot \sin\beta - V_h \cdot \cos\beta \quad [5-1.c]$$

Aus den Gleichungen 5-1 bis 5-1.c wird die, vom Versagensmodus unabhängige, Gleichgewichtsgleichung für die Tragfähigkeit je Scherfuge und Verbindungsmittel bestimmt:

$$F_v = f_{ax} \cdot d \cdot t_p \cdot (\mu + \cot \beta) + f_h \cdot d_{ef} \cdot b \cdot (1 - \mu \cdot \cot \beta) \tag{5-2}$$

Versagensmodus I

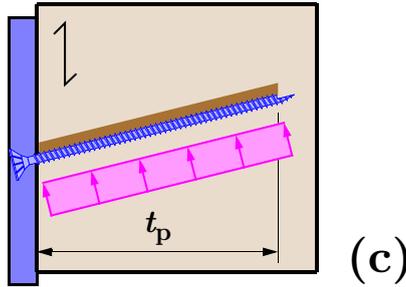


Abb. 5.3: Verformte Figur für den Versagensmodus reines Lochleibungsversagen

Im Versagensmodus I (reines Lochleibungsversagen) ist die Länge b implizit durch deren Definition gegeben:

$$b = t_p \tag{5-3}$$

Für die Versagensmodi II (1 Fließgelenk je Scherfuge) und III (2 Fließgelenke je Scherfuge) wird die Länge b aus den Gleichgewichtsbedingungen für das Biegemoment in der Scherfuge bestimmt. Dabei wird die folgende Definition für das Fließmoment $M_{y,s}$ im Stahlblech genutzt:

$$M_{y,s} = \zeta \cdot M_{y,h} \tag{5-4}$$

ζ Beiwert zur Berücksichtigung der Einspannwirkung im Stahlblech ($0 \leq \zeta \leq 1$) [-]

Versagensmodus II

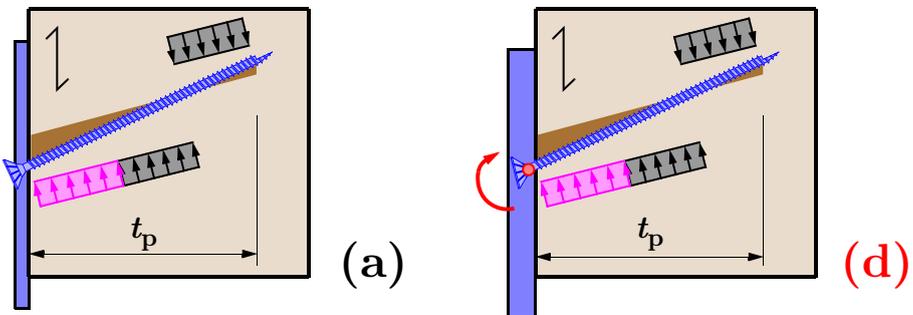


Abb. 5.4: Verformte Figur für den Versagensmodus mit höchstens einem Fließgelenk

Mit den vorigen Definitionen folgt für das Momentengleichgewicht in der Scherfuge:

$$\zeta \cdot M_{y,h} = -f_h \cdot d_{ef} \cdot \frac{(b+a)^2}{2 \cdot \sin^2 \beta} + f_h \cdot d_{ef} \cdot \frac{a}{\sin \beta} \cdot \frac{(t_p - a)}{2 \cdot \sin \beta} \quad [5-5]$$

Durch Substitution von $a = (t_p - b)$ ergibt sich nach einiger Umformung die quadratische Gleichung zur Bestimmung der Länge b zu:

$$b^2 + 2t_p b - t_p^2 = \frac{4 \cdot \zeta \cdot M_{y,h} \cdot \sin^2 \beta}{f_h \cdot d_{ef}} \quad [5-5.a]$$

Woraus die positive Lösung in allgemeiner Form, unabhängig vom Einspanngrad ζ im Stahlblech, gewonnen werden kann:

$$b = \sqrt{2 + \frac{4 \cdot \zeta \cdot M_{y,h} \cdot \sin^2 \beta}{f_h \cdot d_{ef} \cdot t_p^2}} - 1 \quad [5-5.b]$$

Daraus lassen sich die beiden bekannten Lösungen für $\zeta = 0$ bzw. $\zeta = 1$ extrahieren.

Versagensmodus III

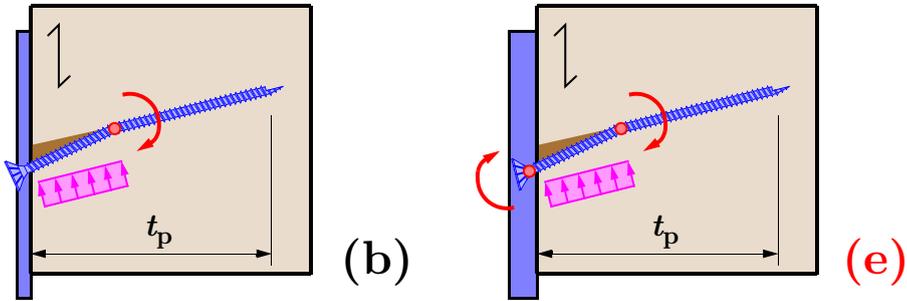


Abb. 5.5: Verformte Figur für den Versagensmodus mit höchstens 2 Fließgelenken

Mit den vorigen Definitionen ergibt sich in diesem Fall für das Momentengleichgewicht in der Scherfuge:

$$M_{y,h} + \zeta \cdot M_{y,h} = -f_h \cdot d_{ef} \cdot \frac{b^2}{2 \cdot \sin^2 \beta} \quad [5-6]$$

Daraus kann die Lösung in allgemeiner, vom Einspanngrad ζ im Stahlblech abhängiger, Form angeschrieben werden:

$$b = \sqrt{2 \cdot (1 + \zeta)} \cdot \sqrt{\frac{M_{y,h} \cdot \sin^2 \beta}{f_h \cdot d_{ef}}} \quad [5-6.a]$$

Aus dieser Lösung für die Länge b sind erneut die bekannten Lösungen für $\zeta = 0$ bzw. $\zeta = 1$ zu erhalten.

5.1.2 Johansen-Gleichungen für die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung mit Schrauben in allgemeiner Form

Nachdem die Lage der Fließgelenke nun in allgemeiner Form für die 5 Versagensmöglichkeiten einer Stahlblech-Holz-Schraubenverbindung, mit unter einem Winkel β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung eingedrehtem Verbindungsmittel, bekannt ist, können die erforderlichen Gleichungen für die 3 Versagensmodi nach Johansen unter Berücksichtigung der Gl. [5-1] zusammengefasst werden. Die auftretenden Biegewinkel ϕ (vgl. Abb. 5.1) in Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen sind in der Regel deutlich kleiner als 45° sind, weshalb folgende Definition für das Fließmoment $M_{y,h}$ im Holz genutzt wird:

$$M_{y,h} = \eta \cdot M_{y,k} \quad [5-7]$$

η Beiwert zur Berücksichtigung eines von 45° abweichenden Biegewinkels ϕ nach Gleichung 3-4.a auf Seite 58 ($0 \leq \eta \leq 1$) [-]

$M_{y,k}$ charakteristischer Wert des Fließmoments der Schraube [Nm]

Somit gilt für die 3 Versagensmodi ^(a):

$$F_v^I = f_{ax} \cdot d \cdot t_p \cdot (\mu \cdot \cos \beta + \cot \beta) + f_h \cdot d_{ef} \cdot t_p \cdot (1 - \mu \cdot \cot \beta) \quad [5-8]$$

$$F_v^{II} = f_{ax} \cdot d \cdot t_p \cdot (\mu + \cot \beta) + f_h \cdot d_{ef} \cdot t_p \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{\eta \cdot 4 \cdot \zeta \cdot M_{y,k} \cdot \sin^2 \beta}{f_h \cdot d_{ef} \cdot t_p^2}} - 1 \right] \cdot (1 - \mu \cdot \cot \beta) \quad [5-9]$$

$$F_v^{III} = f_{ax} \cdot d \cdot t_p \cdot (\mu + \cot \beta) + \sqrt{\eta \cdot 2 \cdot (1 + \zeta)} \cdot \sqrt{M_{y,k} \cdot f_h \cdot d_{ef} \cdot \sin^2 \beta} \cdot (1 - \mu \cdot \cot \beta) \quad [5-10]$$

Für den Fall der rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schraube ($\beta = 90^\circ$) mit einem Gleitreibungskoeffizienten von $\mu = 0,25$ sowie der Annahme eines dicken Bleches (eingespannter Schraubenkopf und damit $\zeta = 1$) und ausreichend großen Biegewinkeln ($\eta = 1$), entsprechen die drei obigen Gleichungen den Gleichungen (8.10a) und (8.10c) der EN 1995-1-1 [107] für einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen.

Eine nicht ganz befriedigende Ausnahme stellt die Gl. [5-8] für den Versagensmodus I dar, in der es aufgrund der Definition der Kräftegleichgewichtsbedingungen (Gl. [5-1]) auch bei einer rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schraube zu einer Reibungskomponente kommen würde, die eigentlich definitionsgemäß bei diesem Einschraubwinkel nicht vorhanden sein dürfte. Theoretisch könnte für den Fall der Stahlblech-Holz-Schraubenverbindung aber auch in diesem Fall von einer Wirkung der Reibung ausgegangen werden ^(b), weshalb es aus praktischer Sicht nicht falsch ist. Um jedoch zu berücksichtigen, dass es durch Schwinden infolge einer Verringerung der Holzfeuchte (was in der Praxis üblicherweise zu erwarten ist) oder dem beschriebenen Nachlassen der Vorspannung – und somit der Kontaktkraft in der Scherfuge – zu einem Totalverlust der Reibung kommen kann, ist für diesen Versagensmechanismus eine nachträgliche Anpassung erforderlich.

-
- a. Die Erhöhungsfaktoren zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Teilsicherheitsbeiwerte für Stahl und Holz sind in diesen Gleichungen nicht berücksichtigt. Für den Versagensmodus III nach Gl. [5-10] wäre der Anteil aus der Dübelwirkung theoretisch noch mit dem Faktor 1,15 zu vergrößern.
- b. Durch das Eindrehen der Schraube kommt es in jedem Fall zu einem Kontakt bzw. einer Anpresskraft zwischen den Oberflächen der beiden zu verbindenden Teile. Die durch das Festziehen der Schraube erhaltene Vorspannung ist aber mit nicht bekannten Unsicherheiten behaftet (vgl. dazu beispielsweise auch Gleichung 3.107 auf Seite 205 oder die Abschnitte 6.5.2 und 6.5.7).

Damit dies ansatzweise nachvollziehbar gelingen kann, sei die allgemeinere Definition für die, in der Scherfuge wirkende, Horizontalkraft H wie folgt gegeben:

$$H = F_v \cdot \cos\beta \tag{5-11}$$

Wie sich zeigt, hängt die, zur Entfaltung der Reibungswirkung erforderliche, Kraft bei globaler Gleichgewichtsbetrachtung ausschließlich von der Cosinusfunktion für den Winkel β ab. Dies gilt grundsätzlich auch für alle anderen Versagensarten – allerdings ist die Wirkung der Reibung aufgrund der Schrägstellung der Stiftachse in diesen Fällen auch bei einer rechtwinkligen Einschraubrichtung besser argumentierbar und somit leichter nachvollziehbar. Aus diesem Grund wurde für den Versagensmodus I eine Anpassung mittels nachträglicher Gewichtung des Reibungsanteils mit dem Kosinus von β implementiert. Dennoch bleibt diese Lösung unbefriedigend.

Grundsätzlich ist jedoch noch anzumerken, dass die hier getätigten Überlegungen sehr hypothetisch sind, weil die durch den Versagensmodus I erzielbare Tragfähigkeit weit über den Werten der anderen beiden Gleichungen liegt, und es somit praktisch ausgeschlossen ist, dass dieser Wert jemals von Relevanz ist.

5.1.3 Maßgebliche Gleichung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen

Für den, in der Regel stets maßgebenden, Versagensmodus III mit 1 bis 2 Fließgelenken führt die Substitution des Produktes aus Ausziehparameter f_{ax} , Nenndurchmesser d und Eindringtiefe t_p durch die axiale Tragfähigkeit der Schraube F_{ax} schließlich auf dem Niveau der charakteristischen Werte auf die folgende praxistaugliche Form:

$$F_{v,Rk}^{III} = F_{ax,Rk} \cdot (\mu \cdot \sin\beta + \cos\beta) + \sqrt{\eta \cdot 2 \cdot (1 + \zeta)} \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d_{ef}^2 \cdot \sin^2\beta} \cdot (1 - \mu \cdot \cot\beta) \tag{5-12}$$

- $F_{v,Rk}^{III}$ charakteristischer Wert der Tragfähigkeit je Scherfuge und Schraube für den Versagensmodus III [N]
- $F_{ax,Rk}$ charakteristischer Wert der axialen Tragfähigkeit einer Schraube [N]
- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]
- η Beiwert zur Berücksichtigung eines von 45° abweichenden Biegewinkels ϕ nach Gleichung 3-4.a auf Seite 58 ($0 \leq \eta \leq 1$) [-]
- ζ Beiwert zur Berücksichtigung einer teilweisen Einspannung des Schraubenkopfs im Stahlblech ($0 \leq \zeta \leq 1$) [-]
- $M_{y,Rk}$ charakteristischer Wert des Fließmoments der Schraube [Nm]
- $f_{h,\alpha,k}$ charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit unter dem Winkel $\alpha = 90 - \beta$ [°]
- d_{ef} wirksamer Durchmesser der Schraube [mm]

5.2 Anwendung des Bemessungsvorschlags auf die Versuchsergebnisse

In diesem Abschnitt sollen die Prüfergebnisse der Serie M_45_VG aus dem *Kapitel 4 – Experimentelle Untersuchungen* und das vorgeschlagene rechnerische Modell aus *Kapitel 6 – Bemessungsvorschlag* zusammenggeführt werden. Die Basis dafür bilden zum Einen die Prüfergebnisse für die Tragfähigkeit in der Scherfuge, die Prüfergebnisse für die Zugtragfähigkeit der Schraube und die Messergebnisse der Rohdichte an den Prüfkörpern. Zum Anderen werden die in dieser Arbeit vorgestellten Gleichungen zur Berechnung einiger maßgeblicher Parameter aus dem *Kapitel 2 – Grundlagen der Verbindungstechnik* sowie *Kapitel 3 – Stand der Forschung* genutzt, um die fehlenden, nicht experimentell ermittelten Werte, zu bestimmen. Folgende Werte sind für die Berechnungen erforderlich:

- Tragfähigkeit $R_{v, \text{test}, 05} = 23,6 \text{ kN}$ (für die Prüfergebnisse beim 1. Versagen, vgl. Abbildung 4.28 auf Seite 260)
- Einschraubwinkel $\beta = 45^\circ$
- Zugtragfähigkeit der Schraube $f_{\text{tens}} = 26,0 \text{ kN}$ (vgl. Tabelle 4.3 auf Seite 233)
- wirksame Gewindelänge $l_{\text{ef}} = 170 \text{ mm}$
- Eindringtiefe der Schraube $t_p = 120 \text{ mm}$
- Gleitreibungskoeffizient $\mu = 0,25$
- Fließmoment der Schraube:
 $M_{y, \text{Rk}} = 20.000 \text{ Nmm}$ (gemäß Z-9.1-656 [130])
 $M_{y, \text{Rk}} = 28.690 \text{ Nmm}$ (bei Berechnung gemäß Gleichung 3-4 auf Seite 57 unter Berücksichtigung der Zugfestigkeit, die aus den Schraubenprüfungen ermittelt wurde)
- mittlere Rohdichte der Probekörper $\rho_{\text{mean}} = 454 \text{ kg/m}^3$ (vgl. Abbildung 4.2 auf Seite 230)
- 5%-Fraktilwert der Rohdichte $\rho_{05} = 420 \text{ kg/m}^3$ (vgl. Tabelle 4.2 auf Seite 229)
- rechnerischer Ausziehparameter
 $f_{\text{ax}, 05, [18]} = 12,6 \text{ N/mm}^2$ (nach BLAß ET AL. 2006 [18] gemäß Gleichung 3-5 auf Seite 60)
 $f_{\text{ax}, 05, [78]} = 18,9 \text{ N/mm}^2$ (nach RINGHOFER ET AL. 2015 [78] gemäß Gleichung 3-8 auf Seite 61)
- rechnerische Lochleibungsfestigkeit $f_{h, S, 05} = 10,4 \text{ N/mm}^2$ (gemäß Gleichung 3-1 auf Seite 55)

Die rechnerische axiale Tragfähigkeit auf Herausziehen beträgt entweder 17,1 kN (bei Berechnung nach [18]) oder 25,8 kN (bei Berechnung nach [78]) und ist damit geringer, als die geprüfte Zugtragfähigkeit von 26,0 kN. Weil in der Prüfreihe M_45_VG ausschließlich das Zugversagen der Schrauben als Versagensmodus aufgetreten war, ist auch der letztere der drei Werte für $F_{\text{ax}, 05}$ als maßgebend in der Rechnung zu verwenden ^(a).

In den Prüfungen konnte beobachtet werden, dass die Verschiebung in der Scherfuge zum Zeitpunkt des Versagens maximal 3 mm betrug. Daraus berechnet sich ein Biegewinkel ϕ der Schraube von rund 5° was wiederum unter Zuhilfenahme der Gleichung 3-5 auf Seite 60 zu einem gerundeten Abminderungsbeiwert von $\eta = 0,5$ führt.

Der Grad der Einspannwirkung des Schraubenkopfes im Stahlblech wird mit $\zeta = 0,5$ angenommen.

a. Im Gegensatz zur Versuchsreihe M_45_VG trat in der Reihe E_45_VG doch häufiger auch ein Ausziehversagen der Schrauben aus dem Holz auf. Das deutet darauf hin, dass die Widerstände für die beiden Versagensmechanismen in der gegebenen Konfiguration sehr nahe beieinander liegen. Dies wird im Endeffekt auch beim Vergleich der beiden Tragwiderstände deutlich, wenn für das Herausziehen die Berechnung nach RINGHOFER ET AL. 2015 [78] herangezogen wird.

Unter Berücksichtigung aller oben genannten Eingangsparameter ergeben sich nun für den 5%-Fraktilewert der rechnerischen Tragfähigkeit der Einzelschraube für die einzelnen Versagensmechanismen die folgenden Werte:

$$F_{v,05}^I = 26000 \cdot (0,25 \cdot \cos 45 \cdot \sin 45 + \cos 45) + 10,4 \cdot 5,7 \cdot 120 \cdot (1 - 0,25 \cdot \cot 45) =$$

$$F_{v,05}^I = 21635 + 5335 = 26970 \quad N = 27,0 \quad kN \quad (a) \quad [5-13]$$

Im Versagensmodus I erreicht der Anteil aus der Dübelwirkung mit rund 20 % eine nennenswerte Größe, was aber unerheblich ist, weil dieser Versagensmodus nicht maßgebend ist und in der Realität bei derart großen Einschraubtlängen auch nicht auftreten kann.

$$F_v^{II} = 22981 + 10,4 \cdot 5,7 \cdot 120 \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{0,5 \cdot 4 \cdot 0,5 \cdot 28690 \cdot \sin^2 45}{10,4 \cdot 5,7 \cdot 120^2}} - 1 \right] \cdot (1 - 0,25) =$$

$$F_{v,05}^{II} = 22981 + 2241 = 25222 \quad N = 25,2 \quad kN \quad [5-13.a]$$

Im Versagensmodus II liegt das Ergebnis bereits näher an den Versuchsergebnissen und der Anteil aus der Dübelwirkung erreicht rund 9 %.

Durch Einsetzen in Gl. [5-12] ergibt sich schließlich für den maßgebenden Versagensmechanismus III der folgende Zusammenhang:

$$F_{v,05}^{III} = 26000 \cdot (0,25 \cdot \sin 45 + \cos 45) + \sqrt{0,5 \cdot 2 \cdot (1 + 0,5)} \cdot \sqrt{28690 \cdot 10,4 \cdot 5,7 \cdot \sin^2 45} \cdot (1 - 0,25) =$$

$$F_{v,05}^{III} = 22981 + 852 = 23833 \quad N = 23,8 \quad kN = 100,8 \% \text{ des Versuchswertes} \quad [5-13.b]$$

Dies entspricht einem Verhältnis der Anteile von 24 : 1 bzw. einem rechnerischen Anteil aus der Dübelwirkung von nur 3,6 %.

Unter vollständiger Vernachlässigung der Einspannungswirkung des Schraubenkopfes im Stahlblech ergibt sich folgende rechnerische Tragfähigkeit, die kaum von der obigen abweicht:

$$F_{v,05}^{III} = 22981 + 695 = 23676 \quad N = 23,7 \quad kN = 100,4 \% \text{ des Versuchswertes} \quad [5-13.c]$$

Unter vollständiger Vernachlässigung der gesamten Dübelwirkung ergibt sich die Tragfähigkeit in der Scherfuge zu 23,0 kN womit die Versuchsergebnisse, nach Ansicht des Verfassers, ebenso mit ausreichender Genauigkeit vorhergesagt werden können.

$$F_{v,05}^{FW-Modell} = 22981 \quad N = 23,0 \quad kN = 97,5 \% \text{ des Versuchswertes} \quad [5-14]$$

Wird schließlich der experimentell ermittelte Wert für den Gleitreibungskoeffizienten mit $\mu = 0,29$ (vgl. dazu Anhang H.1, Seite 423 ^(b)) im Fachwerkmodell angesetzt und abermals auf die Dübelwirkung verzichtet, so ergibt sich folgende rechnerische Tragfähigkeit:

$$F_{v,05}^{FW-Modell} = 23716 \quad N = 23,7 \quad kN = 100,4 \% \text{ des Versuchswertes} \quad [5-14.a]$$

-
- a. Der kleinere Wert des axialen Anteils folgt aus der zuvor getätigten Korrektur hinsichtlich des Reibungsanteils für diesen Versagensmodus.
 b. Dieser Wert wurde unglücklicherweise nur in der Versuchsreihe E₋₄₅-VG ermittelt und fehlt daher für M₋₄₅-VG.

Resumee

Die Übereinstimmung zwischen experimentell ermittelter Tragfähigkeit und den rechnerischen, auf baustatischer Modellbildung basierenden Werten ist sehr gut. Es zeigte sich, dass es für einen Einschraubwinkel von 45° nahezu ohne Einfluss ist, ob der Anteil der Tragfähigkeit infolge der Dübelwirkung in Rechnung gestellt wird oder nicht.

Hinsichtlich des verwendeten experimentell ermittelten Tragwiderstandes von $R_{v,\text{test},05} = 23,60$ kN sei noch angemerkt, dass dieser Wert gewählt wurde, weil die beiden Anderen (21,97 kN aus der Reihe E_45_VG bzw. 24,32 kN als Ergebnis der Auswertung aller Versuche in der Reihe M_45_VG) als etwas weniger zuverlässig eingestuft werden. Die Begründung dafür findet sich in den entsprechenden Abschnitten zu den Versuchsergebnissen.

Bei einem Einschraubwinkel von 30° verringert sich der Anteil aus der Dübelwirkung für eine wirksame Gewindelänge von 170 mm und der damit verbundenen Verringerung der Eindringtiefe t_p auf 85 mm, jedoch unter Beibehaltung der übrigen Parameter wie in Gl. [5-13.b], auf 1,6 % der rechnerischen Gesamttragfähigkeit. Auch für einen Einschraubwinkel von 60° ergibt sich immer noch ein rechnerischer Beitrag zur Gesamttragfähigkeit von weniger als 7 %.

Wird der Einschraubwinkel hingegen auf $\beta = 75^\circ$ gesteigert, so vergrößert sich auch der Anteil aus der Dübelwirkung auf rund 12 %, was nach Ansicht des Verfassers nicht mehr vernachlässigt werden sollte.

Besonders im Hinblick auf Verbindungen mit Materialien höherer Lochleibungsfestigkeiten, wie sie beispielsweise für die meisten Laubhölzer typisch sind, ist es erwartbar, dass auch höhere Anteile der Tragfähigkeit auf die Dübelwirkung zurückzuführen sind. Das gutmütigere Last-Verformungs-Verhalten kann dabei für Verbindungen in der Praxis von großem Nutzen sein. Dies stellt schließlich die wichtigste Begründung des Verfassers für die in allgemeiner Form gehaltene Ableitung der Johansen-Gleichungen für einschnittige Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen dar.

5.3 Vorhandene Modelle zur Bestimmung der wirksamen Anzahl

In diesem Abschnitt sollen die vorhandenen Modelle zur Ermittlung der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln, wie sie im *Kapitel 3.5 – Literaturstudie zur wirksamen Anzahl in Laschenverbindungen* in ausführlicher Form diskutiert wurden, auf das vorliegende Verbindungssystem angewendet werden.

5.3.1 Eingangsparmeter

Die Basis für die Anwendung der unterschiedlichen Modelle sollen in allen Fällen die gleichen Eingangsparmeter darstellen. Wie sich aus der Literaturstudie zeigte, ist es häufig ausreichend, die wirksame Anzahl an einer einzelnen Verbindungsmittelreihe zu ermitteln. Die dafür nötigen Parameter sind

- die Dehnsteifigkeit der zu verbindenden Teile,
- das Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels
- und die Länge der Verbindung.

Um die Einflüsse der genannten Parameter zu studieren ist es sinnvoll, eine Verbindungsmittelreihe mit möglichst vielen hintereinander angeordneten Verbindungsmitteln zu modellieren. Daher wird hier als Referenzkonfiguration auch die Prüfreihe E mit den einreihigen Versuchen herangezogen. Das Last-Verschiebungs-Verhalten für die Einschraubwinkel 45° und 30° soll dabei Berücksichtigung finden. Aus Symmetriegründen wird immer nur eine Hälfte der Gesamtverbindung, also eine Scherfuge der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung modelliert. Die Randbedingungen der symmetrischen Zuglaschenverbindung werden daher vorausgesetzt.

In Tab. 5.1 sind die Werte für beide Konfigurationen mit den Definition der Abb. 5.6 zusammengefasst.

Tab. 5.1: Eingangsparmeter für die Modellierung der wirksamen Anzahl am Beispiel der geprüften Verbindungen der Reihe E mit 8 bzw. 5 Schrauben

Parameter		Einschraubwinkel β		
		45° ($n = 8$)	30° ($n = 5$)	
Breite des Holzkörpers	b_H	105	75	mm
Höhe des Holzkörpers	h_H	70		mm
E-Modul des Holzes	E_H	11.000	10.800	N/mm ²
Breite der Stahllasche	b_S	20		mm
Höhe der Stahllasche	h_S	50		mm
E-Modul der Stahllasche	E_S	210.000		N/mm ²
Verbindungsmittelabstand	a_1	55	80	mm
Gesamtlänge der Verbindung $l = n \cdot a_1$	l	440	400	mm
Verschiebungsmodul auf Gebrauchslastniveau	K_{SLS}	29,4	49,6	kN/mm
Verschiebungsmodul auf Bruchniveau $K_{ULS} = (2/3 K_{SLS})$	K_{ULS}	19,6	33,1	kN/mm

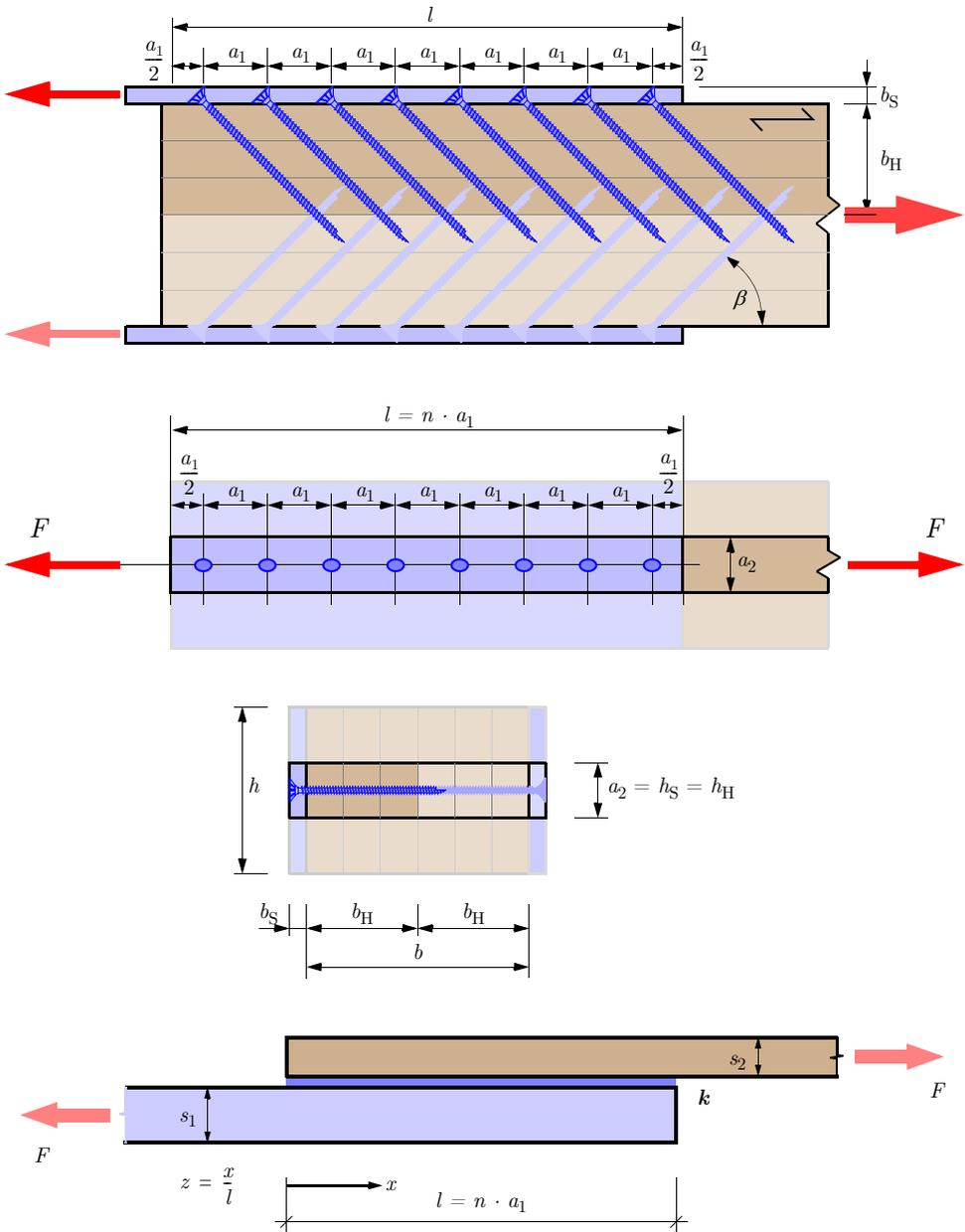


Abb. 5.6: Bezeichnungen (oben) und idealisierte Modellbildung (unten) hinsichtlich wirksamer Anzahl

5.3.2 Lösung nach Volkersen

Wie in Abbildung 3.70 auf Seite 152 festgelegt, ist nach der Theorie von Volkersen jener Teil der Verbindung als Teil 1 zu bezeichnen, der die größere Dehnsteifigkeit aufweist. Die unterschiedlichen E-Moduln und Querschnittsabmessungen der beiden zu verbindenden Teile können so umgerechnet werden, dass sich deren Verhältnis ausschließlich über den Wert ψ (Gleichung 3-53.b auf Seite 153) und einer zu wählenden Dicke s_1 ausdrücken lässt.

Für die in der obigen Tab. 5.1 gegebenen Eingangparameter, sollen die Gleichungen einmal in durchgängiger Form ausgewertet werden. Dabei wird die Stahllasche mit ihren Abmessungen als Bezugsquerschnitt (im Weiteren als Teil 1 bezeichnet) verwendet, weil deren Dehnsteifigkeit stets größer als die des Holzes ist. Somit ergibt sich für die gegebene Blechdicke von $s_1 = 20$ mm und für den Referenz E-Modul von $E = 210.000$ N/mm² eine rechnerische Holzdicke von $s_2 = 7,7$ mm. Die weiteren Eingangparameter zur Lösung der Bestimmungsgleichung für den Beanspruchungsfaktor t_0 (vgl. Gleichung 3-53 auf Seite 152) sind in den Gleichungen 5-15.a bis 5-15.d für die *Prüfkonfiguration E_45_VG* berechnet.

$$t_0 = \frac{\sqrt{\frac{\Phi}{1 + \psi}}}{\sinh \sqrt{(1 + \psi) \cdot \Phi}} \cdot [\psi + \cosh \sqrt{(1 + \psi) \cdot \Phi}] = \quad [5-15]$$

$$= \frac{\sqrt{\frac{\begin{bmatrix} 1,280 \\ 0,853 \end{bmatrix}}{1 + 0,385}}}{\sinh \sqrt{(1 + 0,385) \cdot \begin{bmatrix} 1,280 \\ 0,853 \end{bmatrix}}} \cdot \left[0,385 + \cosh \sqrt{(1 + 0,385) \cdot \begin{bmatrix} 1,280 \\ 0,853 \end{bmatrix}} \right] =$$

$$= \frac{\begin{bmatrix} 0,961 \\ 0,785 \end{bmatrix}}{\begin{bmatrix} 1,761 \\ 1,134 \end{bmatrix}} \cdot \begin{bmatrix} 2,410 \\ 2,036 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1,316 \\ 1,216 \end{bmatrix}$$

$$\Phi = \frac{k \cdot l^2}{E_{ref} \cdot s_2} = \frac{\begin{bmatrix} 10,69 \\ 7,127 \end{bmatrix} \cdot 440^2}{210000 \cdot 7,7} = \begin{bmatrix} 1,280 \\ 0,853 \end{bmatrix} \quad [5-15.a]$$

$$\psi = \frac{s_2}{s_1} = \frac{EA_H}{EA_S} = 0,385 \quad [5-15.b]$$

$$k = \frac{\begin{bmatrix} K_{SLS} \\ K_{ULS} \end{bmatrix}}{a_1 \cdot h_s} = \frac{\begin{bmatrix} 29400 \\ 19600 \end{bmatrix}}{55 \cdot 50} = \begin{bmatrix} 10,69 \\ 7,127 \end{bmatrix} \text{ N/mm}^3 \quad [5-15.c]$$

$$s_2 = \frac{EA_H}{EA_S} \cdot s_1 = \frac{105 \cdot 70 \cdot 11000}{20 \cdot 50 \cdot 210000} \cdot 20 = 7,7 \text{ mm} \quad [5-15.d]$$

Es ergibt sich, in Abhängigkeit des gewählten Verschiebungsmoduls (blau für SLS und schwarz für ULS), für den Beanspruchungsfaktor t_0 bei einer Verbindung mit 8 hintereinander angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben, die unter einem Winkel von 45° zur Faserrichtung geneigt eingedreht sind, ein Wert von $t_0 = 1,25$ für den Gebrauchslastfall (SLS) und von $t_0 = 1,17$ für den Traglastfall (ULS). Für die vorliegenden Gleichungen, die für den linear-elastischen Verformungsansatz gelten, entsprechen die Verformungen entlang der Scherfuge qualitativ auch den Schubspannungen. Der Verlauf des Beanspruchungsfaktors entlang der Scherfuge, beginnend am Hirnholzende ($z = 0$) der Verbindung, ist in Abb. 5.7 dargestellt. Die blaue Kurve entspricht der Steifigkeit auf SLS-Niveau und die Schwarze jenem des ULS-Niveaus mit reduzierter Steifigkeit. Die zusätzlich eingetragene rote Kurve gilt für die Referenzgeometrie, die dadurch charakterisiert ist, dass die Höhe der zu verbindenden Teile mit dem Mindestabstand a_2 rechtwinklig zur Faserrichtung begrenzt ist. Als Steifigkeitsziffer K_{ser} wurde ein Wert von 25 kN/mm für eine unter 45° zur Faserrichtung geneigt eingedrehte Schraube verwendet.

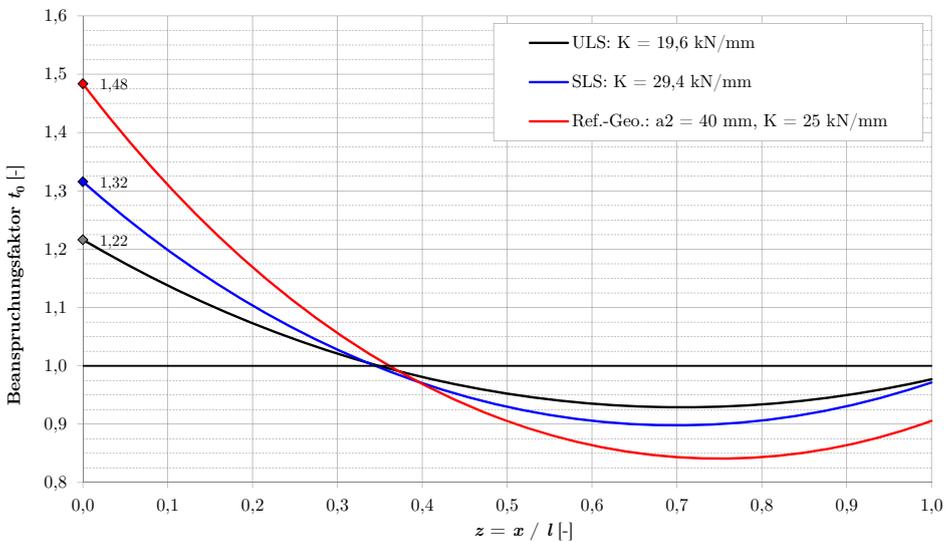


Abb. 5.7: Beanspruchungsfaktor nach Volkersen für das vorliegende Verbindungssystem am Beispiel der Konfiguration 8s/E_45_VG für unterschiedliche Verschiebungsmoduln der Schrauben

Aus den maximalen Beanspruchungsfaktoren lassen sich mit dem folgendem Zusammenhang die jeweiligen Werte für die wirksame Anzahl n_{ef} ermitteln:

$$n_{ef} = \frac{n}{t_0} = \begin{bmatrix} 6,56 \\ 6,06 \\ 5,41 \end{bmatrix} \tag{5-16}$$

Für die bezogene wirksame Anzahl ergeben sich damit für 8 Schrauben die folgenden Werte:

$$\frac{n_{ef}}{n} = \frac{1}{t_0} = \begin{bmatrix} 0,82 \\ 0,76 \\ 0,68 \end{bmatrix} \tag{5-16.a}$$

Der Vergleich mit dem Ergebnis auf Basis des Bemessungsvorschlages (nach Gleichung 6-9 auf Seite 321) führt für die 8 Schrauben zu einem Wert für die bezogene wirksame Anzahl von $8^{-0,2} = 0,66$. Aus den Prüfergebnissen ergab sich für die Verbindung mit 8 Schrauben in der Konfiguration E_45_VG hingegen ein Wert von nur 0,38 (siehe dazu Tabelle 4.8 auf Seite 270) ^(a).

Für das Beispiel der *Prüfkonfiguration E_30_VG* sind im Diagramm der Abb. 5.8 die Beanspruchungsfaktoren t_0 an der Stelle des maßgebenden Verbindungsmittels (vgl. dazu den letzten Teil dieses Abschnitts) für die jeweilige Verbindungsmittelanzahl angegeben. Die Steifigkeitsverhältnisse ($\psi = 0,270$) sowie größere Fugensteifigkeit bei annähernd gleicher Verbindungslänge ^(b) ($\Phi = 1,750$) sind in dieser Konfiguration noch ungünstiger als im Fall der 45° Anordnung der Schrauben. Aus diesem Grund steigt auch die Ungleichmäßigkeit der Beanspruchung im Vergleich zur Reihe E_45_VG an.

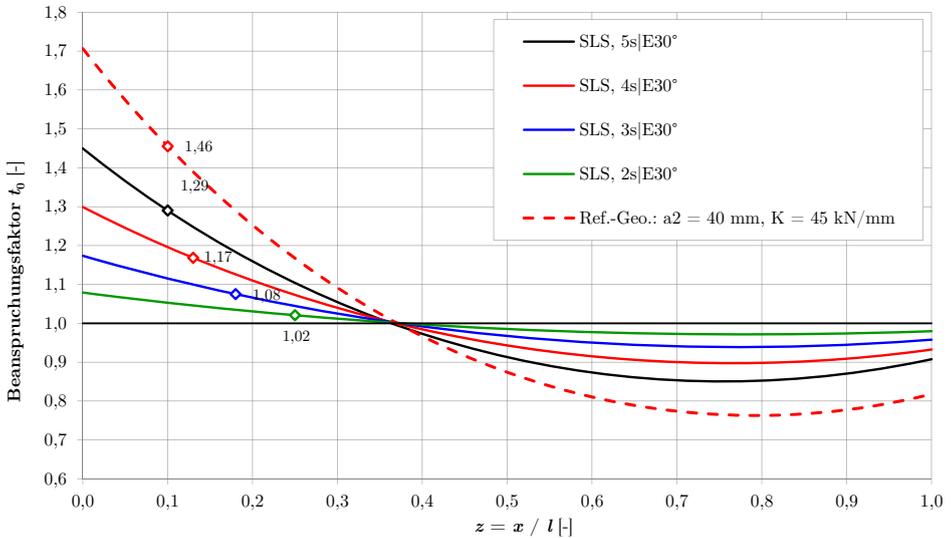


Abb. 5.8: Beanspruchungsfaktor nach Volkens für das vorliegende Verbindungssystem am Beispiel der Konfiguration E_30_VG für eine Schraubenanzahl zwischen 2 und 5

Die Gegenüberstellung von Experiment (Tabelle 4.9 auf Seite 272) und Modell findet sich in Tab. 5.2.

Tab. 5.2: Gegenüberstellung der experimentellen Werte mit jenen nach der Volkens-Theorie

$n_{\text{ef,SLS}}/n$	2	3	4	5
Experiment	0,89	0,84	0,92	0,97
Volkens Theorie	0,98	0,93	0,86	0,78

a. Die Übereinstimmung ist hier, nach Ansicht des Verfassers, nicht überzeugend – es sei jedoch erneut auf die möglichen Unzulänglichkeiten hinsichtlich der Bestimmung der Kraft in der Scherfuge in der Prüfkonfiguration 1 hingewiesen.
 b. Wegen des größeren Schraubenabstandes beim kleineren Einschraubwinkel ergibt sich bei einer geringeren Schraubenanzahl dennoch die nahezu gleiche Laschenlänge.

Nachtrag: Exakte Lösung der Beanspruchung im diskreten Verbindungsmittel nach Volkersen für den linear-elastischen Verschiebungsansatz

Genau genommen dürfte für den Beanspruchungsfaktor t_0 nicht der Randwert zur Berechnung der wirksamen Anzahl n_{ef} herangezogen werden sondern die Lösung des folgenden Integrals:

$$F_i = F_m \cdot \frac{\delta_{m,i}}{\delta_m} = \frac{F_{tot}}{n} \cdot \frac{1}{a_1} \cdot \int_{x = i \cdot a_1 - \frac{a_1}{2}}^{x = i \cdot a_1 + \frac{a_1}{2}} \frac{\delta_x}{\delta_m} dx \tag{5-17}$$

- F_1 Kraft des i -ten Verbindungsmittels [N]
- F_m mittlere Kraft der Verbindungsmittel [N]
- F_{tot} gesamte zu übertragende Kraft in der Verbindung [N]
- $\delta_{m,i}$ mittlere Verschiebung des i -ten Verbindungsmittels [mm]
- δ_m mittlere Verschiebung der gesamten Verbindung [mm]

Mit ausreichender Genauigkeit ^(a) kann die mittlere Verschiebung des i -ten Verbindungsmittels durch die Verschiebung an der Stelle i ersetzt werden, wodurch sich Gl. [5-17] wie folgt annähern lässt:

$$F_i = F_m \cdot \frac{\delta_i}{\delta_m} = \frac{F}{n} \cdot t_0(z = i \cdot a_1) \tag{5-17.a}$$

In der Regel ist ausschließlich die maximale Beanspruchung des ersten oder letzten Verbindungsmittels von Interesse, wobei $t_0(z)$ für viele Verbindungsmittel ($n \rightarrow \infty$) abermals mit $t_0(z = 0$ oder $z = l)$ angenähert werden kann.

Resumee

Die Modellansätze nach VOLKERSEN sind nach Ansicht des Verfassers für das gegenständliche Verbindungssystem dann anwendbar, wenn die Verbindung verhältnismäßig lang wird und somit die Einflüsse aus den unterschiedlichen Dehnungen der zu verbindenden Teile größer werden. Entscheidend für die Amplitude des Beanspruchungsfaktors t_0 ist das Steifigkeitsverhältnis zwischen Stahl und Holz, natürlich in Kombination mit dem Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels, der den größten Einfluss auf das Ergebnis hat. Der Verschiebungsmodul und die Abstände untereinander sind bei gegebenem Einschraubwinkel β kaum veränderbar, weswegen eine Steuerung des Verhaltens, nach Ansicht des Verfassers, ausschließlich über die Laschenlänge – und somit indirekt über die Verbindungsmittellanzahl sinnvoll ist. Kürzere Verbindungen sind daher anzustreben, wenn es nicht möglich ist das Verhältnis der Dehnsteifigkeiten von Stahl und Holz auf einen Wert in der Nähe von 1 zu bringen. Dies ist mit dem gegenständlichen Verbindungssystem durchaus realisierbar, wenn berücksichtigt wird, dass unter Einhaltung der Mindestabstände rechtwinklig zur Faser (a_2 und $a_{4,c}$) bereits bei 4 bis 6 hintereinander angeordneten Schrauben mit einem Nettoquerschnittsversagen zu rechnen ist.

Die streuenden Holzeigenschaften können über den vorliegenden Modellansatz nicht berücksichtigt werden, da der Verschiebungsmodul als Eingangswert als über die gesamte Verbindungslänge verschmierter, konstanter Wert anzusetzen ist.

a. Vgl. dazu auch VOLKERSEN 1938 [90], S. 42

5.3.3 Lösung nach Lantos/Cramer

Die Anwendung des Modellansatzes von LANTOS bzw. CRAMER auf das vorliegende Verbindungssystem soll in diesem Abschnitt exemplarisch gezeigt werden. Die Ergebnisse unterscheiden sich von jenen der Volkersen-Theorie allerdings nur geringfügig. Der Vorteil der Methode von Lantos liegt darin, dass das am meisten beanspruchte Verbindungsmittel und dessen Lastgröße direkt ermittelt wird. In Anlehnung an die Vorgehensweise im letzten Abschnitt wird aus der Prüfreihe E_{45_VG} die Verbindung mit $n = 8$ hintereinander angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben als Basis für die Berechnung herangezogen:

$$\begin{aligned}
 P_{O,x=1} &= P_{max} \cdot \left\{ -\mu + m_1^x \cdot (1 + \mu) - (m_1^x - m_2^x) \cdot \frac{m_1^x \cdot (1 + \mu) - \mu}{m_1^n - m_2^n} \right\} = \\
 &= 175,76 \cdot \left\{ -(-0,273) + \begin{bmatrix} 1,180 \\ 0,847 \end{bmatrix}^1 \cdot (1 + (-0,273)) - \left(\begin{bmatrix} 1,180 \\ 0,847 \end{bmatrix}^1 - \begin{bmatrix} 1,145 \\ 0,873 \end{bmatrix}^1 \right) \cdot \right. \\
 &\quad \left. \frac{\begin{bmatrix} 1,180 \\ 0,847 \end{bmatrix}^1 \cdot (1 + (-0,273)) - (-0,273)}{\begin{bmatrix} 1,180 \\ 0,847 \end{bmatrix}^8 - \begin{bmatrix} 1,145 \\ 0,873 \end{bmatrix}^8} \right\} = \begin{bmatrix} 148,45 \\ 150,11 \end{bmatrix} \tag{5-18}
 \end{aligned}$$

$$\omega = 2 + \gamma \cdot S \cdot \left[\frac{1}{E_I \cdot A_I} + \frac{1}{E_O \cdot A_O} \right] = 2 + \left[\frac{29400}{19600} \right] \cdot 55 \cdot \left[\frac{1}{8,085 \cdot 10^7} + \frac{1}{2,1 \cdot 10^8} \right] = \begin{bmatrix} 2,0275 \\ 2,0183 \end{bmatrix} \tag{5-18.a}$$

$$\rho = \frac{\gamma \cdot S}{E_I \cdot A_I} = \frac{\left[\frac{29400}{19600} \right] \cdot 55}{8,085 \cdot 10^7} = \begin{bmatrix} 0,0075 \\ 0,0050 \end{bmatrix} \tag{5-18.b}$$

$$\mu = \frac{\rho}{2 - \omega} = -\frac{1}{1 + \frac{E_I \cdot A_I}{E_O \cdot A_O}} = -\frac{1}{1 + \frac{2,1 \cdot 10^8}{8,085 \cdot 10^7}} = -0,273 \tag{5-18.c}$$

$$m_{1,2} = \frac{\omega \pm \sqrt{\omega - 4}}{2} = \frac{\begin{bmatrix} 2,0275 \\ 2,0183 \end{bmatrix} \pm \sqrt{\begin{bmatrix} 2,0275 \\ 2,0183 \end{bmatrix} - 4}}{2} = \begin{bmatrix} 1,180 & 1,145 \\ 0,847 & 0,873 \end{bmatrix} \tag{5-18.d}$$

Für die relative Beanspruchung bzw. die Reduktion der Beanspruchbarkeit des ersten Verbindungsmittels ergibt sich damit für die beiden Zustände (blau = SLS und schwarz = ULS):

$$= \frac{n \cdot (P_{max} - P_{O,x=1})}{P_{max}} = \frac{8 \cdot \left(175,76 - \begin{bmatrix} 148,45 \\ 150,11 \end{bmatrix} \right)}{175,76} = \begin{bmatrix} 1,243 \\ 1,168 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0,805 \\ 0,856 \end{bmatrix}^{-1} \tag{5-19}$$

Der *Group Action Factor* bei Berechnung gemäß NDS-2012 [98] führt zum selben Ergebnis. Es ergibt sich direkt die Reduktion der Beanspruchbarkeit – und damit der Kehrwert der relativen Beanspruchung:

$$C_g = \left[\frac{m \cdot (1 - m^{2 \cdot n})}{n \cdot (1 + R_{EA} \cdot m^n) \cdot (1 + m) - 1 + m^{2 \cdot n}} \right] \cdot \left[\frac{1 + R_{EA}}{1 - m} \right] \quad [5-20]$$

$$= \left[\frac{\begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix} \cdot \left(1 - \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix}^{2 \cdot 8} \right)}{8 \cdot \left(1 + 0,385 \cdot \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix}^8 \right) \cdot \left(1 + \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix} \right) - 1 + \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix}^{2 \cdot 8}} \right] \cdot \left[\frac{1 + 0,385}{1 - \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix}} \right] = \begin{bmatrix} 0,806 \\ 0,857 \end{bmatrix}$$

$$R_{EA} = \min \left\{ \frac{EA_s}{EA_m}; \frac{EA_m}{EA_s} \right\} = \min \{ 2,597; 0,385 \} = 0,385 \quad [5-20.a]$$

$$u = 1 + \gamma \cdot \frac{s}{2} \cdot \left[\frac{1}{EA_m} + \frac{1}{EA_s} \right] = 1 + \left[\frac{29400}{19600} \right] \cdot \frac{55}{2} \cdot \left[\frac{1}{8,085 \cdot 10^7} + \frac{1}{2,1 \cdot 10^8} \right] = \begin{bmatrix} 1,0139 \\ 1,00923 \end{bmatrix} \quad [5-20.b]$$

$$m = u - \sqrt{u^2 - 1} = \begin{bmatrix} 1,0139 \\ 1,00923 \end{bmatrix} - \sqrt{\begin{bmatrix} 1,0139 \\ 1,00923 \end{bmatrix}^2 - 1} = \begin{bmatrix} 0,847 \\ 0,873 \end{bmatrix} \quad [5-20.c]$$

Die graphische Darstellung der Ergebnisse ist in Abb. 5.9 für die Reihe E_45_VG zu finden.

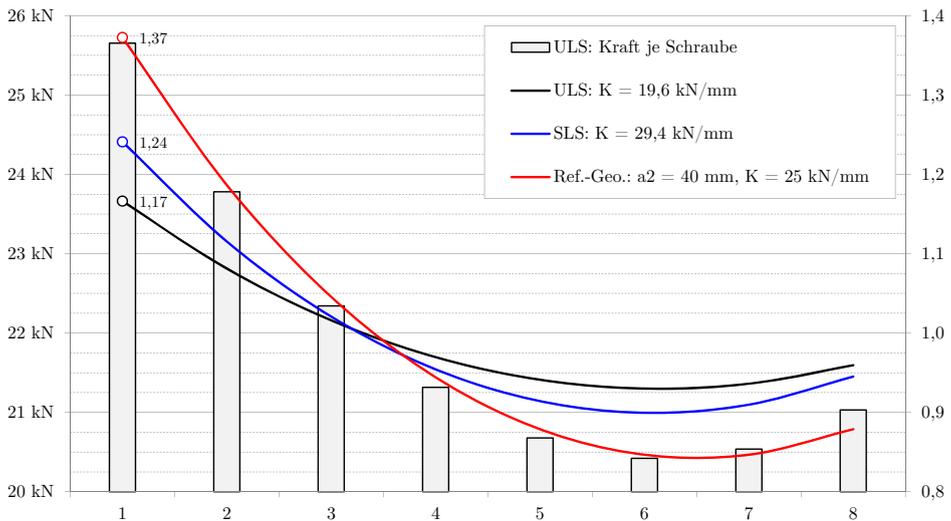


Abb. 5.9: Lösung nach LANTOS für die Geometrieparameter der Reihe E_45_VG und 8 Schrauben

Es zeigt sich – wenig überraschend – dasselbe Verhalten der Verbindung wie bei der Berechnung nach der Volkersen-Theorie. Beide Modelle haben die selben Eingangsparameter und Modellannahmen (linear-elastisches Verhalten sowohl der zu verbindenden Teile als auch des Verschiebungsverhaltens des Verbindungsmittels) und stellen schließlich nur 2 unterschiedliche Wege zum Ziel dar. Die diskrete Methode nach Lantos bzw. der NDS-2012 hat den Vorzug, dass der Verschiebungsmodul des Verbindungsmittels und die Dehnsteifigkeiten der zu verbindenden Teile nicht verschmiert werden müssen.

Die Modellierung der Prüfreihe E_30_VG mit dem Modell von LANTOS führt zu exakt den selben Ergebnissen wie sie in der Abb. 5.8 zahlenmäßig angegeben sind.

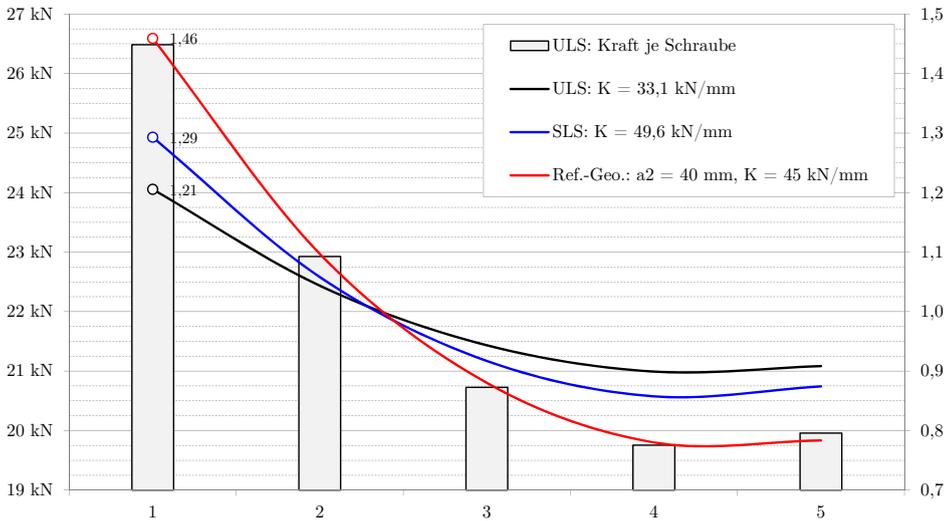


Abb. 5.10: Lösung nach LANTOS für die Geometrieparameter der Reihe E_30_VG und 5 Schrauben

5.3.4 Lösung nach Jorissen

Die Ermittlung der wirksamen Anzahl anhand des Modells von JORISSEN 1998 [49] ist für das gegenständliche Verbindungssystem nach Ansicht des Verfassers nicht sinnvoll, weil sich die unterschiedlichen Holzeigenschaften ausschließlich auf das Last-Verschiebungs-Verhalten der Schraube zurückführen lassen, solange die Schrauben auf Kopfabreißen versagen. Wegen der geringen Abstände der Verbindungsmittel untereinander und der damit verbundenen relativ kurzen Verbindungen sowie des verhältnismäßig geringen Einflusses der Dehnungsunterschiede in den zu verbindenden Teilen, sollten diese weiteren Einflussgrößen vernachlässigt werden können.

Ein vom Verfasser entwickeltes Federmodell zur Berücksichtigung des unterschiedlichen Last-Verschiebungs-Verhaltens der einzelnen Schrauben wird im nächsten Abschnitt vorgestellt. Somit sollten sich die erzielbaren Ergebnisse nicht von jenen bei einer Modellierung nach JORISSEN 1998 [49] unterscheiden.

5.4 Wirksame Anzahl: Federmodell

Mit Hilfe eines einfachen parallelen Federmodells (siehe Abb. 5.11), in dem eine Schraube durch ein idealisiertes, elastisch-plastisches (siehe Abb. 5.12) Last-Verschiebungs-Verhalten abgebildet wird, soll das Last-Verschiebungs-Verhalten der Gesamtverbindung ermittelt werden. Als Eingangsparameter dienen dabei zufällige, normalverteilte Größen für den Verschiebungsmodul C_i , die Bruchlast $F_{u,i}$ und die Bruchverformung $u_{u,i}$ jeder einzelnen Schraube, die aus den experimentellen Untersuchungen für Verbindungen mit einer einzelnen Schraube ermittelt werden können. Die Eigenschaften der zu verbindenden Teile Stahl und Holz werden in diesem einfachen Modell vernachlässigt – wodurch sich das hier entwickelte Federmodell vom Modell, das von JORISSEN 1998 [49] vorgestellt wurde, unterscheidet.

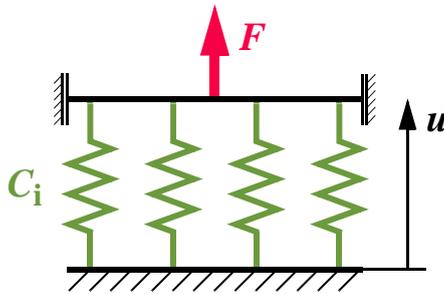


Abb. 5.11: Idealisiertes, paralleles Federmodell für eine Gruppe von Verbindungsmitteln

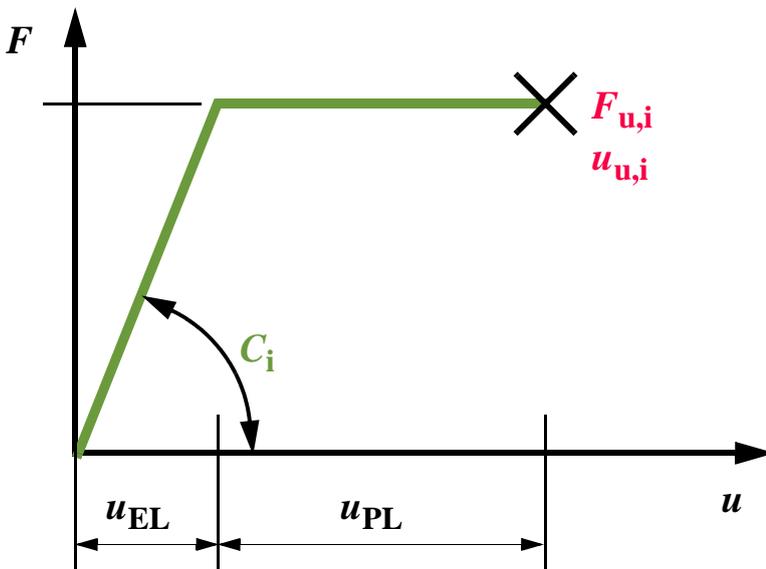


Abb. 5.12: Idealisiertes elastisch-plastisches Last-Verschiebungs-Diagramm für ein Verbindungsmittel

In der nachstehenden Abbildung ist für das Beispiel einer Verbindung die aus 3 Schrauben besteht, das Last-Verschiebungs-Diagramm der drei zusammenwirkenden Schrauben für einen gegebenen Satz an Eingangsparametern dargestellt.

Eine Erweiterung dieses Modells zur Berücksichtigung einer möglichen Anfangsvorspannung wäre ohne größere Schwierigkeiten möglich. Da die Holzeigenschaften im Bereich zwischen den Schrauben nach Ansicht des Verfassers nur von untergeordneter Bedeutung für das Ergebnis der Simulation sind, wurde von vorn herein darauf verzichtet. Die streuenden Holzeigenschaften können nach Ansicht des Verfassers ausschließlich auf den Parameter Steifigkeit C_1 zurückgeführt werden. Dies gilt selbstverständlich nur dann, wenn das Versagen der einzelnen Schrauben nur durch ein Kopfabreißen charakterisiert ist.

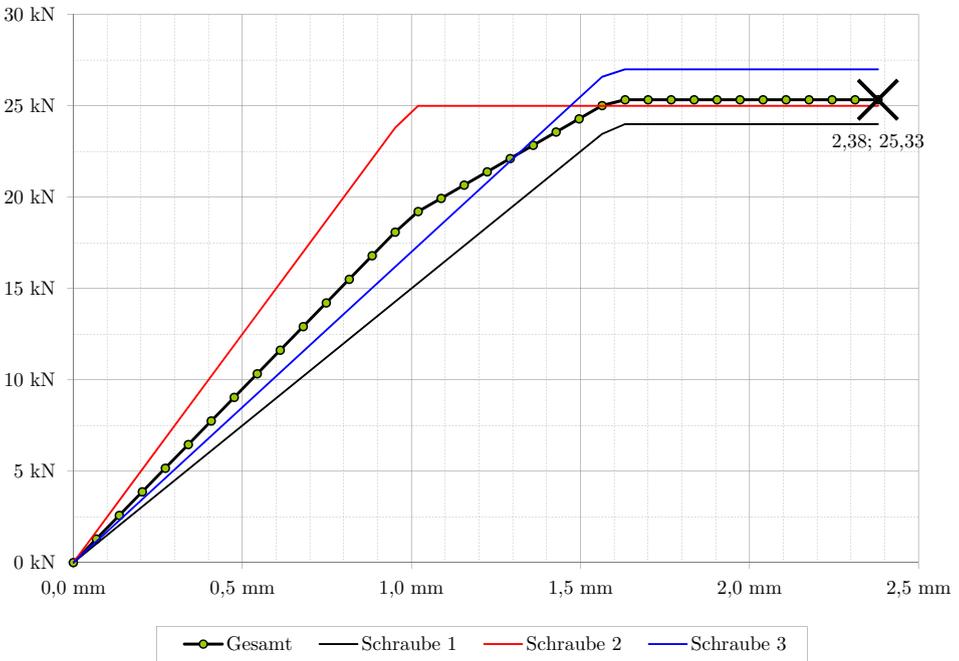


Abb. 5.13: Beispiel für ein Simulationsergebnis in einer Verbindung mit 3 Schrauben

In Abhängigkeit der Streuung der drei Eingangsparameter ist es mit dem vorliegenden Federmodell auch möglich, die wirksame Anzahl sowohl für den Gebrauchslastzustand (SLS) als auch für den Traglastzustand (ULS) zu ermitteln. In der nachstehenden Tab. 5.3 sind beispielhaft die statistischen Kennwerte für einen Satz von normalverteilten Eingangsparametern angegeben. Die Steifigkeitskennwerte C sowie die Bruchverformung u_{li} wurden dabei aus den experimentellen Untersuchungen an Verbindungen mit einer Schraube ermittelt. Für die Festlegung des Wertes der Bruchlast F_{li} wurden die Zugfestigkeitsprüfungen an den Schrauben herangezogen.

Der Verfasser möchte an dieser Stelle darauf hinweisen, dass die hier enthaltenen Ergebnisse und Überlegungen nur einen kleinen Teil der vorhandenen Modelle repräsentieren und als Ansatz für weiterführende Untersuchungen im Themenfeld des vorliegenden Verbindungssystems angesehen werden können.

Tab. 5.3: Beispielhafte statistische Parameter für eine Simulation der wirksamen Anzahl mittels des einfachen Federmodells

	C	F_u	u_u
min	6,5	25,03	0,37
mean	60,3	26,78	2,17
max	314,2	28,62	4,03
stabw	68,9	0,44	0,46
COV	114%	2%	21%

Aus statistisch zufällig verteilten Eingangsgrößen, die mittels der obigen statistischer Parameter beschreibbar sind, wurde für Verbindungen mit 1 bis 10 gemeinsam wirkenden Schrauben die bezogene wirksame Anzahl für den Gebrauchslastzustand SLS und den Traglastzustand ULS ermittelt. Dabei werden die Ergebnisse im Gebrauchszustand auf Basis des gesamten Verschiebungsmoduls einer parallel wirkenden Gruppe von Schrauben ermittelt. Die bezogene wirksame Anzahl im Traglastzustand ergibt sich aus den Bruchlasten der gesamten Schraubengruppe.

Ein Beispiel für das Ergebnis von jeweils 20 Simulationen je Schraubenanzahl ist in der Abb. 5.14 wiedergegeben. Es zeigt sich, dass die wirksame Anzahl im Bruchzustand immer über 1,0 liegt, was grundsätzlich den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen entspricht, wenn das Versagen durch das Abreißen des Schraubenkopfes charakterisiert ist. Auf dem Niveau der Gebrauchstauglichkeit hingegen zeigen sich deutliche Schwankungen, wobei die Werte stets unter 1,0 liegen. Auch dieses Verhalten wurde in den Experimenten in ähnlicher Form beobachtet.

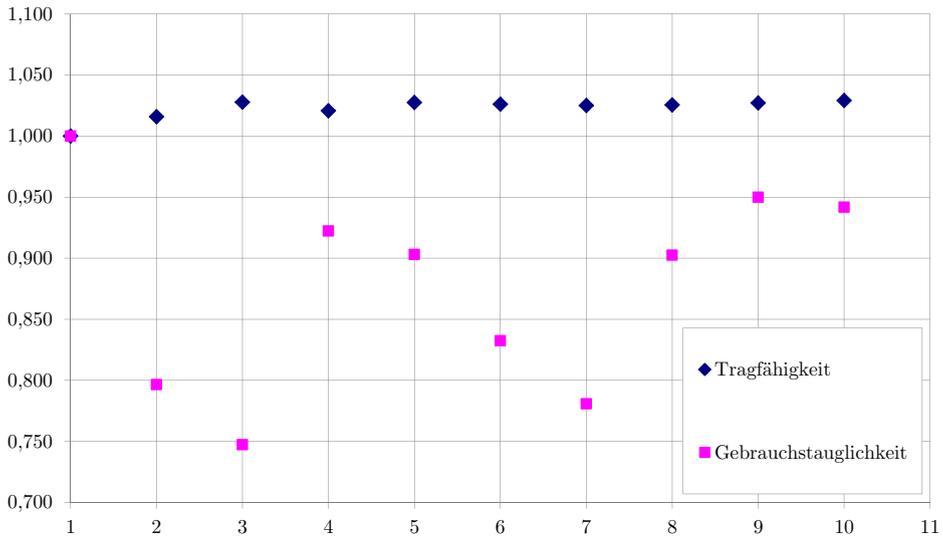


Abb. 5.14: Wirksame Anzahl ermittelt aus jeweils 20 Simulationen mittels des Federmodells für den Gebrauchs- sowie den Traglastzustand am Beispiel von 1 bis 10 Schrauben

5.5 Wirksame Anzahl: Numerische Untersuchungen

5.5.1 Einleitung

Um die Auswirkungen der nicht überkreuzten Schrauben auf die Spannungszustände im Holzteil sowie die Laschenverschiebung entlang der Scherfuge zu studieren, wurden Finite-Elemente-Berechnungen mit ABAQUS 6.5 anhand eines ebenen Scheibenmodells durchgeführt. Die folgenden Eingangsparameter wurden für linear-elastisches, orthotropes Materialverhalten des Holzes verwendet:

- $E_1 = 12.600 \text{ N/mm}^2$
- $E_2 = 420 \text{ N/mm}^2$
- $G_{12} = 740 \text{ N/mm}^2$
- $\nu_{12} = 0$

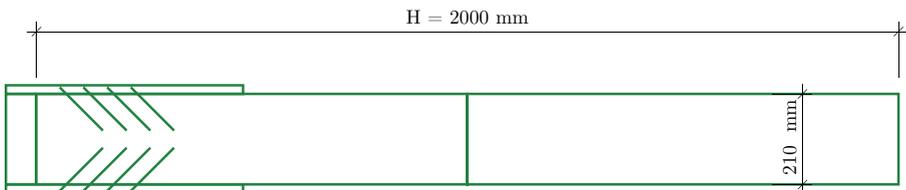
Die Materialkennwerte für die Stahllaschen mit isotropem Verhalten waren wie folgt festgelegt:

- $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$
- $\nu = 0,3$

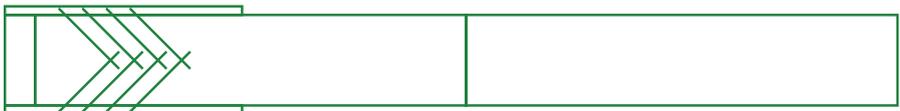
Alle Berechnungen wurden ausschließlich im linear-elastischen Bereich mit Scheibenelementen der Elementdicke $d = a_2 = 40 \text{ mm}$ durchgeführt.

5.5.2 Modell eingespannter Stützenfuß

Um die Auswirkungen der Schraubenanordnung hinsichtlich des Spannungsverlaufes S22 (Richtung rechtwinklig zur Faserrichtung) infolge verschiedener Beanspruchungen zu untersuchen, wurde die Anwendungsmöglichkeit eines eingespannten Stützenfußes untersucht. Die Randbedingungen wurden so gewählt, dass sie der geprüften Geometrie entsprechen. Zusätzlich wurde allerdings eine starre Kopfplatte angenommen, um die Einspannungswirkung am Auflager realisieren zu können.



(a) Anordnung ohne überkreuzte Schrauben



(b) Anordnung mit überkreuzten Schrauben

Abb. 5.15: Geometrie und Abmessungen des modellierten eingespannten Stützenfußes

Die Abmessungen und Anordnung der Schrauben sind in der Abb. 5.15 dargestellt.

Die einwirkenden Schnittgrößen wurden so gewählt, dass sie jeweils einer 100%-igen rechnerischen Ausnutzung des Querschnitts entsprechen. Bei der vorhandenen Holzgeometrie von 40/210 mm führte dies zu folgenden Werten:

- Drucknormalkraft (ohne Stabilitätsgefahr)

$$N_{max,c} = A \cdot f_{c,0,k} = (40 \cdot 210) \cdot 26,5 = -222,60 \text{ kN} \quad [5-21]$$

- Zugnormalkraft

$$N_{max,t} = A \cdot f_{t,0,k} = (40 \cdot 210) \cdot 19,5 = 163,80 \text{ kN} \quad [5-21.a]$$

- Biegemoment

$$M_{max} = W_y \cdot f_{m,k} = \frac{40 \cdot 210^2}{6} \cdot 28 = 8,23 \text{ kNm} \quad [5-21.b]$$

- Querkraft

$$V_{max} = \frac{2}{3} \cdot A \cdot f_{v,k} = \frac{2}{3} \cdot (40 \cdot 210) \cdot 2,5 = 14,00 \text{ kN} \quad [5-21.c]$$

Aus dem maximal ertragbaren Biegemoment ergibt sich unter Berücksichtigung der Tatsache, dass es durch die vorhandene Verlaschung und Verschraubung an der Einspannstelle zu einer ideell wirksamen Stablänge von $L_{ef} = 0,923 \cdot 2000 = 1846 \text{ mm}$ kommt. Der Reduktionsfaktor 0,923 ergibt sich aus dem Vergleich der Verformungen (infolge einer am freien Stabende angreifenden Querlast) ermittelt aus der Stablösung mit jener aus der FE-Lösung. Die maximal ertragbare Querlast ergibt sich damit wie folgt:

$$V_{max,M} = \frac{M_{max}}{L_{ef}} = \frac{8,23 \cdot 10^6}{1846} = 4,46 \text{ kN} \quad [5-21.d]$$

Die untenstehende Abb. 5.16 zeigt den Kragarm als einfaches Stabmodell mit den zugehörigen Belastungen und der ideellen Stablänge L_{ef} .

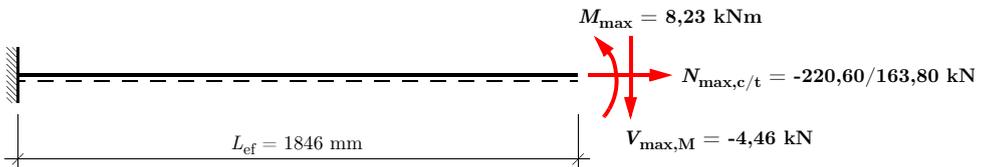


Abb. 5.16: Stabmodell und angreifende Lasten

Die oben ermittelten, maximal ertragbaren Einwirkungen, wurden im FE-Modell jeweils als eigener Lastfall (Step) aufgebracht. Für die Konfiguration mit der nicht überkreuzten Anordnung der Schrauben ist der Spannungsverlauf entlang der Stabachse für die vier Lastfälle in der Abb. 5.17 dargestellt. Wie zu erwarten, treten die größten Querkzugspannungen (ca. 2,2 N/mm²) bei Einwirkung einer Zugnormalkraft auf. Die Spannungssituation S22 im Bereich der Schrauben ist für den Lastfall +N (Step 6) in der Abb. 5.18 dargestellt, wobei deutlich zu erkennen ist, dass sich die Querkzugspannungen entlang der Stabachse von Schraube zu Schraube vergrößern. Das Maximum tritt im Bereich der letzten Schraube auf.

Die drei weiteren Lastfälle (Step 1 bis 3) liefern deutlich geringere Querkzugbeanspruchungen mit einem

Maximum von rund $0,45 \text{ N/mm}^2$ – erneut im Bereich um die letzte Schrauben in der Reihe.

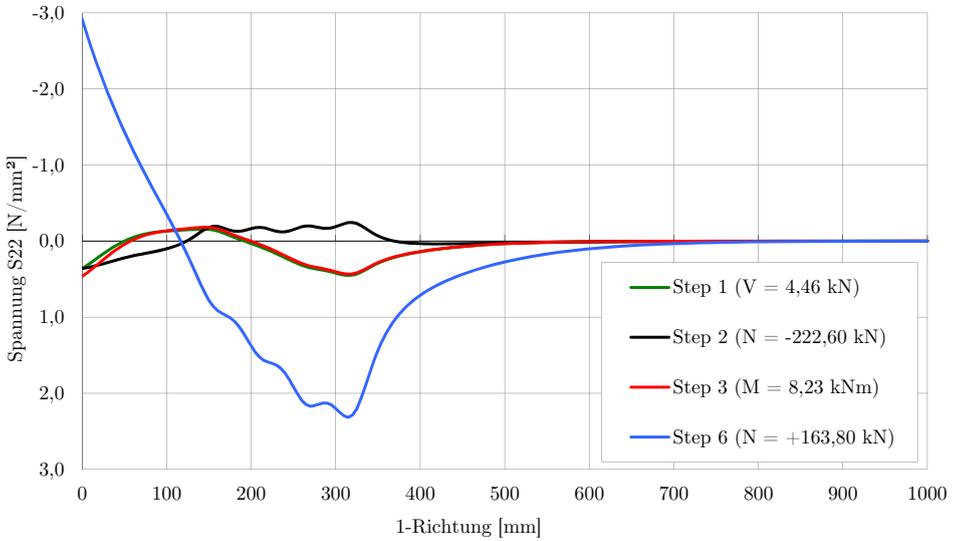


Abb. 5.17: Spannungsverlauf quer zur Faser (S22) entlang der Stabachse bei nicht überkreuzter Anordnung der Schrauben

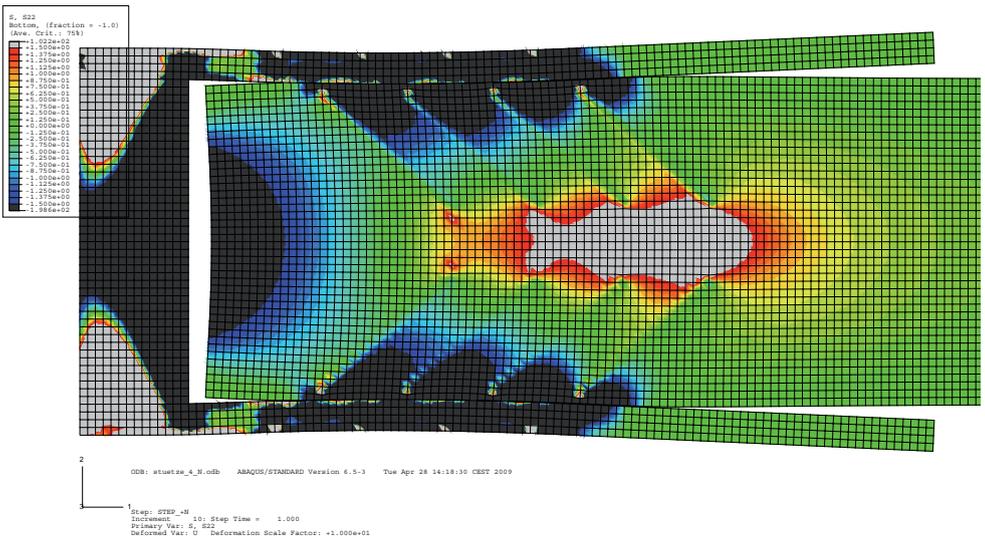


Abb. 5.18: Ergebnis der FE-Berechnung: Spannungen quer zur Faser (S22) für den Lastfall +N bei nicht überkreuzter Anordnung der Schrauben

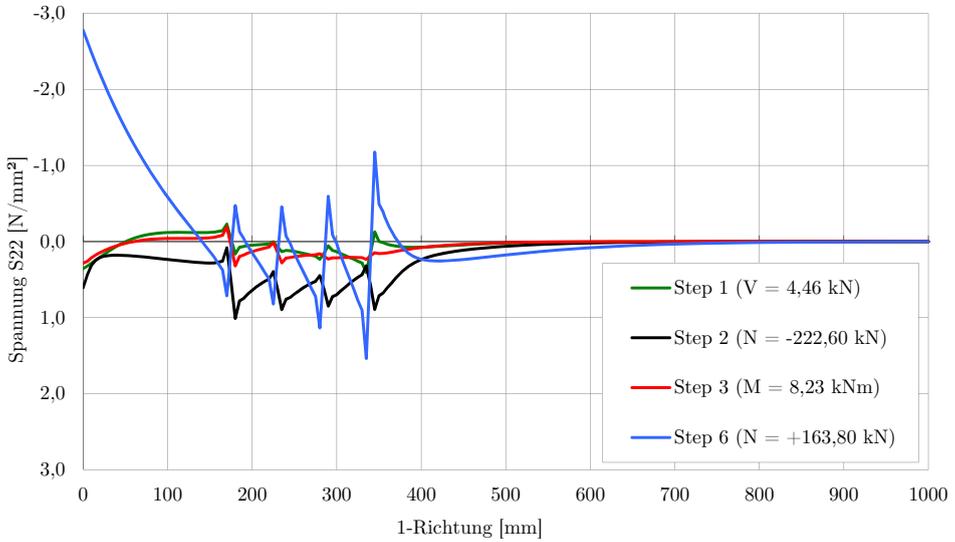


Abb. 5.19: Spannungsverlauf quer zur Faser (S_{22}) entlang der Stabachse bei überkreuzter Anordnung der Schrauben

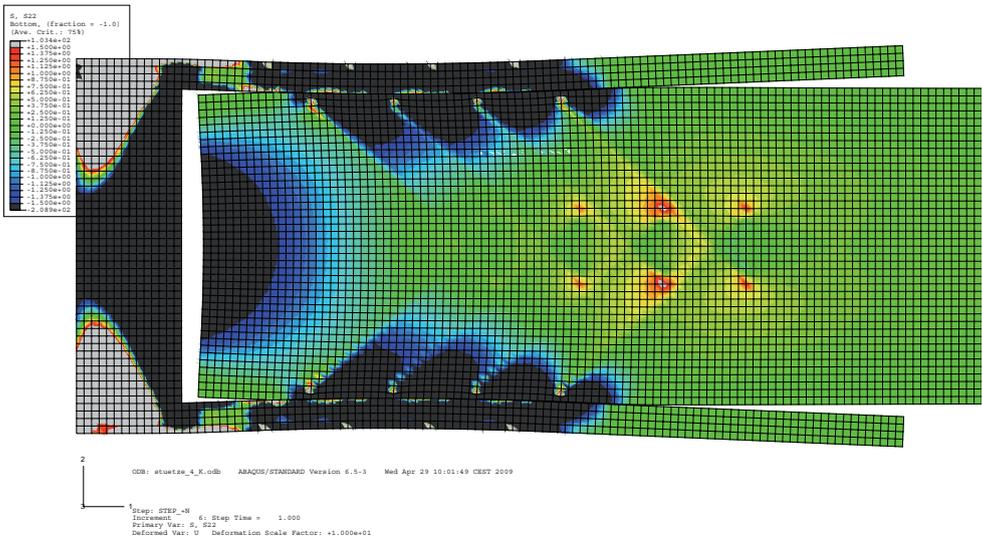


Abb. 5.20: Ergebnis der FE-Berechnung: Spannungen quer zur Faser (S_{22}) für den Lastfall +N bei überkreuzter Anordnung der Schrauben

Wird die Schraubenlänge so gewählt, dass sich die Spitzen in der Stabachse um mindestens $4d$ übergreifen, so verändert sich die Situation maßgeblich. Die maximalen Querkzugspannungen reduzieren sich auf etwa $1,5 \text{ N/mm}^2$, treten jedoch immer nur zwischen den einzelnen Schrauben auf und heben sich somit gegenseitig auf. Der Spannungsverlauf entlang der Stabachse ist für die 4 Lastfälle in der Abb. 5.19 dargestellt.

Infolge der überkreuzten Anordnung ergeben sich insbesondere für den Lastfall der Drucknormalkraft im Bereich um die Schrauben lokale Querkzugspannungen, die bei der nicht überkreuzten Anordnung nicht in dieser Form auftreten.

Für beide Konfigurationen sind die Spannungsbilder der restlichen Lastfälle im Anhang I.1 ab der Seite 435 dieser Arbeit zu finden.

Resumee

Es zeigt sich, dass die lokale Spannungssituation für das gegenständliche Verbindungssystem mit einer Finite-Elemente-Modellierung und linear-elastischer Berechnung ermittelt werden kann. Durch eine vertiefende Auseinandersetzung mit den Berechnungsmöglichkeiten der FEM müsste es nach Ansicht des Verfassers auch möglich sein, die Größenordnung der auftretenden Querkzugspannungen besser abzuschätzen und gegebenenfalls ein einfaches Ingenieurmodell zu deren Berechnung zu entwickeln. Das hier gegebene Beispiel für den eingespannten Stützenfuß soll schließlich noch eine weitere Anwendungsmöglichkeit für das gegenständliche Verbindungssystem aufzeigen.

5.5.3 Laschenverschiebungen – wirksame Anzahl $n_{\text{ef,SLS}}$

Ein weiterer Anwendungsbereich der Modellierung mittels Finiter Elemente bei linear-elastischer Berechnung ist die Ermittlung der Laschenverschiebungskurve entlang der Schraubenreihe. Zu diesem Zweck wurde die Verbindung in der Konfiguration 1 (vgl. Abbildung 4.11 auf Seite 243) mit den eingangs gegebenen Materialparametern nachmodelliert. Aus dem Verlauf der Laschenverschiebungskurve kann auf die wirksame Anzahl im linear-elastischen Bereich ($n_{\text{ef,SLS}}$) geschlossen werden.

In der nachstehenden Abb. 5.21 sind die aus der FE-Modellierung ermittelten relativen Laschenverschiebungen entlang der Schraubenreihe (schwarze Linie) sowie die mittlere Laschenverschiebung (blaue Linie) dargestellt. Der Beanspruchungsfaktor nach VOLKERSEN 1938 [90] ist durch die rote Linie dargestellt und ist mit der blauen Kurve in Abbildung 5.7 auf Seite 294 vergleichbar. Es zeigt sich, dass der maximale Wert der Beanspruchung, ermittelt nach der Methode der Finiten Elemente, mit 1,36 nur geringfügig vom theoretischen Wert nach VOLKERSEN (1,32) abweicht. Weiters ist zu beobachten, dass die größere Beanspruchung nahe dem Holzende (die x-Koordinate läuft vom Holzende bei 0 beginnend) liegt. Es fällt aber auf, dass der Einfluss der Dehnungsunterschiede in den zu verbindenden Teilen ^(a) im Vergleich zum theoretisch Erwartbaren nach VOLKERSEN geringer ausfällt.

Würde das FE-Modell um das tatsächliche Last-Verschiebungs-Verhalten der Schrauben (nichtlineares bzw. näherungsweise elastisch-plastisches Verhalten) erweitert, wäre es nach Ansicht des Verfassers auch möglich, daraus die wirksame Anzahl von Schrauben auf Basis der Beanspruchungssituation zu ermitteln. In einem weiteren Schritt müsste das Last-Verschiebungs-Verhalten der einzelnen Verbindungsmittel als nicht gleichmäßig in der Rechnung berücksichtigt werden, um die Auswirkungen dieser Variabilität zu studieren. Vgl. dazu die Ansätze einer vereinfachten Modellbildung im Kap. 5.4.

a. Der Dehnungsunterschied in den zu verbindenden Teilen spiegelt sich in der Laschenverschiebungskurve grundsätzlich durch einen unsymmetrischen Verlauf wider.

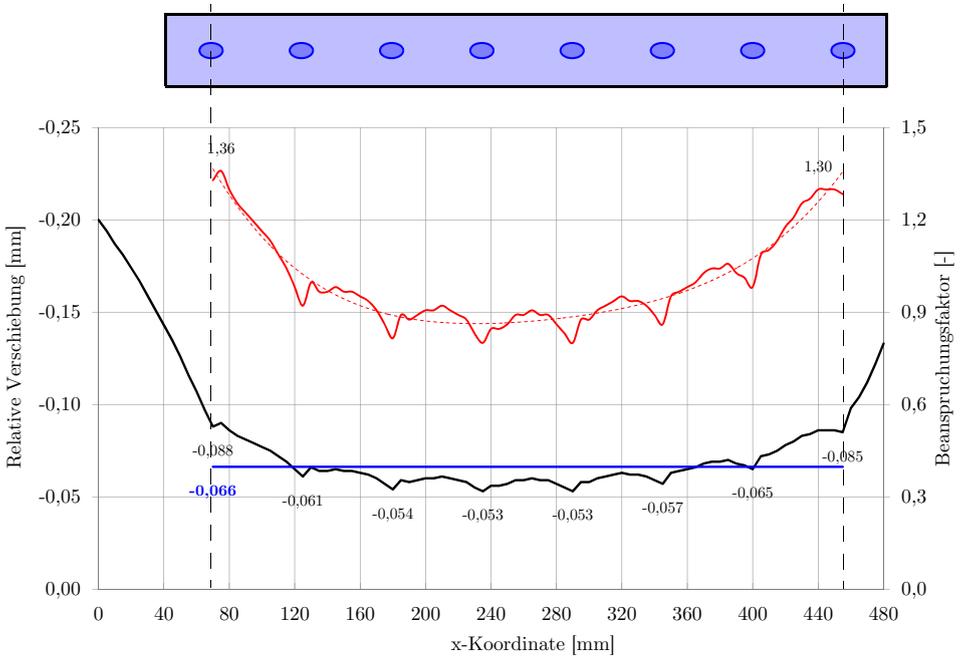


Abb. 5.21: Laschenverschiebungen und daraus ermittelter Beanspruchungsfaktor entlang einer Schraubenreihe für eine Verbindung mit 8 Schrauben und einem Einschraubwinkel von 45°

Resümee

Bei Modellierung im linear-elastischen Bereich zeigt sich eine prinzipiell sehr gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen auf Basis rein theoretischer Überlegungen (beispielsweise der Volkersen-Theorie) und jenen, die mittels Finite-Elemente-Berechnungen erzielt werden. Dies ist einerseits wenig überraschend andererseits aber auch eine Bestätigung der bisherigen Überlegungen zum gegenständlichen Verbindungssystem hinsichtlich der maßgebenden Einflussgrößen auf die wirksame Anzahl n_{ef} .

5.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel stand die Gegenüberstellung von Versuch und Rechnung im Vordergrund. Der Hauptteil beschäftigt sich mit der Herleitung der Johansen-Gleichungen für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben. Bei Gegenüberstellung der rechnerischen Tragfähigkeiten mit den experimentell Ermittelten zeigt sich, dass es für die vorhandenen Winkel von 45° bzw. 30° ausreichend ist, ausschließlich die axialen Kraftkomponenten in der Schraube über das vorgestellte Fachwerkmodell zu berücksichtigen. Der Verfasser ist jedoch der Ansicht, dass es gerade für das gegenständliche Verbindungssystem von Interesse sein könnte, die Schrauben mit größeren Einschraubwinkeln (beispielsweise 75°) einzudrehen, um ein duktileres Verhalten der Verbindung erreichen zu können. Dies erhält durch die aktuellen Entwicklungen hinsichtlich der Verwendung von Holz- oder Holzwerkstoffen auf Laubholzbasis eine zunehmend wachsende Bedeutung. Aufgrund der hohen Lochleibungsfestigkeiten kann es für Verbindungen mit diesen Produkten also durchaus vorteilhaft sein, auch die Tragfähigkeit infolge der Dübelwirkung zu berücksichtigen, was mit den hier abgeleiteten Bemessungsgleichungen nun möglich sein sollte.

Der zweite Teil dieses Kapitels beschäftigt sich mit der Anwendung der vorhandenen Modellansätze zur Ermittlung der wirksamen Anzahl von VOLKERSEN und LANTOS auf das gegenständliche Verbindungssystem. Es zeigt sich, dass der Anwendbarkeit dieser Modelle bei einem Einschraubwinkel von 45° auf dem Niveau der Gebrauchslast ($n_{\text{ef,SLS}}$) nichts entgegen steht und die Übereinstimmung zwischen Modell und Experiment als durchaus zufriedenstellend eingestuft werden kann. Bei kleineren Einschraubwinkeln ist die Übereinstimmung zwischen Modellen und Experiment weniger gut.

Wegen des vorhandenen plastischen Verformungsvermögens der Schrauben auf Bruchniveau kann die wirksame Anzahl $n_{\text{ef,ULS}}$ hingegen mit den vorhandenen Modellen nicht sinnvoll ermittelt werden. Aus diesem Grund wurde vom Verfasser ein einfaches Federmodell, das auf einem elastisch-plastischen Verformungsverhalten der einzelnen Schrauben basiert, entwickelt und kurz vorgestellt. Anhand dieses Modells lassen sich bei geeigneter Wahl der Eingangsparameter (diese sind in der Regel experimentell zu bestimmen) durchaus gute Übereinstimmungen zwischen Modell und Experiment erzielen. Die hier gezeigten Modellüberlegungen sollen allerdings nur eine Möglichkeit der Modellierung aufzeigen und können ohne größere Schwierigkeiten in ihrer Genauigkeit weiter verbessert werden.

Zum Abschluss dieses Kapitels wurde noch kurz auf vorhandene Finite-Element-Modellierungen des Verfassers eingegangen, die ausschließlich auf linear-elastischem Materialverhalten basieren. Zum Einen wurde das Verhalten des Holzes im Bereich der Schraubenspitzen hinsichtlich vorhandener Querspannungen infolge des exzentrischen Lastangriffs der Stahllaschen bei verschiedenen Lastsituationen aufgezeigt. Die Wirkung einer Quersugsicherung durch die Verbindungsmittel selbst (infolge des Übergreifens der Schrauben in der Bauteilachse) konnte anhand der Spannungsbilder im Holz anschaulich gezeigt werden. Zum Anderen konnte erneut demonstriert werden, wie sich die wirksame Anzahl von Schrauben auf Gebrauchslastniveau mit einer linear-elastischen FE-Berechnung ermitteln lässt.

6 Bemessungsvorschlag

Im abschließenden Kapitel der vorliegenden Arbeit werden die theoretischen und experimentellen Erkenntnisse als Bemessungsvorschlag für die Baupraxis unter Berücksichtigung der wesentlichen Einflussparameter für das gegenständliche Verbindungssystem der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung (siehe Abb. 6.1 oder Abb. 6.2) mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben zusammengefasst. Zusätzlich dazu sind auch Hinweise für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse (siehe Abb. 6.3) angegeben, die dadurch charakterisiert sind, dass die äußere Kraft parallel zur Richtung der Schraubenachse wirkt.

Neben der baustatischen Modellbildung und der theoretischen, rechnerischen Nachweisführung in den Grenzzuständen der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit sind vor allem die baupraktischen Empfehlungen als Hilfestellung für den anwendenden Ingenieur gedacht.

6.1 Baustatisches Modell

6.1.1 Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen

In Anlehnung an die von BLAß ET AL. 2006 [18] vorgeschlagene Modellbildung für Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde auf Basis eines Fachwerkmodells, dass ausschließlich axiale Beanspruchungszustände in der Schraube berücksichtigt, wird dieses baustatische Modell auch für die Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung verwendet, solange der Einschraubwinkel β maximal 60° beträgt. Bei größeren Einschraubwinkeln stellen die Anteile aus der Dübeltragwirkung keine zu vernachlässigende Größe mehr da und sollten daher berücksichtigt werden. Dieser Vorschlag wurde vom Verfasser in KRENN ET AL. 2009 [54] bereits publiziert und einem internationalen Expertenpublikum vorgestellt, und stellt nach Kenntnis des Verfassers auch die aktuell übliche Bemessungspraxis dar.

Die Beanspruchung der Schraube ist grundsätzlich durch eine Kombination aus axialer und lateraler Belastung charakterisiert. Sie lässt sich jedoch mit ausreichender Genauigkeit für die praktische Anwendung – effektiv bei Einschraubwinkeln von $30^\circ \leq \beta \leq 60^\circ$ und üblichen Steifigkeitsparametern der zu verbindenden Teile – auf eine rein axiale Beanspruchung zurückführen. Diese konservative Annahme vereinfacht somit die baustatische Modellbildung sowie die Berechnung des Tragwiderstandes und des Verformungsverhaltens von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen deutlich.

Aus Gleichgewichtsgründen tritt die Kraftkomponente rechtwinklig zur Scherfuge bei der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung immer auf, wenn die Verformung in dieser Richtung nicht behindert ist. Damit einher geht die aus Gleichgewichtsgründen zwingend vorhandene Wirkung der Reibung in der Scherfuge, die somit immer dann berücksichtigt werden darf, wenn sichergestellt ist, dass sich Stahlblech und Holzoberfläche zwangungsfrei gemeinsam verformen können. Diesbezügliche Sonderfälle, in denen auf die Berücksichtigung der Reibungswirkung verzichtet werden sollte, sind im Abschnitt 6.5.7 genannt.

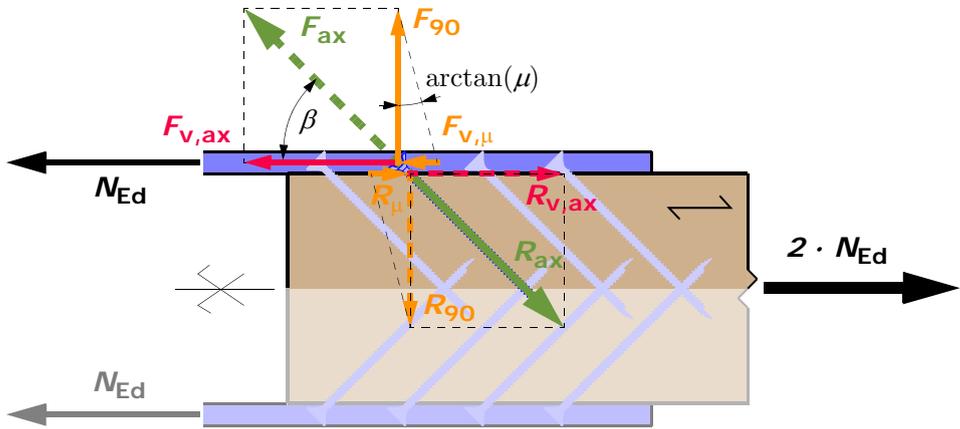


Abb. 6.1: Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und Einschraubwinkeln 30° und 60° zur Faserrichtung

Für Verbindungen, bei denen die Schrauben mit größeren Winkeln zwischen Schraubenachse und Faserrichtung eingedreht werden ($\beta > 60^\circ$) wird empfohlen, zusätzlich zu den axialen Komponenten (in der Abb. 6.2 mit dem Index **ax** bezeichnet), auch die Anteile aus der lateralen Tragfähigkeit (in der Abbildung mit dem Index **EYM** bezeichnet) gemäß der modifizierten Johansen-Gleichungen in Kapitel 5.1 – Modifizierte Johansen-Gleichungen für einschnittige Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Schrauben ab der Seite 281 dieser Arbeit vorzugehen. Maßgeblich ist in der Regel Gleichung 5-12 auf Seite 287.

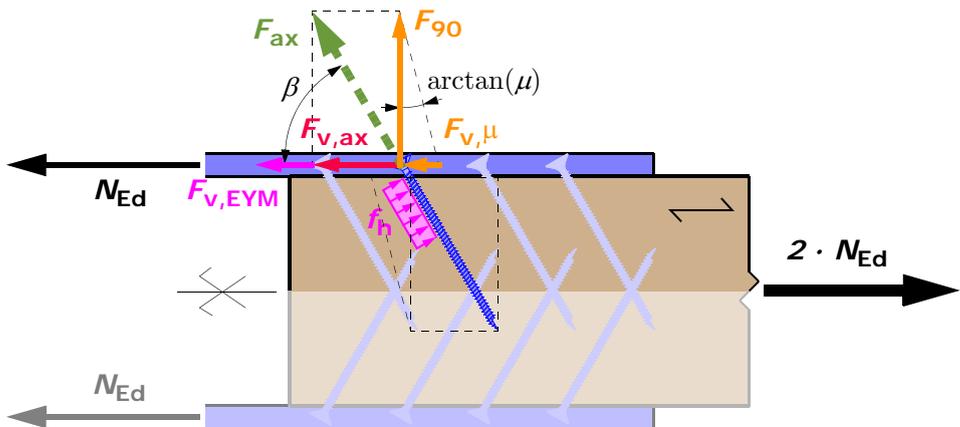


Abb. 6.2: Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und Einschraubwinkeln β größer als 60°

6.1.2 Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse

Die baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse stellt ein Kräftegleichgewichtsmodell dar, da die Richtung der äußeren Kraft definitionsgemäß mit der Einschraubrichtung der Verbindungsmittel übereinstimmen muss. Das Tragverhalten der Schrauben ist dabei ausschließlich durch eine axiale Beanspruchung charakterisiert.

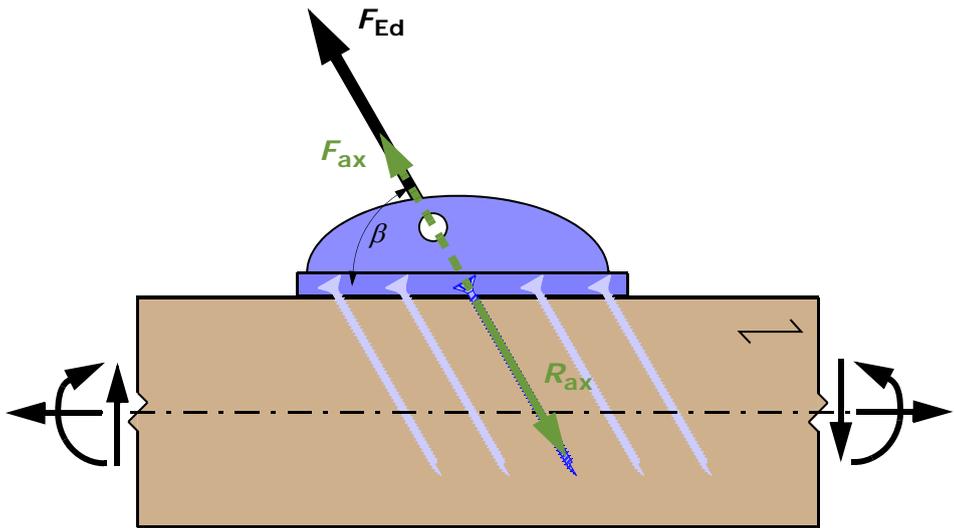


Abb. 6.3: Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben

Infolge der abhebenden Wirkung, und weil ein Kontakt für das Gleichgewicht in der Verbindung nicht erforderlich ist, tritt in der Fuge zwischen Stahlblech und Holzoberfläche keine Reibung auf. Eine ausreichende Verankerungstiefe der Schrauben bzw. die Quersicherung sind bei dieser Art der Verbindung von maßgebender Bedeutung. Wenn sich die Wirkungslinien der äußeren Kraft und der Schraubengruppe nicht überdecken, treten in der Verbindung zusätzliche Momentenbeanspruchungen auf die sowohl bei der Bemessung der Verbindung als naturgemäß auch beim Nachweis der Holzteile zu berücksichtigen sind. Von besonderer Bedeutung für diese Verbindung, hinsichtlich der gleichmäßigen Beanspruchung der gemeinsam wirkenden Schrauben, ist eine ausreichende Steifigkeit der Kopfplatte.

6.2 Grenzzustände der Tragfähigkeit (ULS)

6.2.1 Mindestabstände

Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung

Empfohlene Rand- und Zwischenabstände von selbstbohrenden Holzschrauben für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen, in denen die äußere Kraft parallel zur Faserrichtung der zu verbindenden Holzteile angreift, sind in Tab. 6.1 mit den Definitionen der Abb. 6.4 angegeben.

Tab. 6.1: *Empfohlene Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen bei faserparallel wirkender äußerer Kraft*

Definition gemäß	a_1	a_2	$a_{3,t}$	$a_{1,CG}$	$a_{4,c}$
EN 1995-1-1, Tab. 8.6 [107]	$\frac{7d}{\sin\beta}$	$5d$	-	$10d$	$4d$
Versuche [130]	$\frac{4,9d}{\sin\beta}$	$5d$	$8d$	-	$2,5d$
Empfohlene Werte für Nadelholz	$\frac{5d}{\sin\beta}$	$5d$	$\frac{5d}{\sin\beta}$	-	$4d$

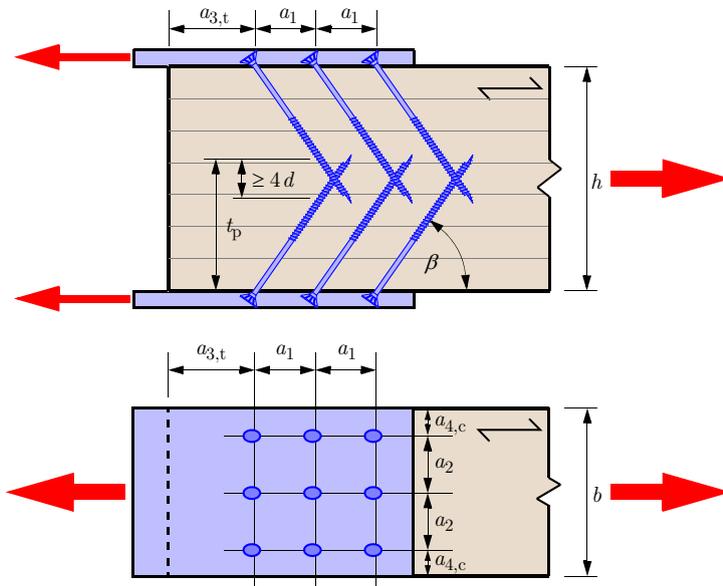


Abb. 6.4: *Definition der Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen bei faserparallel wirkender äußerer Kraft*

Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse

Für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse, mit parallel zur Schraubenachse angreifender äußerer Kraft, sollten die Rand- und Zwischenabstände von selbstbohrenden Holzschrauben gemäß der Tab. 6.2 mit den Definitionen der Abb. 6.5 eingehalten werden.

Tab. 6.2: Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse bei Kraftangriff parallel zur Schraubenachse gemäß EN 1995-1-1 [107]

Definition gemäß	a_1	a_2	$a_{1,CG}$	$a_{2,CG}$
EN 1995-1-1, Tab. 8.6 [107]	$7d$	$5d$	$10d$	$4d$

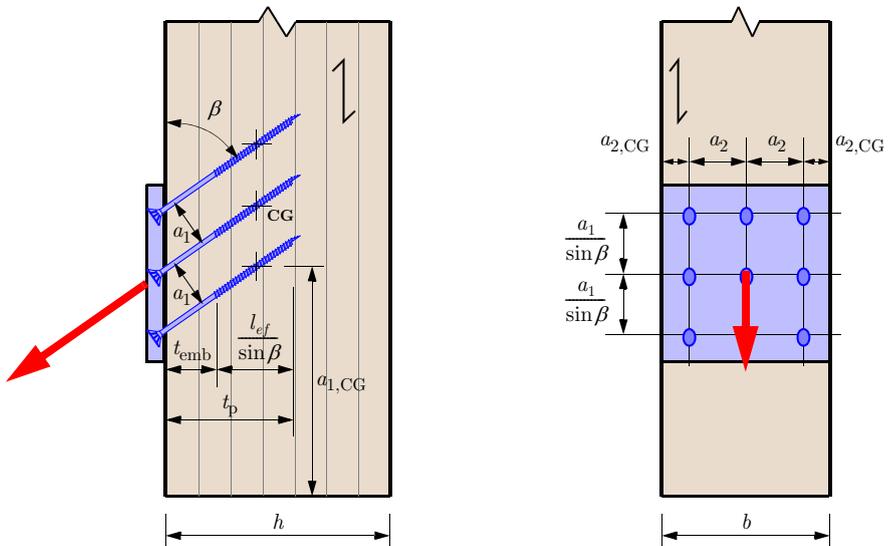


Abb. 6.5: Definition der Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse bei Kraftangriff parallel zur Schraubenachse

Für den Fall, dass in der Technischen Zulassung für die gegebenen Konfigurationen andere Werte der Mindestabstände angegeben sind, sind die jeweils festgelegten Werte einzuhalten. Bei Unterschreitung der Werte nach Tab. 6.1 und Tab. 6.2 empfiehlt der Verfasser genauere Untersuchungen anderer möglicher Versagensmechanismen (z. B. Blockscherversagen).

6.2.2 Erforderliche Eigenschaften der Schraube für die Bemessung

Die für eine Bemessung und die Herstellung der Verbindung mit Schrauben bei Einschraubwinkeln β zwischen Schraubenachse und Faserrichtung im Bereich zwischen 30° und 60° erforderlichen charakteristischen Eigenschaften für das eingesetzte Schraubenprodukt gemäß ON EN 14592 [120] sind der Leistungserklärung (DOP) bzw. der geltenden Technischen Zulassung mit DOP zu entnehmen. Dabei sind folgende Kennwerte und geometrischen Eigenschaften erforderlich:

- d Nenndurchmesser (Außendurchmesser) der Schraube [mm]
- l Nennlänge [mm]
- l_g Gewindelänge der Schrauben inklusive Schraubenspitze [mm]
- $f_{ax,\beta,k}$ charakteristischer Wert des Ausziehparameters für den Winkel β [N/mm²]
- $f_{tens,k}$ ^(a) charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube (in älteren Zulassungen auch mit $R_{t,u,k}$ bezeichnet) [N]
- $f_{tor,k}$ ^(b) charakteristischer Wert des Bruchdrehmoments der Schraube [Nm]

Folgende Kennwerte sind zusätzlich erforderlich, wenn neben dem axialen Anteil des Tragwiderstandes auch der laterale Widerstand der Schraube in der Bemessung berücksichtigt werden soll. Diese Vorgehensweise wird dann empfohlen, wenn der Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung größer als 60° ist:

- d_1 Kerndurchmesser im Bereich des Gewindes der Schraube [mm]
- $f_{h,k}$ charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit [N/mm²]
- $M_{y,k}$ charakteristischer Wert des Fließmoments der Schraube [Nm]

6.2.3 Empfohlene axiale Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ für die Vordimensionierung

Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen

Der Zielversagensmechanismus bei der Bemessung von Schraubenverbindungen sollte das Zugversagen der Schrauben selbst sein, was durch eine ausreichend große, im Holz eingebettete, Gewindelänge erreicht werden kann. Um diesen angestrebten Versagensmodus unabhängig beschreiben zu können, wird der Begriff der axialen Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ (vgl. auch Gleichung 3-88 auf Seite 222 dieser Arbeit) genutzt, und in den nachstehenden Gleichungen definiert.

Um das Stahlversagen zuverlässig erreichen zu können, ist der Widerstand der Schraube gegen Herausziehen aus dem Holz mit einem niedrigen Wert ^(c) in Rechnung zu stellen. Der Widerstand der Schraube gegen Abreißen des Kopfes hingegen muss mit einem hohen Wert ^(d) berücksichtigt werden. Die axiale

-
- a. Eine, nach Ansicht des Verfassers, äußerst unglückliche Bezeichnung für den charakteristischen Wert der Zugtragfähigkeit. In der Regel werden mit Kleinbuchstaben ausschließlich Festigkeitskennwerte bezeichnet. Besser wäre es, diesen Wert mit $F_{tens,k}$ zu bezeichnen, um eindeutig zu definieren, dass es sich um eine Größe mit der Einheit Kraft handelt. Aus Gründen der Durchgängigkeit und der leichteren Lesbarkeit in Verbindungen mit Normen und Zulassungen, wurde die offizielle Bezeichnung in diesem Kapitel beibehalten.
 - b. Die Anmerkungen des Verfassers hinsichtlich Bezeichnung des charakteristischen Wertes der Zugtragfähigkeit gelten auch für den charakteristischen Wert des Bruchdrehmoments.
 - c. Hier ist grundsätzlich der 5%-Fraktilwert der Ausziehtragfähigkeit zu verwenden. Dieser sollte nach Ansicht des Verfassers nicht mit dem Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen von 1,30 verringert werden, da sich ansonsten unrealistisch große Einbindelängen ergeben. Der Einfluss der Lasteinwirkungsdauer über den Beiwert k_{mod} sollte hingegen berücksichtigt werden.
 - d. Hier bietet sich der angegebene charakteristische Wert der Zugtragfähigkeit ohne Teilsicherheitsbeiwert an, da eine Unterschreitung dieses Wertes nicht zu erwarten ist. Ebensovienig ist eine beträchtliche Überschreitung, wie sie beispielsweise von Stabdübeln bekannt ist, nicht zu erwarten.

Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ kann somit zur Vorabschätzung der erforderlichen Schraubenlänge wie folgt berechnet werden:

$$\lambda_{ax,gr} = \frac{l_{ef,gr}}{d} \geq \frac{f_{tens,k}}{f_{ax,\beta,k}} \cdot \frac{10^3}{d^2 \cdot k_{mod}} \quad [6-1]$$

- $\lambda_{ax,gr}$ axiale Grenzschlankheit, bei deren Überschreitung ein Zugversagen der Schraube zu erwarten ist [-]
- $l_{ef,gr}$ mindestens erforderliche wirksame Einbindetiefe des Schraubengewindes im Holz [mm]
- d Nenndurchmesser der Schraube [mm]
- $f_{tens,k}$ charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube [kN]
- $f_{ax,\beta,k}$ charakteristischer Wert des Ausziehparameters für den Winkel β [N/mm²]
- k_{mod} Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer [-]

Bei Einhaltung dieser Bedingung für die axiale Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ hängt die Tragfähigkeit der Schraube ausschließlich vom charakteristischen Wert ihrer Zugtragfähigkeit ab und der Bemessungswert der Tragfähigkeit der Zuglaschenverbindung kann je Stahlblech mit Hilfe der Gl. [6-5] berechnet werden. Andernfalls ist der Bemessungswert der Tragfähigkeit je Stahlblech mittels Gl. [6-4] zu bestimmen.

Für handelsübliche Schrauben sowie eine kurze bis sehr kurze Lasteinwirkungsdauer ^(a) liegen die Werte der Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ im Bereich zwischen 30 und 35, und vergrößern sich in Abhängigkeit der Klasse der Lasteinwirkungsdauer entsprechend. Besteht die führende Lastkombination ausschließlich aus ständigen Lasten, so sind Werte von $\lambda_{ax,gr}$ um 50 zu erwarten.

Die Einhaltung der Anwendungsgrenzen und Randbedingungen gemäß Abschnitt 6.4 sowie der Empfehlungen für die Baupraxis in Abschnitt 6.5 sind als Voraussetzungen für die Anwendung der obigen Näherungsgleichung der axialen Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ anzusehen.

Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse

Die Gleichung 6-1 zur Bestimmung der axialen Grenzschlankheit $\lambda_{ax,gr}$ kann auch für die Anwendung in Stahlblech-Holz-Zuganschlüssen verwendet werden. Es sei jedoch ausdrücklich darauf hingewiesen, dass für derartige Verbindungen eine vergrößerte Einbindetiefe erforderlich sein kann, um sprödes Holzversagen auszuschließen ^(b). Die Einhaltung, der in der Bemessungspraxis gut bekannten Bedingung für nachweisfreie Queranschlüsse, ist bei derartigen Verbindungen aber mit einem Grenzwert von mindestens $\alpha_{ax} = a/h > 0,8$ empfehlenswert. Eine weitere Untersuchung dieser Thematik und die Behandlung in den Normungsgremien sind allerdings unerlässlich.

-
- a. Das gegenständliche Verbindungssystem kommt in der Praxis sehr häufig in Dachkonstruktionen zur Anwendung, weshalb hier die maßgebende Beanspruchung in der Regel von kurzer bis sehr kurzer Dauer ist.
- b. Die Verwendung von Schrauben mit Teilgewinde kann zum Beispiel eine praktische Maßnahme sein, um die anzuschließenden Lasten in möglichst großer Tiefe im Holzbauteil zu verankern. Dabei ist allerdings zu bedenken, dass der maßgebende Versagensmodus bei handelsüblichen Gewindelängen für Teilgewindeschrauben jedenfalls das Herausziehen der Schrauben aus dem Holz ist.

6.2.4 Wirksame Anzahl n_{ef}

Für die wirksame Anzahl n_{ef} von geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben in Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen wird für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) die nachstehende Gleichung Gl. [6-2] vorgeschlagen. Als Randbedingungen sind zum Einen die Einschraubwinkel mit Werten zwischen $30^\circ \leq \beta \leq 60^\circ$ und zum Anderen die Einhaltung der baupraktischen Empfehlungen nach Abschnitt 6.5 zu nennen.

$$n_{ef, ULS} = 0,9 \cdot n \quad [6-2]$$

- $n_{ef, ULS}$ wirksame Anzahl von Schrauben je Stahlblech in Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit (ULS) bei Verbindungen mit mehr als einer Schraube je Scherfuge [-]
- n tatsächliche Anzahl der Schrauben je Stahlblech in einer Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung je Scherfuge [-]

Für andere Verbindungskonfigurationen wie z. B. einem Stahlblech-Holz-Zuganschluss, bei dem die Richtung der äußeren Kraft der Einschraubrichtung der Schrauben entspricht, sollte die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel gemäß Gl. (8.41) der EN 1995-1-1 [107] bestimmt werden:

$$n_{ef} = n^{0,9} \quad [6-3]$$

Es sei an dieser Stelle erneut darauf hingewiesen, dass es bei Verbindungskonfigurationen, die nicht der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung entsprechen, zu holzspezifischen Versagensarten wie beispielsweise Querzugversagen oder Blockscheren kommen kann.

6.2.5 Bemessungsgleichungen für Einschraubwinkel zwischen 30° und 60°

Bei Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit Einschraubwinkeln zwischen $30^\circ \leq \beta \leq 60^\circ$ kann der Bemessungswert der Tragfähigkeit je Stahlblech gemäß der nachstehenden Gleichung bestimmt werden.

Für den Bemessungswert $R_{ax,d}$ der axialen Tragfähigkeit einer Schraubengruppe gilt im Allgemeinen:

$$R_{ax,d} = n_{ef, ULS} \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} F_{ax, \alpha, 1, Rk} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \\ \frac{f_{tens, k}}{\gamma_{M2}} \end{array} \right\} \quad [6-4]$$

- $R_{ax,d}$ Bemessungswert der axialen Tragfähigkeit einer Schraubengruppe [kN]
- $n_{ef, ULS}$ wirksame Anzahl der Schrauben nach Gl. [6-2]
- $F_{ax, \alpha, 1, Rk}$... charakteristischer Wert der Ausziehtragfähigkeit der Einzelschraube [kN]
- $f_{tens, k}$ charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube [kN]
- k_{mod} Modifikationsbeiwert zur Berücksichtigung der Lasteinwirkungsdauer [-]
- γ_M Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen (in der Regel 1,30) [-]
- γ_{M2} Teilsicherheitsbeiwert für Stahl beim Nachweis gegen Bruch (in der Regel 1,25) [-]

Wenn die Bedingung für die axiale Grenزشlankheit $\lambda_{ax, gr}$ gemäß Abschnitt 6.2.3 eingehalten ist, vereinfacht sich der obige Ausdruck für den Bemessungswert $R_{ax,d}$ der axialen Tragfähigkeit einer Schraubengruppe zu Gl. [6-5]. Es ist darauf zu achten, dass aufgrund der vorangegangenen Vereinfachungen

anstatt des Teilsicherheitsbeiwertes γ_{M2} der Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen γ_M einzusetzen ist:

$$R_{ax,d} = n_{ef, ULS} \cdot \frac{f_{tens,k}}{\gamma_M} \tag{6-5}$$

- $R_{ax,d}$Bemessungswert der axialen Tragfähigkeit einer Schraubengruppe [kN]
- $n_{ef, ULS}$ wirksame Anzahl der Schrauben nach Gl. [6-2]
- $f_{tens,k}$ charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube [kN]
- γ_M Teilsicherheitsbeiwert für Verbindungen (in der Regel 1,30) [-]

Der Bemessungswert $F_{v,Rd}$ der Tragfähigkeit je Stahlblech darf bei Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen gemäß Abb. 6.6 unter Berücksichtigung der Reibung ermittelt werden, wenn diese sichergestellt ist (vgl. dazu die Hinweise in Abschnitt 6.5.7).

$$N_{Ed} \leq F_{v,Rd} = R_{ax,d} \cdot (\cos \beta + \mu \cdot \sin \beta) \tag{6-6}$$

- N_{Ed} Bemessungswert der einwirkenden Normalkraft je Stahlblech (= Scherfuge) [kN]
- $F_{v,Rd}$ Bemessungswert der Tragfähigkeit je Stahlblech (= Scherfuge) [kN]
- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung (zwischen 30° und 60°) [-]
- μ Gleitreibungskoeffizient (in der Regel 0,25) [-]

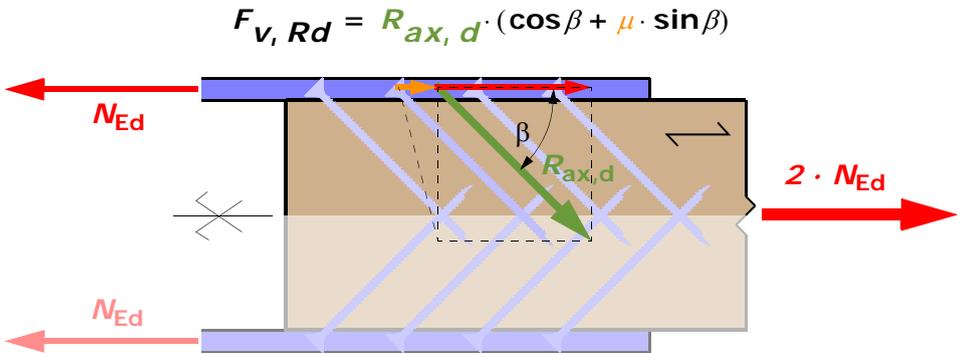


Abb. 6.6: Kräftegleichgewicht in einer symmetrischen Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung

Für einen empfohlenen Gleitreibungskoeffizienten von $\mu = 0,25$ und einen Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung von $\beta = 45^\circ$ vereinfacht sich die Gleichung zur Bestimmung des Bemessungswertes der Tragfähigkeit einer Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung, in der die Randbedingungen gemäß Abschnitt 6.4 sowie der Empfehlungen für die Baupraxis in Abschnitt 6.5 eingehalten sind, zu:

$$N_{Ed} \leq F_{v,Rd} = 0,6 \cdot n \cdot f_{tens,k} \tag{6-7}$$

- N_{Ed} Bemessungswert der einwirkenden Normalkraft je Stahlblech (= Scherfuge) [kN]
- n tatsächliche Anzahl der Schrauben je Stahlblech (= Scherfuge) [-]
- $f_{tens,k}$ charakteristischer Wert der Zugtragfähigkeit der Schraube [kN]

Die erforderliche Schraubenanzahl n_{erf} je Stahlblech lässt sich mit Hilfe der Gl. [6-7.a] abschätzen:

$$n_{\text{erf}} = 1,7 \cdot \frac{N_{\text{Ed}}}{f_{\text{tens},k}} \quad [6-7.a]$$

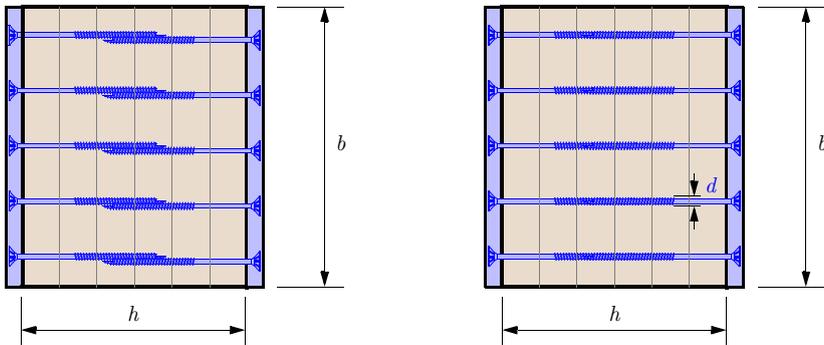
n_{erf} erforderliche Anzahl der Schrauben je Stahlblech (= Scherfuge) [-]

6.2.6 Nachweis des Nettoquerschnitts

Für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen, mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde, wird in Anlehnung an die Publikation von RINGHOFER ET AL. 2014 [77] bzw. die Ergebnisse der Forschungsarbeit von BRANDL 2015 [27] empfohlen, die Nettoquerschnittsfläche unter Abzug der im Querschnitt projizierten Fläche der Schrauben gemäß nachstehender Gleichung zu ermitteln:

$$A_{\text{net}} = b \cdot (h - m \cdot d) \quad [6-8]$$

A_{net} Nettoquerschnittsfläche [mm²]
 b Breite des Holzquerschnitts [mm]
 h Höhe des Holzquerschnitts [mm]
 m Anzahl der Schraubenreihen [-]
 d Nenndurchmesser der Schrauben [mm]



tatsächliche Fehlfäche

rechnerische Fehlfäche

Abb. 6.7: Nettoquerschnitt bei Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an [77])

Da bei gleichmäßig verteilter Anordnung der Schrauben über die Bauteilhöhe mit einer beträchtlichen Reduktion des Nettoquerschnitts zu rechnen ist, können Überlegungen hinsichtlich einer optimierten Schraubenanordnung durchaus zielführend sein, um den Wirkungsgrad der Verbindung weiter zu steigern.

6.2.7 Nachweis gegen Blockscherversagen

Für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben ist die Gefahr des Blockscherversagens nicht auszuschließen. Diesbezügliche normative Regelungen fehlen derzeit jedoch noch, weshalb an dieser Stelle auf MAHLKNECHT ET AL. 2016 [63] verwiesen wird ^(a).

6.3 Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS)

Für Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (SLS) wird empfohlen, dass bei der Berechnung der Anschlusssteifigkeit berücksichtigt wird, dass auf diesem niedrigeren Lastniveau eine ungleichmäßige Lastverteilung auf die einzelnen Schrauben der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung gegeben sein kann. Die wirksame Anzahl $n_{ef,SLS}$ je Stahlblech kann dabei gemäß nachstehendem Zusammenhang ermittelt werden:

$$n_{ef,SLS} = n^{0,8} \quad [6-9]$$

Wie sich aus den experimentellen Untersuchungen am gegenständlichen Verbindungssystem zeigte, kann für eine Vollgewindeschraube der Dimension 8 x 200 mm unter einem Einschraubwinkel von $\beta = 45^\circ$ von einem Verschiebungsmodul K_{ser} in der Scherfuge, parallel zur Kraftrichtung, in der Höhe von rund 25 kN/mm ausgegangen werden (vgl. Abschnitt 4.6.7 ab der Seite 270). Bei einem Einschraubwinkel von $\beta = 30^\circ$ ist in etwa mit einer Verdoppelung dieses Wertes zu rechnen. Bei Anwendung dieser vergleichsweise hohen Werte des Verschiebungsmoduls ^(b) ist die Reduktion der Gesamtsteifigkeit infolge der wirksamen Anzahl gemäß Gl. [6-9] allenfalls zu berücksichtigen.

Hinsichtlich der *Duktilität* von Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben, ist bei Einschraubwinkeln unter 60° davon auszugehen, dass die Verformungskapazität der Verbindungsmittel nicht ausreicht, um diese Verbindung als duktil bezeichnen zu können. Werden im Tragwerk ausreichende Verformungskapazitäten benötigt, so sind diese an anderer Stelle zu realisieren.

6.4 Anwendungsgrenzen

Die vorgestellten Nachweise sind an folgende Rahmenbedingungen gebunden. Es gilt:

- *Holz*: Alle Prüfungen wurden an Brettschichtholz aus Fichte (*Picea abies*) der Festigkeitsklasse GL 28h mit gehobelten Oberflächen durchgeführt; einer Anwendung für die benachbarten Festigkeitsklassen sollte jedoch nichts entgegen stehen.
- *Nutzungsklasse*: Da die Laboruntersuchungen mit im Normalklima (20/65) gelagerten Probekörpern durchgeführt wurden, können die Folgen einer Anwendung in klimatischen Bedingungen, die den Nutzungsklassen 2 und 3 entsprechen, nicht mit den Ergebnissen dieser Prüfungen abgedeckt werden. Aus diesem Grund sollte die Anwendung der obigen Nachweise auf die Nutzungsklasse 1 beschränkt bleiben.
- *Einschraubwinkel*: Die im Rahmen dieser Studie durchgeführten Versuche wurden ausschließlich

a. Eine ausführliche Diskussion der Forschungsarbeiten zur Thematik ist in den Abschnitten 3.6.6 bis 3.6.9 ab der Seite 208 dieser Arbeit zu finden.

b. Für den Verschiebungsmodul ergibt sich bei dessen Berechnung gemäß Technischer Zulassung für das verwendete Schraubenprodukt ein Wert von rund 10 kN/mm. Bei diesen niedrigen Werten erscheint eine Reduktion mit der wirksamen Anzahl in den Grenzzuständen der Gebrauchstauglichkeit nicht mehr nötig.

mit Einschraubwinkeln von $\beta = 30^\circ$ und $\beta = 45^\circ$ zwischen Schraubenachse und Faserrichtung durchgeführt. Für Winkel über 45° sollte nichts gegen eine Anwendung der Nachweise sprechen^(a). Bei geringeren Einschraubwinkeln als 30° sind die angegebenen Nachweise nicht mehr ohne Weiteres gültig.

- *Schrauben:* Alle Prüfungen wurden mit Schrauben des Nenndurchmessers 8 mm und axialer Schlankheit von über 22 durchgeführt; einer Erweiterung auf Schrauben größeren Durchmessers (bis 12 mm) mit einem ähnlichen Verhältnis zwischen Gewindekern- und Nenndurchmesser bzw. mit ähnlichen Stahleigenschaften sollte jedoch nichts entgegen sprechen.
- *Kopfform und Stahlblech:* In den durchgeführten Untersuchungen wurden ausschließlich Schrauben mit Senkkopf eingesetzt. Die Stahlbleche waren mit auf diese Kopfgeometrie (Kopf- und Nenndurchmesser) abgestimmten Bohrungen versehen (vgl. dazu Abb. 6.8 und auch *Anhang E – Eigenschaften der Stahllaschen* ab der Seite 385).
- *Zusatzbeanspruchungen:* Die Verbindungen wurden unter annähernd idealen Bedingungen ausschließlich mit Zugbeanspruchung parallel zur Faserrichtung und zur Scherfläche geprüft, d. h. mit sehr kleinen Ausmitten. In der Baupraxis auftretende Zusatzbeanspruchungen, z. B. Fachwerk-Nebenspannungen oder andere außerplanmäßige Exzentrizitäten sind zu berücksichtigen.

6.5 Empfehlungen für die Baupraxis

6.5.1 Wahl der Werkstoffe und Abmessungen

Aufgrund der sehr großen Beanspruchung sowohl im Holz als auch in den Stahlblechen kommt der Wahl der Werkstoffe eine große Bedeutung zu. Es kann daher sinnvoll sein, Stahlbleche der *Festigkeitsklasse S 355* zu verwenden, um den Materialverbrauch klein zu halten.

Die *Dicke der Stahlbleche* ist in erster Linie von der ausreichenden Verankerung des Schraubenkopfes und somit auch vom Einschraubwinkel β abhängig (kleinere Winkel bedingen geometrisch eine größere Blechdicke). Weiters sollte darauf geachtet werden, dass die Steifigkeitsverhältnisse zwischen den zu verbindenden Teilen idealerweise annähernd gleich sind (für symmetrische Verbindungen: $EA_{\text{Stahl},i} = \frac{1}{2} \cdot EA_{\text{Holz}}$) und die Verbindung nicht zu lang ist, da dies zu einer grundsätzlich günstigeren Beanspruchungsverteilung auf die einzelnen Schrauben führt.

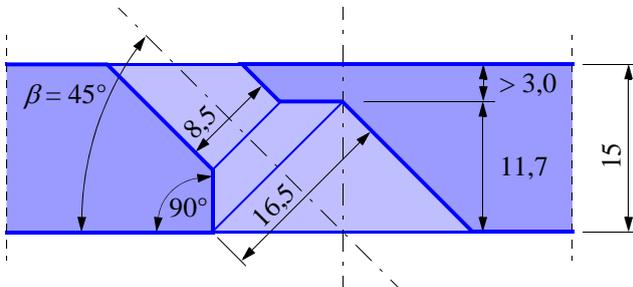


Abb. 6.8: Beispiel für die Form der Bohrung in einem Stahlblech der Dicke 15 mm für eine Schraube mit 8 mm Nenndurchmesser und einen Einschraubwinkel von 45°

a. Siehe auch die Ausführungen in 6.1 zu Winkeln über 60° .

Wenn nicht andere Anforderungen dagegen sprechen, so sollten die Stahlbleche auf jenen Seiten der BSH-Bauteile montiert werden, die parallel zu den Klebeflächen der einzelnen Lamellen liegen. Der Vorteil dieser Anordnung liegt in einer verbesserten Homogenisierung, weil mehrere BSH-Lamellen durchdrungen werden und sich dadurch die Streuung der Holzeigenschaften günstig auf das Trag- und Verformungsverhalten der Schraube – und schlussendlich der Schraubengruppe – auswirkt ^(a).

6.5.2 Herstellung der Verbindung

Um die rechnerisch in Ansatz gebrachte Tragfähigkeit gewährleisten zu können, ist eine gewissenhafte und planmäßige Herstellung der Verbindung erforderlich. Das vorliegende Verbindungssystem hat gegenüber anderen Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln ^(b) den Vorteil, dass es nahezu keine Herstellungsungenauigkeiten geometrischer Art gibt. Die montagetechnischen Toleranzen, und dies betrifft insbesondere das ungleichmäßige Anziehen der Schrauben, können hingegen zu negativen Effekten hinsichtlich der Tragfähigkeit – und in noch größerem Maße hinsichtlich der Gebrauchstauglichkeit führen. Aus diesem Grund ist es erforderlich, dass alle Schrauben einer Verbindung mit einem kontrollierten, gleichmäßigen Drehmoment angezogen werden.

Das Drehmoment sollte dabei in etwa zwischen mindestens 50 % und maximal ^(c) 80 % des charakteristischen Bruchdrehmoments $M_{\text{tor,k}}$ liegen, um einerseits bei Schrauben, die auf Äste treffen, ausreichend fest anziehen zu können bzw. andererseits ein Abdrehen der Schrauben zu vermeiden. Der Einschraub- bzw. Anziehvorgang sollte möglichst symmetrisch und alternierend sein. Nachdem alle Schrauben eingebracht sind ist ein zweites Nachziehen zwingend erforderlich – ein weiterer kompletter Nachziehvorgang bei allen Schrauben kann notwendig sein.

Wenn die gegenseitige Verschiebung zwischen Holzoberfläche und Stahlblech verhindert ^(d) wird, kommt es infolge des Eindrehens und Festziehens der Schrauben zu einer Vorspannung in der Verbindung. In den Versuchen zeigte sich, dass die Vorspannkraft dabei bis zu 25 % der Bruchkraft erreichen kann (vgl. dazu beispielsweise Abbildung 4.34 auf Seite 268). Wie hoch das Vorspannniveau allerdings im konkreten Fall ist, lässt sich nicht einfach beantworten. Weiters kann der Zusammenhang zwischen verwendetem Drehmoment beim Einschrauben und Vorspannkraft in dieser Arbeit nicht gegeben werden ^(e). Das zeitabhängige Verhalten dieser Vorspannkraft sollte jedenfalls berücksichtigt werden, wenn die Vorspannung in der Bemessung planmäßig genutzt werden soll.

Aufgrund der unvermeidbaren streuenden Holzeigenschaften (hier sind insbesondere Äste gemeint), kann es zu unerwartet hohen Eindrehwiderständen kommen, bei denen das Bruchdrehmoment der Schrauben überschritten wird und die Schraube abgedreht wird. Auch bei unvorsichtigem Eindrehen kann es zum Zeitpunkt des Auftreffens des Schraubenkopfs auf das Stahlblech von Vorschädigungen in der Schraube bis hin zum Abreißen des Schraubenkopfs kommen. Diese beiden Versagensmöglichkeiten stellen die

-
- a. Vgl. dazu MISCHLER 1998 [67], S.64. Er spricht von einer „parallelen Anordnung zur Lamellierungsebene“.
 - b. Eine Ausnahme stellen hier Verbindungen mit selbstbohrenden Stabdübeln dar, bei denen sowohl das Holz als auch das oder die innen liegenden Bleche gleichzeitig durch den Stabdübel gebohrt werden. Auch hier gibt es nahezu keine Toleranzen beim Einbau der Verbindungsmittel im klassischen Sinn.
 - c. Für den planmäßigen Fall. Es kann vorkommen, dass höhere Werte erforderlich sind, um die Schraube entsprechend eindrehen zu können und den notwendigen Kontakt zwischen Kopf und Stahlblech herzustellen. Es besteht andererseits jedoch die Gefahr des Abreißens und somit des Totalausfalls dieser Schraube.
 - d. Die gegenseitige Verschiebung kann z. B. durch das Vorhandensein einer Kopfplatte an den Enden der Stahllaschen, oder aber auch bei direktem Kontakt der zu verbindenden Holzteile behindert bzw. nahezu vollständig verhindert werden.
 - e. Ein Hinweis auf die Höhe der Vorspannkraft kann in PLIESCHOUNIG 2010 [73] gefunden werden. Der von ihm publizierte, aus Versuchen ermittelte, Zusammenhang zwischen Anziehmoment und Anpresskraft ist in der Abbildung 3.107 auf Seite 205 der vorliegenden Arbeit wiedergegeben. Es sei darauf hingewiesen, dass es sich um Kurzzeitdaten bei rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben handelt.

größten Risiken bei der Herstellung einer Verbindung mit geneigt angeordneten, selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde und außen liegenden Stahlblechen dar und können nicht ganz ausgeschlossen werden. Eine abgerissene Schraube kann nicht wieder aus dem Holz entfernt werden und auch andere „Sanierungsmaßnahmen“ sind unmöglich. Zu einer Überwachung der Herstellung und anschließender Kontrolle sei dem verantwortungsvollen Ingenieur nebst Einsatz von geschultem und geübtem Personal daher geraten.

6.5.3 Querzugsicherung

Der Sicherung der Holzbauteile gegen Aufspalten und Querzugversagen in einer Ebene parallel zu den Scherflächen entlang Trägerachse (oder in der Ebene, die von den Schraubenspitzen aufgespannt wird) kommt beim vorliegenden Verbindungssystem die wohl maßgeblichste Bedeutung zu. Die Ursache für diesen Effekt liegt in der exzentrischen Krafteinleitung durch die Schrauben, wodurch das anzuschließende Holzteil nicht nur Normalkräften sondern auch lokalen Biegemomenten ausgesetzt wird. Aus diesem Biegemoment resultieren in einem Bereich, der rund doppelt so lang wie die Verbindung selbst ist (vgl. Abb. 6.9 links, blaue Kurve), erhebliche Querzugspannungen die ohne konstruktive Querzugsicherungsmaßnahme zu einem Querzugversagen des Holzkörpers entlang der Stabachse bzw. in der Schraubenspitzenebene führen können.

Die in dieser Ebene auftretenden Querzugspannungen erreichen sehr schnell ein Vielfaches der ertragbaren Werte wie z. B. in Abb. 6.9 links ersichtlich. Hier ist für 4 hintereinander angeordnete Schrauben 8×200 und eine Holzdicke von 70 mm das 5-fache des charakteristischen Wertes der Querzugfestigkeit erreicht ^(a). Das Maximum tritt dabei im Bereich der Schraubenspitze der letzten Schraube auf und die Länge erstreckt sich auf mindestens die doppelte Länge der Verbindung selbst.

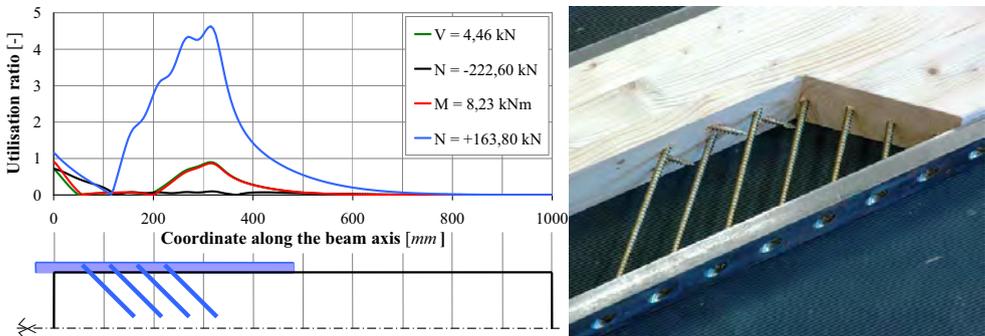


Abb. 6.9: Verlauf der Querzugspannungen in Trägerachse ohne Übergreifung der Schrauben für verschiedene Beanspruchungen (links); Aufgeschnittener Probekörper und übergreifende Schrauben in Trägerachse (rechts) (aus [54])

Durch das Übergreifen der Schrauben in der Bauteilachse um mindestens $4 d$ konnte in den mehr als 600 Versuchen in Bauteilgröße verhindert werden, dass es zu einem Querzugversagen kam. Durch diese Maßnahme heben sich die Querzugspannungen infolge der exzentrischen Beanspruchung an den maßgebenden Bereichen um die Schraubenspitzen immer gegenseitig auf. Eine weitere Begründung dafür, dass dieses geringe Maß ausreicht, liegt nach Ansicht des Verfassers in der Verlagerung des Schwerpunktes

a. Die äußere Kraft entspricht in dem Diagramm etwa dem charakteristischen Wert der Tragfähigkeit der Schrauberverbindung.

der resultierenden Schraubenkraft ^(a) weiter hin zur Stabachse und somit zu einer Verkleinerung der auftretenden Momentenbeanspruchung und der daraus resultierenden Querkzugbeanspruchung.

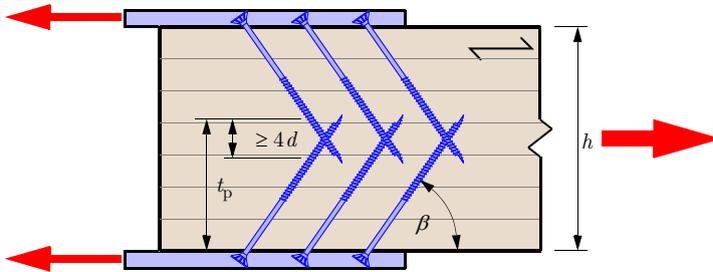


Abb. 6.10: Mindestmaß für die gegenseitige Überlappung von Schrauben in Trägerachse unter Abzug der Schraubenspitzen

Dieser Wert von $4d$ (gemessen unter Abzug der Schraubenspitze) wird daher als konstruktive Maßnahme für die Anwendung der im vorigen Abschnitt angegebenen Bemessungsgleichungen vorausgesetzt.

6.5.4 Klimaeinflüsse

Ungünstige Klimaeinflüsse, wie beispielsweise sehr niedrige Holzfeuchten, sind wie in jeder anderen Holzkonstruktion zu berücksichtigen. Es sei darauf hingewiesen, dass die Tragfähigkeit der Verbindung bei Schwinden des Holzes nicht generell beeinträchtigt ist, die Verformungen können sich jedoch geometriebedingt vergrößern. Ausnahmen davon sind jene Fälle, in denen es zu einem Verlust der Reibung zwischen den zu verbindenden Teilen kommt, wobei die Gründe dafür im Abschnitt 6.5.7 näher erläutert sind.

Eine übermäßige Zunahme der Holzfeuchte sollte durch die ausschließliche Anwendung dieses Verbindungssystems in der Nutzungsklasse 1 auszuschließen sein. Es sei an dieser Stelle aber dennoch darauf hingewiesen, dass z. B. bei Verwendung von starren Kopfplatten zur Verbindung der beidseits des Holzes gelegenen Stahllaschen und gleichzeitiger Holzfeuchtezunahme nicht auszuschließen ist, dass es infolge der Zwängungskräfte zu Schäden in der Verbindung – und insbesondere den Stahlteilen – kommen kann.

6.5.5 Ermüdung

Hinsichtlich einer großen Anzahl von Schwellbeanspruchungen, und daraus resultierenden Ermüdungserscheinungen, wurden vom Verfasser keine eigenen Untersuchungen angestellt. Ein Literaturverweis auf die Masterarbeit von IMSIROVIC 2014 [45] sei an dieser Stelle informativ angeführt.

6.5.6 Brandschutz

Da sich beim gegenständlichen Verbindungssystem die maßgebenden Komponenten (Stahlblech und Schraubenköpfe) an der Oberfläche befinden und nicht durch das umgebende Holz geschützt sind, kann im unverkleideten Zustand nicht von einer größeren Brandwiderstandsdauer als wenigen Minuten aus-

a. Wenn von einem annähernd dreiecksförmigen Kraftverlauf in der Schraube ausgegangen wird, so liegt der Schwerpunkt der Kraft, die bereits in das Holz eingeleitet wurde, an der Stelle $t_p/3$ von der Schraubenspitze her gerechnet.

gegangen werden. Die Anordnung von Brandschutzverkleidungen bzw. die Verwendung von intumeszierenden Anstrichen stellt bei nicht vorhandenen Brandschutzeinrichtungen (z. B. Sprinkleranlage) die einzige Möglichkeit dar, die Anforderungen hinsichtlich des Brandwiderstandes der Verbindung zu erfüllen.

6.5.7 Wirkungsverlust der Reibung

In der Regel ist beim gegenständlichen Verbindungssystem mit auf Zug beanspruchten, geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben die Wirkung der Reibung in der Scherfuge aus kinematischen Gründen immer vorhanden ^(a). Ein vollständiger Verlust der Reibung zwischen Stahlblech und Holzoberfläche ist beim gegenständlichen Verbindungssystem nahezu auszuschließen, dennoch sei darauf hingewiesen, dass es gegebenenfalls zu einem teilweisen Wirkungsverlust kommen kann. Nachfolgend sei beispielhaft aufgezählt, in welchen Fällen es zu einem nicht ausreichenden Kontakt zwischen den zu verbindenden Teilen kommen kann:

- *Kopfplatte* zur Verbindung der beiden seitlichen Stahllaschen: Aus ausführungstechnischen Gründen kann es vorteilhaft sein, an den zu verbindenden Holzteilen (z. B. dem Montagestoß eines Fachwerkuntergurtes) eine Stahlbauverbindung vorzusehen, die sich im Bauablauf aus verschiedenen Gründen als vorteilhaft erweist. Dies setzt jedoch meist voraus, dass die beiden Laschen zur Aufnahme der Schrauben über eine Kopfplatte starr miteinander verbunden sind, weswegen es – in Abhängigkeit der Biegesteifigkeit der Laschen selbst – in der Regel ^(b) nicht zu einem vollständigen Kontakt zwischen den zu verbindenden Teilen entlang der gesamten Scherfuge kommt. Bei verhältnismäßig biegeweichen Laschen, ausreichendem Vorholz und einer langen Verbindung ist allerdings davon auszugehen, dass sich der Kontakt zwischen Stahlblech und Holzoberfläche in einem kurzen Abstand von der Kopfplatte einstellen wird. Durch eine übermäßige Abnahme der Holzgleichsfeuchte im Bauteil können trotz passgenauen Sitzes ähnliche Effekte auftreten ^(c).
- *Stumpfstoß* mit Holzteilen geringfügig unterschiedlicher Dicke: Auch bei einem stumpfen Stoß der zu verbindenden Holzteile mittels zweier Stahllaschen ohne Kopfplatte, kann es infolge geringfügiger Toleranzen bei den Bauteilabmessungen zwischen den beiden Holzteilen zu einer verminderten Wirkung der Reibung kommen. Die Größenordnung des Wirkungsverlustes der Reibungskomponente hängt dabei erneut von der Biegesteifigkeit und der Länge der Stahllaschen ab.

6.5.8 Montage der Stahllaschen

Da bei der Montage der Stahllaschen für Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben mit einer Verschiebung der Stahllasche entlang der Scherfuge in Einschraubrichtung zu rechnen ist, empfiehlt es sich vor dem Einbau, der für die Kraftübertragung zuständigen Schrauben, eine Fixierung der Laschen vorzunehmen. Dies kann beispielsweise über eine entsprechende Anzahl von Fixierschrauben (siehe beispielhafte Ausführung in Abb. 6.11) erfolgen. Diese Fixierschrauben sind im Nettoquerschnittsnachweis zu berücksichtigen, weswegen es günstiger ist, sie näher am Hirnholzende zu positionieren.

-
- a. Das Kräfte Dreieck muss immer geschlossen sein, ansonsten kann keine Kraft in der Scherfuge übertragen werden. Infolge des Prinzips *actio = reactio* muss die Reibungskomponente also stets vorhanden sein.
 - b. Obwohl die Bleche im Werk vormontiert werden wird üblicherweise mit mindestens 1 bis 2 mm Luft zwischen Holz und Stahl gerechnet, damit die beiden Teile auch übereinander geschoben werden können.
 - c. Hier ein noch darauf hingewiesen, dass eine übermäßige Zunahme der Holzfeuchte, und damit sehr starkem Quellen des Holzes, auch zur Beschädigung der Stahlbleche und der Schweißnaht an der Übergangsstelle von der Lasche zur Kopfplatte führen kann.

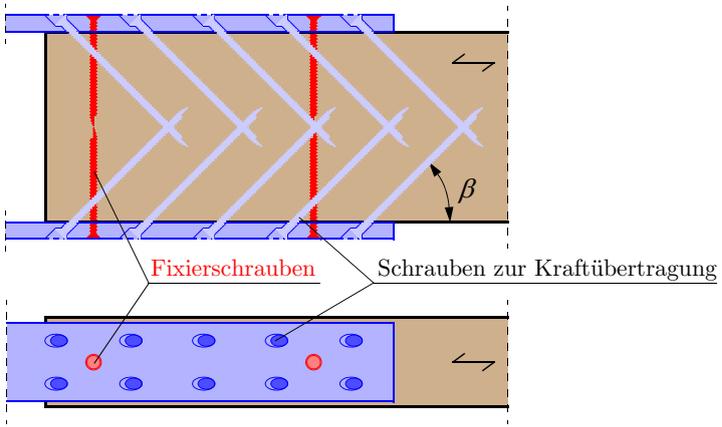


Abb. 6.11: Fixierschrauben zur Montage der Stahlbleche

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung und Resumee

Aus der umfangreichen *Literaturstudie* zum Thema der wirksamen Anzahl von Verbindungsmitteln in Laschenverbindungen können die maßgeblichen Einflussparameter auf das Verhalten einer Gruppe von Verbindungsmitteln extrahiert werden. Es stellt sich heraus, dass die in Rechnung zu stellende wirksame Anzahl von Verbindungsmitteln in besonderem Maße vom Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels und vom zugehörigen Lastniveau abhängt. Grundsätzliche weitere Einflussgrößen sind naturgemäß die Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe und damit verbunden die Länge der Verbindung sowie die Steifigkeitsverhältnisse der zu verbindenden Teile. Für Verbindungsmittel mit geringer Verformungskapazität spielen die Herstellungstoleranzen und in weiterer Folge die spröden Versagensarten des Werkstoffs Holz eine maßgebliche Rolle. Im Fall des vorliegenden Verbindungssystems mit schlanken Verbindungsmitteln hängt die wirksame Anzahl schlussendlich noch vom auftretenden Versagensmechanismus ab.

Die groß angelegte Reihe von *experimentellen Untersuchungen* an Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben und Brettschichtholz der Festigkeitsklasse GL 28h zeigen das vorhandene Potenzial dieser Verbindungstechnik auf. Das Last-Verschiebungs-Verhalten ist durch hohe Steifigkeit bei geringen Bruchverformungen von maximal 2,5 mm und einem fehlenden plastischen Plateau charakterisiert. Somit ist diese Verbindungstechnik als nicht duktil zu bezeichnen. In Abhängigkeit des Anziehmoments der Schrauben in der Verbindung ist es möglich, eine Vorspannung zu erreichen deren Größenordnung und zeitabhängiges Verformungsverhalten aber gesondert zu bestimmen sind. Die erzielbaren Tragfähigkeiten in der Scherfuge liegen für die Einschraubwinkel von 45° und 30° sehr nahe aneinander und können in zufriedenstellender Weise mit dem vorgeschlagenen Bemessungsmodell vorhergesagt werden. Für Verbindungen mit unter 45° oder 30° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde der Dimension 8 x 200 mm, kann ein erwartbarer charakteristischer Wert der Tragfähigkeit von rund 22 kN je Verbindungsmittel angegeben werden. Die zugehörige erwartbare Steifigkeit beträgt für einen Einschraubwinkel von 45° rund 25 kN/mm und steigert sich bei einem flacheren Winkel von 30° Grad auf etwa 50 kN/mm. Als anzustrebender Versagensmechanismus in Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen ist das Zugversagen der Schraube zu nennen. Dies kann durch eine ausreichend große Verankerungslänge des Schraubengewindes sichergestellt werden, wobei der Grenzwert für die relative axiale Schlankheit λ_{ax} von den Festigkeitskennwerten für das Verbindungsmittel und das Holz, sowie von der Lasteinwirkungsdauer bestimmt wird. Grenzwerte der axialen Schlankheit für die Vordimensionierung von unter 45° geneigt zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben liegen etwa um 30.

Als *Bemessungsmodell* für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben wird die Anwendung eines Fachwerkmodells unter ausschließlicher Berücksichtigung der axialen Tragkomponenten der Schraube vorgeschlagen. Für größere Einschraubwinkel über 60° zwischen Schraubenachse und Faserrichtung wird empfohlen, auch die Tragwiderstände aus der Dübelwirkung der Schrauben zu berücksichtigen, was beispielsweise über die, in der vorliegenden Arbeit für Stahlblech-Holz-Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben abgeleiteten, Johansen-Gleichungen erfolgen kann. Die wirksame Anzahl in Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen kann in den Nachweisen der Grenzzustände der Tragfähigkeit mittels der Funktion $n_{ef} = 0,9 n$ berechnet werden. In

Abhängigkeit, der in Rechnung gestellten Größen des Steifigkeitskennwerts der Verbindung kann es erforderlich sein, darüber hinaus auch in den Grenzzuständen der Gebrauchstauglichkeit mit einer von der Verbindungsmittelanzahl abhängigen Reduktion zu rechnen. Die dafür vom Verfasser vorgeschlagene Funktion lautet $n_{ef} = n^{0,8}$. Die Einhaltung konstruktiver Randbedingungen stellt die Grundvoraussetzung für die Anwendbarkeit des vorgestellten Bemessungsmodells dar. Als immanent für die Zuverlässigkeit der Verbindung kann die Sicherung der Holzteile gegen Aufspalten in der Stabachse, in einer Ebene parallel zur Scherfuge, angesehen werden. Eine Möglichkeit dieses Versagens zuverlässig zu verhindern besteht im Einsatz von Schrauben mit genügend großer Länge. Dadurch soll ein Übergreifen in der Stabachse um mindestens $4 d$ ermöglicht werden.

7.2 Ausblick und offene Fragestellungen

Obwohl die, dieser Arbeit zu Grunde liegenden, experimentellen Untersuchungen sehr umfangreich waren, gibt es nach Ansicht des Verfassers zumindest zwei Fragestellungen, die Gegenstand von weiterführenden wissenschaftlichen Arbeiten zum Thema der Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung sein können. Als empfohlene Prüfkfiguration ist eine noch weiter ^(a) verbesserte Variante der Konfiguration 2 (vgl. Abbildung 4.13 auf Seite 245) zu nennen.

Die erste Fragestellung mit großem Praxisbezug wäre nach Ansicht des Verfassers die Untersuchung des Phänomens der *Vorspannung* in der Verbindung, wobei damit verbunden die Erforschung von technischen Möglichkeiten zur Überprüfung der Vorspannkraft der Einzelschraube in Abhängigkeit des Anziehungsmoments einhergehen. Zusätzlich dazu wäre die Kenntnis des zeitabhängigen Verformungsverhaltens von axial beanspruchten Schrauben bzw. von Schraubengruppen von großem Wert für die weitere Verbesserung des vorliegenden Verbindungssystems und dessen zuverlässige Anwendung in der Baupraxis.

Die zweite Fragestellung wäre jene nach einer *optimierten Schraubengeometrie* und deren Einfluss auf die maßgebliche Versagensart, sowie insbesondere der Steifigkeit der Verbindung ^(b). Damit verbunden ist naturgemäß die Suche nach dem optimalen Einschraubwinkel, welcher in Abhängigkeit des geforderten Last-Verschiebungs-Verhaltens der Verbindung für sehr steife Verbindungen bei Winkeln um 30° zu suchen sein wird. Für Verbindungen in denen eine hohe Duktilität als maßgeblich erachtet wird, liegen die zu untersuchenden Einschraubwinkel, nach Ansicht des Verfassers, zwischen 60° und 75° . Die Entwicklung einer optimalen Schraube für die jeweiligen Anforderungen könnten das vorliegende Verbindungssystem noch effizienter werden lassen. Die Entwicklung einer optimierten Schraube, welche beide Anforderungen gleichermaßen gut erfüllen kann, ist nach Ansicht des Verfassers hingegen wenig aussichtsreich.

Abschließend möchte der Verfasser noch auf einen, seiner Meinung nach, bisher zu wenig beachteten Punkt betreffend der normativen Regelungen zu den sogenannten *Queranschlüssen* hinweisen: Für Schraubengruppen, die ausschließlich durch eine äußere Last in Richtung parallel zur Schraubenachse beansprucht sind, kristallisiert sich das Fehlen dieser Regelungen zur Berücksichtigung der spröden Holzversagensarten heraus. Es zeigte sich in der Literaturstudie, dass die praxisübliche Nachweisfreiheit, wie sie für auf Abscheren beanspruchte stiftförmige Verbindungsmittel durch eine geometrische Randbedingung angegeben ist, beim Einsatz von axial beanspruchten Schrauben zu überprüfen und gegebenenfalls anzupassen sein wird.

-
- a. Aus geometrischen Gründen war es nicht möglich, ein vollkommen statisch bestimmtes System zu erreichen, weshalb die Bestimmung der Beanspruchung der einzelnen Scherfugen mit geringen Unsicherheiten behaftet war.
 - b. Eine nennenswerte Steigerung der Tragfähigkeit konnte durch eine verbesserte Schraubengeometrie nicht erzielt werden (vgl. dazu RINGHOFER ET AL. 2013 [77]).

Bibliographie

I. Literatur

- [1] ARNOVLJEVIC, I.: Zur Kraftverteilung in genieteten Stäben. Österreichische Wochenschrift für den öffentlichen Baudienst. Heft 34, S. 607, Wien, 1908.
- [2] ARNOVLJEVIC, I.: Inanspruchnahme der Anschlussnieten elastischer Stäbe. Zeitschrift für Architektur- und Ingenieurwesen. S. 89, Hannover, 1909.
- [3] ARNOVLJEVIC, I.: Das Verteilungsgesetz der Haftspannungen bei axial beanspruchten Verbundstäben. Österreichische Wochenschrift für den öffentlichen Baudienst. Heft 34, S. 413, Wien, 1909.
- [4] AUGUSTIN, M., ZIMMER, S.E.: Untersuchung und Nachweisführung auflagnah ausgeklinkter BSH/BSP-Plattenbalkenquerschnitte. In: 3. Klagenfurter Holzbau-Fachtagung, Institut für Holzbau und Holztechnologie (Hrsg.), Graz, 2017.
- [5] BEITZ, W. (HRSG.); GROTE, K.-H. (Hrsg.): Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau. 20., Neubearb. und erw. Auflage. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2001.
- [6] BEJTKA, I.: Querkzug- und Querdruckverstärkungen – Aktuelle Forschungsergebnisse. In: Tagungsband: Ingenieurholzbau – Karlsruher Tage. Bruderverlag, Karlsruhe, 2003.
- [7] BEJTKA, I.: Verstärkungen von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 2, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen (Hrsg.), Universität Karlsruhe (TH), Dissertation, 2005.
- [8] BEJTKA, I.; BLAŠ, H.J.: Joints with inclined screws. CIB-W18/35-7-5, Meeting Thirty-Five, Kyoto, 2002.
- [9] BLAŠ, H.J.: Untersuchungen über die Variation des Last-Verschiebungsverhaltens in Nagelverbindungen. Variation in Faserrichtung. Holz als Roh- und Werkstoff, Jahrgang 48, S. 327-332, Springer-Verlag, 1990.
- [10] BLAŠ, H.J.: Untersuchungen über die Variation des Last-Verschiebungsverhaltens in Nagelverbindungen. Variation rechtwinklig zur Faserrichtung. Holz als Roh- und Werkstoff, Jahrgang 48, S. 449-452, Springer-Verlag, 1990.
- [11] BLAŠ, H.J.: Untersuchungen zur Lastverteilung in Nagelverbindungen. Holz als Roh- und Werkstoff, Jahrgang 49, S. 21-26, Springer-Verlag, 1991.
- [12] BLAŠ, H.J.: Traglastberechnung von Nagelverbindungen. Holz als Roh- und Werkstoff, Jahrgang 49, S. 91-98, Springer-Verlag, 1991.
- [13] BLAŠ, H.J.: Verbindungen mit Nägeln und Schrauben – Bemessung nach E DIN 1052 und neuere Entwicklungen. In: Ingenieurholzbau – Karlsruher Tage, S. 56-65, Karlsruhe, 2000.
- [14] BLAŠ, H.J.; BEJTKA, I.: Screws with continuous threads in Timber Connections. In: RILEM Symposium: „Joints in Timber Structures“, S. 193-201, Stuttgart, 2001.
- [15] BLAŠ, H.J.; BEJTKA, I.: Standardisierung und Typisierung von Anschlüssen und Verbindungen. Forschungsbericht, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe (TH), 2002.
- [16] BLAŠ, H.J.; BEJTKA, I.: Querkzugverstärkungen in gefährdeten Bereichen mit selbstbohrenden Holzschrauben. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau, Universität Karlsruhe (TH), 2003.
- [17] BLAŠ, H.J.; BEJTKA, I.: Verbindungen mit geneigt angeordneten Schrauben. Bauen mit Holz 10/2003, S. 28-36, Bruderverlag, Karlsruhe, 2003.
- [18] BLAŠ, H.J.; BEJTKA, I.; UIBEL, T.: Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 4, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen (Hrsg.), Universität Karlsruhe (TH), 2006.

- [19] BLAß, H.J.; BIENHAUS, A.; KRÄMER, V.: Effective Bending Capacity of Dowel-Type Fasteners. CIB-W18/33-7-5, Meeting Thirty-Three, Delft, 2000.
- [20] BLAß, H.J. (Hrsg.); GÖRLACHER, R. (Hrsg.); STECK, R. (Hrsg.): Holzbauwerke nach Eurocode 5 – STEP 1 – Bemessung und Baustoffe, Fachverlag der Arbeitsgemeinschaft Holz e. V., Düsseldorf, 1995.
- [21] BLAß, H.J.; KRÜGER, O.: Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 15, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2010.
- [22] BLAß, H.J.; LASKEWITZ, B.: Effect of Spacing and Edge Distance on the axial Strength of Glued-in Rods. CIB-W18/32-7-12, Meeting Thirty-Two, Graz, 1999.
- [23] BLAß, H.J.; SCHMID, M.: Self-Tapping Screws as Reinforcement perpendicular to the Grain in Timber Connections. In: RILEM Symposium: „Joints in Timber Structures“, S. 163-172, Stuttgart, 2001.
- [24] BLAß, H.J.; STREIB, J. für Pollmeier Massivholz GmbH & Co.KG (Hrsg.): Ingenious Hardwood – BauBuche Buchen-Furnierschichtholz. Bemessungshilfe für Entwurf und Berechnung nach Eurocode 5. 2. überarbeitete Auflage. Eberl Print, Immenstadt, 2016.
- [25] BLAß, H.J.; UIBEL, TH.: Tragfähigkeit von Stiff förmigen Verbindungsmitteln in Brettspertholz. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 8, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH), 2007.
- [26] BLAß, H.J.; UIBEL, TH.: Spaltversagen von Holz in Verbindungen – Ein Rechenmodell für die Rissbildung beim Eindrehen von Holzschrauben. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Band 12, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Universität Karlsruhe (TH), 2008.
- [27] BRANDL, L.: Experimentelle Untersuchungen an zugbeanspruchten Schrägschraubenverbindungen mit Bezug auf Versagen des Holzbauteils. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2015.
- [28] BRUNAUER, A.: Messehalle 11 Frankfurt. In: Tagungsband 15. Internationales Holzbau-Forum Garmisch, 2009.
- [29] CRAMER, C. O.: Load Distribution in Multiple-Bolt Tension Joints. In: Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers, 1968.
- [30] DIETSCH, PH.; KREUZINGER, H.; WINTER, ST.: Design of Shear Reinforcement for Timber Beams. CIB-W18/46-7-9, Meeting Fourty-Six, Vancouver, 2013.
- [31] DOYLE, D.V.: Performance of Joints with eight Bolts in laminated Douglas-fir. US Forest Service Research Paper FPL 10, USDA, Madison, 1964.
- [32] FILLUNGER, P.: Über die Festigkeit von Löt-, Leim- und Nietverbindungen. Österreichische Wochenschrift für den öffentlichen Baudienst. S. 78, Wien, 1919.
- [33] FRESE, M.; BLAß, H.J.: Models for the calculation of the Withdrawal Capacity of self-tapping Screws. CIB-W18/42-7-3, Meeting Fourty-Two, Dübendorf, 2009.
- [34] FRITZEN, K.: Flughafenerweiterung Wien. In: Sonderdruck aus bauen mit holz, 3/2006. Bruderverlag, Karlsruhe, 2006.
- [35] GAICH, A.; RINGHOFER, A.; WALLNER, R.: Ausziehungswiderstand selbstbohrender Holzschrauben in Abhängigkeit der Eindrehlänge – Experimentelle Untersuchungen an Brettschichtholz und Vollholz. Bakkalaureatsarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2008.
- [36] GATTESCO, N.; TOFFOLO, I.: Experimental study on multiple-bolt steel-to-timber tension joints. In: Materials and Structures, Vol. 37, S. 129-138, 2004.
- [37] GEHRI, E.: Swiss proposals for new formulations and comments on Eurocode 5 – Part 1. 1992.
- [38] GEHRI, E.: Ductile Behaviour and Group Effect of glued-in Steel Rods. In: RILEM Symposium: „Joints in Timber Structures“, S. 333-342, Stuttgart, 2001.
- [39] GEHRI, E.: Influence of fastener spacings on joint performance – Experimental results and codification. CIB-W18/42-7-8, Meeting Fourty-Two, Dübendorf, 2009.
- [40] GEHRI, E.: Schraubenverbindung für Laubholzkonstruktionen. In: Tagungsband 16.

- Internationales Holzbau-Forum Garmisch, 2010.
- [41] GIRHAMMAR, U. A.; JACQUIER, N.; KÄLLSNER, B.: Stiffness model for inclined screws in shear-tension mode in timber-to-timber joints. In: *Engineering Structures* 136, S. 580-595, Elsevier, 2017.
- [42] GREINER, R.: Skriptum – Stahlbau GL. Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, TU Graz, 2007.
- [43] HÜBNER, U.: Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile. Dissertation. Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2013.
- [44] HUDE, F.: Verbindungssysteme für Queranschlüsse von Neben- an Hauptträger im Ingenieurholzbau. Diplomarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2005.
- [45] IMSIROVIC, A.: Untersuchungen zur Zeitfestigkeit vorwiegend axial beanspruchter selbstbohrender Holzschrauben. Masterarbeit. Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2014.
- [46] JABLONKAY, P.: Schrauben auf Ausziehen. Diplomarbeit, Abteilung für Forstwissenschaften, ETH Zürich, 1999.
- [47] JOHANSEN, K. W.: Theory of timber connections. International Association of Bridge and Structural Engineering, Publication No. 9, S. 249-262, Bern, 1949.
- [48] JORISSEN, A.J.M.: Multiple Fastener Timber Connections with Dowel-Type Fasteners. CIB-W18/36-7-5, Meeting Thirty, Vancouver, 1997.
- [49] JORISSEN, A.J.M.: Double shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners. Dissertation. Department of Civil Engineering, Delft University of Technology, 1998.
- [50] KEVARINMÄKI, A.: Joints with inclined screws. CIB-W18/35-7-4, Meeting Thirty Five, Kyoto, 2002.
- [51] KOLLMANN, F.: Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe, Zweiter Band. 2. Auflage; Springer-Verlag, Berlin, 1955.
- [52] KRENN, H.; SCHICKHOFER, G.: Traglast von auf Zug beanspruchten Schraubenverbindungen mit Stahlblechen. In: Tagungsband 6. Grazer Holzbau-Fachtagung, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2007.
- [53] KRENN, H.: P06 connections – Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau. Selbstbohrende Holzschrauben in hoch beanspruchten Bereichen. Abschlussbericht. holz.bau forschungs gmbh. Graz, 2009.
- [54] KRENN, H.; SCHICKHOFER, G.: Joints with inclined Screws and Steel Plates as outer Members. CIB-W18/42-7-2, Meeting Fourty-Two, Dübendorf, 2009.
- [55] KRENN, H.: Der Einfluss der Gruppenwirkung von Schraubenverbindungen auf das Nachweisverfahren. In: Tagungsband 16. Internationales Holzbau-Forum Garmisch, 2010.
- [56] KUHLMANN, U.; SCHÄNZLIN, J.; BRÜHL, F.: Auswertung der Versuche zur Bestimmung der Tragfähigkeit eines Fachwerkknotens mit selbstbohrenden Holzschrauben. Unveröffentlichtes Gutachten im Auftrag der WIEHAG GmbH (AT). Institut für Konstruktion und Entwurf Holz-Stahl- und Verbundbau, Universität Stuttgart, 2008.
- [57] LAGGNER, TH. M.: Prüftechnische Untersuchung kombiniert beanspruchter selbstbohrender Holzschrauben. Masterarbeit. Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2016.
- [58] LANTOS, G.: Load distribution in multiple mechanical fasteners in Joints subjected to direct Load. Timber Research and Development Association (TRADA), High Wycombe, 1967.
- [59] LANTOS, G.: Load distribution in a row of fasteners subjected to lateral load. In: *Wood Science* 1(3), S. 129-136. Madison (WI), 1969.
- [60] MAHLKNECHT, U.: Untersuchung von rechtwinklig zur Faser eingebrachten axial beanspruchten Schraubengruppen im Vollholz und Brettsper Holz. Masterarbeit. Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2011.
- [61] MAHLKNECHT, U.; BRANDNER, R.: Untersuchungen des mechanischen Verhaltens von Schrauben

- Verbindungsmittelgruppen in VH, BSH und BSP. Forschungsbericht. holz.bau forschungs gmbh, Graz, 2013.
- [62] MAHLKNECHT, U.; BRANDNER, R.; RINGHOFER, A.; SCHICKHOFER, G.: Resistance and Failure Modes of Axially Loaded Groups of Screws. In: RILEM: „Materials and Joints in Timber Structures“, S. 289-300, Stuttgart, 2014.
- [63] MAHLKNECHT, U.; BRANDNER, R.; AUGUSTIN, M.: Block shear Failure Mode of Axially Loaded Groups of Screws. In: Proceedings of the World Conference on Timber Engineering – WCTE 2016, Vienna, 2016.
- [64] MEIERHOFER, U.: Tests on Timber Concrete Composite Structural Elements (TCCs). CIB-W18/26-7-5, Meeting Twenty-Six, Athens, USA, 1993.
- [65] MESTEK, P.: Punktgestützte Flächentragwerke aus Brettsperholz (BSP) – Schubbemessung unter Berücksichtigung von Schubverstärkungen. Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Technische Universität München, Dissertation, 2011.
- [66] MISCHLER, A.: Influence of Ductility on the Load-carrying Capacity of Joints with Dowel-type Fasteners. CIB-W18/30-7-6, Meeting Thirty, Vancouver, 1997.
- [67] MISCHLER, A.: Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen. ETH Zürich, Dissertation, 1998.
- [68] MISCHLER, A.; GEHRI, E.: Strength reduction rules for multiple fastener joints. CIB-W18/32-7-5, Meeting Thirty-Two, Graz, 1999.
- [69] MÖHLER, K.; MAIER, G.: Der Reibbeiwert bei Fichtenholz im Hinblick auf die Wirksamkeit reibschlüssiger Holzverbindungen. Sonderdruck aus "Holz als Roh- und Werkstoff" Band 27, S. 303 - 307, Springer-Verlag, 1969.
- [70] NEUHAUS, H.: Lehrbuch des Ingenieurholzbaus. Teubner-Verlag, Stuttgart, 1994.
- [71] PIRNBACHER, G.; BRANDNER, R.; SCHICKHOFER, G.: Base parameters of self-tapping screws. CIB-W18/42-7-1, Meeting Forty-Two, Dübendorf, 2009.
- [72] PIRNBACHER, G.; SCHICKHOFER, G.: Schrauben im Vergleich – Eine empirische Betrachtung. In: Tagungsband: 6. Grazer Holzbau-Fachtagung '07, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2007.
- [73] PLIESCHOUNIG, ST.: Ausziehverhalten axial beanspruchter Schraubengruppen. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2010.
- [74] PLÜSS, Y.: Prüftechnische Ermittlung des Tragverhaltens von Schraubengruppen in der BSP-Schmalfläche. Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2014.
- [75] REYNOLDS, T.; HARRIS, R.; CHANG, W.-S.: Viscoelastic embedment behaviour of dowels and screws in timber under in-service vibration. In: European Journal of Wood and Wood Products, Band 71(5), S. 623-634, Springer-Verlag, 2013.
- [76] RINGHOFER, A.: Axially Loaded Self-Tapping Screws in Solid Timber and Laminated Timber Products. Dissertation, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Fakultät für Bauingenieurwissenschaften, Technische Universität Graz, 2017.
- [77] RINGHOFER, A.; BRANDNER, R.; SCHICKHOFER, G.: Entwicklung einer optimierten Schraubengeometrie für hochbeanspruchte Stahl-Holz-Verbindungen. Bautechnik 91, Heft 1, S. 31-37, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2014.
- [78] RINGHOFER, A.; BRANDNER, R.; SCHICKHOFER, G.: A Universal Approach for Withdrawal Properties of Self-Tapping Screws in Solid Timber and Laminated Timber Products. INTER/48-7-1, Meeting Forty Eight, Sibenik, 2015.
- [79] RINGHOFER, A.; GRABNER, M.; SILVA, C. V.; BRANCO, J.; SCHICKHOFER, G.: The influence of moisture content variation on the withdrawal capacity of self-tapping screws. In: Holztechnologie 55 (2014) 3, S. 33-40, IHD Dresden, 2014.
- [80] SANDHAAS, C.: Mechanical Behaviour of Timber Joints with slotted-in Steel Plates. Dissertation. Department for Structural Engineering, Faculty of Civil Engineering and Geosciences, Technical University Delft, 2012.
- [81] SANDHAAS, C.; BOUKES, J.; VAN DE KUILEN, J.-W.G.; CECCOTTI, A.: Analysis of X-Lam panel-to-

- panel connections under monotonic and cyclic loading. CIB-W18/42-12-2, Meeting Forty Two, Dübendorf, 2009.
- [82] SCHICKHOFER, G.; AUGUSTIN, M.; JEITLER, G.: Einführende Grundlagen zur Verbindungstechnik mit Stabdübeln, Schrauben und eingeklebten Stahlstangen. In: Tagungsband: 6. Grazer Holzbau-Fachtagung '07, Institut für Holzbau und Holztechnologie, Technische Universität Graz, 2007.
- [83] SCHNEIDER, K.J.: Bautabellen für Ingenieure – mit Berechnungsbeispielen und Hinweisen. 15. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf, 2002.
- [84] SMITH, I.: Coefficient of Friction values applicable to contact surfaces between mild steel Connectors such as Bolts and dry European Whitewood. 1983.
- [85] STEIGER, R.: Mechanische Eigenschaften von Schweizer Fichten-Bauholz bei Biege-, Zug-, Druck- und kombinierter M/N Beanspruchung. IBK Bericht Nr. 221, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, 1996.
- [86] TOMASI, R.; CROSATTI, A.; PIAZZA, M.: Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws. In: Construction and Building Materials 24, S. 1560-1571, 2010.
- [87] UIBEL, TH.: Spaltverhalten von Holz beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben. Fakultät für Bauingenieur, Geo- und Umweltwissenschaften des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT), Dissertation, 2012.
- [88] VAN DE KULEN, J.-W.G.: Determination of kdef for Nailed Joints. CIB-W18/25-7-9, Meeting Twenty-Five, Ahus, 1992.
- [89] VAN DE KULEN, J.-W.G.; DIAS, A.P.M.G.: Creep of Timber and Timber-Concrete Joints. CIB-W18/40-7-7, Meeting Forty, Bled, 2007.
- [90] VOLKERSEN, O.: Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten. In: Luftfahrtforschung, S. 41 (Band 15), München, 1938.
- [91] VOLKERSEN, O.: Die Schubkraftverteilung auf die Verbindungselemente langer Laschenverbindungen. Technische Hochschule Wien, Dissertation, 1943.
- [92] VOLKERSEN, O.: Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen. In: Energie und Technik, S. 68-71, 103-108 und 150-154, 1953.
- [93] WERNER, H.: Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflußgrößen. Universität Karlsruhe (TH). Dissertation, 1993.
- [94] WERNER, H.: Verstärkte Lochleibungsverbindungen – an der Schwelle zum wirtschaftlichen Einsatz. In: Tagungsband: Ingenieurholzbau – Karlsruher Tage. Bruderverlag, Karlsruhe, 2000.
- [95] WILKINSON, T.J.: Assessment of Modification Factors for a Row of Bolts or Timber Connectors. Research Paper FPL 376, USDA, FPL, Madison, WI, 1980.
- [96] WILKINSON, T.J.: Load distribution among bolts parallel to Load. In: Journal of Structural Engineering 112/4, S. 835-852, ASCE, 1986.
- [97] ZAHN, J.J.: Design Equation for Multiple-Fastener Wood Connections. In: Journal of Structural Engineering 117(11), S. 3477-3486, 1991.

II. Normen

- [98] ANSI/AWC NDS:2012 National Design Specification (NDS) for Wood Construction. American Wood Council (AWC).
- [99] DIN 96:2016 Halbrund-Holzschrauben mit Schlitz
- [100] DIN 97:2016 Senk-Holzschrauben mit Schlitz
- [101] DIN 571:2016 Sechskant-Holzschrauben
- [102] DIN 1052:1941 Holzbauwerke – Berechnung und Ausführung
- [103] DIN 1052:2008 Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau.

- [104] DIN 7998:1975 Gewinde und Schraubenenden für Holzschrauben.
- [105] DIN 52183:1977 Prüfung von Holz - Bestimmung des Feuchtigkeitsgehaltes.
- [106] EN 1990:2003 Eurocode – Grundlagen der Tragwerksplanung.
- [107] EN 1995-1-1:2009 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten, Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.
- [108] EN 1995-1-1:2004/A1:2008 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten, Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.
- [109] EN 1995-2:2004 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten, Teil 2: Brücken.
- [110] EN 12195-1:2003 Ladungssicherheitseinrichtungen auf Straßenfahrzeugen – Sicherheit – Teil 1: Berechnung von Zurrkräften.
- [111] EN 12512:2005 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Zyklische Prüfungen von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln.
- [112] O86-14:2017 Engineering design in wood. Canadian Standards Association.
- [113] ON B 1995-1-1:2015 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.
- [114] ON B 4100-2:2004 Holzbau – Holztragwerke – Teil 2: Berechnung und Ausführung.
- [115] ON EN 383:2007 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel.
- [116] ON EN 408:2005 Holzbauwerke – Bauholz für tragende Zwecke und Brettschichtholz – Bestimmung einiger physikalischer und mechanischer Eigenschaften.
- [117] ON EN 409:2009 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung des Fliekmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln.
- [118] ON EN 1194:1999 Holzbauwerke – Brettschichtholz – Festigkeitsklassen und Bestimmung charakteristischer Werte.
- [119] ON EN 14358:2007 Holzbauwerke – Berechnung der 5%-Quantile für charakteristische Werte und Annahmekriterien für Proben.
- [120] ON EN 14592:2012 Holzbauwerke – Stiftförmige Verbindungsmittel – Anforderungen.
- [121] ON EN 26891:1991 Holzbauwerke – Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln – Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO 6891:1983).
- [122] SIA 265:2003 Holzbau.
- [123] SIA 265:2012 Holzbau.

III. Zulassungen

- [124] ETA-11/0190:2013 Würth Schrauben – Selbstbohrende Holzschrauben als Holzverbindungsmittel. Europäische Technische Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 2013.
- [125] ETA-12/0063:2012 SFS selbstbohrende Schrauben WT. Europäische Technische Zulassung, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB), Wien, 2012.
- [126] ETA-12/0373:2012 Schmid Schrauben RAPID[®], STARDRIVE und SP – Selbstbohrende Schrauben zur Verwendung im Holzbau. Europäische Technische Zulassung, Österreichisches Institut für Bautechnik (OIB), Wien, 2012.
- [127] Z-9.1-435:2009 Holzbauschrauben Star Drive, Rapid, Rapid Perfekt und Schmid SP als Holzverbindungsmittel. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, DIBt, Berlin, 2009.
- [128] Z-9.1-472:2006 SFS Befestiger WT-T-6,5, WT-T-8,2 und WR-T-8,9 als Holzverbindungsmittel. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 2006.
- [129] Z-9.1-614:2006 Würth ASSY VG plus Vollgewindeschrauben als Holzverbindungsmittel.

- Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin, 2006
- [130] Z-9.1-656:2007 Holzbauschrauben Star Drive Vollgewinde und Star Drive 2 als Holzverbindungs-
mittel. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), Berlin,
2007.

Abbildungsverzeichnis

Kapitel 1

- Abb. 1.1: Laschen und Kopfplatte für die Verbindung im Stoß des Fachwerk-Untergurtes der Überdachung des VIP-Hangars am Flughafen Wien (Foto: G. Meinhardt) 6
- Abb. 1.2: Schema des „gegenständlichen Verbindungssystems“ mit außen liegenden Stahlblechen, geneigt angeordneten Schrauben und äußerer Kraft, die parallel zur Scherfuge angreift . . . 7
- Abb. 1.3: Schema eines Stahlblech-Holz-Zuganschlusses mit geneigt angeordneten Schrauben und äußerer Kraft, die parallel zur Schraubenachse angreift 8

Kapitel 2

- Abb. 2.1: Typische Arbeitslinien (Last-Verschiebungs-Diagramme) unterschiedlicher Verbindungsmittel bzw. Verbindungen (aus [20]) 12
- Abb. 2.2: Idealisertes Last-Verschiebungs-Diagramm (Arbeitslinie) einer Verbindung bzw. eines Verbindungsmittels (in Anlehnung an Mischler 1997 [66]) 14
- Abb. 2.3: Idealisierte Modelle zur Abbildung des Last-Verschiebungs-Verhaltens von Verbindungen 20
- Abb. 2.4: Geneigt eingedrehte selbstbohrende Holzschrauben als Schubverbindungsmittel in Holz-Beton-Verbundkonstruktionen als erstes dokumentiertes Einsatzgebiet (nach [64]) 21
- Abb. 2.5: Anwendungsbeispiele für geneigt angeordnete selbstbohrende Holzschrauben (aus [13]) 21
- Abb. 2.6: Beispiele für Haupt-Nebenträger-Anschlüsse mit Stahlblechformteilen wie sie aktuell am Markt angeboten werden 22
- Abb. 2.7: Anwendungsbeispiele als Fachwerkknoten (aus [34]) 23
- Abb. 2.8: Schraubenvergleich hinsichtlich unterschiedlicher geometrischer Ausbildung (modifiziert aus und in Anlehnung an [82]) 24
- Abb. 2.9: Blockscherversagen einer Schraubengruppe in Vollholz und anteilige Widerstände gegen das Versagen (aus [60]) 34
- Abb. 2.10: Idealisierte Last-Verformungs-Linien von selbstbohrenden Holzschrauben bei unterschiedlicher Beanspruchung (vgl. u. a. Bejtka [7]) 35
- Abb. 2.11: Reibbeiwert m für gehobeltes, trockenes (10 % - 20 %) sowie feuchtes (über 30 %) Fichtenholz in Abhängigkeit des Flächendrucks (kp/cm^2) (ergänzt aus [69]) 39
- Abb. 2.12: Prüfergebnisse und Interaktionsbeziehung zwischen axialer und lateraler Tragfähigkeit einer Holz-Stahlblech-Verbindung mit Vollgewindeschrauben (adaptiert nach [57]) 42
- Abb. 2.13: Abhängigkeit der Anschlussleistung (und damit indirekt des Wirkungsgrades η) von der Anordnung der Verbindungsmittel hinsichtlich der Faserrichtung (aus [40]) 50

Kapitel 3

- Abb. 3.1: Näherungsfunktion für den Zusammenhang zwischen Lochleibungsspannung und Verformung im Versuch (aus [18]) 56
- Abb. 3.2: Einfluss des Biegewinkels ϕ und des Nenndurchmessers d auf das Fließmoment $M_{y,s}$ von selbstbohrenden Holzschrauben (modifiziert aus [18]) 58
- Abb. 3.3: Bruchmodelle von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an JABLONKAY 1999 [46]) 59
- Abb. 3.4: Box-Plots für den Zusammenhang zwischen maximaler Ausziehfestigkeit (σ_{\max}) und Schlankheit l für drei definierte Einschraubwinkel β (aus [76]) 62

Abb. 3.5:	Qualitativer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurven von axial beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben in Bezug auf den Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung (nach JABLONKAY 1999 [46])	64
Abb. 3.6:	Repräsentativer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurve für auf Herausziehen beanspruchte selbstbohrende Holzschrauben (aus [18]).	64
Abb. 3.7:	Box-Plots für den Zusammenhang zwischen axialer Steifigkeit ($K_{ser,ax}$) und Schlankheit l für drei definierte Einschraubwinkel β (aus [76])	65
Abb. 3.8:	Auszieh Widerstand von selbstbohrenden Holzschrauben mit $d = 8$ mm in Abhängigkeit des Einschraubwinkels sowie der lateralen Verschiebung $\delta_{la} = 0; 2; 5$ mm (ergänzt aus [18])	67
Abb. 3.9:	Einfluss der lateralen Verschiebung d_{la} auf den Ausziehparameter von rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten selbstbohrenden Holzschrauben mit 8 mm und 12 mm Nenn-durchmesser bei Lochleibungsbeanspruchung parallel zur Faser (aus [18])	69
Abb. 3.10:	Interaktionsbedingung mit dem Exponenten 3,1 (Ergebnisse D) auf dem Niveau der 5 %-Quantilwerte (aus [57])	71
Abb. 3.11:	Steifigkeiten von kombiniert beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben und quadratische Interaktions-Grenzkurve (modifiziert aus [57])	72
Abb. 3.12:	Einfluss einer konstanten axialen Belastung auf die laterale Steifigkeit (aus [57])	72
Abb. 3.13:	Idealer Verlauf der Last-Verschiebungs-Kurve bei optimaler Schraubenneigung (aus [40]) . 74	
Abb. 3.14:	Schematische Darstellung eines Haupt-Nebenträger-Anschlusses mit geneigten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde (aus [14])	79
Abb. 3.15:	Einschnittige Holz-Holz-Zuglaschenverbindung mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde (aus [14]).	80
Abb. 3.16:	Zusammenfassung der Prüfergebnisse (modifiziert nach [14])	81
Abb. 3.17:	Fachwerkmodell zur Berücksichtigung des axialen Tragwiderstandes einer Schraube in Richtung der äußeren Last (aus [14])	82
Abb. 3.18:	Kräfte, Momente und Spannungen in einer einschnittigen Holz-Holz-Verbindung mit einer geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschraube für den Versagensmodus III nach Johansen (aus [8])	84
Abb. 3.19:	Typische Verläufe für den Ausziehparameter in Abhängigkeit der axialen und der lateralen Verschiebung (aus [8])	85
Abb. 3.20:	Ausziehparameter in Abhängigkeit der lateralen Verschiebung in der Scherfuge für $d = 7,5$ mm (aus [8])	86
Abb. 3.21:	Modifizierter Ausziehparameter $f_{l,mod,1,3}$ und $f_{l,mod,2,3}$ für den Versagensmodus III nach Johansen bei einem Schraubennennendurchmesser von 7,5 mm in Holz 1 und 2 (aus [8])	86
Abb. 3.22:	Aufgetrennter Versuchskörper für $\alpha = 15^\circ$ (ergänzt aus [8])	87
Abb. 3.23:	Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit den berechneten Werten für die Serie 1 (1 Schraube je Scherfuge) und die Serie 2 (4 Schrauben je Scherfuge) (aus [8]).	87
Abb. 3.24:	Prüfkonfiguration als Druckscherprüfung. a) Schraubenkreuz und b) reine Zugbeanspruchung (aus [50])	89
Abb. 3.25:	Last-Verschiebungs-Verhalten für 2 Prüferien (links: Schraubenkreuz, rechts: nur zugbeanspruchte Schrauben) (modifiziert aus [50])	90
Abb. 3.26:	Versuchskörper der Versuchsreihen G-2 und X-2 (linke Seite) sowie G-6 und X-5 (rechte Seite) (aus [18])	95
Abb. 3.27:	Prüfkörper nach der Prüfung: Bis zur Ebene der Schrauben geöffneter PK mit gekreuzter Anordnung (links) und Herausdrücken des Schraubenkopfes (rechts) (aus [18])	96
Abb. 3.28:	Graphische Darstellung der Abminderungsfunktion n_{ef}/n auf Basis $n = 2$ für die Prüfungen von BLAß ET AL. 2006 [18] nach Auswertung gemäß EN 14358 [119] durch den Verfasser . 98	
Abb. 3.29:	Ausgewählte Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüferien G-2 und G-11 (aus [18]) .	

	98
Abb. 3.30:	Wirksame Anzahl $n_{ef,G}$ für geneigt angeordnete Schrauben und ausgewählte Geometrieparameter als Grenzkurven (aus [18]) 100
Abb. 3.31:	Fachwerkträger (oben) und Ausschnitt daraus (mitte) mit maßgebenden Knoten sowie schematische Darstellung des Knotendetails (unten) für die Messehalle 11 in Frankfurt (aus [28] und [56]) 102
Abb. 3.32:	CAD-Darstellung (links) und Versuchskörper (rechts) im Labor (aus [56]) 103
Abb. 3.33:	Last-Verschiebungs-Kurve für die Scherfuge (aus [56]) 104
Abb. 3.34:	Prüfkonfiguration mit Variation des Einschraubwinkels (aus [40]) 106
Abb. 3.35:	Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen (aus [40]) 106
Abb. 3.36:	Prüfkonfiguration mit Variation der Schraube und der Seitenhölzer (aus [40]) 107
Abb. 3.37:	Einfluss des Laschenmaterials und der Kopfausbildung der Schraube auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit rechtwinklig zur Faserrichtung eingedrehten Schrauben (aus [40]) 108
Abb. 3.38:	Prüfkörper für die Parameterstudie zur Variation des Einschraubwinkels (aus [40]) . . 108
Abb. 3.39:	Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Last-Verschiebungs-Verhalten von Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Schrauben mit Vollgewinde (aus [40]) 109
Abb. 3.40:	Holz-Holz-Zuglaschenverbindungen in unterschiedlicher Konfiguration und Beanspruchung der Schrauben (aus [86]) 111
Abb. 3.41:	Verformungsanteile in einer auf Abscheren beanspruchten Holz-Holz-Verbindung mit selbstbohrenden Holzschrauben in der Konfiguration Zug und Schub (Fall b) (aus [86]) . . 112
Abb. 3.42:	Übersicht Versuchsprogramm (aus [86]) 114
Abb. 3.43:	Mittelwerte der Versuchsergebnisse für die Bruchlast (links), die Steifigkeit (rechts) und das Duktilitätsmaß (unten) bei unterschiedlichen Konfigurationen (aus [86]) 114
Abb. 3.44:	Vergleich zwischen experimentell und rechnerisch ermittelten Steifigkeiten (aus [86]) . 116
Abb. 3.45:	Versuchskonfiguration der Prüferie A (aus [27]) 118
Abb. 3.46:	Versuchskonfiguration der Prüferie B1 und B2 (aus [27]) 119
Abb. 3.47:	Versuchskonfiguration der Prüferie B3 und B4 (aus [27]) 119
Abb. 3.48:	Nettoquerschnittsversagen in der Prüferie B1 (aus [27]) 120
Abb. 3.49:	Um die dritte Raumrichtung erweitertes Kräfte Dreieck (vom Verfasser um $R_{0,v}$ ergänzt aus [27]) 120
Abb. 3.50:	Beispiel für einen Zuganschluss in einem auf Laubholz basierenden Holzwerkstoff (aus [24]) 122
Abb. 3.51:	Freigeschnittene Verbindungsteile (aus [41]) 123
Abb. 3.52:	Detaillierte Verformungskomponenten in den beiden Holzteilen (aus [41]) 125
Abb. 3.53:	Einfluss der Parameter Einschraubwinkels α bei konstanter Schraubenlänge (links) und bei konstantem Abstand s_i (rechts) für identischen Bedingungen in der Verbindung (aus [41]) 126
Abb. 3.54:	Einfluss der Parameter Reibungskoeffizient m (links) sowie des Verhältnisses für die Lochleibungsbettungen b_h (rechts) in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α (aus [41]) . . 127
Abb. 3.55:	Einfluss der Nachgiebigkeit der Schraube auf das laterale (links) und das axiale (rechts) Bettungsverhalten (aus [41]) 128
Abb. 3.56:	Gegenüberstellung von Versuchsergebnissen (Mittelwerte) mit theoretisch ermittelten Steifigkeitswerten in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α (aus [41]) 129
Abb. 3.57:	Differenzielles Element einer geneigt angeordneten Schraube mit paralleler und rechtwinkliger Bettung im Holz (ergänzt aus [41] mit Referenz auf SYMONS ET AL. 2010) 131
Abb. 3.58:	Betrachtung zum Biegemoment in der Schraube in Abhängigkeit der Stelle des Fließgelenks $x_{h,1}$ (aus [41]) 132

- Abb. 3.59: Biegemomentenverlauf entlang der Schraubenachse für eine äußere Last von 1 kN in Abhängigkeit des Einschraubwinkels α für eine faserparallele Scherfuge (ergänzt aus [41]) 133
- Abb. 3.60: Mindestabstände für Nagelverbindungen in DIN 1052:1941 (aus [102]) 135
- Abb. 3.61: Abminderungsfaktor n_{ef}/n für Stabdübel gemäß einiger europäischer Normen 136
- Abb. 3.62: Definition der Verbindungsmittelanzahl und der Krafttrichtung am Beispiel einer zweischnittigen Holz-Stahlblech-Verbindung mit innen liegendem Stahlblech 140
- Abb. 3.63: Unterschiedliche Isolinien für die Spannungen infolge Krafteinleitung auf Zug oder auf Druck (aus [39]) 141
- Abb. 3.64: Formulierung des Verbundproblems für Eisenbetonkonstruktionen (aus [3]) 146
- Abb. 3.65: Lösung des Verbundproblems am Beispiel des Zugstoßes (aus [3]) 147
- Abb. 3.66: Anwendungsbeispiel des Zuglaschenstoßes mit Nieten (aus [3]) 148
- Abb. 3.67: Definition und Dehnungen (Links) sowie Verlauf der Normalspannungen (Mitte) und der Schubspannungen (Rechts) in einer gelöteten Laschenverbindung (aus [32]) 149
- Abb. 3.68: Verzerrungszustand unter Lochleibungsbeanspruchung bei unendlicher Ausdehnung (links) und bei einer Laschenverbindung (rechts) mit unterschiedlichen Blechbreiten (aus [32]) . . 149
- Abb. 3.69: Vergleich der bezogenen Laschenverschiebungen bei unterschiedlichem Ansatz des Last-Verschiebungs-Verhaltens der Nieten für die Parameter $\Phi = 11,18$ und $\psi = 1,0$ (aus [91]) 151
- Abb. 3.70: Ungleichförmiger Verlauf der Schubspannungen sowie der Verschiebungen in der Verbundfuge infolge ungleicher Dehnsteifigkeit der beiden Anschlussteile (nach [91]) 152
- Abb. 3.71: Normierte Kraft-Verformungs-Diagramme für zweischnittige Verbindungen mit losen Bolzen (Lochspiel 0,1 mm) und kubischem Verformungsansatz (rot) (ergänzt aus [91]) . . 154
- Abb. 3.72: Grenzkurven für den Schubspannungsfaktor t_0 für den elastisch-plastischen Fall. Obere (blau) und untere (rot) Grenzkurven (nach [92]) 155
- Abb. 3.73: Verhältnis der mittleren Verschiebung zur Verschiebung bei mittlerer Schubspannung bei Zuglaschenverbindungen und elastisch-plastischer Verformung (aus [91]) 157
- Abb. 3.74: Skizze zur Probekörperherstellung mit variierenden Mindestabständen, Sicherungsbolzen und angeschnittenem Bauteilende (aus [31]) 160
- Abb. 3.75: Bezogene, gemittelte Last-Verschiebungs-Kurven für Verbindungen mit 8 Bolzen (durchgezogen) sowie gemittelte Last-Verschiebungs-Kurven für Verbindungen mit 1 Bolzen (strichliert) bei $\frac{3}{4}$ in. (links) und $\frac{1}{2}$ in. (rechts) Bolzenennendurchmesser (aus [31]) 161
- Abb. 3.76: Definition und Festlegungen für die Modellierung sowie das Last-Verschiebungs-Verhalten des einzelnen Verbindungsmittels von LANTOS 1967 (aus [58]) 163
- Abb. 3.77: Typische Kraftverteilung im Seitenholz (links) bzw. typische Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel einer Reihe und Modifikationsfaktor C (aus [58]) 165
- Abb. 3.78: Einfluss des E-Moduls der Hölzer (links) bzw. der Anzahl der Verbindungsmittel in einer Reihe (rechts) einer Holz-Holz-Zuglaschenverbindung auf deren Wirkungsgrad (aus [59]) . 166
- Abb. 3.79: Rechnerische Berücksichtigung von versetzt angeordneten Dübeln als in einer Reihe hintereinander angeordnete Dübel (aus [98]) 167
- Abb. 3.80: Vergrößerungsfaktor nach Schulz (aus [29]) 170
- Abb. 3.81: Kurven zur Bestimmung der Beanspruchung für den ersten und den letzten Bolzen einer Reihe von 4 Bolzen (adaptiert aus [29]) 171
- Abb. 3.82: Kurven zur Bestimmung der Beanspruchung der äußersten und der innersten Bolzen einer Reihe von n Bolzen (aus [29]) 172
- Abb. 3.83: Vergleich zwischen theoretischen und experimentellen Werten der Bolzenbeanspruchung für Verbindungen mit einer unterschiedlichen Anzahl an Bolzen (links) sowie unterschiedlicher Breite des Mittelholzes (rechts) (aus [29]) 174
- Abb. 3.84: Definitionen und Lastverteilung nach Van der Put (aus [49]) 175
- Abb. 3.85: Bezeichnungen für die analytischen Betrachtungen von WILKINSON (aus [96]) 176

Abb. 3.86:	Bezeichnungen und Darstellung von abschnittweisem, linear-elastischem Last-Verschiebungs-Verhalten der Verbindungsmittel (aus [96]).	177
Abb. 3.87:	Lastverteilung (experimentell und rechnerisch) und Last-Verschiebungs-Kurven für den Probekörper M3DATA5 (ergänzt aus [96]).	178
Abb. 3.88:	Last-Verschiebung-Kurven aus 10 Einzelversuchen (links) sowie vorgeschädigte Holzstruktur und spätere versetzte Nagelanordnung für die Gruppenversuche (rechts) (aus [11])	180
Abb. 3.89:	Auszug von Last-Verschiebungs-Kurven aus Versuch und Rechnung (aus [11])	180
Abb. 3.90:	Geometrie und Bezeichnungen in der Verbindung (links) und abschnittsweise lineare Last-Verschiebungskurve des Verbindungsmittels i (rechts) (ergänzt [11])	181
Abb. 3.91:	Ergebnis der Simulationsrechnungen (links) und Einfluss der Korrelation zwischen den Nagelreihen (rechts) (aus [12]).	182
Abb. 3.92:	Asymptotische Annäherung von n_{ef} an ihre theoretische Obergrenze (aus [97])	183
Abb. 3.93:	Beispiele für die Lastverteilung: elastisch nach LANTOS 1967 [58] (links) bzw. bei unterschiedlicher Verbindungsmittelsteifigkeit (rechts) (aus C15 in [20]).	186
Abb. 3.94:	Federmodell (links) und Last-Verschiebungs-Modell für das einzelne Verbindungsmittel (rechts) (aus [49])	187
Abb. 3.95:	Beispiel für die Lastverteilung in einer Gruppe von 4 Bolzen nach Simulationsrechnung mit dem Federmodell von JORISSEN (aus [49])	189
Abb. 3.96:	Systemskizze (oben Links) und Verlauf der Schubspannungen (oben Rechts) und Schubspannungen (unten Mitte) im Bereich um eine Gruppe von 4 Bolzen (aus [49])	190
Abb. 3.97:	Typische Last-Verschiebungskurven für BSB-Verbindungen mit 1 bis 3 hintereinander liegenden Stabdübeln (aus [67])	193
Abb. 3.98:	Einfluss der Rohdichte auf die Anschlusssteifigkeit (ergänzt aus [67])	194
Abb. 3.99:	Tragfähigkeit nach FM bzw. EYM (links) und Abhängigkeit des Reduktionsfaktors von der Verbindungsmittelschlankheit (rechts) unter Bezugnahme auf JORISSEN 1998 [49] (aus [68])	196
Abb. 3.100:	Last-Verschiebungs-Diagramme und Prüfkörperidentifikation (zusammengefasst aus [36])	197
Abb. 3.101:	Wirksame Anzahl für Verbindungen mit 3 (links) und 5 (rechts) Stabdübeln (aus [80])	199
Abb. 3.102:	Definition der Abstände (links) und Abhängigkeit der mittleren Schubspannung τ vom Verhältnis des Abstandes a zum Stabdurchmesser d (rechts) (aus [22])	201
Abb. 3.103:	Einfluss des Winkels auf die Gruppenwirkung bei verschiedenen Holzarten (aus [46]) .	202
Abb. 3.104:	Gegenseitige Beeinflussung der Gewindestangen und Referenzwerte für den Einzelversuch: (a) ungleicher Referenzzustand; (b) korrekter Referenzzustand (aus [38])	203
Abb. 3.105:	Referenzquerschnitt für ein einzelnes, axial beanspruchtes Verbindungsmittel (links) und eine Gruppe davon (rechts) (aus [39])	204
Abb. 3.106:	Einfluss des faserparallelen (links) Abstandes a_1 sowie des Abstandes rechtwinklig (rechts) zur Faserrichtung a_2 (aus [73])	205
Abb. 3.107:	Zusammenhang zwischen Anziehungsmoment und Anpresskraft (ergänzt aus [73])	205
Abb. 3.108:	Boxplots der medianbezogenen Ausziehfestigkeiten bei freier Oberfläche (links) bzw. für Versuche mit Lagerungsplatten mit Lochraster (ergänzt aus [73]).	206
Abb. 3.109:	Definition der auf Querzug, Abscheren und Rollschub beanspruchten Flächen (aus [73]) .	207
Abb. 3.110:	Eingeschnittene Prüfkörper der Serie V4 zur Untersuchung des Beitrags einzelner Versagensmechanismen (aus [60])	209
Abb. 3.111:	Skizziertes Last-Verformungs-Diagramm mit den unterschiedlichen Beiträgen zum Gesamtwiderstand (aus [60])	210
Abb. 3.112:	Prüfkörper der Serie V5 (aus [60])	211
Abb. 3.113:	Bezogene maximale Prüfkraft in der Versuchsreihe V5 (aus [60])	211
Abb. 3.114:	Definition für gesperrte (oben links) und freie (oben rechts) Oberflächen in Verbindungen mit axial bzw. gleichzeitig axial und lateral beanspruchten selbstbohrenden Holzschrauben	

	sowie Prüfkonfiguration für die Gruppenversuche mit 90° (unten links) und 45° (unten rechts) Anordnung (aus [61])	213
Abb. 3.115:	Boxplot für die Prüfergebnisse, die Widerstände nach dem Blockschermodell sowie für die charakteristischen Tragfähigkeiten gemäß Norm [107] und Zulassung [126] (aus [61]) .	214
Abb. 3.116:	Blockschermodell von ZARNANI ET AL. 2012 (links) und Ansatz und Bezeichnungen für dessen Übertragung auf rechtwinklig zur Faser angreifende Kräfte (rechts) (aus [61]) . . .	215
Abb. 3.117:	Übersicht Prüfkörper mit geneigt eingedrehten Schrauben (oben) und Prüfergebnisse in Boxplotdarstellung (unten) (aus [61])	216
Abb. 3.118:	Skizze zur Erläuterung der Einschraubtiefe im Verhältnis zur Trägerhöhe (aus [61]) .	217
Abb. 3.119:	Definition der relativen Einbindtiefe α_{ax}	222
Abb. 3.120:	Praktische Beispiele für freie (links) und gesperrte (rechts) Oberflächen (aus [63]) . . .	223

Kapitel 4

Abb. 4.1:	Querzugversagen der Probekörper aufgrund nicht übergreifender Schrauben	225
Abb. 4.2:	Histogramme: Rohdichte (links) und dyn. E-Modul (rechts) der BSH-Träger für die 45°-Prüfungen	230
Abb. 4.3:	Histogramme: Rohdichte (links) und dynamischer E-Modul (rechts) der BSH-Träger für die 30°-Prüfungen	230
Abb. 4.4:	Versuchskonfiguration mit dem Bauteil aus Esche am Beispiel eines 30°-Versuchs . . .	231
Abb. 4.5:	Verwendete Schraubentypen für die experimentellen Untersuchungen	232
Abb. 4.6:	Bezeichnung der Einzelteile der einreihigen Zuglaschenverbindung	238
Abb. 4.7:	Bezeichnung der Einzelteile der mehrreihigen Zuglaschenverbindung	239
Abb. 4.8:	Reduktion von mehreren Schraubenreihen auf eine Schraubenreihe	240
Abb. 4.9:	Möglichkeiten der Prüfanordnung für die gewählte Zugprüfmaschine lignum_z_850 .	241
Abb. 4.10:	Versuchskonfiguration in den Vorversuchen und typisches Versagen (Querzugversagen) . .	242
Abb. 4.11:	Prüfkonfiguration einreihig (am Beispiel von E_45) schematisch (oben) detailliert (mitte) und freigeschnittener Probekörper (unten)	243
Abb. 4.12:	Endgültige Prüfkonfiguration für die mehrreihigen Versuche der Reihe M_45	244
Abb. 4.13:	Prüfkonfiguration mehrreihig (M_45) und freigeschnittener Probekörper	245
Abb. 4.14:	Behinderte Verformung des Prüfkörpers (Beispiel E_45_VG_027) beim Zusammenbau infolge des Distanzholzes (grün)	246
Abb. 4.15:	Behinderte Verformung des Prüfkörpers (Beispiel M_45_VG_3_06) beim Zusammenbau infolge des an der Stahlflasche angeschraubten Stahlblocks	247
Abb. 4.16:	Geometrie und Messanordnung für die einreihigen Prüfungen (insgesamt 2 WA) . . .	248
Abb. 4.17:	Geometrie und Messanordnung für die mehrreihigen Prüfungen (insgesamt 4 WA) . .	249
Abb. 4.18:	Vorgeschlagenes (schwarz) und tatsächliches (rot) Kraft-Zeit-Diagramm (links) und Kraft-Weg-Diagramm (rechts) für die Prüfung von Verbindungen gemäß [121]	249
Abb. 4.19:	Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_45_VG	251
Abb. 4.20:	Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_45_VG mit Schrauben des Typs A1	252
Abb. 4.21:	Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile . . .	252
Abb. 4.22:	Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_30_VG	254
Abb. 4.23:	Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_30_VG mit Schrauben des Typs B	255
Abb. 4.24:	Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile . . .	255
Abb. 4.25:	Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_30_TG	257
Abb. 4.26:	Boxplots für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) in der Serie E_30_TG mit	

	Schrauben des Typs A1: gemessene (oben) und mit der Rohdichte gewichtete (unten) Tragfähigkeiten	258
Abb. 4.27:	Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten hinsichtlich Herausziehen (A) sowie der gemischten 5%-Fraktile	259
Abb. 4.28:	Boxplot nur nach Schraubenanzahl geordnet, für alle Versagen (links) und ausschließlich das 1. Versagen (rechts) in der Serie M_45_VG mit Schrauben des Typs A1	260
Abb. 4.29:	Boxplot für serielle (längs) Anordnung der Schrauben mit allen Versagen (links) und ausschließlich dem 1. Versagen (rechts) in der Serie M_45_VG mit Schrauben des Typs A1.	262
Abb. 4.30:	Boxplot für parallele (quer) Anordnung der Schrauben mit allen Versagen (links) und ausschließlich dem 1. Versagen (rechts) in der Serie M_45_VG mit Schrauben des Typs A1.	263
Abb. 4.31:	Verlauf der bezogenen wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt hinsichtlich Versagenszeitpunkt (A und 1.) sowie Anordnung (gemischt, L und Q) auf dem Niveau der 5%-Fraktile nach EN 14358 [119] für die Reihe M_45_VG.	264
Abb. 4.32:	Relatives Last-Verschiebungs-Verhalten des Eschenholzkörpers im Zeitverlauf.	266
Abb. 4.33:	Last-Verschiebungs-Verhalten des PK 45_243 mit 6 Schrauben und Ausziehversagen im Fichtenholzprobekörper (auf der Ordinate ist die Gesamtlast für 2 Scherfugen aufgetragen)	267
Abb. 4.34:	Detail der Last-Verschiebungs-Kurve für den E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube	268
Abb. 4.35:	Gesamte Last-Verschiebungs-Kurve für den E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube	269
Abb. 4.36:	Bilineare Näherung des Last-Verschiebungs-Verhaltens von E_45_VG_037_Süd mit einer Schraube: Gebrauchslastniveau (links) und Traglastniveau (rechts)	269
Abb. 4.37:	Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe E_45_VG mit Schraubentyp A1	270
Abb. 4.38:	Typische Last-Verschiebungs-Diagramme in der Serie E_45_VG bezogen auf eine Schraube und Scherfuge	271
Abb. 4.39:	Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe E_30_VG mit Schraubentyp B	272
Abb. 4.40:	Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe M_45_VG – Variation alle Ergebnisse bzw. nur 1. Versagen	273
Abb. 4.41:	Boxplot der Verteilung der Steifigkeiten in der Reihe M_45_VG – Variation Längs/Quer	274
Abb. 4.42:	Gesammelte Ergebnisse aller Prüfungen hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten	276
Abb. 4.43:	Gesammelte Ergebnisse aller Prüfungen für die bezogene wirksame Anzahl hinsichtlich der unterschiedlichen Versagensarten Herausziehen (A), Kopfabreißen (K), Aufspalten der Verbindungsmittelreihe (Q) und Holz-Nettoquerschnittsversagen (H).	277

Kapitel 5

Abb. 5.1:	Definition der erforderlichen Variablen für die Ableitung der Gleichungen am Beispiel des Versagensmodus III nach Johansen	282
Abb. 5.2:	Kräfte- und Momentengleichgewicht am freigeschnittenen Verbindungsmittel für das Beispiel des Versagensmodus III nach Johansen.	283
Abb. 5.3:	Verformte Figur für den Versagensmodus reines Lochleibungsversagen	284
Abb. 5.4:	Verformte Figur für den Versagensmodus mit höchstens einem Fließgelenk	284
Abb. 5.5:	Verformte Figur für den Versagensmodus mit höchstens 2 Fließgelenken.	285
Abb. 5.6:	Bezeichnungen (oben) und idealisierte Modellbildung (unten) hinsichtlich wirksamer Anzahl	292
Abb. 5.7:	Beanspruchungsfaktor nach Volkersen für das vorliegende Verbindungssystem am Beispiel	

	der Konfiguration 8s/E_45_VG für unterschiedliche Verschiebungsmoduln der Schrauben 294
Abb. 5.8:	Beanspruchungsfaktor nach Volkersen für das vorliegende Verbindungssystem am Beispiel der Konfiguration E_30_VG für eine Schraubenanzahl zwischen 2 und 5 295
Abb. 5.9:	Lösung nach LANTOS für die Geometrieparameter der Reihe E_45_VG und 8 Schrauben 298
Abb. 5.10:	Lösung nach LANTOS für die Geometrieparameter der Reihe E_30_VG und 5 Schrauben 299
Abb. 5.11:	Idealisiertes, paralleles Federmodell für eine Gruppe von Verbindungsmitteln 300
Abb. 5.12:	Idealisiertes elastisch-plastisches Last-Verschiebungs-Diagramm für ein Verbindungsmittel 300
Abb. 5.13:	Beispiel für ein Simulationsergebnis in einer Verbindung mit 3 Schrauben 301
Abb. 5.14:	Wirksame Anzahl ermittelt aus jeweils 20 Simulationen mittels des Federmodells für den Gebrauchs- sowie den Traglastzustand am Beispiel von 1 bis 10 Schrauben 302
Abb. 5.15:	Geometrie und Abmessungen des modellierten eingespannten Stützenfußes 303
Abb. 5.16:	Stabmodell und angreifende Lasten 304
Abb. 5.17:	Spannungsverlauf quer zur Faser (S22) entlang der Stabachse bei nicht überkreuzter An- ordnung der Schrauben 305
Abb. 5.18:	Ergebnis der FE-Berechnung: Spannungen quer zur Faser (S22) für den Lastfall +N bei nicht überkreuzter Anordnung der Schrauben 305
Abb. 5.19:	Spannungsverlauf quer zur Faser (S22) entlang der Stabachse bei überkreuzter Anordnung der Schrauben 306
Abb. 5.20:	Ergebnis der FE-Berechnung: Spannungen quer zur Faser (S22) für den Lastfall +N bei überkreuzter Anordnung der Schrauben 306
Abb. 5.21:	Laschenverschiebungen und daraus ermittelter Beanspruchungsfaktor entlang einer Schraubenreihe für eine Verbindung mit 8 Schrauben und einem Einschraubwinkel von 45° 308

Kapitel 6

Abb. 6.1:	Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und Einschraubwinkeln β zwischen 30° und 60° zur Faserrichtung 312
Abb. 6.2:	Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben und Einschraubwinkeln β größer als 60° 312
Abb. 6.3:	Empfohlene baustatische Modellbildung für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse mit geneigt an- geordneten selbstbohrenden Holzschrauben 313
Abb. 6.4:	Definition der Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen bei faserpar- allel wirkender äußerer Kraft 314
Abb. 6.5:	Definition der Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse bei Kraftangriff parallel zur Schraubenachse 315
Abb. 6.6:	Kräftegleichgewicht in einer symmetrischen Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindung . . 319
Abb. 6.7:	Nettoquerschnitt bei Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen mit geneigt angeordneten selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an [77]) 320
Abb. 6.8:	Beispiel für die Form der Bohrung in einem Stahlblech der Dicke 15 mm für eine Schraube mit 8 mm Nenndurchmesser und einen Einschraubwinkel von 45°. 322
Abb. 6.9:	Verlauf der Querspannungen in Trägerachse ohne Übergreifung der Schrauben für ver- schiedene Beanspruchungen (links); Aufgeschnittener Probekörper und übergreifende Schrauben in Trägerachse (rechts) (aus [54]) 324
Abb. 6.10:	Mindestmaß für die gegenseitige Überlappung von Schrauben in Trägerachse unter Abzug

	der Schraubenspitzen	325
Abb. 6.11:	Fixierschrauben zur Montage der Stahlbleche	327

Kapitel 7

Anhang A

Abb. A.1:	Stirnflächen der Hölzer für die Vorversuche nach der Prüfung	356
Abb. A.2:	Stirnhölzer der Prüfkörper für die 45°-Prüfungen	363
Abb. A.3:	Stirnhölzer der Prüfkörper für die 30°-Prüfungen	366

Anhang B

Abb. B.1:	Q-Q-Plot hinsichtlich Normalverteilung der Ergebnisse der Schraubenzugfestigkeit	372
Abb. B.2:	Bruchformen der geprüften Schrauben des Typs A1	372
Abb. B.3:	Last-Verschiebungs-Kurven für alle geprüften Schrauben	373
Abb. B.4:	Typisches Last-Verschiebungsdiagramm aus den Schraubenzugprüfungen	374

Anhang C

Abb. C.1:	Prüfeinrichtung zur Schraubenfestigkeit in der Universalprüfmaschine (links) mit hydraulischer Klemmeinrichtung (rechts)	375
Abb. C.2:	Zugprüfmaschine lignum_z_850 des Instituts für Holzbau und Holztechnologie an der TU Graz	376
Abb. C.3:	Geometrie der Prüfkörper für die Vorversuche (45°)	376
Abb. C.4:	Geometrie der Prüfkörper für die Prüfungen mit einer Schraubenreihe (45°)	377
Abb. C.5:	Geometrie der Prüfkörper für die Prüfungen mit einer Schraubenreihe (30°)	377
Abb. C.6:	Beispiele für eine serielle Anordnung 1 x 1 (links) und 1 x 5 (rechts)	378
Abb. C.7:	Beispiele für eine parallele Anordnung 2 x 1 (links) und 5 x 1 (rechts)	379
Abb. C.8:	Beispiele für eine gemischte Anordnung 2 x 4 (links) und 5 x 3 (rechts)	379

Anhang D

Abb. D.1:	Bruchformen in den Vorversuchen: Querzugversagen, Aufspalten, Nettobruch	381
Abb. D.2:	Beispiele für einige in den Zugversuchen aufgetretenen Bruchformen der Einzelbretter	382
Abb. D.3:	Ansatzweises Blockscherversagen beim PK M_8_03	383
Abb. D.4:	Ansatzweises Blockscherversagen beim PK M_8_03	383

Anhang E

Abb. E.1:	Detail der Bohrung für die Laschen in den Vorversuchen (1:5)	385
Abb. E.2:	Lasche für die Vorversuche	386
Abb. E.3:	Detail der Fräskopfgeometrie mit dem die Bohrungen in den Stahllaschen hergestellt werden sollten	387
Abb. E.4:	Lasche für die Versuche der Reihe E_45	388
Abb. E.5:	Lasche für die Versuche der Reihe E_30	389
Abb. E.6:	Lasche für die Versuche der Reihe M_45	390

- Abb. E.7: Lastverteilungsplatte (Zwischenplatte) zur Umleitung der Prüflast aus der Maschine auf zwei anzuschließende Zuglaschen. 391

Anhang F

Anhang G

- Abb. G.1: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit einer Schraube 415
- Abb. G.2: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 2 Schrauben 416
- Abb. G.3: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 3 Schrauben 416
- Abb. G.4: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 4 Schrauben 417
- Abb. G.5: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 6 Schrauben 417
- Abb. G.6: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 8 Schrauben 418
- Abb. G.7: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 1 Schraube . 419
- Abb. G.8: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 2 Schrauben 419
- Abb. G.9: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 3 Schrauben 420
- Abb. G.10: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 4 Schrauben 420
- Abb. G.11: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 5 Schrauben 421

Anhang H

- Abb. H.1: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_45_VG_A1_R. . . 425
- Abb. H.2: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_45_VG_A1_R mit Schrauben des Typs A1 426
- Abb. H.3: Reduktion der erwartbaren Tragfähigkeiten beim Austausch von Schrauben unter Berücksichtigung einer Vorbelastung für die beiden geprüften Schrauben 427
- Abb. H.4: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_30_VG_B_R . . . 430
- Abb. H.5: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_30_VG_B_R mit Schrauben des Typs B 431
- Abb. H.6: Verlauf der wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt nach den Versagensarten Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile . 431
- Abb. H.7: DMS-Versuche: Zusammenhang zwischen Last und Lastanteil 433
- Abb. H.8: Last-Verschiebungs-Diagramm der Prüfung M_1_01_SO mit Spezialschrauben 8 x 80 mm 434

Anhang I

- Abb. I.1: Spannungssituation S22 für den Lastfall $V = -4,46$ kN (Step 1) bei nicht überkreuzter

	Schraubenanordnung435
Abb. I.2:	Spannungssituation S22 für den Lastfall $N = -222,60$ kN (Step 2) bei nicht überkreuzter Schraubenanordnung436
Abb. I.3:	Spannungssituation S22 für den Lastfall $M = -8,23$ kNm (Step 3) bei nicht überkreuzter Schraubenanordnung436
Abb. I.4:	Spannungssituation S22 für den Lastfall $V = -4,46$ kN (Step 1) bei überkreuzter Schraubenanordnung437
Abb. I.5:	Spannungssituation S22 für den Lastfall $N = -222,60$ kN (Step 2) bei überkreuzter Schraubenanordnung437
Abb. I.6:	Spannungssituation S22 für den Lastfall $M = -8,23$ kNm (Step 3) bei überkreuzter Schraubenanordnung438

Anhang J

Anhang K

Tabellenverzeichnis

Kapitel 1

Kapitel 2

Tab. 2.1:	Wirkungsgrade h einiger typischer Verbindungen	50
-----------	--	----

Kapitel 3

Tab. 3.1:	Parameter der Näherungsfunktion nach [18] ergänzt um die interpolierten Werte für die Winkelkombination des gegenständlichen Verbindungssystems	57
Tab. 3.2:	Einfluss des Einschraubwinkels β auf das Bruchverhalten und die Leistungsfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben (in Anlehnung an [40])	75
Tab. 3.3:	Einfluss des Einschraubwinkels β bei Holz-Stahlblech-Verbindungen ohne Berücksichtigung der Versagensart auf die Beanspruchbarkeit in der Scherfuge ermittelt aus den experimentellen Untersuchungen mit der Versuchsconfiguration 1	76
Tab. 3.4:	Erweiterte Auswertung der Prüfdaten aus [18] auf Basis der EN 14358 [119]	97
Tab. 3.5:	Experimentell und rechnerisch ermittelte Werte für die auf Bruchlastniveau ermittelte wirksame Anzahl n_{ef} (zusammengefasst (aus [86])	115
Tab. 3.6:	Bezogene wirksame Anzahl n_{ef}/n aus Versuchen an Bolzenverbindungen auf Mittelwertbasis und auf dem 5%-Niveau einer angenommenen Normalverteilung auf verschiedenen Niveaus (ergänzt aus [36])	198

Kapitel 4

Tab. 4.1:	Klassifizierung der BSH-Träger in eine Festigkeitsklasse gemäß ON EN 1194 [118] auf Basis rechnerischer Werte	228
Tab. 4.2:	Klassifizierung der BSH-Träger in eine Festigkeitsklasse gemäß ON EN 1194 [118] auf Basis experimentell ermittelter Werte	229
Tab. 4.3:	Ergebnisse der Prüfungen der Zugfestigkeit für Schrauben des Typs A1	233
Tab. 4.4:	Zusammenstellung der wichtigsten Kennwerte der verwendeten Schrauben gemäß der Zulassungen des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt)	233
Tab. 4.5:	Gesamtübersicht über das Prüfprogramm	237
Tab. 4.6:	Vergleich der Mindestwerte der Tragfähigkeiten der Prüfungen hinsichtlich der Auswertung der Ergebnisse (alle Versagen oder nur 1. Versagen)	261
Tab. 4.7:	Vergleich der wirksamen Anzahl auf Basis von EN 14358 [119] für verschiedene Anordnungen ausgewertet für alle Versagen am Niveau der 5%-Fraktilwerte (Exp.) sowie rechnerisch von BLAß 1991 [12] für Nagelverbindungen aus Simulationen ermittelt	263
Tab. 4.8:	Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie E_45_VG auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]	270
Tab. 4.9:	Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie E_30_VG auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]	272
Tab. 4.10:	Experimentell ermittelte Mittelwerte der Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Schraube in der Serie M_45_VG auf Basis von EN 26891 [121] mit EN 14358 [119]	273
Tab. 4.11:	Vergleich zwischen der Steifigkeit bei serieller (L) und paralleler (Q) Anordnung	274

Kapitel 5

Tab. 5.1:	Eingangsparameter für die Modellierung der wirksamen Anzahl am Beispiel der geprüften Verbindungen der Reihe E mit 8 bzw. 5 Schrauben.	291
Tab. 5.2:	Gegenüberstellung der experimentellen Werte mit jenen nach der Volkersen-Theorie	295
Tab. 5.3:	Beispielhafte statistische Parameter für eine Simulation der wirksamen Anzahl mittels des einfachen Federmodells.	302

Kapitel 6

Tab. 6.1:	Empfohlene Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuglaschenverbindungen bei faserparallel wirkender äußerer Kraft	314
Tab. 6.2:	Mindestabstände für Stahlblech-Holz-Zuganschlüsse bei Kraftangriff parallel zur Schraubenchse gemäß EN 1995-1-1 [107]	315

Kapitel 7

Anhang A

Tab. A.1:	Eigenschaften der Prüfkörper für die Vorversuche.	355
Tab. A.2:	Eigenschaften der Einzelbretter als Ausgangsmaterial für die Lamellen der BSH-Träger	357
Tab. A.3:	Eigenschaften der Prüfkörper für die einreihigen 45°-Prüfungen	357
Tab. A.4:	Eigenschaften der Prüfkörper für die einreihigen 30°-Prüfungen	364
Tab. A.5:	Ergebnisse der Zugprüfungen an den Prüfkörpern für die 30°-Prüfungen	367
Tab. A.6:	Zusammensetzung der Prüfkörper für die mehrreihigen 45°-Prüfungen	369

Anhang B

Tab. B.1:	Ergebnisse der Zugprüfung an den Schrauben des Typs A1	371
-----------	--	-----

Anhang C

Anhang D

Anhang E

Anhang F

Tab. F.1:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 1 Schraube	393
Tab. F.2:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 2 Schrauben.	394
Tab. F.3:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 3 Schrauben.	395
Tab. F.4:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 4 Schrauben.	396
Tab. F.5:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 5 Schrauben.	397
Tab. F.6:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 6 Schrauben.	398

Tab. F.7:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 8 Schrauben	398
Tab. F.8:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 1 Schraube	399
Tab. F.9:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 2 Schrauben	399
Tab. F.10:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 3 Schrauben	400
Tab. F.11:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 4 Schrauben	400
Tab. F.12:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 5 Schrauben	401
Tab. F.13:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 1 Schraube	402
Tab. F.14:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 2 Schrauben	402
Tab. F.15:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 3 Schrauben	403
Tab. F.16:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 4 Schrauben	403
Tab. F.17:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 5 Schrauben	404
Tab. F.18:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 6 Schrauben	404
Tab. F.19:	Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 7 Schrauben	405
Tab. F.20:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 1 Schraube	406
Tab. F.21:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 2 Schrauben (Quer)	408
Tab. F.22:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 3 Schrauben (Längs)	409
Tab. F.23:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 3 Schrauben (Quer)	410
Tab. F.24:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 5 Schrauben (Längs)	411
Tab. F.25:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 5 Schrauben (Quer)	412
Tab. F.26:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 8 Schrauben (Längs)	413
Tab. F.27:	Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 8 Schrauben (Quer)	414

Anhang G

Anhang H

Tab. H.1:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 1 Schraube	423
Tab. H.2:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 2 Schrauben.	423
Tab. H.3:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 4 Schrauben.	424
Tab. H.4:	Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 6 Schrauben.	424
Tab. H.5:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 1 Schraube	428
Tab. H.6:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 2 Schrauben	428
Tab. H.7:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 3 Schrauben	429
Tab. H.8:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 4 Schrauben	429
Tab. H.9:	Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 5 Schrauben	429

Anhang I

Anhang J

Anhang K

Anhang A – Eigenschaften der Holzprobekörper

Anhang A.1 – Vorversuche

Tab. A.1: Eigenschaften der Prüfkörper für die Vorversuche

PK-Nr.	Bezeichnung	<i>l</i>	<i>h</i>	<i>b</i>	<i>m</i>	<i>u</i>	<i>V</i>	ρ_{12}
		[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[m ³]	[kg/m ³]
1 (4 Schrauben)	07_A	1800,0	248,10	80,00	15,896	11,0	0,0357	447
	14	1799,5	248,18	80,00	15,944	10,4	0,0357	450
2 (8 Schrauben)	07	1800,0	248,32	80,00	16,162	10,4	0,0358	456
	09	1795,0	248,02	80,00	15,960	10,2	0,0356	452
3 (4 Schrauben)	04_A	1800,0	248,33	80,00	16,256	10,3	0,0358	458
	17	1800,0	248,65	80,00	16,220	11,0	0,0358	455
4 (8 Schrauben)	04	1800,0	248,04	80,00	16,450	10,5	0,0357	464
	05	1800,0	248,16	80,00	16,266	10,5	0,0357	459
5 (4 Schrauben)	03	1799,5	248,28	80,00	16,732	9,9	0,0357	473
	19_A	1770,0	248,06	80,00	16,466	10,5	0,0351	472
6 (8 Schrauben)	16	1769,5	248,09	80,00	16,944	11,5	0,0351	484
	19	1800,0	248,17	80,00	17,018	10,7	0,0357	479
7 (4 Schrauben)	03_A	1797,5	244,38	80,00	17,234	10,4	0,0351	494
	15	1800,5	247,58	80,00	17,296	9,8	0,0357	490
5%-Wert		1777,3	246,18	-	15,703	9,7	0,0352	441
Mittelwert		1795,1	247,88	80,00	16,489	10,5	0,0356	467
95%-Wert		1812,9	249,58	-	17,275	11,2	0,0360	492
Stabw.		10,8	1,03	-	0,478	0,5	0,0003	15,4
COV		0,6%	0,4%	-	2,9%	4,3%	0,7%	3,3%

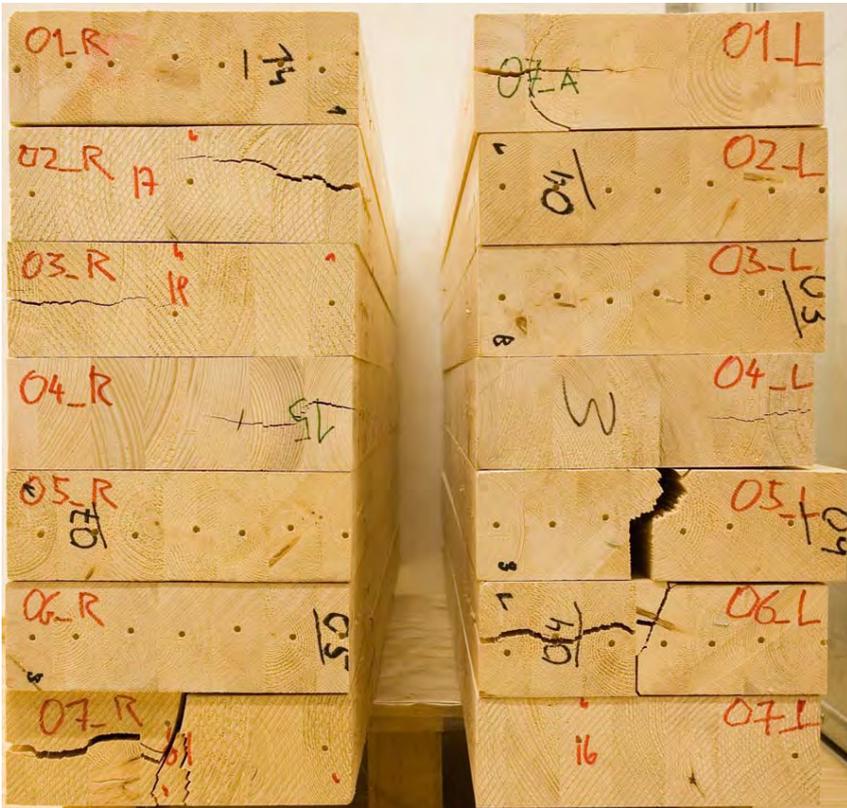


Abb. A.1: Stirnflächen der Hölzer für die Vorversuche nach der Prüfung

Anhang A.2 – Einzelbretter

Tab. A.2: Eigenschaften der Einzelbretter als Ausgangsmaterial für die Lamellen der BSH-Träger

Nr.	l	h	b	m	u	t_u	ρ_{12}	$E_{dyn,12}$	$E_{test,12}$	σ_u	$\ln(\sigma_u)$
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[kg/m ³]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
01	4005	99,5	48,5	9,180	11,4	669	475	16884	11615	24,3	3,19010
02	4005	99,8	48,5	9,278	12,1	701	478	15557	11934	33,3	3,50482
03	4005	100,7	48,4	7,926	11,5	731	408	12127	9267	20,3	3,01300
04	4005	99,8	48,7	8,904	11,5	693	459	15189	9996	23,0	3,13489
05	4005	100,4	49,0	9,240	13,1	690	466	15821	12941	40,9	3,71030
06	4005	100,3	48,5	9,372	13,0	692	479	16143	12050	32,1	3,46772
07	4005	99,7	47,9	8,900	11,8	676	466	16248	12212	33,8	3,51965
08	4005	100,3	48,7	9,072	12,5	714	462	14547	10481	24,8	3,20942
09	4005	100,2	48,2	9,360	12,6	667	482	17419	13538	34,4	3,53714
10	4005	100,1	48,8	9,890	13,1	746	503	14602	10794	18,3	2,90837
11	4005	100,9	48,3	7,856	11,9	739	403	11770	8881	22,0	3,08929
12	4005	99,9	48,6	8,226	13,3	694	421	14152	11165	25,3	3,23128
13	4005	100,1	48,5	10,10	12,0	720	520	16025	12175	33,5	3,51162
14	4005	100,5	48,7	8,244	12,4	716	420	13144	10288	20,9	3,03928
15	4005	100,9	48,3	7,816	11,4	710	402	12653	8858	17,4	2,85800
16	4005	100,0	48,8	9,098	11,3	709	467	14725	11240	22,2	3,10210
17	4005	100,4	48,3	9,046	12,6	682	464	16039	11742	25,2	3,22874
18	4005	99,7	48,5	8,448	12,5	727	435	13219	9982	24,4	3,19443
19	4005	100,1	48,4	9,516	11,6	728	492	14768	10514	26,0	3,25858
20	4005	100,5	48,4	9,358	12,7	673	479	17013	12665	33,8	3,51953
21	4005	100,6	47,9	8,508	12,2	671	441	15673	11979	30,0	3,40129
22	4005	100,0	48,7	8,752	11,5	678	450	15549	11288	20,6	3,02569
23	4005	100,3	48,3	8,316	12,8	710	427	13641	10424	24,7	3,20832
24	4005	100,3	48,5	8,878	12,2	714	455	14282	11117	21,1	3,04842
25	4005	100,3	48,3	7,878	10,2	683	410	13777	10890	30,9	3,42942
min	4005	99,5	47,9	7,816	10,2	667	402	11700	8858	17,4	2,85800
5%	4005	99,6	48,0	7,802	10,9	663	402	12339	9134	16,5	2,82721
mean	4005	100,2	48,5	8,847	12,1	701	455	14839	11121	26,5	3,25366
max	4005	100,9	49,0	10,10	13,3	746	520	17419	13538	40,9	3,71030
stabw	0	0,4	0,3	0,635	0,7	23	32	1520	1208	6,1	0,22444
COV	0 %	0,4 %	0,6 %	7,2 %	6,0 %	3,3 %	7,1 %	10,2 %	10,9 %	22,9 %	-

Anhang A.3 – Einreihige Prüfungen

Anhang A.3.1 – 45°-Prüfungen

Tab. A.3: Eigenschaften der Prüfkörper für die einreihigen 45°-Prüfungen

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_1	1980,0	209,0	70,4	13,055	12,6	342,5	2,91E-02	5799	15034	447
45_2	1980,0	208,9	70,5	12,440	14,9	347,5	2,92E-02	5787	14098	421
45_3	1980,0	209,0	70,4	13,406	15,1	364,0	2,91E-02	5530	13855	453
45_4	1980,0	209,1	70,5	13,488	14,3	347,5	2,92E-02	5768	15205	457
45_5	1980,0	209,1	70,3	14,408	14,2	353,0	2,91E-02	5675	15782	490
45_6	1980,0	209,0	70,4	13,108	14,7	342,5	2,91E-02	5865	15273	444

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_7	1980,0	209,8	70,7	13,644	14,4	360,5	2,94E-02	5563	14205	459
45_8	1980,0	209,0	70,4	13,090	13,8	355,5	2,91E-02	5623	14071	445
45_9	1980,0	209,0	70,3	13,880	14,8	350,5	2,91E-02	5734	15487	471
45_10	1980,0	209,5	70,6	13,300	14,6	347,0	2,93E-02	5786	15030	449
45_11	1980,0	209,2	70,4	14,626	15,4	364,0	2,92E-02	5539	15128	493
45_12	1980,0	209,2	70,4	13,538	13,6	355,0	2,92E-02	5625	14587	461
45_13	1980,0	209,2	70,4	12,838	15,3	364,5	2,92E-02	5529	13236	433
45_14	1980,0	209,2	70,4	13,328	14,1	346,5	2,92E-02	5779	15093	452
45_15	1980,0	209,2	70,4	13,076	12,1	366,5	2,92E-02	5405	13089	448
45_16	1980,0	209,2	70,4	12,632	13,7	359,0	2,92E-02	5565	13319	430
45_17	1977,0	209,0	70,5	14,908	13,7	346,0	2,91E-02	5766	16888	508
45_18	1980,0	209,2	70,4	13,396	12,7	357,0	2,92E-02	5567	14193	458
45_19	1980,0	209,2	70,4	12,522	13,9	360,0	2,92E-02	5556	13119	425
45_20	1980,0	209,2	70,4	13,508	14,7	356,0	2,92E-02	5643	14550	457
45_21	1980,0	209,2	70,4	13,364	14,6	355,0	2,92E-02	5655	14457	452
45_22	1980,0	209,2	70,4	14,176	15,5	336,5	2,92E-02	5995	17181	478
45_23	1980,0	209,7	70,3	12,922	14,6	353,5	2,92E-02	5679	14096	437
45_24	1980,0	209,2	70,4	13,660	15,2	366,0	2,92E-02	5503	13961	461
45_25	1980,0	209,2	70,4	11,920	13,7	355,5	2,92E-02	5620	12793	405
45_26	1980,0	209,2	70,4	13,018	12,8	345,5	2,92E-02	5755	14740	445
45_27	1980,0	209,2	70,4	13,090	10,8	361,0	2,92E-02	5450	13426	452
45_28	1980,0	209,2	70,4	13,108	12,5	363,0	2,92E-02	5469	13400	448
45_29	1980,0	209,2	70,4	13,778	12,1	362,5	2,92E-02	5465	14097	472
45_30	1980,0	209,9	70,1	14,342	12,9	357,5	2,91E-02	5565	15175	490
45_31	1980,0	209,0	70,4	13,486	14,9	358,5	2,91E-02	5609	14347	456
45_32	1981,0	209,0	70,4	13,206	13,6	352,0	2,91E-02	5676	14498	450
45_33	1981,0	209,9	70,4	14,698	14,3	346,0	2,93E-02	5796	16663	496
45_34	1981,0	209,1	70,4	13,394	13,8	343,0	2,92E-02	5831	15471	455
45_35	1981,0	209,2	70,5	13,412	13,0	348,0	2,92E-02	5723	14967	457
45_36	1981,0	209,1	70,3	13,890	14,2	343,0	2,91E-02	5844	16118	472
45_37	1981,0	209,2	70,4	12,944	14,1	359,0	2,92E-02	5580	13670	439
45_38	1981,0	209,1	70,4	12,946	12,7	357,5	2,92E-02	5562	13673	442
45_39	1982,0	209,1	70,5	12,980	13,3	353,0	2,92E-02	5654	14096	441
45_40	1982,0	209,0	70,3	13,102	13,1	366,0	2,91E-02	5447	13292	448
45_41	1982,0	209,2	70,4	13,662	13,8	349,0	2,92E-02	5734	15255	464
45_42	1982,0	209,2	70,4	14,252	13,6	365,0	2,92E-02	5477	14517	484
45_43	1982,0	209,2	70,4	13,258	15,8	358,0	2,92E-02	5650	14238	446
45_44	1982,0	209,2	70,4	12,774	14,3	362,5	2,92E-02	5535	13266	433
45_45	1982,0	209,8	70,2	13,648	14,1	342,5	2,92E-02	5852	15856	463
45_46	1982,0	209,2	70,4	12,680	15,2	351,5	2,92E-02	5736	14049	427
45_47	1982,0	209,2	70,4	12,612	12,8	365,0	2,92E-02	5453	12787	430
45_48	1982,0	209,2	70,4	13,912	13,0	354,0	2,92E-02	5629	15017	474
45_49	1982,0	209,2	70,4	13,378	13,5	369,5	2,92E-02	5407	13302	455
45_50	1982,0	209,2	70,4	12,658	13,2	345,5	2,92E-02	5773	14366	431
45_51	1982,0	209,2	70,4	13,544	11,5	370,0	2,92E-02	5343	13273	465
45_52	1981,0	210,0	70,1	14,392	14,6	352,0	2,91E-02	5706	15891	488
45_53	1981,0	209,2	70,4	13,166	14,4	366,0	2,92E-02	5482	13405	446
45_54	1981,0	209,2	70,4	14,120	12,7	339,5	2,92E-02	5857	16534	482
45_55	1981,0	209,2	70,4	13,290	13,5	352,0	2,92E-02	5673	14546	452
45_56	1981,0	209,2	70,4	14,092	12,9	340,5	2,92E-02	5846	16437	481
45_57	1981,0	209,3	70,5	13,246	14,0	347,5	2,92E-02	5762	14906	449
45_58	1981,0	209,2	70,4	12,466	13,1	358,0	2,92E-02	5566	13167	425
45_59	1981,0	209,2	70,4	14,426	14,8	336,0	2,92E-02	5985	17478	488
45_60	1981,0	209,0	70,3	13,670	13,9	346,5	2,91E-02	5775	15510	465
45_61	1981,0	209,2	70,5	13,134	14,7	344,0	2,92E-02	5842	15121	443
45_62	1981,0	209,1	70,4	13,098	13,4	350,0	2,92E-02	5702	14502	446
45_63	1981,0	209,4	70,5	13,206	13,3	356,0	2,92E-02	5603	14097	449
45_64	1981,0	209,1	70,5	13,644	11,5	352,0	2,92E-02	5613	14776	469
45_65	1981,0	209,1	70,5	13,188	14,3	363,5	2,92E-02	5517	13606	447

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_66	1981,0	209,1	70,4	13,306	13,2	359,5	2,91E-02	5546	13963	454
45_67	1981,0	209,0	70,4	13,570	13,1	354,5	2,91E-02	5621	14628	463
45_68	1981,0	209,3	70,5	13,754	14,0	345,0	2,92E-02	5804	15695	466
45_69	1981,0	209,8	70,5	13,430	13,3	356,5	2,93E-02	5595	14245	455
45_70	1981,0	209,8	70,5	14,070	14,4	343,0	2,93E-02	5850	16255	475
45_71	1981,0	209,2	70,4	12,896	15,5	359,0	2,92E-02	5622	13719	434
45_72	1981,0	209,2	70,4	14,700	14,7	338,5	2,92E-02	5937	17520	497
45_73	1981,0	209,2	70,4	13,366	12,9	350,5	2,92E-02	5679	14707	456
45_74	1981,0	209,2	70,4	14,980	13,6	345,0	2,92E-02	5791	17070	509
45_75	1981,0	209,2	70,4	13,120	12,5	345,0	2,92E-02	5757	14883	449
45_76	1981,0	209,2	70,4	12,868	14,3	358,0	2,92E-02	5602	13682	436
45_77	1981,0	209,2	70,4	14,114	13,0	352,0	2,92E-02	5658	15397	481
45_78	1981,0	209,2	70,4	13,010	13,6	358,0	2,92E-02	5581	13766	442
45_79	1981,0	209,2	70,4	13,814	12,4	353,0	2,92E-02	5624	14960	473
45_80	1981,0	209,3	70,4	12,710	12,9	360,5	2,92E-02	5521	13201	433
45_81	1981,0	209,0	70,4	13,438	13,3	354,0	2,91E-02	5635	14542	458
45_82	1981,0	209,6	70,5	12,620	12,4	348,5	2,93E-02	5696	13953	430
45_83	1981,0	209,1	70,6	13,676	12,6	355,5	2,92E-02	5590	14594	467
45_84	1980,0	209,4	70,5	12,980	14,2	353,5	2,92E-02	5667	14099	439
45_85	1981,0	209,1	70,5	13,450	14,1	348,0	2,92E-02	5757	15111	456
45_86	1980,0	209,6	70,4	13,966	14,4	343,5	2,92E-02	5838	16089	472
45_87	1981,0	209,0	70,5	13,662	14,4	361,0	2,92E-02	5558	14304	463
45_88	1980,0	209,4	70,3	13,322	12,8	336,5	2,91E-02	5909	15923	456
45_89	1981,0	209,4	70,4	12,604	10,5	356,0	2,92E-02	5521	13258	435
45_90	1980,0	209,4	70,5	13,154	14,1	343,5	2,92E-02	5829	15120	445
45_91	1980,0	209,2	70,4	14,700	13,9	362,0	2,92E-02	5525	15234	499
45_92	1980,0	209,2	70,4	14,806	13,7	344,0	2,92E-02	5808	16968	503
45_93	1980,0	209,2	70,4	13,984	14,9	341,5	2,92E-02	5888	16401	473
45_94	1981,0	209,2	70,3	12,600	12,0	355,5	2,91E-02	5572	13414	432
45_95	1980,0	209,2	70,4	14,300	14,2	339,5	2,92E-02	5901	16888	485
45_96	1980,0	209,2	70,4	13,432	14,1	340,0	2,92E-02	5889	15815	456
45_97	1981,0	209,8	70,3	13,618	13,2	354,5	2,92E-02	5624	14676	464
45_98	1980,0	209,7	70,1	13,212	13,9	356,5	2,91E-02	5610	14165	450
45_99	1976,0	209,1	70,5	12,138	13,1	361,5	2,91E-02	5498	12545	415
45_100	1980,0	209,2	70,4	14,148	15,4	369,5	2,92E-02	5457	14204	477
45_101	1976,0	210,1	69,9	13,774	12,7	341,5	2,90E-02	5808	15954	473
45_102	1980,0	209,8	70,0	13,814	12,9	351,0	2,91E-02	5668	15196	473
45_103	1980,0	209,0	70,3	14,376	15,7	335,0	2,91E-02	6029	17627	485
45_104	1980,0	209,1	70,3	13,392	13,8	361,5	2,91E-02	5530	13945	456
45_105	1980,0	209,0	70,4	13,986	14,0	339,5	2,91E-02	5895	16504	475
45_106	1980,0	209,1	70,4	12,110	14,1	357,0	2,91E-02	5609	12960	412
45_107	1980,0	209,6	70,3	13,750	15,6	348,0	2,92E-02	5800	15577	463
45_108	1980,0	209,1	70,6	13,338	13,9	350,5	2,92E-02	5707	14719	452
45_109	1980,0	209,2	70,4	12,758	13,5	351,5	2,92E-02	5678	13993	434
45_110	1980,0	209,2	70,4	13,266	13,3	352,0	2,92E-02	5664	14501	452
45_111	1980,0	209,2	70,4	12,774	14,2	361,0	2,92E-02	5549	13335	433
45_112	1980,0	209,2	70,4	13,496	14,5	355,5	2,92E-02	5644	14560	457
45_113	1980,0	209,2	70,4	13,598	15,2	350,5	2,92E-02	5747	15157	459
45_114	1980,0	209,2	70,4	13,568	13,8	354,0	2,92E-02	5647	14701	461
45_115	1980,0	209,2	70,4	13,340	13,3	343,0	2,92E-02	5813	15339	454
45_116	1980,0	209,2	70,4	13,248	13,6	358,0	2,92E-02	5578	14033	451
45_117	1980,0	209,2	70,4	14,324	12,7	336,5	2,92E-02	5906	17057	489
45_118	1980,0	209,2	70,4	14,148	14,0	351,5	2,92E-02	5693	15559	480
45_119	1980,0	209,2	70,4	13,512	14,0	355,0	2,92E-02	5637	14586	459
45_120	1980,0	209,3	70,8	12,948	13,1	352,0	2,93E-02	5658	14054	439
45_121	1980,0	209,2	70,3	14,128	13,1	346,5	2,91E-02	5748	15957	483
45_122	1980,0	209,1	70,4	13,774	14,1	352,0	2,91E-02	5688	15143	468
45_123	1980,0	209,1	70,5	13,736	15,2	354,0	2,92E-02	5690	14989	463
45_124	1980,0	209,3	70,4	14,354	14,1	346,0	2,92E-02	5787	16309	487

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_125	1980,0	209,2	70,4	12,988	12,5	347,5	2,91E-02	5713	14524	445
45_126	1980,0	209,5	70,4	14,334	13,6	351,5	2,92E-02	5681	15718	487
45_127	1980,0	209,2	70,6	12,760	14,5	353,0	2,92E-02	5684	13927	431
45_128	1980,0	209,2	70,3	14,186	14,8	354,0	2,91E-02	5677	15472	480
45_129	1980,0	209,5	70,5	11,950	12,6	353,0	2,92E-02	5627	12918	408
45_130	1980,0	209,1	70,5	13,378	14,1	366,5	2,92E-02	5463	13551	454
45_131	1980,0	209,2	70,4	13,522	13,0	343,0	2,92E-02	5803	15526	461
45_132	1980,0	209,2	70,4	13,332	16,1	364,0	2,92E-02	5560	13851	448
45_133	1980,0	209,2	70,4	14,260	15,2	352,0	2,92E-02	5722	15749	481
45_134	1980,0	209,2	70,4	14,476	15,1	352,0	2,92E-02	5719	15993	489
45_135	1980,0	209,2	70,4	12,720	15,7	350,5	2,92E-02	5762	14210	428
45_136	1980,0	209,2	70,4	14,772	13,1	355,0	2,92E-02	5610	15863	504
45_137	1980,0	209,2	70,4	13,908	16,2	349,5	2,92E-02	5794	15679	467
45_138	1980,0	209,2	70,4	12,976	15,3	349,5	2,92E-02	5766	14563	438
45_139	1980,0	209,2	70,4	14,212	14,0	345,5	2,92E-02	5792	16171	482
45_140	1980,0	209,0	70,5	13,738	15,2	346,5	2,92E-02	5813	15645	463
45_141	1980,0	209,1	70,5	12,700	15,1	345,5	2,92E-02	5827	14564	429
45_142	1981,0	209,0	70,4	14,112	15,0	345,5	2,91E-02	5826	16192	477
45_143	1981,0	209,3	70,4	13,842	14,3	346,5	2,92E-02	5788	15710	469
45_144	1981,0	209,4	70,3	13,158	13,0	354,0	2,92E-02	5626	14211	449
45_145	1981,0	209,2	70,4	13,396	13,4	358,5	2,92E-02	5567	14133	456
45_146	1981,0	209,1	70,5	13,590	15,0	358,0	2,92E-02	5623	14481	458
45_147	1981,0	209,1	70,6	13,440	15,3	337,0	2,92E-02	5983	16180	452
45_148	1981,0	209,7	70,2	13,000	16,5	358,5	2,91E-02	5661	13972	436
45_149	1981,0	209,6	70,2	13,824	12,7	341,0	2,91E-02	5831	16082	473
45_150	1981,0	209,1	70,5	13,690	14,2	347,5	2,92E-02	5768	15437	464
45_151	1980,0	209,2	70,4	12,476	14,8	348,0	2,92E-02	5775	14076	422
45_152	1980,0	209,2	70,4	13,296	13,5	344,5	2,92E-02	5794	15205	453
45_153	1980,0	209,2	70,4	13,312	13,1	362,5	2,92E-02	5494	13704	454
45_154	1980,0	209,1	70,4	12,560	13,6	347,5	2,91E-02	5747	14134	428
45_155	1980,0	209,2	70,4	13,118	16,1	347,5	2,92E-02	5824	14960	441
45_156	1980,0	209,2	70,4	12,444	14,5	356,5	2,92E-02	5629	13338	421
45_157	1980,0	209,2	70,4	13,798	13,7	342,5	2,92E-02	5834	15960	469
45_158	1980,0	209,2	70,4	13,238	13,9	356,0	2,92E-02	5618	14205	450
45_159	1980,0	209,2	70,4	13,612	13,8	352,5	2,92E-02	5671	14891	463
45_160	1980,0	209,1	70,3	13,218	14,1	357,0	2,91E-02	5609	14124	449
45_161	1980,0	209,0	70,5	13,218	14,3	362,5	2,92E-02	5529	13698	448
45_162	1980,0	209,0	70,5	12,938	13,9	347,5	2,92E-02	5756	14544	439
45_163	1980,0	209,1	70,5	13,756	14,3	356,0	2,92E-02	5630	14773	466
45_164	1980,0	209,1	70,5	12,608	13,8	351,0	2,92E-02	5695	13883	428
45_165	1980,0	210,0	70,6	13,144	13,9	371,5	2,93E-02	5384	12870	444
45_166	1980,0	209,8	70,5	13,150	13,6	348,0	2,93E-02	5738	14653	445
45_167	1980,0	209,9	70,6	13,100	14,5	347,5	2,93E-02	5774	14704	441
45_168	1980,0	209,9	70,3	13,956	15,3	359,0	2,92E-02	5614	14810	470
45_169	1980,0	209,0	70,5	13,302	14,3	339,0	2,92E-02	5913	15767	451
45_170	1980,0	209,4	70,5	13,494	13,4	341,5	2,92E-02	5841	15627	458
45_171	1980,0	209,1	70,6	13,282	14,1	351,5	2,92E-02	5696	14602	450
45_172	1980,0	209,2	70,4	12,884	14,6	353,5	2,92E-02	5679	14063	436
45_173	1980,0	209,2	70,4	13,890	12,8	349,5	2,92E-02	5689	15343	474
45_174	1980,0	209,2	70,4	13,198	13,4	366,0	2,92E-02	5450	13338	449
45_175	1980,0	209,2	70,4	11,682	13,8	356,0	2,92E-02	5615	12518	397
45_176	1980,0	209,1	70,4	12,914	13,7	361,5	2,91E-02	5527	13441	440
45_177	1980,0	209,2	70,4	13,014	12,4	358,0	2,92E-02	5542	13670	445
45_178	1980,0	209,1	70,6	12,446	14,1	354,0	2,92E-02	5656	13501	422
45_179	1980,0	209,5	70,5	12,390	14,6	339,0	2,92E-02	5922	14661	418
45_180	1980,0	209,0	70,4	14,010	15,0	346,0	2,91E-02	5815	16028	474
45_181	1980,0	209,0	70,4	13,642	15,1	354,5	2,91E-02	5679	14866	461
45_182	1980,0	209,2	70,4	12,164	14,5	368,5	2,92E-02	5445	12216	412
45_183	1980,0	209,1	70,4	13,362	14,9	347,5	2,91E-02	5787	15136	452

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_184	1980,0	209,1	70,6	13,426	14,7	354,5	2,92E-02	5666	14545	453
45_185	1980,0	209,1	70,5	12,350	14,5	353,0	2,92E-02	5684	13507	418
45_186	1980,0	209,1	70,4	12,870	14,0	366,5	2,91E-02	5460	13029	437
45_187	1980,0	208,9	70,4	13,016	14,2	354,0	2,91E-02	5659	14156	442
45_188	1980,0	209,0	70,3	13,416	14,6	352,0	2,91E-02	5704	14802	455
45_189	1981,0	209,7	70,1	13,428	13,9	339,5	2,91E-02	5894	15878	457
45_190	1981,0	209,0	70,4	13,094	14,9	350,0	2,91E-02	5748	14638	443
45_191	1981,0	209,1	70,5	12,492	12,1	362,5	2,92E-02	5468	12795	428
45_192	1981,0	209,1	70,4	14,268	13,8	353,5	2,92E-02	5658	15526	485
45_193	1981,0	209,0	70,5	13,322	14,4	338,5	2,92E-02	5928	15847	451
45_194	1981,0	209,1	70,4	14,120	13,9	370,0	2,91E-02	5409	14041	480
45_195	1981,0	209,1	70,4	13,784	13,9	359,5	2,91E-02	5566	14532	469
45_196	1981,0	209,1	70,5	13,000	14,2	366,5	2,92E-02	5469	13160	440
45_197	1981,0	209,0	70,4	13,036	13,6	359,0	2,91E-02	5565	13752	444
45_198	1981,0	209,1	70,5	13,422	13,9	352,0	2,92E-02	5685	14706	455
45_199	1981,0	209,1	70,3	13,020	14,4	327,5	2,91E-02	6127	16592	442
45_200	1981,0	209,1	70,4	13,952	14,7	347,5	2,92E-02	5783	15788	472
45_201	1981,0	209,1	70,5	13,276	15,2	350,0	2,92E-02	5758	14851	448
45_202	1981,0	209,4	70,4	12,822	13,7	349,5	2,92E-02	5720	14231	435
45_203	1981,0	209,1	70,6	12,052	14,1	363,5	2,92E-02	5511	12392	408
45_204	1981,0	209,1	70,5	13,528	13,7	359,5	2,92E-02	5561	14223	460
45_205	1981,0	209,2	70,7	12,228	13,7	355,5	2,93E-02	5623	13090	414
45_206	1981,0	209,3	70,5	11,386	13,4	364,5	2,92E-02	5475	11603	387
45_207	1981,0	209,1	70,5	13,590	14,2	349,0	2,92E-02	5743	15173	460
45_208	1981,0	209,1	70,5	14,492	14,0	359,5	2,92E-02	5569	15230	491
45_209	1981,0	209,0	70,4	12,676	14,0	342,0	2,91E-02	5855	14774	431
45_210	1981,0	209,1	70,4	13,432	12,9	346,0	2,92E-02	5753	15191	459
45_211	1981,0	209,0	70,5	14,710	13,4	344,5	2,92E-02	5793	16815	501
45_212	1981,0	209,1	70,6	13,322	12,4	342,5	2,92E-02	5796	15286	455
45_213	1981,0	209,9	70,5	13,684	14,9	363,0	2,93E-02	5542	14131	460
45_214	1981,0	209,8	70,5	14,060	13,8	341,0	2,93E-02	5865	16375	476
45_215	1981,0	209,9	70,5	12,922	14,0	358,5	2,93E-02	5585	13600	436
45_216	1981,0	209,9	70,6	13,764	13,0	360,0	2,93E-02	5532	14292	467
45_217	1981,0	209,1	70,5	13,290	14,3	343,0	2,92E-02	5847	15383	450
45_218	1981,0	209,0	70,5	13,254	14,3	358,5	2,92E-02	5594	14050	449
45_219	1981,0	209,5	70,4	13,202	15,3	363,5	2,92E-02	5547	13691	445
45_220	1981,0	209,1	70,5	12,876	14,3	358,0	2,92E-02	5602	13682	436
45_221	1981,0	209,1	70,5	12,846	13,5	368,5	2,92E-02	5419	12832	437
45_222	1981,0	209,3	70,5	13,356	13,9	353,0	2,92E-02	5669	14558	453
45_223	1981,0	209,1	70,3	13,822	14,5	360,5	2,91E-02	5569	14545	469
45_224	1981,0	209,1	70,5	13,690	13,5	363,5	2,92E-02	5493	14063	466
45_225	1981,0	209,0	70,5	12,714	13,6	347,5	2,92E-02	5749	14280	432
45_226	1981,0	209,0	70,5	13,080	14,7	341,5	2,92E-02	5885	15308	442
45_227	1981,0	209,2	70,4	13,042	12,9	359,0	2,92E-02	5545	13680	445
45_228	1981,0	209,2	70,4	12,562	14,4	351,0	2,92E-02	5717	13889	425
45_229	1981,0	209,7	70,1	13,506	13,7	364,0	2,91E-02	5492	13873	460
45_230	1981,0	209,8	70,1	13,040	12,9	354,0	2,91E-02	5623	14101	446
45_231	1981,0	209,0	70,5	13,604	13,6	357,5	2,92E-02	5589	14461	463
45_232	1981,0	209,1	70,4	13,414	13,6	344,0	2,92E-02	5808	15382	456
45_233	1981,0	209,7	70,2	14,874	14,2	344,5	2,91E-02	5818	17095	505
45_234	1981,0	209,7	70,1	13,560	15,5	367,5	2,91E-02	5492	13816	458
45_235	1981,0	209,2	70,5	13,450	14,6	350,0	2,92E-02	5739	14986	455
45_236	1981,0	209,1	70,5	13,618	13,9	356,0	2,92E-02	5621	14598	462
45_237	1981,0	209,2	70,4	13,672	14,9	307,0	2,92E-02	6553	19842	462
45_238	1981,0	209,1	70,4	13,222	14,2	359,0	2,92E-02	5583	13965	448
45_239	1981,0	208,9	70,4	14,158	15,0	337,0	2,91E-02	5973	17091	479
45_240	1981,0	209,1	69,5	13,560	12,7	350,0	2,88E-02	5681	15169	470
45_241	1981,0	209,1	70,4	12,760	14,4	351,0	2,91E-02	5717	14150	433
45_242	1981,0	209,1	70,4	13,970	14,7	358,5	2,91E-02	5606	14865	473

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
45_243	1981,0	209,1	70,4	12,836	13,8	381,5	2,92E-02	5243	11984	436
45_244	1981,0	209,2	70,4	14,456	14,6	348,5	2,92E-02	5764	16245	489
45_245	1981,0	209,2	70,4	12,728	14,8	354,5	2,91E-02	5672	13868	431
45_246	1981,0	209,4	70,5	12,966	12,1	364,0	2,92E-02	5445	13135	443
45_247	1979,0	209,2	70,4	13,246	13,5	352,5	2,91E-02	5659	14444	451
45_248	1981,0	209,1	70,4	13,564	15,2	349,0	2,91E-02	5774	15270	458
45_249	1981,0	209,2	70,5	13,166	13,5	364,5	2,92E-02	5478	13416	447
45_250	1981,0	209,2	70,5	12,312	13,0	348,5	2,92E-02	5715	13716	420
45_251	1979,0	209,1	70,5	13,142	13,4	344,5	2,92E-02	5788	15006	448
45_252	1981,0	209,1	70,4	13,878	14,0	342,0	2,92E-02	5854	16143	471
45_253	1981,0	209,1	70,4	14,342	13,5	363,0	2,92E-02	5501	14768	488
45_254	1981,0	209,1	70,5	13,358	13,5	360,5	2,92E-02	5539	13930	454
45_255	1981,0	209,1	70,5	12,744	13,3	348,5	2,92E-02	5724	14219	434
45_256	1981,0	209,2	70,6	13,804	14,1	346,0	2,93E-02	5790	15655	467
45_257	1981,0	209,0	70,4	13,726	12,6	356,5	2,91E-02	5575	14605	470
45_258	1981,0	209,1	70,4	13,036	12,9	344,0	2,91E-02	5786	14899	445
45_259	1981,0	209,1	70,5	12,972	13,0	358,5	2,92E-02	5555	13640	442
45_260	1981,0	209,1	70,4	13,760	14,5	345,0	2,92E-02	5819	15780	466
45_261	1981,0	209,9	70,5	13,874	13,8	359,0	2,93E-02	5571	14557	469
45_262	1981,0	209,8	70,3	13,706	13,5	354,0	2,92E-02	5641	14828	466
45_263	1981,0	209,9	70,5	13,060	13,4	349,0	2,93E-02	5719	14487	443
45_264	1981,0	209,9	70,4	13,372	14,5	367,5	2,92E-02	5463	13489	452
45_265	1981,0	209,1	70,6	13,862	13,5	343,0	2,92E-02	5822	15964	471
45_266	1981,0	209,0	70,4	13,816	13,8	340,5	2,91E-02	5874	16217	470
45_267	1977,0	209,0	70,5	13,380	14,3	358,5	2,91E-02	5583	14150	454
45_268	1981,0	209,2	70,4	12,842	13,3	357,0	2,92E-02	5588	13643	437
45_269	1981,0	209,0	70,3	14,102	15,1	346,0	2,91E-02	5821	16163	477
45_270	1981,0	209,0	70,4	12,730	14,3	356,0	2,91E-02	5633	13709	432
45_271	1981,0	209,1	70,4	13,420	14,2	356,5	2,91E-02	5622	14383	455
45_272	1981,0	209,2	70,4	13,050	12,6	361,5	2,91E-02	5497	13479	446
45_273	1981,0	209,1	70,5	12,444	14,3	339,5	2,92E-02	5907	14725	422
45_274	1981,0	209,1	70,4	12,570	12,8	357,0	2,92E-02	5573	13322	429
45_275	1981,0	209,3	70,4	14,172	13,9	355,5	2,92E-02	5629	15241	481
45_276	1981,0	209,0	70,3	13,150	13,3	346,5	2,91E-02	5757	14880	449
45_277	1981,0	209,0	70,4	13,574	13,8	349,5	2,91E-02	5723	15130	462
45_278	1981,0	209,4	70,4	13,476	13,9	359,5	2,92E-02	5566	14160	457
45_279	1981,0	209,2	70,3	13,400	12,8	351,5	2,91E-02	5660	14671	458
45_280	1981,0	209,8	70,1	13,800	12,4	354,5	2,91E-02	5600	14833	473
45_281	1981,0	209,7	70,0	12,770	13,8	365,5	2,91E-02	5472	13026	435
45_282	1981,0	209,1	70,4	13,352	14,7	346,0	2,92E-02	5809	15250	452
45_283	1981,0	209,7	70,2	12,756	13,8	350,5	2,91E-02	5706	14132	434
45_284	1981,0	209,6	70,1	12,454	13,3	354,0	2,91E-02	5635	13494	425
5%-Wert	1979,3	208,8	70,2	12,379	12,4	338,3	0,0291	5,435	12.804	420
Mittelwert	1980,5	209,2	70,4	13,381	13,9	352,6	0,0292	5,677	14.663	454
95%-Wert	1981,8	209,6	70,6	14,384	15,4	366,9	0,0293	5,920	16.521	488
Stabw.	0,8	0,2	0,1	0,610	0,9	8,7	0,0001	148	1.130	21
COV	0,0 %	0,1 %	0,2 %	4,6 %	6,6 %	2,5 %	0,2 %	2,6 %	7,7 %	4,5 %

45.45	45.46	45.48	45.47	45.52	45.51	45.50	45.49
45.41	45.42	45.44	45.43	45.56	45.55	45.54	45.53
45.37	45.38	45.40	45.39	45.60	45.59	45.58	45.57
45.33	45.34	45.36	45.35	45.64	45.63	45.62	45.61
45.29	45.30	45.31	45.32	45.68	45.67	45.66	45.65
45.26	45.27	45.28	45.25	45.72	45.71	45.70	45.69
45.23	45.22	45.21	45.24	45.76	45.75	45.74	45.73
45.20	45.19	45.18	45.15	45.80	45.79	45.78	45.77
45.16	45.17	45.12	45.13	45.84	45.83	45.82	45.81
45.14	45.11	45.10	45.9	45.88	45.87	45.86	45.85
45.8	45.7	9.57	45.5	45.92	45.91	45.90	45.89
45.4	45.3	45.2	4.57	45.96	45.95	45.94	45.93
45.98	45.97	45.93	45.94	45.186	45.185	45.187	45.188
45.102	45.101	45.100	45.99	45.181	45.182	45.183	45.184
45.106	45.105	45.104	45.103	45.177	45.178	45.179	45.180
45.110	45.109	45.108	45.107	45.173	45.174	45.175	45.176
45.114	45.113	45.112	45.111	45.169	45.170	45.171	45.172
45.118	45.117	45.116	45.115	45.165	45.166	45.167	45.168
45.122	45.121	45.120	45.119	45.161	45.162	45.163	45.164
45.126	45.125	45.124	45.123	45.157	45.158	45.159	45.160
45.130	45.129	45.128	45.127	45.153	45.154	45.155	45.156
45.134	45.133	45.132	45.131	45.149	45.150	45.151	45.152
45.138	45.137	45.136	45.135	45.145	45.146	45.147	45.148
45.142	45.141	45.140	45.139				
45.189	45.190	45.191	45.192	45.240	45.239	45.238	45.237
45.193	45.194	45.195	45.196	45.244	45.243	45.242	45.241
45.197	45.198	45.199	45.200	45.248	45.247	45.246	45.245
45.201	45.202	45.203	45.204	45.252	45.251	45.250	45.249
45.208	45.209	45.210	45.211	45.256	45.255	45.254	45.253
45.215	45.216	45.217	45.218	45.260	45.259	45.258	45.257
45.222	45.223	45.224	45.225	45.264	45.263	45.262	45.261
45.229	45.230	45.231	45.232	45.268	45.267	45.266	45.265
45.236	45.237	45.238	45.239	45.272	45.271	45.270	45.269
45.243	45.244	45.245	45.246	45.276	45.275	45.274	45.273
45.250	45.251	45.252	45.253	45.280	45.279	45.278	45.277
45.257	45.258	45.259	45.260	45.284	45.283	45.282	45.281

Abb. A.2: Stirnhölzer der Prüfkörper für die 45°-Prüfungen

Anhang A.3.2 – 30°-Prüfungen

Tab. A.4: Eigenschaften der Prüfkörper für die einreihigen 30°-Prüfungen

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
30_01	1980,0	70,3	149,1	8,708	13,6	374	2,08E-02	5339	11860	416
30_02	1980,0	70,3	149,3	9,042	11,7	349	2,08E-02	5672	14029	436
30_03	1980,0	70,1	148,9	10,498	13,5		2,07E-02			504
30_04	1980,0	70,2	149,1	10,010	13,1		2,07E-02			480
30_05	1980,0	70,4	148,8	9,972	13,3	333	2,08E-02	5987	17099	477
30_06	1980,0	70,2	149,1	10,070	13,8	356	2,07E-02	5624	15215	481
30_07	1980,0	70,3	149,0	8,430	12,7	361	2,07E-02	5505	12274	405
30_08	1980,0	69,9	149,0	9,630	13,1	353	2,06E-02	5649	14839	465
30_09	1980,0	70,3	149,4	9,232	13,6	353	2,08E-02	5658	14085	440
30_10	1980,0	70,4	149,5	9,830	13,4	346	2,08E-02	5774	15634	469
30_11	1982,0	70,1	148,9	8,982	13,6	372	2,07E-02	5373	12412	430
30_12	1982,0	70,3	149,1	8,152	12,4	363	2,08E-02	5480	11772	392
30_13	1982,0	70,3	148,9	9,802	13,4	351	2,07E-02	5696	15217	469
30_14	1982,0	70,1	148,9	8,646	13,3	376	2,07E-02	5315	11723	415
30_15	1982,0	70,4	148,6	9,376	12,8	354	2,07E-02	5622	14222	450
30_16	1980,0	70,3	149,0	9,194	12,6	356	2,08E-02	5588	13803	442
30_17	1982,0	70,2	149,5	8,606	12,5	370	2,08E-02	5377	11942	413
30_18	1982,0	70,2	148,9	9,486	12,8	376	2,07E-02	5301	12813	456
30_19	1982,0	70,3	148,9	9,672	12,5	352	2,08E-02	5654	14863	465
30_20	1982,0	70,3	148,9	9,572	13,8	349	2,07E-02	5742	15068	457
30_21	1982,0	70,1	148,9	10,198	12,9	345	2,07E-02	5772	16356	491
30_22	1982,0	70,3	149,3	9,704	13,3	353	2,08E-02	5653	14827	464
30_23	1982,0	70,2	149,0	9,382	13,0	334	2,07E-02	5967	16021	450
30_24	1980,0	70,2	148,9	9,520	12,7	368	2,07E-02	5409	13428	459
30_25	1980,0	70,1	149,0	9,726	12,6	355	2,07E-02	5602	14720	469
30_26	1982,0	70,4	149,0	9,652	13,1	355	2,08E-02	5615	14566	462
30_27	1982,0	70,1	148,8	9,742	12,8	376	2,07E-02	5300	13174	469
30_28	1980,0	70,2	148,9	10,016	12,4	359	2,07E-02	5526	14750	483
30_29	1982,0	70,1	148,8	10,368	13,0	350	2,07E-02	5694	16178	499
30_30	1980,0	70,2	149,0	8,510	12,7	365	2,07E-02	5451	12182	410
30_31	1980,0	70,2	148,9	10,084	12,9	356	2,07E-02	5595	15185	485
30_32	1980,0	70,3	148,8	10,094	13,0	343	2,07E-02	5803	16334	485
30_33	1980,0	70,3	149,1	9,376	13,0	362	2,08E-02	5499	13606	450
30_34	1980,0	70,4	149,1	9,416	13,1	356	2,08E-02	5603	14128	450
30_35	1980,0	70,2	149,2	9,428	12,8	383	2,08E-02	5198	12238	453
30_36	1980,0	70,3	149,1	9,182	13,3	355	2,07E-02	5624	13917	440
30_37	1980,0	70,2	148,9	9,502	13,2	344	2,07E-02	5802	15384	457
30_38	1980,0	70,0	149,1	9,982	13,1	357	2,07E-02	5579	14970	481
30_39	1980,0	70,1	148,9	8,744	12,8		2,07E-02			421
30_40	1980,0	70,2	148,8	9,130	9,5	352	2,07E-02	5551	13776	447
30_41	1980,0	70,4	149,0	8,896	12,8	340	2,08E-02	5857	14648	427
30_42	1980,0	70,3	149,0	9,126	13,0	373	2,07E-02	5343	12503	438
30_43	1980,0	70,4	149,1	8,970	13,7	344	2,08E-02	5817	14480	428
30_44	1980,0	70,1	148,8	10,140	13,2	349	2,07E-02	5711	15914	488
30_45	1980,0	70,3	149,0	10,380	13,6	360	2,07E-02	5555	15335	497
30_46	1980,0	70,3	149,1	9,300	13,0	369	2,08E-02	5394	12974	444
30_47	1980,0	70,3	149,2	9,298	13,9	353	2,08E-02	5674	14295	446
30_48	1980,0	70,1	148,9	9,768	14,0	374	2,07E-02	5357	13431	468
30_49	1980,0	70,2	148,9	10,316	12,8	358	2,07E-02	5555	15337	497
30_50	1980,0	70,2	149,3	9,118	13,0		2,07E-02			437
30_51	1980,0	70,3	149,1	9,350	12,8		2,08E-02			449
30_52	1980,0	70,2	149,2	8,914	13,1		2,07E-02			427
30_53	1980,0	70,0	148,9	8,998	12,7	374	2,06E-02	5320	12309	435

PK-Nr.	l	h	b	m	u	t_u	V	v_{12}	$E_{dyn,12}$	ρ_{12}
	[mm]	[mm]	[mm]	[kg]	[%]	[ms]	[m ³]	[m/s]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
30_54	1980,0	70,3	148,9	10,052	13,3	348	2,07E-02	5728	15816	482
30_55	1980,0	70,1	148,6	10,358	13,5	354	2,06E-02	5638	15862	499
30_56	1980,0	70,3	149,0	9,512	13,4	344	2,07E-02	5798	15329	456
30_57	1980,0	70,4	149,1	9,532	13,2	358	2,08E-02	5566	14128	456
30_58	1980,0	70,2	149,1	8,842	12,3		2,07E-02			426
30_59	1980,0	70,1	148,9	9,094	13,3	355	2,07E-02	5616	13784	437
30_60	1980,0	70,2	148,9	9,226	13,3	357	2,07E-02	5593	13855	443
30_61	1980,0	69,9	148,8	8,800	13,0	337	2,06E-02	5906	14823	425
30_62	1980,0	70,1	148,9	9,386	12,8	354	2,07E-02	5616	14257	452
30_63	1980,0	70,3	149,0	9,976	12,6	381	2,07E-02	5213	13042	480
30_64	1980,0	70,2	148,9	9,328	12,8	341	2,07E-02	5832	15272	449
30_65	1980,0	70,1	148,9	8,694	12,2	370	2,07E-02	5364	12086	420
30_66	1980,0	70,1	148,9	9,954	13,3	356	2,07E-02	5599	15019	479
30_67	1980,0	70,1	149,1	9,974	13,1	353	2,07E-02	5641	15243	479
30_68	1980,0	70,2	148,9	9,760	13,3	365	2,07E-02	5462	13964	468
30_69	1980,0	70,3	149,1	9,256	12,7	353	2,08E-02	5638	14113	444
30_70	1980,0	70,3	149,2	9,988	13,0	345	2,08E-02	5768	15906	478
30_71	1980,0	70,3	149,1	10,238	13,8	336	2,07E-02	5950	17310	489
30_72	1980,0	70,2	149,0	8,892	13,2	366	2,07E-02	5444	12653	427
30_73	1980,0	70,2	149,4	9,158	12,4	370	2,08E-02	5371	12692	440
30_74	1980,0	70,2	149,0	9,398	13,5	342	2,07E-02	5835	15355	451
30_75	1980,0	70,2	149,1	9,204	13,2	351	2,07E-02	5684	14249	441
30_76	1980,0	70,1	148,8	9,474	13,0	352	2,07E-02	5663	14624	456
30_77	1980,0	70,0	148,9	9,662	12,8	352	2,06E-02	5648	14866	466
30_78	1980,0	70,1	149,0	9,014	12,7	356	2,07E-02	5591	13599	435
30_79	1980,0	70,1	148,8	9,952	13,1	354	2,07E-02	5633	15199	479
30_80	1980,0	70,2	149,1	10,030	12,9	379	2,07E-02	5256	13317	482
30_81	1980,0	69,9	148,9	10,866	13,2	348	2,06E-02	5727	17186	524
30_82	1980,0	70,4	149,1	9,780	13,0	353	2,08E-02	5638	14908	469
30_83	1980,0	70,6	148,8	10,484	13,6	350	2,08E-02	5706	16282	500
30_84	1980,0	70,3	149,3	9,462	12,6	374	2,08E-02	5319	12844	454
30_85	1980,0	70,2	149,1	9,412	13,4	358	2,07E-02	5579	14037	451
30_86	1980,0	70,1	148,9	10,140	13,2	371	2,06E-02	5372	14083	488
30_87	1980,0	70,2	148,9	8,798	12,9	359	2,07E-02	5541	12987	423
30_88	1980,0	70,2	148,9	11,072	13,3	338	2,07E-02	5900	18516	532
30_89	1980,0	70,4	149,0	9,770	13,0	352	2,08E-02	5662	15004	468
30_90	1980,0	70,2	149,2	10,160	12,1	355	2,07E-02	5581	15233	489
30_91	1980,0	70,2	149,3	9,108	12,7	359	2,08E-02	5544	13430	437
30_92	1980,0	70,0	149,0	9,794	13,2	341	2,07E-02	5843	16078	471
30_93	1980,0	70,2	149,0	9,392	13,0	365	2,07E-02	5460	13476	452
30_94	1980,0	70,3	149,3	9,614	13,2	332	2,08E-02	6003	16577	460
30_95	1980,0	70,4	149,3	9,450	11,9	366	2,08E-02	5414	13334	455
5%-Wert	1979,1	70,0	148,7	8,622	12,1	337,1	0,0206	5.294	12.065	414
Mittelwert	1980,3	70,2	149,0	9,529	13,0	356,1	0,0207	5.597	14.388	458
95%-Wert	1981,5	70,4	149,3	10,437	13,9	375,0	0,0208	5.899	16.712	501
Stabw.	0,7	0,1	0,2	0,552	0,6	11,5	0,0001	184	1.413	26
COV	0,0 %	0,2 %	0,1 %	5,8 %	4,3 %	3,2 %	0,2 %	3,3 %	9,8 %	5,8 %



Abb. A.3: Stirnhölzer der Prüfkörper für die 30°-Prüfungen

Tab. A.5: Ergebnisse der Zugprüfungen an den Prüfkörpern für die 30°-Prüfungen

PK-Nr.	F_u	σ_u	E_{stat}	$\ln(\sigma_u)$	u
	[kN]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]
30_01	168,93	16,1	7,966	2,7781	11,0
30_02	232,89	22,2	11,553	3,0992	9,6
30_06	224,01	21,3	10,985	3,0603	10,1
30_07	239,34	22,8	8,849	3,1265	11,6
30_08	278,58	26,5	10,777	3,2783	10,0
30_09	224,01	21,3	9,661	3,0603	9,8
30_10	277,77	26,5	11,706	3,2754	10,0
30_11	178,92	17,0	9,089	2,8356	10,7
30_12	262,44	25,0	9,532	3,2186	10,0
30_13	258,33	24,6	10,361	3,2029	10,4
30_16	217,32	20,7	10,408	3,0300	10,5
30_17	152,91	14,6	8,052	2,6785	10,3
30_18	195,63	18,6	9,376	2,9248	10,8
30_19	191,43	18,2	10,202	2,9031	11,1
30_20	265,23	25,3	10,928	3,2292	10,6
30_22	288,03	27,4	12,006	3,3117	11,1
30_23	271,11	25,8	12,934	3,2511	10,2
30_25	243,69	23,2	11,561	3,1445	10,5
30_27	223,80	21,3	10,260	3,0594	11,5
30_28	274,35	26,1	11,149	3,2630	11,1
30_30	184,77	17,6	9,032	2,8677	10,3
30_31	292,56	27,9	11,259	3,3273	11,2
30_32	213,36	20,3	11,788	3,0116	11,1
30_33	169,83	16,2	9,620	2,7834	10,4
30_34	224,52	21,4	10,105	3,0626	10,6
30_35	174,48	16,6	9,605	2,8104	10,8
30_36	195,42	18,6	9,741	2,9238	10,9
30_37	284,94	27,1	11,043	3,3009	11,1
30_38	215,19	20,5	10,286	3,0201	10,6
30_40	310,89	29,6	10,693	3,3881	11,1
30_41	238,50	22,7	11,446	3,1230	10,2
30_42	190,23	18,1	10,178	2,8969	9,8
30_43	187,14	17,8	10,411	2,8805	10,3
30_44	292,23	27,8	12,905	3,3262	10,3
30_45	269,43	25,7	10,822	3,2449	10,0
30_46	182,37	17,4	9,686	2,8547	9,7
30_47	203,94	19,4	11,137	2,9665	9,8
30_48	122,73	11,7	9,954	2,4586	10,2
30_49	193,77	18,5	12,615	2,9153	10,2
30_53	184,32	17,6	8,914	2,8653	11,0
30_54	251,76	24,0	11,243	3,1771	10,2
30_56	253,23	24,1	11,578	3,1829	10,1
30_57	223,32	21,3	10,236	3,0572	10,6
30_59	234,45	22,3	10,334	3,1059	11,1
30_60	244,68	23,3	10,314	3,1486	10,6
30_61	247,65	23,6	10,612	3,1606	9,8
30_62	194,43	18,5	11,768	2,9187	10,5
30_64	279,78	26,6	12,194	3,2826	10,7
30_65	191,04	18,2	8,629	2,9011	10,8
30_66	336,51	32,0	11,115	3,4673	11,0
30_67	194,46	18,5	6,925	2,9189	10,6
30_68	216,15	20,6	8,523	3,0246	10,8
30_69	194,76	18,5	10,520	2,9204	10,4
30_70	183,90	17,5	10,316	2,8630	10,9
30_71	300,81	28,6	11,473	3,3551	11,2
30_72	207,81	19,8	10,085	2,9852	10,2

PK-Nr.	F_u	σ_u	E_{stat}	$\ln(\sigma_u)$	u
	[kN]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]
30_73	158,01	15,0	8.825	2,7113	11,2
30_74	221,40	21,1	11.140	3,0486	10,7
30_75	151,41	14,4	10.262	2,6686	10,4
30_76	230,34	21,9	11.552	3,0882	10,9
30_77	255,45	24,3	10.894	3,1917	11,0
30_78	229,68	21,9	9.387	3,0853	11,1
30_79	239,31	22,8	11.971	3,1264	10,8
30_80	198,99	19,0	9.569	2,9419	10,2
30_81	249,03	23,7	11.007	3,1662	10,7
30_82	256,41	24,4	11.843	3,1954	11,1
30_83	254,43	24,2	12.253	3,1877	10,5
30_85	178,14	17,0	11.101	2,8312	10,3
30_87	233,46	22,2	9.273	3,1016	9,5
30_88	319,26	30,4	15.050	3,4146	9,7
30_89	274,56	26,1	10.224	3,2638	10,0
30_90	279,72	26,6	10.896	3,2824	9,4
30_93	202,29	19,3	9.220	2,9583	9,6
30_94	301,41	28,7	11.532	3,3571	9,5
30_95	179,91	17,1	10.616	2,8411	9,9
5%- Wert	155,41	14,80	8.430	2,7047	9,6
Mittelwert	228,90	21,80	10.548	3,0625	10,5
95%- Wert	302,39	28,80	12.665	3,4203	11,3
Stabw.	44,68	4,26	1.288	0,2004	0,5
COV	19,5 %	19,5 %	12,2 %	-	4,9 %

Anhang A.4 – Mehrreihige 45°-Prüfungen

Tab. A.6: Zusammensetzung der Prüfkörper für die mehrreihigen 45°-Prüfungen

PK-Nr.	Nummer der Ursprungsprobekörper nach Tab. A.3		
	Oben	Mitte	Unten
M_1_01	45_247	45_89	45_44
M_1_02	45_161	45_108	45_188
M_1_03	45_141	45_250	45_241
M_1_04	45_236	45_83	45_95
M_1_05	45_236	45_83	45_95
M_1_06	45_96	45_149	45_235
M_1_07	45_96	45_149	45_235
M_1_08	45_150	45_104	45_233
M_1_09	45_150	45_104	45_233
M_1_10	45_86	45_97	45_229
M_2_01	45_86	45_97	45_223
M_2_02	45_105	45_112	45_234
M_2_03	45_105	45_112	45_237
M_2_04	45_229	45_107	45_231
M_2_05	45_231	45_107	45_229
M_3_01	45_19	45_15	45_125
M_3_02	45_106	45_120	45_1
M_3_03	45_246	45_251	45_84
M_3_04	45_183	45_206	45_175
M_3_05	45_184	45_255	45_243
M_3_06	45_147	45_250	45_274
M_3_07	45_245	45_94	45_253
M_3_08	45_185	45_267	45_249
M_3_09	45_187	45_263	45_160
M_3_10	45_188	45_238	45_109
M_5_01	45_154	45_152	45_155
M_5_02	45_110	45_6	45_3
M_5_03	45_156	45_148	45_156
M_5_04	<i>Nicht mehr nachvollziehbar</i>		
M_5_05	45_16	45_10	45_144
M_5_06	45_153	45_177	45_179
M_5_07	45_169	45_162	45_115
M_5_08	45_8	45_160	45_132
M_5_09	45_14	45_151	45_116
M_5_10	45_178	45_135	45_179
M_8_01	45_101	45_91	45_88
M_8_02	45_101	45_91	45_88
M_8_03	45_92	45_224	45_85
M_8_04	45_92	45_224	45_85
M_8_05	45_146	45_102	45_87
M_8_06	45_146	45_102	45_87

Anhang B – Eigenschaften der Schrauben

Tab. B.1: Ergebnisse der Zugprüfung an den Schrauben des Typs A1

Rang	F_u	Emp.	NVT	Rang	F_u	Emp.	NVT
	[N]	[-]	[-]		[N]	[-]	[-]
1	25.993	0,0107	0,0370	36	26.858	0,5459	0,5698
2	26.099	0,0260	0,0612	37	26.861	0,5612	0,5723
3	26.137	0,0413	0,0723	38	26.891	0,5765	0,5989
4	26.151	0,0566	0,0766	39	26.898	0,5917	0,6053
5	26.159	0,0719	0,0794	40	26.900	0,6070	0,6071
6	26.186	0,0872	0,0887	41	26.905	0,6223	0,6116
7	26.206	0,1024	0,0962	42	26.934	0,6376	0,6364
8	26.253	0,1177	0,1159	43	26.936	0,6529	0,6383
9	26.263	0,1330	0,1203	44	26.939	0,6682	0,6408
10	26.286	0,1483	0,1309	45	26.957	0,6835	0,6558
11	26.313	0,1636	0,1446	46	26.973	0,6988	0,6693
12	26.317	0,1789	0,1465	47	26.983	0,7141	0,6768
13	26.338	0,1942	0,1580	48	26.989	0,7294	0,6819
14	26.339	0,2095	0,1585	49	27.006	0,7446	0,6960
15	26.382	0,2248	0,1830	50	27.113	0,7599	0,7750
16	26.393	0,2401	0,1898	51	27.209	0,7752	0,8345
17	26.396	0,2554	0,1914	52	27.301	0,7905	0,8810
18	26.423	0,2706	0,2087	53	27.315	0,8058	0,8873
19	26.425	0,2859	0,2099	54	27.331	0,8211	0,8941
20	26.432	0,3012	0,2150	55	27.338	0,8364	0,8972
21	26.464	0,3165	0,2367	56	27.347	0,8517	0,9008
22	26.503	0,3318	0,2646	57	27.355	0,8670	0,9039
23	26.525	0,3471	0,2812	58	27.370	0,8823	0,9095
24	26.597	0,3624	0,3385	59	27.379	0,8976	0,9126
25	26.620	0,3777	0,3581	60	27.495	0,9128	0,9475
26	26.622	0,3930	0,3599	61	27.496	0,9281	0,9478
27	26.642	0,4083	0,3766	62	27.498	0,9434	0,9483
28	26.649	0,4235	0,3829	63	27.508	0,9587	0,9505
29	26.650	0,4388	0,3838	64	27.571	0,9740	0,9636
30	26.679	0,4541	0,4090	65	27.656	0,9893	0,9765
31	26.730	0,4694	0,4541				
32	26.780	0,4847	0,4995	5%-Wert	26.055		
33	26.781	0,5000	0,5010	Mittelwert	26.780		
34	26.821	0,5153	0,5370	Stabw.	441		
35	26.855	0,5306	0,5672	COV	1,65 %		

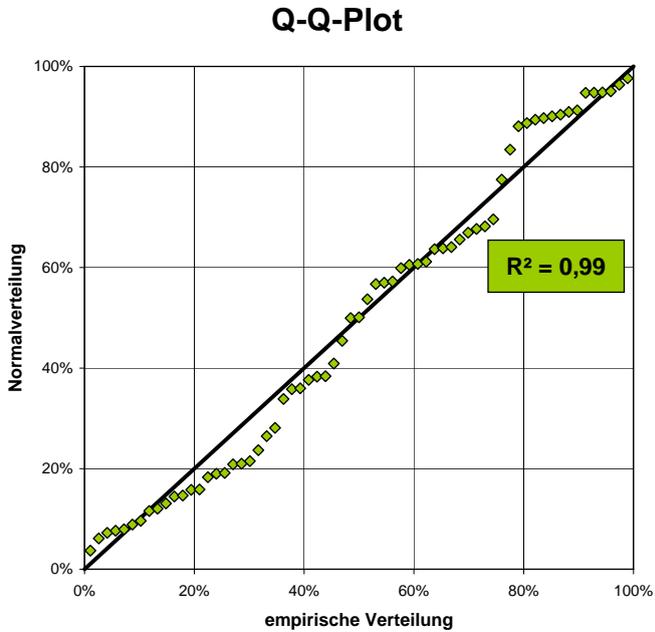


Abb. B.1: Q-Q-Plot hinsichtlich Normalverteilung der Ergebnisse der Schraubenzugfestigkeit



Abb. B.2: Bruchformen der geprüften Schrauben des Typs A1

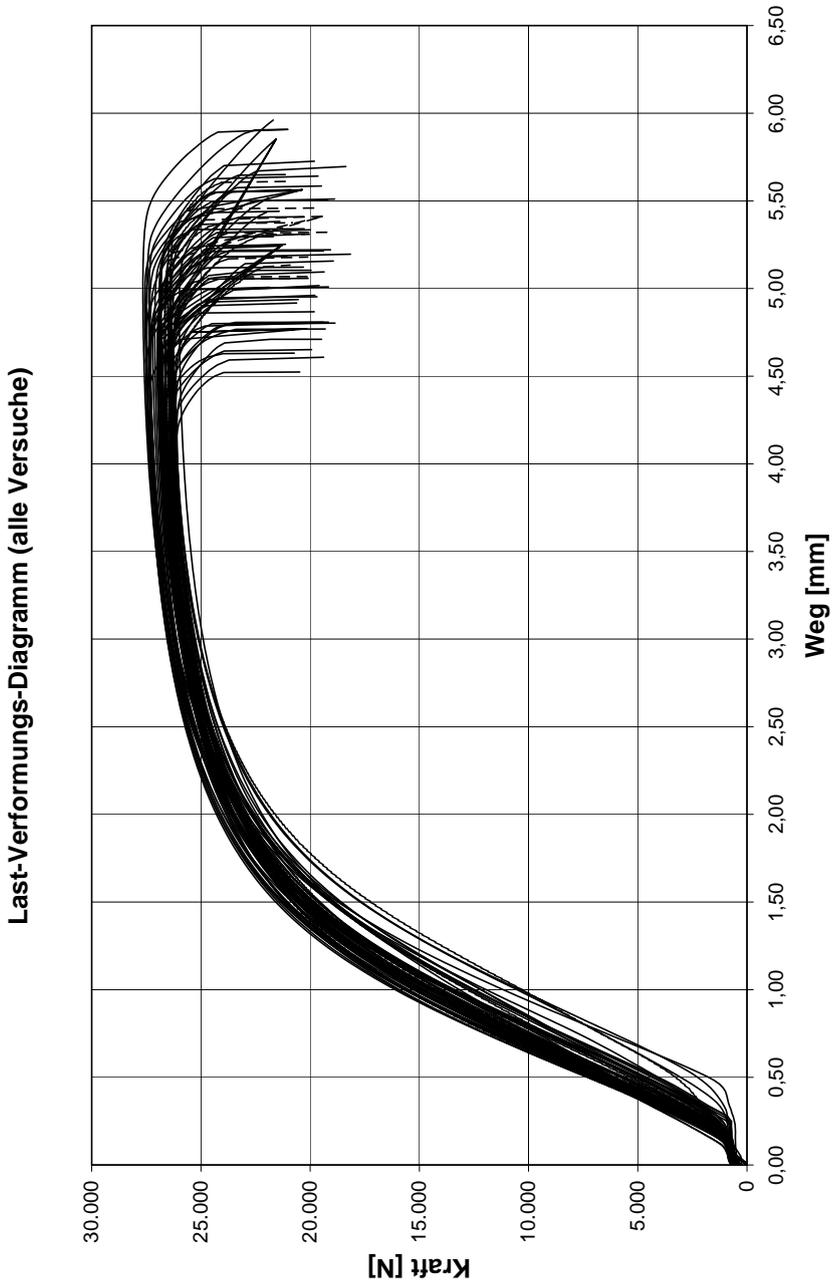


Abb. B.3: Last-Verschiebungs-Kurven für alle geprüften Schrauben

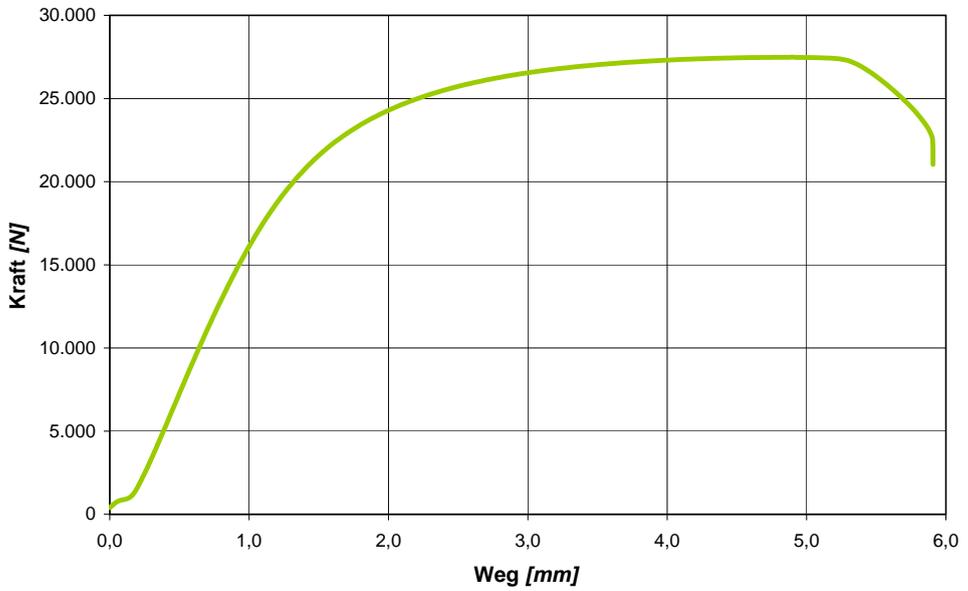


Abb. B.4: Typisches Last-Verschiebungsdiagramm aus den Schraubenzugprüfungen

Anhang C – Dokumentation des Prüfvorganges

Anhang C.1 – Prüfungen zur Schraubenfestigkeit

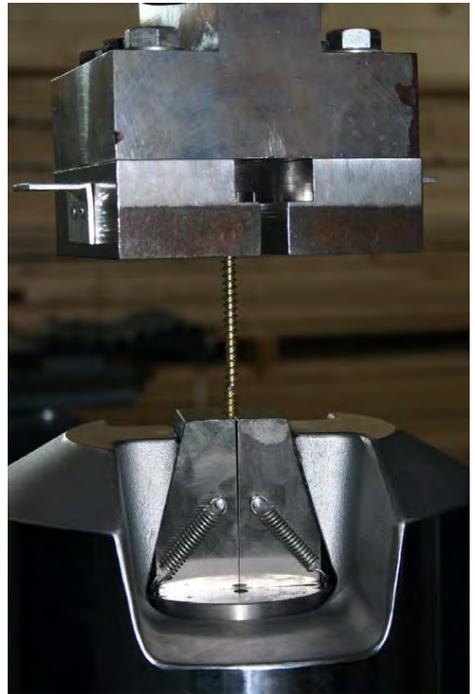


Abb. C.1: Prüfeinrichtung zur Schraubenfestigkeit in der Universalprüfmaschine (links) mit hydraulischer Klemmeinrichtung (rechts)

Anhang C.2 – Prüfungen zur Laschenverbindung



Abb. C.2: Zugprüfmaschine lignum_z_850 des Instituts für Holzbau und Holztechnologie an der TU Graz

Anhang C.3 – Vorversuche

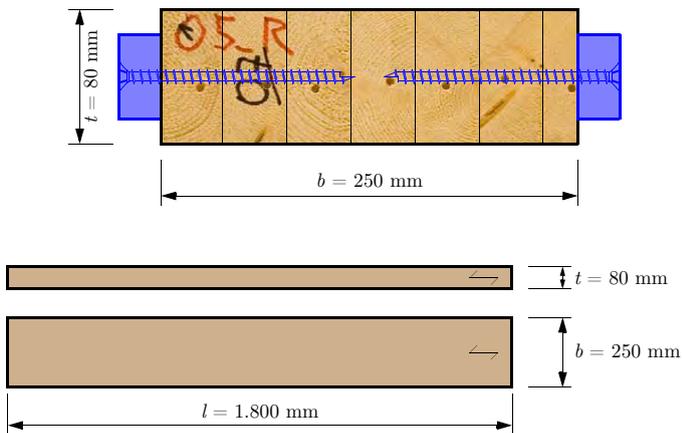


Abb. C.3: Geometrie der Prüfkörper für die Vorversuche (45°)

Anhang C.4 – Einreihige Prüfungen

Anhang C.4.1 – 45°-Prüfungen

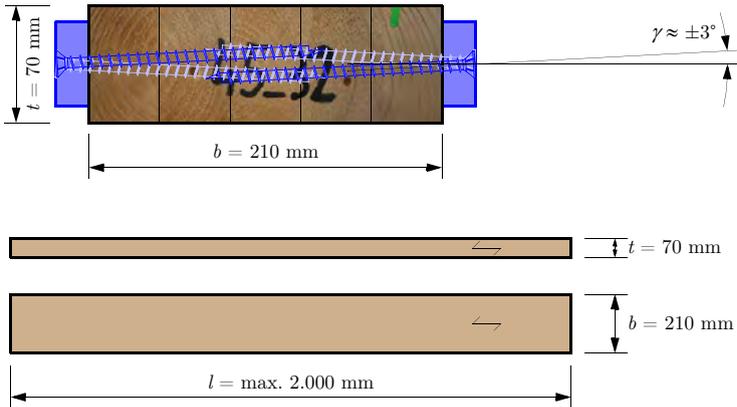


Abb. C.4: Geometrie der Prüfkörper für die Prüfungen mit einer Schraubenreihe (45°)

Anhang C.4.2 – 30°-Prüfungen

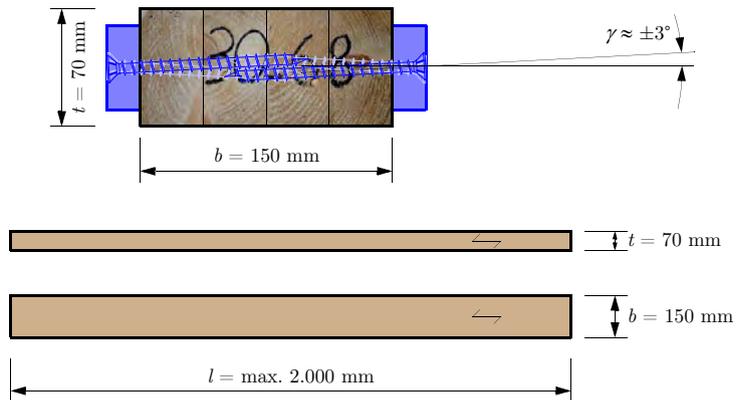


Abb. C.5: Geometrie der Prüfkörper für die Prüfungen mit einer Schraubenreihe (30°)

Anhang C.5 – Mehrrheilige Prüfungen

Anhang C.5.1 – Definition von serieller, paralleler und gemischter Anordnung

Serielle Anordnung

Bei der seriellen Anordnung handelt es sich um eine ausschließlich in Faserrichtung hintereinander angeordnete Schraubenkonfiguration (siehe Abb. C.6).

Parallele Anordnung

Bei der parallelen Anordnung sind die Schrauben ausschließlich rechtwinklig zur Faserrichtung versetzt angeordnet (siehe Abb. C.7).

Gemischte Anordnung

Bei der gemischten Anordnung sind sowohl mehrere Reihen hintereinander in Faserrichtung als auch rechtwinklig dazu mit Schrauben besetzt (siehe Abb. C.8).

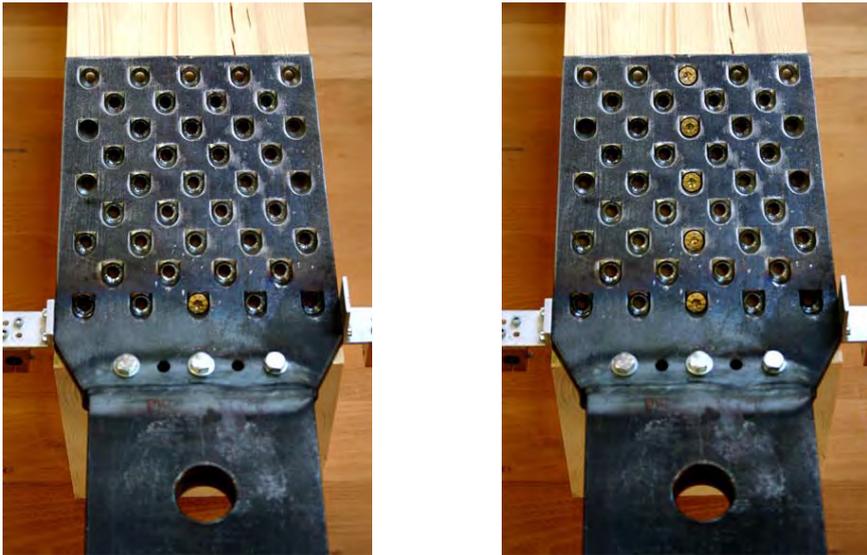


Abb. C.6: Beispiele für eine serielle Anordnung 1 x 1 (links) und 1 x 5 (rechts)

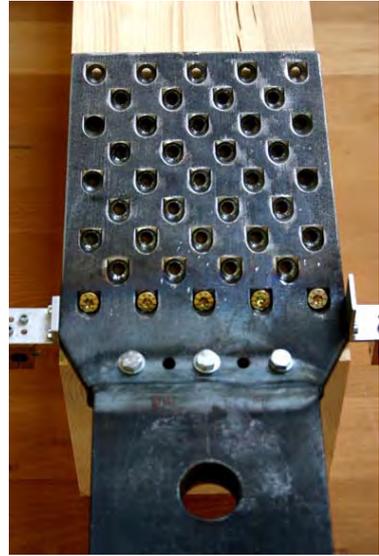


Abb. C.7: Beispiele für eine parallele Anordnung 2 x 1 (links) und 5 x 1 (rechts)

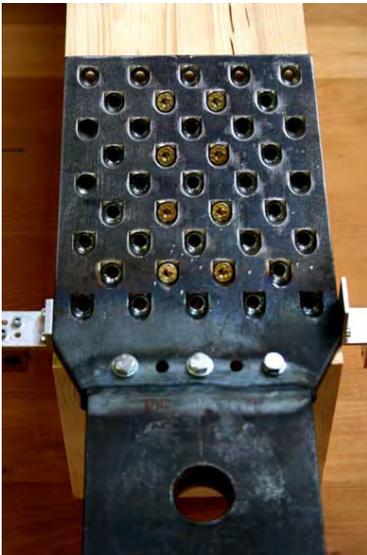


Abb. C.8: Beispiele für eine gemischte Anordnung 2 x 4 (links) und 5 x 3 (rechts)

Anhang D – Versagensarten und Bruchformen

Anhang D.1 – Vorversuche



Abb. D.1: Bruchformen in den Vorversuchen: Querzugversagen, Aufspalten, Nettobru

Anhang D.2 – Einreihige Prüfungen

Anhang D.2.1 – Einzelbretter

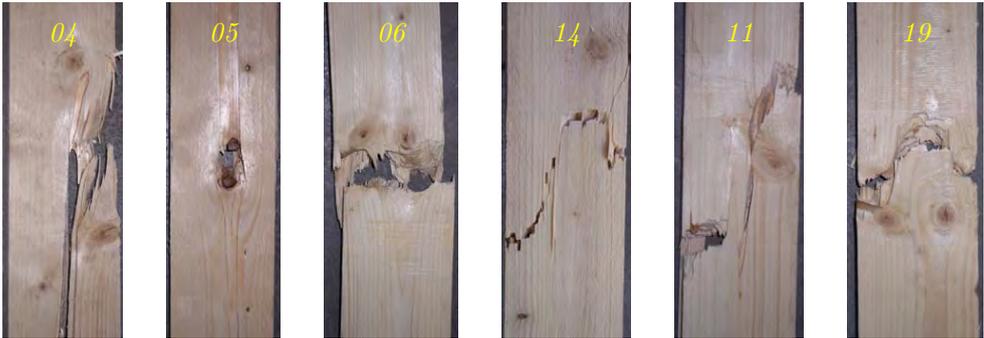


Abb. D.2: Beispiele für einige in den Zugversuchen aufgetretenen Bruchformen der Einzelbretter

Anhang D.3 – Mehrreihige 45°-Prüfungen



Abb. D.3: Ansatzweises Blockscherversagen beim PK M_8_03



Abb. D.4: Ansatzweises Blockscherversagen beim PK M_8_03

Anhang E.2 – Einreihige Prüfungen

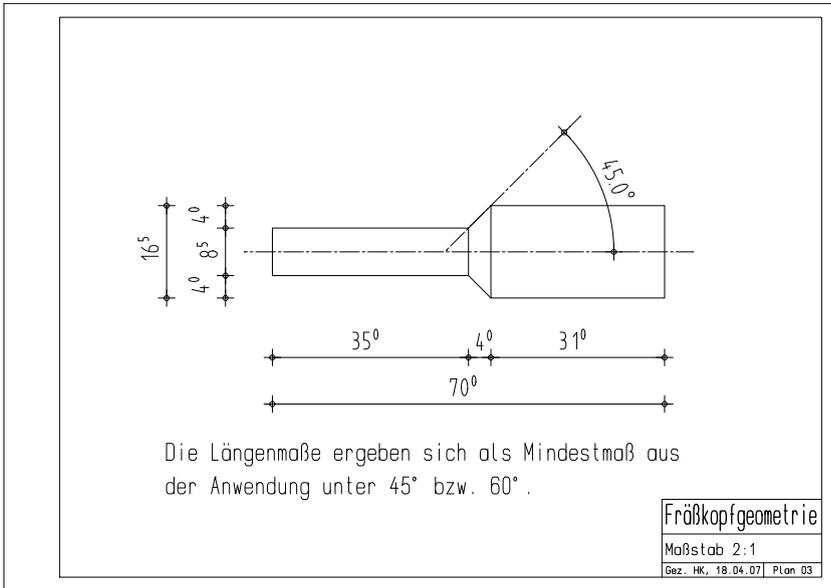


Abb. E.3: Detail der Fräskopfgeometrie mit dem die Bohrungen in den Stahlaschen hergestellt werden sollten

Anhang E.2.1 – 45°-Prüfungen

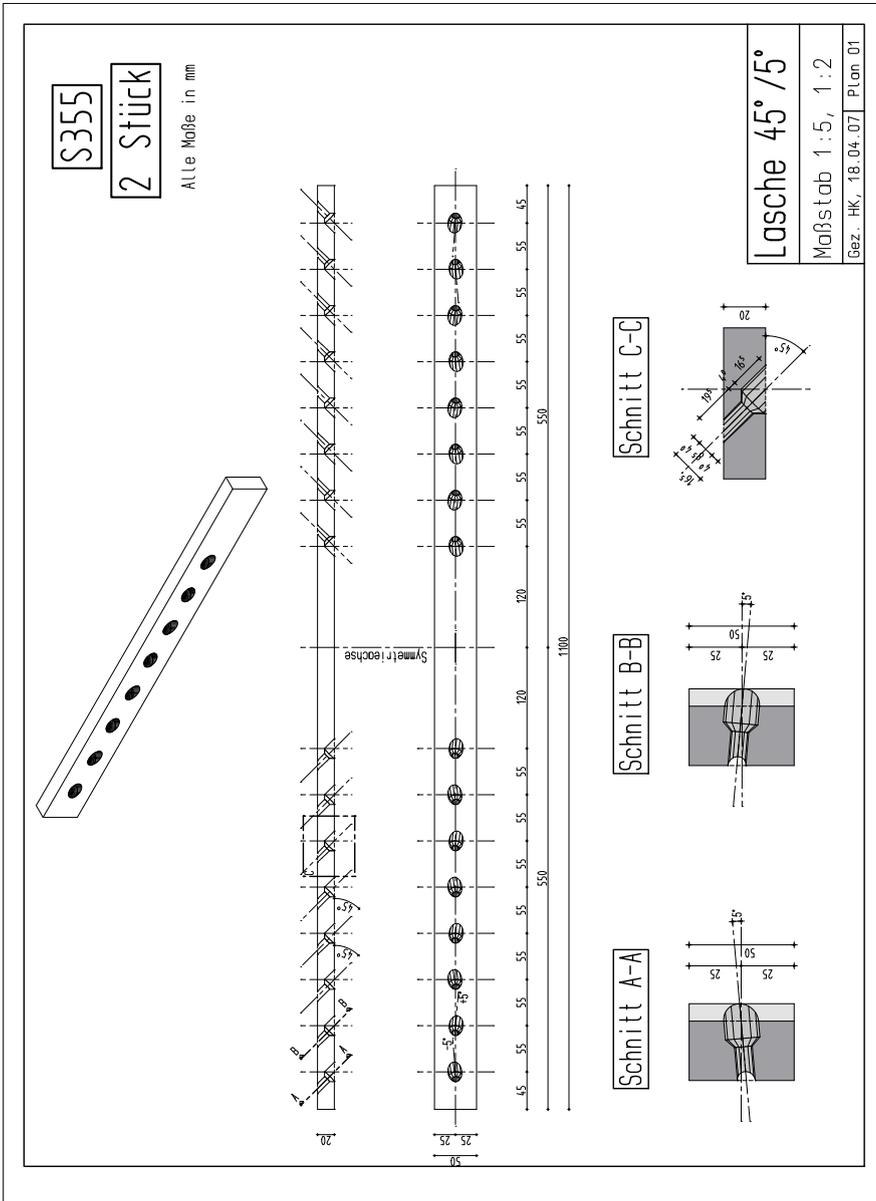


Abb. E.4: Lasche für die Versuche der Reihe E_45

Anhang E.3 – Mehrrheihige Prüfungen

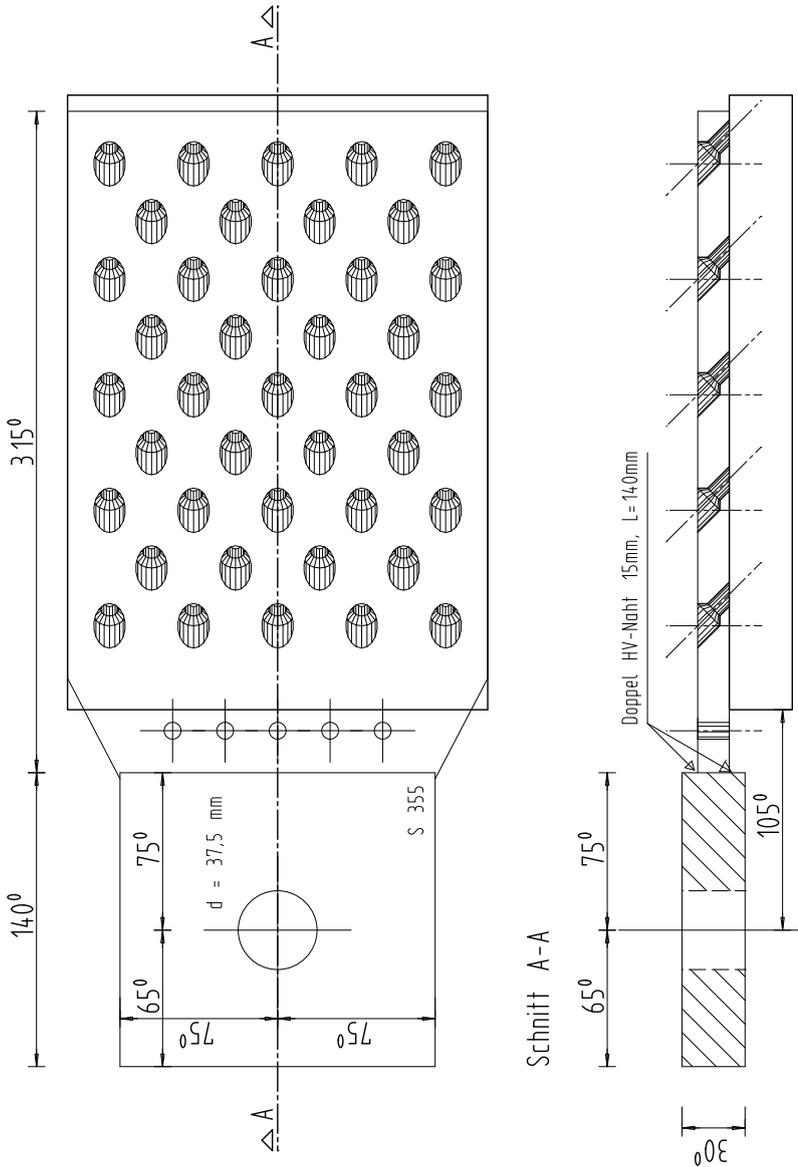


Abb. E.6: Lasche für die Versuche der Reihe M_45

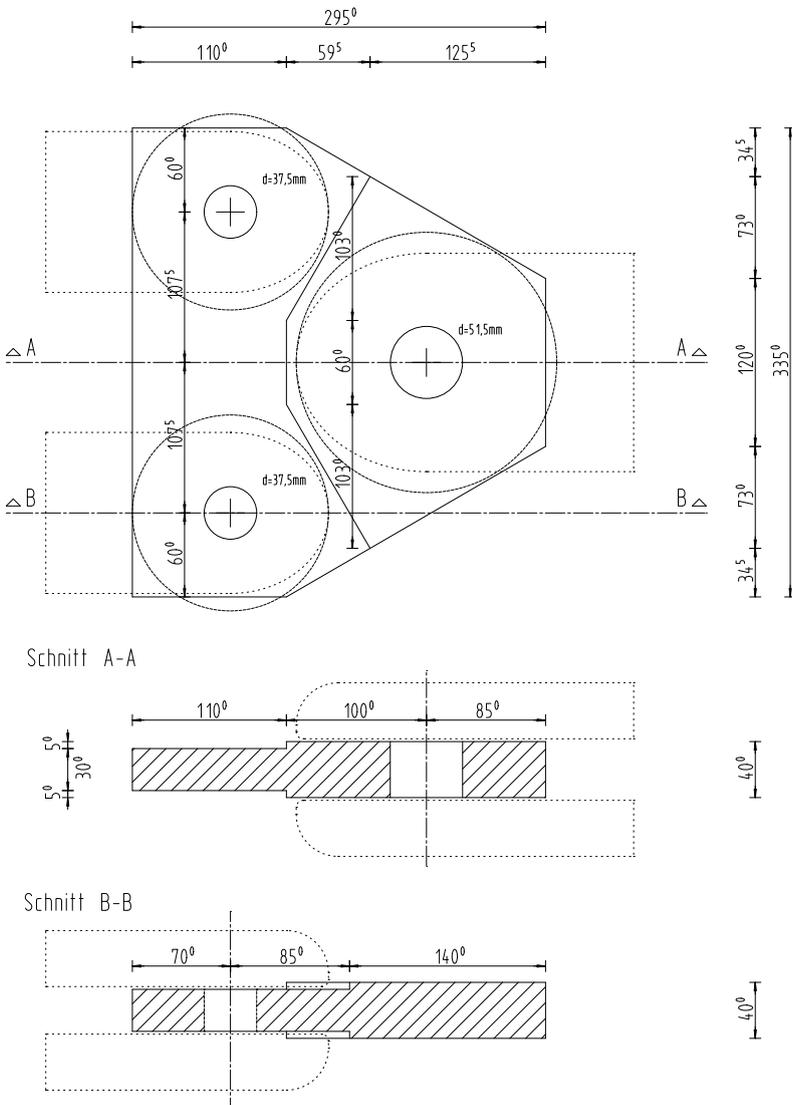


Abb. E.7: Lastverteilungsplatte (Zwischenplatte) zur Umleitung der Prüflast aus der Maschine auf zwei anzuschließende Zuglaschen

Anhang F – Prüfergebnisse

Anhang F.1 – Reihe E_45_VG_A1

Tab. F.1: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 1 Schraube

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_039	56,07	28,03	441	A	1	0	0	0
45_027	51,99	26,00	452	A	1	0	0	0
45_028	59,58	29,79	448	A	1	0	0	0
45_032	55,23	27,61	450	A	1	0	0	0
45_038	59,58	29,79	442	A	1	0	0	0
45_047	57,42	28,71	430	A	1	0	0	0
45_058	48,96	24,48	425	A	1	0	0	0
45_089	45,24	22,62	435	A	1	0	0	0
45_099	50,13	25,07	415	A	1	0	0	0
45_176	49,29	24,65	440	A	1	0	0	0
45_027	50,43	25,22	452	A	1	0	0	0
45_028	50,01	25,00	448	K	0	1	0	0
45_032	53,58	26,79	450	K	0	1	0	0
45_037	48,57	24,28	439	A	1	0	0	0
45_038	46,44	23,22	442	A	1	0	0	0
45_039	47,67	23,83	441	A	1	0	0	0
45_040	47,34	23,67	448	K	0	1	0	0
45_043	54,93	27,47	446	K	0	1	0	0
45_044	50,46	25,23	433	A	1	0	0	0
45_046	44,31	22,16	427	A	1	0	0	0
45_047	52,77	26,39	430	A	1	0	0	0
45_050	51,48	25,74	431	K	0	1	0	0
45_053	49,92	24,96	446	A	1	0	0	0
45_055	51,24	25,62	452	K	0	1	0	0
45_057	48,78	24,39	449	A	1	0	0	0
45_058	49,20	24,60	425	A	1	0	0	0
45_062	46,65	23,33	446	A	1	0	0	0
45_063	45,36	22,68	449	A	1	0	0	0
45_098	53,88	26,94	450	A	1	0	0	0
45_176	50,79	25,40	440	A	1	0	0	0
Mindestwert	44,31	22,16	415,0	30	24	6	0	0
5% NVT	44,32	22,16	424,6					
Mittelwert	50,91	25,46	440,7					
95% NVT	57,50	28,75	456,9					
Maximalwert	59,58	29,79	452,0					
Standardabweichung	4,01	2,00	9,8					
COV	7,9%	7,9%	2,2%					

Tab. F.2: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 2 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_037	111,12	27,78	439	A	1	0	0	0
45_040	114,75	28,69	448	K	0	1	0	0
45_043	103,56	25,89	446	A	1	0	0	0
45_046	113,67	28,42	427	A	1	0	0	0
45_053	121,41	30,35	446	A	1	0	0	0
45_055	111,06	27,76	452	A	1	0	0	0
45_057	107,13	26,78	449	A	1	0	0	0
45_063	113,82	28,45	449	A	1	0	0	0
45_066	114,81	28,70	454	A	1	0	0	0
45_076	120,84	30,21	436	A	1	0	0	0
45_061	89,52	22,38	443	K	0	1	0	0
45_065	103,74	25,93	447	K	0	1	0	0
45_066	106,83	26,71	454	A	1	0	0	0
45_071	105,93	26,48	434	K	0	1	0	0
45_075	94,56	23,64	449	A	1	0	0	0
45_076	98,16	24,54	436	A	1	0	0	0
45_078	89,01	22,25	442	K	0	1	0	0
45_080	89,61	22,40	433	A	1	0	0	0
45_082	91,89	22,97	430	K	0	1	0	0
45_084	96,90	24,23	439	A	1	0	0	0
45_215	105,48	26,37	436	K	0	1	0	0
45_217	101,13	25,28	450	A	1	0	0	0
45_218	103,74	25,93	449	K	0	1	0	0
45_219	96,99	24,25	445	K	0	1	0	0
45_221	100,05	25,01	437	K	0	1	0	0
45_225	85,56	21,39	432	K	0	1	0	0
45_226	96,27	24,07	442	K	0	1	0	0
45_227	92,31	23,08	445	K	0	1	0	0
45_228	89,97	22,49	425	A	1	0	0	0
45_129	87,27	21,82	408	A	1	0	0	0
45_230	106,05	26,51	446	K	0	1	0	0
Mindestwert	85,56	21,39	408,0	31	17	14	0	0
5% NVT	85,41	21,35	424,6					
Mittelwert	102,04	25,51	440,9					
95% NVT	118,67	29,67	457,2					
Maximalwert	121,41	30,35	454,0					
Standardabweichung	10,11	2,53	9,9					
COV	9,9%	9,9%	2,2%					

Tab. F.3: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 3 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_190	137,16	22,86	443	A	1	0	0	0
45_191	130,05	21,68	428	A	1	0	0	0
45_193	149,01	24,83	451	K	0	1	0	0
45_196	139,86	23,31	440	K	0	1	0	0
45_197	156,12	26,02	444	K	0	1	0	0
45_199	148,23	24,70	442	K	0	1	0	0
45_201	147,45	24,57	448	K	0	1	0	0
45_202	143,73	23,95	435	A	1	0	0	0
45_205	134,01	22,33	414	A	1	0	0	0
45_209	144,84	24,14	431	K	0	1	0	0
45_264	135,57	22,60	452	K	0	1	0	0
45_268	138,39	23,06	437	K	0	1	0	0
45_270	145,77	24,30	432	A	1	0	0	0
45_273	115,89	19,31	422	A	1	0	0	0
45_274	132,72	22,12	429	A	1	0	0	0
45_276	131,94	21,99	449	K	0	1	0	0
45_281	146,43	24,40	435	K	0	1	0	0
45_282	135,12	22,52	452	K	0	1	0	0
45_283	143,91	23,99	434	A	1	0	0	0
45_284	133,35	22,23	425	A	1	0	0	0
Mindestwert	115,89	19,31	414,0	20	9	11	0	0
5% NVT	124,77	20,80	419,7					
Mittelwert	139,48	23,25	437,2					
95% NVT	154,18	25,70	454,6					
Maximalwert	156,12	26,02	452,0					
Standardabweichung	8,94	1,49	10,6					
COV	6,4%	6,4%	2,4%					

Tab. F.4: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 4 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_061	215,55	26,94	443	A	1	0	0	0
45_062	229,47	28,68	446	A	1	0	0	0
45_065	217,89	27,24	447	A	1	0	0	0
45_071	215,10	26,89	434	A	1	0	0	0
45_075	196,65	24,58	449	A	1	0	0	0
45_078	205,29	25,66	442	A	1	0	0	0
45_080	221,88	27,74	433	K	0	1	0	0
45_082	194,97	24,37	430	A	1	0	0	0
45_225	187,29	23,41	432	A	1	0	0	0
45_226	222,36	27,80	442	A	1	0	0	0
45_089	183,72	22,97	435	K	0	1	0	0
45_090	174,99	21,87	445	A	1	0	0	0
45_094	195,39	24,42	432	K	0	1	0	0
45_182	191,79	23,97	412	K	0	1	0	0
45_183	175,02	21,88	452	A	1	0	0	0
45_184	188,04	23,50	453	A	1	0	0	0
45_185	164,31	20,54	418	K	0	1	0	0
45_186	186,06	23,26	437	Q	0	0	1	0
45_187	176,94	22,12	442	A	1	0	0	0
45_246	182,76	22,84	443	Q	0	0	1	0
45_247	181,65	22,71	451	Q	0	0	1	0
45_249	195,90	24,49	447	K	0	1	0	0
45_251	201,36	25,17	448	K	0	1	0	0
45_254	192,48	24,06	454	K	0	1	0	0
45_255	176,49	22,06	434	K	0	1	0	0
45_258	168,33	21,04	445	Q	0	0	1	0
45_259	199,22	24,90	442	K	0	1	0	0
45_263	189,78	23,72	443	Q	0	0	1	0
45_267	179,64	22,45	454	Q	0	0	1	0
45_272	201,42	25,18	446	K	0	1	0	0
Mindestwert	164,31	20,54	412,0	30	13	11	6	0
5% NVT	166,04	20,76	424,7					
Mittelwert	193,72	24,22	441,0					
95% NVT	221,41	27,68	457,3					
Maximalwert	229,47	28,68	454,0					
Standardabweichung	16,83	2,10	9,9					
COV	8,7%	8,7%	2,2%					

Tab. F.5: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 5 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_190	236,55	23,66	443	K	0	1	0	0
45_193	242,88	24,29	451	K	0	1	0	0
45_196	244,83	24,48	440	A	1	0	0	0
45_197	265,86	26,59	444	K	0	1	0	0
45_201	240,93	24,09	448	K	0	1	0	0
45_202	240,48	24,05	435	K	0	1	0	0
45_205	241,62	24,16	414	K	0	1	0	0
45_209	240,84	24,08	431	K	0	1	0	0
45_215	242,76	24,28	436	K	0	1	0	0
45_282	259,05	25,90	452	K	0	1	0	0
45_190	236,55	23,66	443	K	0	1	0	0
Mindestwert	236,55	23,66	414,0	10	1	9	0	0
5% NVT	230,31	23,03	420,8					
Mittelwert	245,58	24,56	439,4					
95% NVT	260,85	26,09	458,0					
Maximalwert	265,86	26,59	452,0					
Standardabweichung	9,28	0,93	11,30					
COV	3,8%	3,8%	2,6%					

Tab. F.6: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 6 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_084	332,49	27,71	439	H	0	0	0	1
45_217	289,20	24,10	450	A	1	0	0	0
45_218	302,19	25,18	449	Q	0	0	1	0
45_219	287,13	23,93	445	K	0	1	0	0
45_220	319,38	26,62	436	H	0	0	0	1
45_221	298,23	24,85	437	A	1	0	0	0
45_222	276,42	23,04	453	H	0	0	0	1
45_227	307,17	25,60	445	H	0	0	0	1
45_228	286,38	23,87	425	K	0	1	0	0
45_230	320,79	26,73	446	A	1	0	0	0
45_130	303,57	25,30	454	K	0	1	0	0
45_132	284,97	23,75	448	K	0	1	0	0
45_135	262,77	21,90	428	Q	0	0	1	0
45_141	252,90	21,07	429	Q	0	0	1	0
45_144	278,82	23,24	449	Q	0	0	1	0
45_147	273,27	22,77	452	Q	0	0	1	0
45_148	295,80	24,65	436	Q	0	0	1	0
45_151	247,17	20,60	422	K	0	1	0	0
45_152	280,68	23,39	453	Q	0	0	1	0
45_154	264,06	22,00	428	K	0	1	0	0
45_155	286,71	23,89	441	K	0	1	0	0
45_156	248,61	20,72	421	H	0	0	0	1
45_161	286,68	23,89	448	H	0	0	0	1
45_162	292,29	24,36	439	K	0	1	0	0
45_167	281,76	23,48	441	K	0	1	0	0
45_238	274,08	22,84	448	K	0	1	0	0
45_241	253,89	21,16	433	Q	0	0	1	0
45_243	253,14	21,09	436	Q	0	0	1	0
45_245	232,53	19,38	431	Q	0	0	1	0
45_250	262,41	21,87	420	K	0	1	0	0
Mindestwert	232,53	19,38	420,0	30	3	11	10	6
5% NVT	242,37	20,20	422,3					
Mittelwert	281,18	23,43	439,4					
95% NVT	320,00	26,67	456,5					
Maximalwert	332,49	27,71	454,0					
Standardabweichung	23,60	1,97	10,37					
COV	8,4%	8,4%	2,4%					

Tab. F.7: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1 mit 8 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_116	320,07	20,00	451	H	0	0	0	1
45_160	303,96	19,00	449	H	0	0	0	1
45_158	344,55	21,53	450	Q	0	0	1	0
45_165	341,76	21,36	444	H	0	0	0	1
45_164	324,78	20,30	428	H	0	0	0	1
Mindestwert	303,96	19,00	428,0	5	0	0	1	4
5% NVT	299,63	18,73	428,7					
Mittelwert	327,02	20,44	444,4					
95% NVT	354,42	22,15	460,1					
Maximalwert	344,55	21,53	451,0					
Standardabweichung	16,66	1,04	9,56					
COV	5,1%	5,1%	2,2%					

Anhang F.2 – Reihe E_30_VG_B

Tab. F.8: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 1 Schraube

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_32	44,28	22,14	485	K	0	1	0	0
30_35	48,82	24,41	453	A	1	0	0	0
30_36	42,10	21,05	440	A	1	0	0	0
30_37	50,56	25,28	457	K	0	1	0	0
30_43	46,43	23,21	428	A	1	0	0	0
30_44	47,74	23,87	488	A	1	0	0	0
30_45	48,09	24,04	497	K	0	1	0	0
30_46	45,35	22,67	446	K	0	1	0	0
30_47	45,04	22,52	444	K	0	1	0	0
30_48	48,53	24,26	468	K	0	1	0	0
30_84	47,29	23,64	454	A	1	0	0	0
30_85	43,94	21,97	451	A	1	0	0	0
30_86	47,17	23,58	488	A	1	0	0	0
30_87	40,47	20,23	423	A	1	0	0	0
30_88	44,49	22,25	532	A	1	0	0	0
30_89	47,17	23,58	468	A	1	0	0	0
30_90	46,82	23,41	489	A	1	0	0	0
30_91	44,58	22,29	437	A	1	0	0	0
30_92	45,67	22,84	471	A	1	0	0	0
30_93	43,21	21,61	452	A	1	0	0	0
Mindestwert	40,47	20,23	423,0	20	14	6	0	0
5% NVT	41,86	20,93	419,5					
Mittelwert	45,89	22,94	463,6					
95% NVT	49,92	24,96	507,6					
Maximalwert	50,56	25,28	532,0					
Standardabweichung	2,45	1,22	26,8					
COV	5,3%	5,3%	5,8%					

Tab. F.9: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 2 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_74	88,68	22,17	451	K	0	1	0	0
30_75	84,17	21,04	441	K	0	1	0	0
30_76	91,92	22,98	456	K	0	1	0	0
30_77	94,34	23,59	466	K	0	1	0	0
30_78	85,31	21,33	435	A	1	0	0	0
30_79	91,87	22,97	479	K	0	1	0	0
30_80	93,75	23,44	482	K	0	1	0	0
30_81	96,15	24,04	524	K	0	1	0	0
30_82	93,96	23,49	469	K	0	1	0	0
30_83	93,52	23,38	500	K	0	1	0	0
Mindestwert	84,17	21,04	435,0	10	1	9	0	0
5% NVT	84,76	21,19	425,5					
Mittelwert	91,37	22,84	470,3					
95% NVT	97,97	24,49	515,1					
Maximalwert	96,15	24,04	524,0					
Standardabweichung	4,01	1,00	27,2					
COV	4,4%	4,4%	5,8%					

Tab. F.10: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 3 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_64	138,29	23,05	449	K	0	1	0	0
30_65	129,37	21,56	420	A	1	0	0	0
30_66	141,76	23,63	479	K	0	1	0	0
30_67	138,63	23,10	479	K	0	1	0	0
30_68	129,52	21,59	468	K	0	1	0	0
30_69	140,53	23,42	444	K	0	1	0	0
30_70	127,71	21,28	478	A	1	0	0	0
30_71	140,45	23,41	489	K	0	1	0	0
30_72	131,44	21,91	427	K	0	1	0	0
30_73	130,45	21,74	440	A	1	0	0	0
Mindestwert	127,71	21,28	420,0	10	3	7	0	0
5% NVT	125,67	20,95	417,2					
Mittelwert	134,81	22,47	457,3					
95% NVT	143,95	23,99	497,4					
Maximalwert	141,76	23,63	489,0					
Standardabweichung	5,56	0,93	24,4					
COV	4,1%	4,1%	5,3%					

Tab. F.11: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 4 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_38	190,90	23,86	481	K	0	1	0	0
30_40	167,98	21,00	447	A	1	0	0	0
30_41	184,94	23,12	427	K	0	1	0	0
30_42	187,40	23,43	438	K	0	1	0	0
30_53	172,51	21,56	435	K	0	1	0	0
30_54	186,18	23,27	482	K	0	1	0	0
30_55	193,69	24,21	499	K	0	1	0	0
30_56	187,75	23,47	456	K	0	1	0	0
30_57	182,70	22,84	456	K	0	1	0	0
30_59	178,83	22,35	437	A	1	0	0	0
30_60	182,25	22,78	443	K	0	1	0	0
30_61	172,80	21,60	425	A	1	0	0	0
30_62	189,12	23,64	452	K	0	1	0	0
30_63	192,29	24,04	480	K	0	1	0	0
Mindestwert	167,98	21,00	425,0	14	3	11	0	0
5% NVT	170,54	21,32	416,3					
Mittelwert	183,52	22,94	454,1					
95% NVT	196,51	24,56	492,0					
Maximalwert	193,69	24,21	499,0					
Standardabweichung	7,90	0,99	23,0					
COV	4,3%	4,3%	5,1%					

Tab. F.12: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B mit 5 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_50	180,56	18,06	437	H	0	0	0	1
30_51	212,81	21,28	449	H	0	0	0	1
30_52	224,57	22,46	427	H	0	0	0	1
Mindestwert	180,56	18,06	427,0	3	0	0	0	3
5% NVT	168,50	16,85	419,5					
Mittelwert	205,98	20,60	437,7					
95% NVT	243,47	24,35	455,8					
Maximalwert	224,57	22,46	449,0					
Standardabweichung	22,79	2,28	11,02					
COV	11,1%	11,1%	2,5%					

Anhang F.3 – Reihe E_30_TG_A2

Tab. F.13: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 1 Schraube

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_41	28,29	14,15	427	A	1	0	0	0
30_42	25,23	12,62	438	A	1	0	0	0
30_43	25,20	12,60	428	A	1	0	0	0
30_44	31,77	15,89	488	A	1	0	0	0
30_45	32,89	16,45	497	A	1	0	0	0
30_46	26,13	13,07	446	A	1	0	0	0
30_47	28,14	14,07	444	A	1	0	0	0
30_48	25,86	12,93	468	A	1	0	0	0
30_49	30,03	15,02	497	A	1	0	0	0
30_54	23,70	11,85	482	A	1	0	0	0
Mindestwert	23,70	11,85	427,0	10	10	0	0	0
5% NVT	22,71	11,35	415,3					
Mittelwert	27,72	13,86	461,5					
95% NVT	32,74	16,37	507,7					
Maximalwert	32,89	16,45	497,0					
Standardabweichung	3,05	1,52	28,1					
COV	11,0%	11,0%	6,1%					

Tab. F.14: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 2 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_34	53,07	13,27	450	A	1	0	0	0
30_35	53,13	13,28	453	A	1	0	0	0
30_36	51,57	12,89	440	A	1	0	0	0
30_37	50,31	12,58	457	A	1	0	0	0
30_40	51,36	12,84	447	A	1	0	0	0
30_53	41,58	10,40	435	A	1	0	0	0
30_56	47,97	11,99	456	A	1	0	0	0
30_57	51,48	12,87	456	A	1	0	0	0
30_59	46,68	11,67	437	A	1	0	0	0
30_60	49,20	12,30	443	A	1	0	0	0
Mindestwert	41,58	10,40	435,0	10	10	0	0	0
5% NVT	43,85	10,96	433,8					
Mittelwert	49,64	12,41	447,4					
95% NVT	55,42	13,85	461,0					
Maximalwert	53,13	13,28	457,0					
Standardabweichung	3,51	0,88	8,3					
COV	7,1%	7,1%	1,8%					

Tab. F.15: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 3 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_10	89,79	14,97	469	A	1	0	0	0
30_30	75,06	12,51	410	A	1	0	0	0
30_31	85,53	14,26	485	A	1	0	0	0
30_32	72,33	12,06	485	A	1	0	0	0
30_33	86,55	14,43	450	A	1	0	0	0
30_61	77,91	12,99	425	A	1	0	0	0
30_64	63,66	10,61	449	A	1	0	0	0
30_65	67,29	11,22	420	A	1	0	0	0
30_66	81,45	13,58	479	A	1	0	0	0
30_67	74,25	12,38	479	A	1	0	0	0
Mindestwert	63,66	10,61	410,0	10	10	0	0	0
5% NVT	63,38	10,56	408,1					
Mittelwert	77,38	12,90	455,1					
95% NVT	91,38	15,23	502,1					
Maximalwert	89,79	14,97	485,0					
Standardabweichung	8,51	1,42	28,6					
COV	11,0%	11,0%	6,3%					

Tab. F.16: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 4 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_09	112,05	14,01	440	A	1	0	0	0
30_26	120,93	15,12	462	A	1	0	0	0
30_27	106,14	13,27	469	A	1	0	0	0
30_28	113,43	14,18	483	A	1	0	0	0
30_29	121,71	15,21	499	A	1	0	0	0
30_68	105,90	13,24	468	A	1	0	0	0
30_69	95,52	11,94	444	A	1	0	0	0
30_70	94,56	11,82	478	A	1	0	0	0
30_71	131,88	16,49	489	A	1	0	0	0
30_73	109,32	13,67	440	A	1	0	0	0
Mindestwert	94,56	11,82	440,0	10	10	0	0	0
5% NVT	92,01	11,50	433,0					
Mittelwert	111,14	13,89	467,2					
95% NVT	130,28	16,29	501,4					
Maximalwert	131,88	16,49	499,0					
Standardabweichung	11,64	1,45	20,8					
COV	10,5%	10,5%	4,5%					

Tab. F.17: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 5 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_02	121,26	12,13	436	A	1	0	0	0
30_08	134,88	13,49	465	A	1	0	0	0
30_11	128,19	12,82	430	A	1	0	0	0
30_12	127,29	12,73	392	A	1	0	0	0
30_13	130,17	13,02	469	A	1	0	0	0
30_14	144,93	14,49	415	A	1	0	0	0
30_74	129,30	12,93	451	A	1	0	0	0
30_75	147,36	14,74	441	A	1	0	0	0
30_76	122,94	12,29	456	A	1	0	0	0
30_77	128,58	12,86	466	A	1	0	0	0
Mindestwert	121,26	12,13	392,0	10	10	0	0	0
5% NVT	117,35	11,73	401,4					
Mittelwert	131,49	13,15	442,1					
95% NVT	145,63	14,56	482,8					
Maximalwert	147,36	14,74	469,0					
Standardabweichung	8,60	0,86	24,77					
COV	6,5%	6,5%	5,6%					

Tab. F.18: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 6 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_15	166,32	13,86	450	H	0	0	0	1
30_16	165,30	13,78	442	A	1	0	0	0
30_17	132,54	11,05	413	A	1	0	0	0
30_19	165,21	13,77	465	A	1	0	0	0
30_20	184,68	15,39	457	A	1	0	0	0
30_78	167,16	13,93	435	A	1	0	0	0
30_79	189,99	15,83	479	A	1	0	0	0
30_80	144,57	12,05	482	A	1	0	0	0
30_81	152,16	12,68	524	A	1	0	0	0
30_82	182,31	15,19	469	A	1	0	0	0
Mindestwert	132,54	11,05	413,0	10	9	0	0	1
5% NVT	135,22	11,27	411,7					
Mittelwert	165,02	13,75	461,6					
95% NVT	194,82	16,24	511,5					
Maximalwert	189,99	15,83	524,0					
Standardabweichung	18,12	1,51	30,35					
COV	11,0%	11,0%	6,6%					

Tab. F.19: Prüfergebnisse Reihe E_30_TG_A2 mit 7 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_06	213,48	15,25	481	A	1	0	0	0
30_22	150,69	10,76	464	A	1	0	0	0
30_23	175,41	12,53	450	A	1	0	0	0
30_24	184,77	13,20	459	A	1	0	0	0
30_25	180,96	12,93	469	A	1	0	0	0
30_84	175,98	12,57	454	A	1	0	0	0
30_85	198,63	14,19	451	A	1	0	0	0
Mindestwert	150,69	10,76	450,0	7	7	0	0	0
5% NVT	150,42	10,74	442,8					
Mittelwert	182,85	13,06	461,1					
95% NVT	215,27	15,38	479,5					
Maximalwert	213,48	15,25	481,0					
Standardabweichung	19,71	1,41	11,16					
COV	10,8%	10,8%	2,4%					

Anhang F.4 – Reihe M_45_VG_A1

Tab. F.20: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 1 Schraube

		Alle		1. Versagen			
		Versuche					
Anzahl		92		12			
Minimum		47,46	23,73	24,33			
5%-Fraktilwert NVT		48,85	24,43	24,35			
Mittelwert		55,58	27,79	26,15			
95%-Fraktilwert NVT		62,30	31,15	27,95			
Maximum		66,00	33,00	27,89			
Standardabweichung		4,09	2,04	1,09			
Variationskoeffizient		7,4%	7,4%	4,2%			

PK-Nr.	Lage		F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_1_01	1	SW	51,39	25,70	25,70	K	2Q	979 514
	2	SO	53,79	26,90		K	2Q	979 514
	3	NO	54,42	27,21		K	2Q	979 514
	4	NW	57,48	28,74		K		979 514
M_1_02	1	SW	50,16	25,08	25,08	K	2Q	979 472
	2	SO	54,42	27,21		K	2Q	979 472
	3	NO	56,10	28,05		K	2Q	979 472
	4	NW	59,40	29,70		K		979 472
M_1_03	1	SO	48,66	24,33	24,33	A	2Q	979 472
	2	NO	55,59	27,80		K	2Q	979 472
	3	SW	47,46	23,73		A	2Q	979 472
	4	NW	58,59	29,30		K		979 472
M_1_04	1	NW	54,93	27,47	27,47	K	2Q	979 472
	2	NO	53,54	26,77		K	2Q	979 472
	3	SO	57,15	28,58		K	2Q	979 472
	4	SW	57,69	28,85		K		979 472
M_1_05	1	SW	51,87	25,94		K	2Q	979 472
	2	SO	55,14	27,57		K	2Q	979 472
	3	NW	56,40	28,20		K	2Q	979 472
	4	NO	56,28	28,14		K		979 472
M_1_06	1	SW	55,77	27,89	27,89	K	1	979 580
	2	NW	57,54	28,77		K	1	979 580
	3	NW	56,16	28,08		K	1	979 580
	4	NW	57,51	28,76		K	2Q	979 580
	5	NO	56,19	28,10		K	1	979 580
	6	SO	59,34	29,67		K	1	979 580
	7	SO	54,63	27,32		K	1	979 580
	8	SO	51,57	25,79		K	2Q	979 580
	9	SW	59,79	29,90		K	1	979 580
	10	SW	53,91	26,96		K	2Q	979 580
	11	NO	62,85	31,43		K	1	979 580
	12	NO	57,90	28,95		K		979 580

M_1_07	1	SW	50,28	25,14	25,14	K	1	979 472
	2	SW	49,20	24,60		K	1	979 472
	3	SW	50,31	25,16		K	2Q	979 472
	4	SO	55,80	27,90		K	1	979 472
	5	NO	56,13	28,07		K	1	979 472
	6	NO	51,54	25,77		K	1	979 472
	7	NO	54,09	27,05		K	2Q	979 472
	8	NW	60,81	30,41		A	1	979 472
	9	NW	48,00	24,00		A	1	979 472
	10	NW	53,24	26,62		K	2Q	979 472
	11	SO	62,61	31,31		K	1	979 472
	12	SO	57,81	28,91		K		979 472
M_1_08	1	NW	51,45	25,73	25,73	K	1	979 472
	2	NW	52,44	26,22		K	1	979 472
	3	NW	52,35	26,18		K	2Q	979 472
	4	NO	52,53	26,27		K	1	979 472
	5	SO	53,40	26,70		K	1	979 472
	6	SO	55,05	27,53		K	1	979 472
	7	SO	55,62	27,81		K	2Q	979 472
	8	SW	57,54	28,77		K	1	979 472
	9	SW	54,09	27,05		K	1	979 472
	10	SW	54,57	27,29		K	2Q	979 472
	11	NO	65,34	32,67		K	1	979 472
	12	NO	59,76	29,88		K		979 472
M_1_09	1	SW	51,33	25,67	25,67	K	1	979 472
	2	NW	54,99	27,50		K	1	979 472
	3	SW	48,90	24,45		K	1	979 472
	4	SW	50,07	25,04		K	2Q	979 472
	5	SO	57,48	28,74		K	1	979 472
	6	SO	53,70	26,85		K	1	979 472
	7	SO	54,42	27,21		K	2Q	979 472
	8	NW	65,04	32,52		K	1	979 472
	9	NW	62,49	31,25		K	2Q	979 472
	10	NO	61,89	30,95		K	1	979 472
	11	NO	66,00	33,00		K	1	979 472
	12	NO	60,60	30,30		K		979 472
M_1_10	1	NW	51,78	25,89	25,89	K	1	979 504
	2	NO	54,12	27,06		K	1	979 504
	3	NW	54,03	27,02		K	1	979 504
	4	SW	53,24	26,62		K	1	979 504
	5	SW	51,24	25,62		K	1	979 504
	6	SW	53,64	26,82		K	2Q	979 504
	7	SO	54,54	27,27		K	1	979 504
	8	SO	48,51	24,26		K	1	979 504
	9	SO	49,77	24,89		K	2Q	979 504
	10	NW	61,86	30,93		K	2Q	979 504
	11	NO	55,02	27,51		K	1	979 504
	12	NO	59,22	29,61		K	1	979 504
M_1_11	1	SO	53,91	26,96	26,96	K	4Q	175 3139
	2	NO	55,98	27,99		K	4Q	175 3139
	3	NW	61,35	30,68		K	4Q	175 3139
	4	SW	57,36	28,68		K		175 3139
M_1_12	1	SO	53,16	26,58	26,58	K	4Q	175 3139
	2	NO	60,87	30,44		K	4Q	175 3139
	3	NW	55,77	27,89		K	4Q	175 3139
	4	SW	59,49	29,75		K		175 3139
M_1_13	1	SO	54,69	27,35	27,35	K	4Q	175 3139
	2	NO	62,46	31,23		K	4Q	175 3139
	3	NW	57,21	28,61		K	4Q	175 3139
	4	SW	59,22	29,61		K		175 3139

Tab. F.21: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 2 Schrauben (Quer)

		Alle		1. Versagen				
		Versuche		5				
Anzahl		40		5				
Minimum		103,50	25,88	26,09				
5%-Fraktilwert NVT		103,44	25,86	25,55				
Mittelwert		112,73	28,18	26,48				
95%-Fraktilwert NVT		122,02	30,50	27,41				
Maximum		123,39	30,85	27,44				
Standardabweichung		5,65	1,41	0,56				
Variationskoeffizient		5,0%	5,0%	2,1%				
PK-Nr.	Lage	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge	
M_2_01	1	SW	104,43	26,11	26,11	K	2	979 540
	2	NW	106,47	26,62		K	2	979 540
	3	SW	106,17	26,54		K	3Q	979 540
	4	NO	112,17	28,04		K	2	979 540
	5	SO	110,85	27,71		K	2	979 540
	6	SO	111,93	27,98		K	3Q	979 540
	7	NO	117,12	29,28		K	3Q	979 540
	8	NW	113,64	28,41		K		979 540
M_2_02	1	SO	104,37	26,09	26,09	K	2	979 540
	2	SW	103,50	25,88		K	2	979 540
	3	SW	103,68	25,92		K	3Q	979 540
	4	SO	109,44	27,36		K	3Q	979 540
	5	NW	120,24	30,06		K	2	979 540
	6	NW	111,72	27,93		K	3Q	979 540
	7	NO	116,67	29,17		K	2	979 540
	8	NO	123,39	30,85		K		979 540
M_2_03	1	SW	106,02	26,51	26,51	K	2	175 3126
	2	SO	109,89	27,47		K	2	175 3126
	3	NO	109,44	27,36		K	2	175 3126
	4	SO	111,03	27,76		K	3Q	175 3126
	5	SW	106,47	26,62		K	3Q	175 3126
	6	NO	118,92	29,73		K	3Q	175 3126
	7	NW	117,42	29,36		K	2	175 3126
	8	NW	112,56	28,14		K		175 3126
M_2_04	1	SO	105,00	26,25	26,25	K	2	175 3126
	2	NO	111,93	27,98		K	2	175 3126
	3	SO	110,52	27,63		K	3Q	175 3126
	4	SW	118,74	29,69		K	2	175 3126
	5	SW	117,48	29,37		K	3Q	175 3126
	6	NW	120,09	30,02		K	2	175 3126
	7	NO	120,33	30,08		K	3Q	175 3126
	8	NW	115,56	28,89		K		175 3126
M_2_05	1	NW	109,77	27,44	27,44	K	2	175 3180
	2	NO	113,61	28,40		K	2	175 3180
	3	NW	112,47	28,12		K	3Q	175 3180
	4	NO	112,68	28,17		K	3Q	175 3180
	5	SO	120,12	30,03		K	2	175 3180
	6	SW	119,19	29,80		K	2	175 3180
	7	SW	110,76	27,69		K	3Q	175 3180
	8	SO	123,39	30,85		K		175 3180

Tab. F.22: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 3 Schrauben (Längs)

		Alle		1. Versagen			
		Versuche					
Anzahl		32		8			
Minimum		150,30	25,05	25,05			
5%-Fraktilwert NVT		155,45	25,91	25,19			
Mittelwert		170,34	28,39	26,79			
95%-Fraktilwert NVT		185,22	30,87	28,39			
Maximum		185,91	30,99	28,20			
Standardabweichung		9,05	1,51	0,97			
Variationskoeffizient		5,3%	5,3%	3,6%			

PK-Nr.	Lage		F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_3_01	1	SW	161,49	26,92	26,92	K	4	979 542
	2	SO	167,07	27,85		K	4	979 542
	3	NO	170,46	28,41		K+2A	4	979 542
	4	NW	175,14	29,19		K		979 542
M_3_02	1	SW	169,20	28,20	28,20	K	4	979 555
	2	NO	164,85	27,48		K	4	979 555
	3	NW	179,31	29,89		K	4	979 555
	4	SO	185,67	30,95		K		979 555
M_3_03	1	SW	160,65	26,78	26,78	K	4	979 555
	2	NW	170,76	28,46		K	4	979 555
	3	SO	176,55	29,43		K	4	979 555
	4	NW	179,91	29,99		K		979 555
M_3_04	1	NW	150,30	25,05	25,05	2K+A	4	979 555
	2	SW	163,65	27,28		K	4	979 555
	3	NO	164,85	27,48		K	4	979 555
	4	SO	179,13	29,86		K		979 555
M_3_05	1	SW	167,43	27,91	27,91	K	4	979 519
	2	NO	174,21	29,04		K	4	979 519
	3	SO	174,21	29,04		K	4	979 519
	4	NW	184,35	30,73		K		979 519
M_3_14	1	NW	160,02	26,67	26,67	K	4	175 3180
	2	NO	164,25	27,38		K	4	175 3180
	3	SW	178,17	29,70		K	4	175 3180
	4	SO	185,91	30,99		K		175 3180
M_3_15	1	SO	157,65	26,28	26,28	K	4	175 3180
	2	SW	159,90	26,65		K	4	175 3180
	3	NW	179,97	30,00		K	4	175 3180
	4	NO	180,45	30,08		K		175 3180
M_3_16	1	SW	159,27	26,55	26,55	K	4	175 3031
	2	NO	166,68	27,78		K	4	175 3031
	3	SO	166,68	27,78		K	4	175 3031
	4	NW	172,71	28,79		K		175 3031

Tab. F.23: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 3 Schrauben (Quer)

		Alle		1. Versagen				
		Versuche		8				
Anzahl		32		8				
Minimum		150,30	25,05	25,05				
5%-Fraktilwert NVT		152,47	25,41	25,38				
Mittelwert		167,64	27,94	26,43				
95%-Fraktilwert NVT		182,81	30,47	27,47				
Maximum		184,95	30,83	26,94				
Standardabweichung		9,22	1,54	0,63				
Variationskoeffizient		5,5%	5,5%	2,4%				
PK-Nr.	Lage		F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_3_06	1	NW	150,30	25,05	25,05	K	4	979 519
	2	NO	156,99	26,17		K	4	979 519
	3	SW	168,45	28,08		K	4	979 519
	4	SO	179,91	29,99		K	4	979 519
M_3_07	1	SW	159,78	26,63	26,63	K	4	979 531
	2	SO	158,94	26,49		K	4	979 531
	3	NW	170,58	28,43		K	4	979 531
	4	NO	175,47	29,25		K	4	979 531
M_3_08	1	SW	161,61	26,94	26,94	K	4	979 531
	2	SO	169,47	28,25		K	4	979 531
	3	NW	176,70	29,45		K	4	979 531
	4	NO	180,42	30,07		K	4	979 531
M_3_09	1	NO	155,64	25,94	25,94	K	4	979 531
	2	NW	170,73	28,46		K	4	979 531
	3	SW	169,89	28,32		K	4	979 531
	4	SO	184,95	30,83		K	4	979 531
M_3_10	1	NO	159,42	26,57	26,57	K	4	979 514
	2	NW	171,00	28,50		K	4	979 514
	3	SW	167,73	27,96		K	4	979 514
	4	SO	179,79	29,97		K	4	979 514
M_3_11	1	NW	159,90	26,65	26,65	K	4	175 3031
	2	SW	151,08	25,18		K	4	175 3031
	3	NO	166,65	27,78		K	4	175 3031
	4	SO	166,65	27,78		K	4	175 3031
M_3_12	1	NW	160,83	26,81	26,81	K	4	175 3139
	2	NO	158,34	26,39		K	4	175 3139
	3	SW	174,48	29,08		K	4	175 3139
	4	SO	180,15	30,03		K	4	175 3139
M_3_13	1	NO	160,92	26,82	26,82	K	4	175 3139
	2	NW	165,69	27,62		K	4	175 3139
	3	SW	172,05	28,68		K	4	175 3139
	4	SO	180,03	30,01		K	4	175 3139

Tab. F.24: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 5 Schrauben (Längs)

		Alle		1. Versagen			
		Versuche					
Anzahl		19		5			
Minimum		256,89	25,69	26,28			
5%-Fraktilwert NVT		257,47	25,75	24,98			
Mittelwert		276,72	27,67	26,96			
95%-Fraktilwert NVT		295,97	29,60	28,94			
Maximum		295,83	29,58	29,10			
Standardabweichung		11,70	1,17	1,20			
Variationskoeffizient		4,2%	4,2%	4,5%			
PK-Nr.	Lage	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_5_01	1	NO	291,00	29,10	29,10	K+Q	6
	2	SO	295,35	29,54		K	6
	3	SW	271,59	27,16		K	6
	4	NW	295,83	29,58		K	
M_5_02	1	SO	264,06	26,41	26,41	K	6
	2	NW	271,11	27,11		K	6
	3	NO	270,45	27,05		K	6
	4	SW	290,58	29,06		K	
M_5_03	1	SW	262,80	26,28	26,28	K+A	6
	2	NO	278,58	27,86		K	6
	3	SO	278,58	27,86		K	6
	4	NW	274,08	27,41		K	
M_5_04	1	SO	266,58	26,66	26,66	K	6
	2	SW	256,89	25,69		K	6
	3	NW	284,10	28,41		K+Q	6
	4	NO	278,28	27,83		K	
M_5_05	1	SW	263,55	26,36	26,36	K	6
	2	NO	274,80	27,48		K	6
	3		155,44 ¹			K	6
	4	NW	289,44	28,94		K	

1. Dieser Versuch wurde in der Auswertung nicht berücksichtigt. Der Grund für die geringe Bruchlast ist nicht mehr nachvollziehbar.

Tab. F.25: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 5 Schrauben (Quer)

	Alle		1. Versagen	
	Versuche			
Anzahl	20		5	
Minimum	256,20	25,62	26,31	
5%-Fraktilwert NVT	255,93	25,59	25,90	
Mittelwert	279,55	27,96	26,71	
95%-Fraktilwert NVT	303,17	30,32	27,52	
Maximum	314,07	31,41	27,51	
Standardabweichung	14,36	1,44	0,49	
Variationskoeffizient	5,1%	5,1%	1,8%	

PK-Nr.	Lage		F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_5_06	1	SW	268,29	26,83	26,83	K	6	
	2	NO	279,30	27,93		K	6	
	3	SO	279,30	27,93		K	6	
	4	NW	305,94	30,59		K		
M_5_07	1	NO	275,10	27,51	27,51	K	6	175 2997
	2	SW	273,78	27,38		K	6	175 2997
	3	SO	314,07	31,41		K	8	175 3135
	4	NW	280,86	28,09		K		175 3135
M_5_08	1	SW	263,64	26,36	26,36	K	6	175 3135
	2	NO	283,35	28,34		K	6	175 3135
	3	NW	269,31	26,93		K	6	175 3135
	4	SO	288,42	28,84		K		175 3135
M_5_09	1	SW	265,44	26,54	26,54	K	6	175 3115
	2	NO	277,89	27,79		K	6	175 3115
	3	SO	277,89	27,79		K	6	175 3115
	4	NW	289,80	28,98		K		175 3115
M_5_10	1	NO	263,10	26,31	26,31	2A+3K	6	979 542
	2	SW	256,20	25,62		K	6	979 542
	3	NW	283,89	28,39		K	6	979 542
	4	SO	295,47	29,55		K		979 542

Tab. F.26: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 8 Schrauben (Längs)

		Alle Versuche		1. Versagen				
Anzahl		12		3				
Minimum		382,47	23,90	26,94				
5%-Fraktilwert NVT		406,88	25,43	26,69				
Mittelwert		436,31	27,27	27,22				
95%-Fraktilwert NVT		465,74	29,11	27,74				
Maximum		453,99	28,37	27,57				
Standardabweichung		17,89	1,12	0,32				
Variationskoeffizient		4,1%	4,1%	1,2%				
PK-Nr.	Lage		F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge
M_8_01	1	NO	434,16	27,14	27,14	K	10	175 3001
	2	NW	442,59	27,66		K	10	979 475
	3	SW	442,59	27,66		K	10	979 475
	4	SO	453,99	28,37		K		175 3001
M_8_02	1	SW	431,07	26,94	26,94	K	10	175 3178
	2	NW	382,47	23,90		K	10	175 3178
	3	NO	438,54	27,41		K	10	175 3178
	4	SO	438,54	27,41		K		175 3178
M_8_03	1	NW	441,12	27,57	27,57	K	10	979 484
	2	SW	441,12	27,57		K	10	979 484
	3	NO	444,78	27,80		K	10	979 484
	4	SO	444,78	27,80		K		979 484

Tab. F.27: Prüfergebnisse Reihe M_45_VG_A1 mit 8 Schrauben (Quer)

		Alle		1. Versagen				
		Versuche						
Anzahl		12		3				
Minimum		393,99	24,62	26,99				
5%-Fraktilwert NVT		403,91	25,24	26,92				
Mittelwert		439,53	27,47	27,10				
95%-Fraktilwert NVT		475,15	29,70	27,29				
Maximum		470,07	29,38	27,22				
Standardabweichung		21,66	1,35	0,11				
Variationskoeffizient		4,9%	4,9%	0,4%				
PK-Nr.	Lage	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$		Versagen	Verst.	Charge	
M_8_04	1	NW	433,62	27,10	27,10	K	10	979 518
	2	SW	433,62	27,10		K	22	979 518
	3	NO	443,10	27,69		K	10	175 3001
	4	SO	470,07	29,38		K		175 3001
M_8_05	1	SW	431,91	26,99	26,99	K	10	979 577
	2	NW	393,99	24,62		K	10	979 577
	3	NO	440,31	27,52		K	10	979 577
	4	SO	412,47	25,78		K		979 577
M_5_06	1	SW	435,45	27,22	27,22	K	10	979 580
	2	NW	457,02	28,56		K	10	979 580
	3	SO	461,40	28,84		K	10	979 580
	4	NO	461,40	28,84		K		979 580

Anhang G – Last-Verschiebungs-Diagramme

Anhang G.1 – Einreihige Prüfungen

Anhang G.1.1 – 45°-Prüfungen

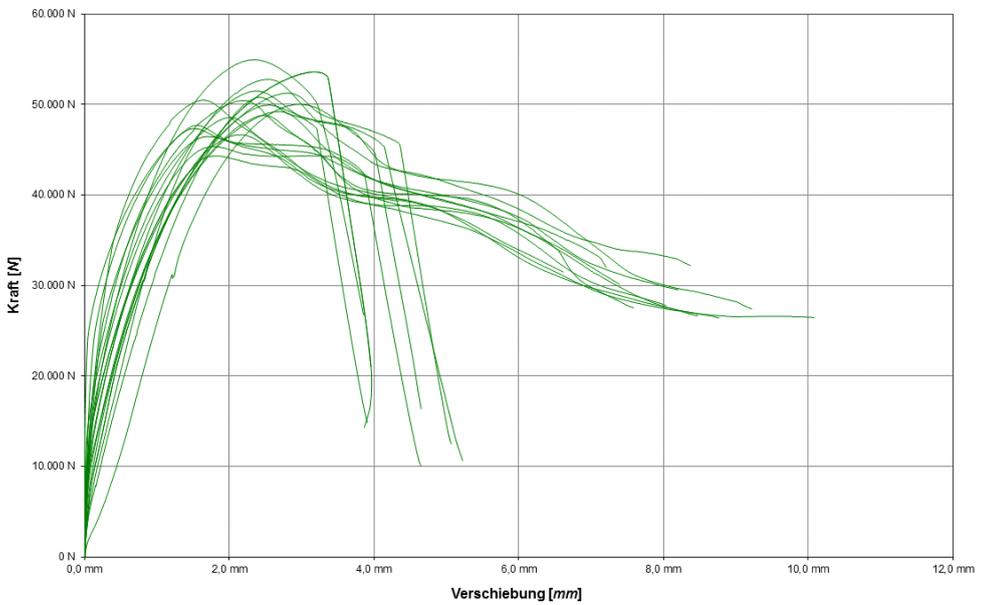


Abb. G.1: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit einer Schraube

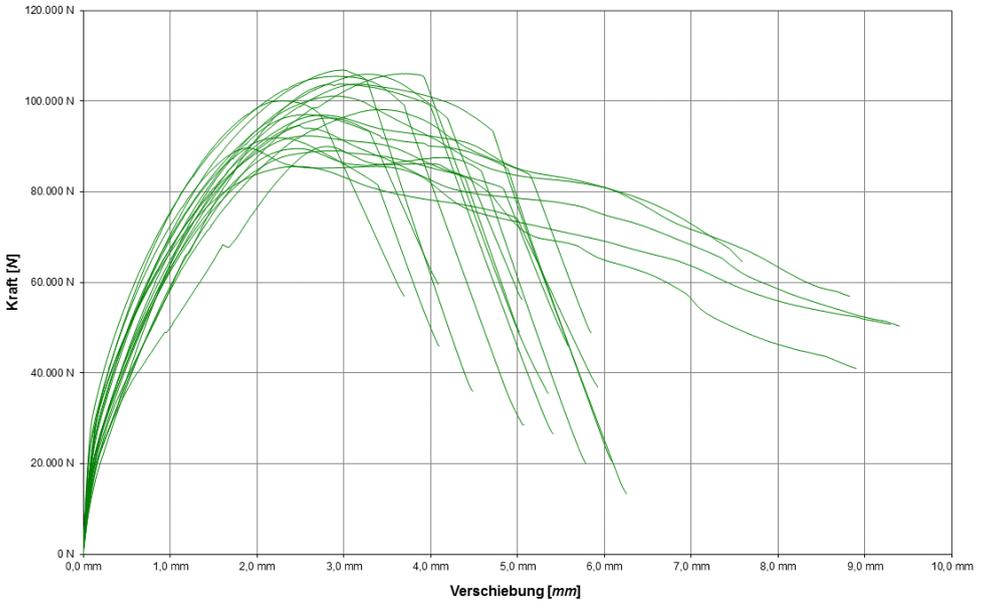


Abb. G.2: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 2 Schrauben

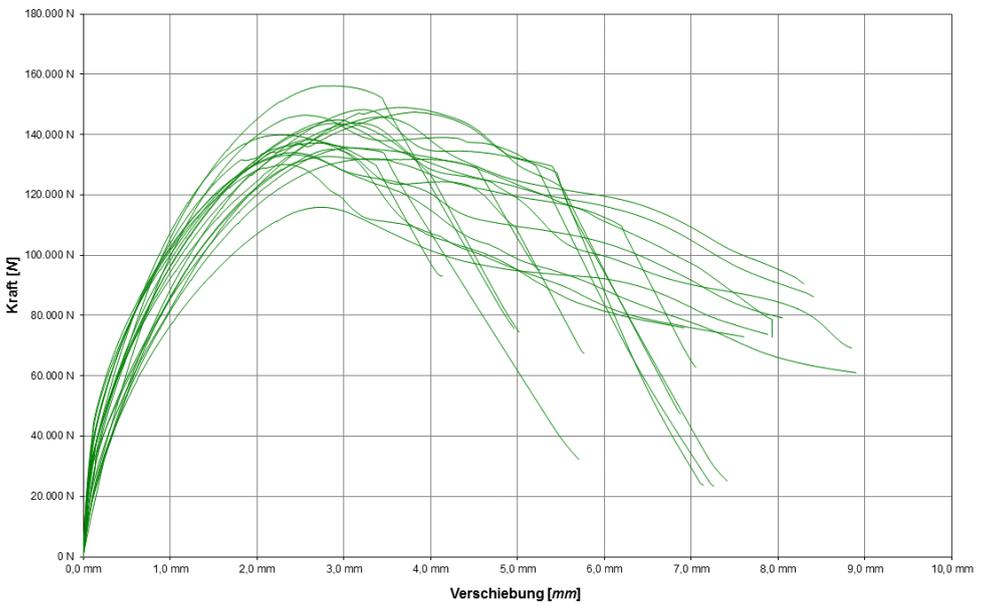


Abb. G.3: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 3 Schrauben

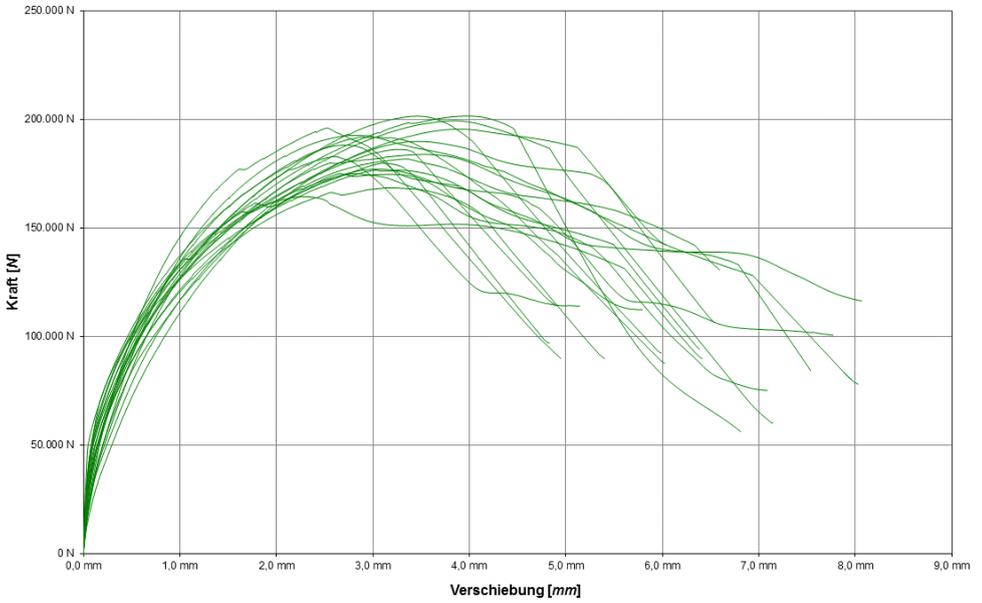


Abb. G.4: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 4 Schrauben

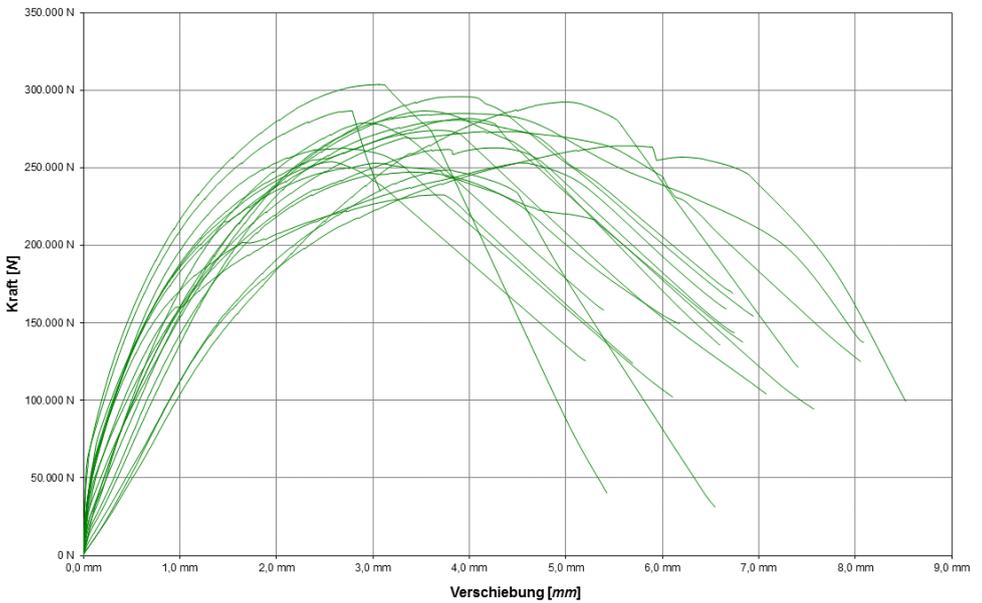


Abb. G.5: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 6 Schrauben

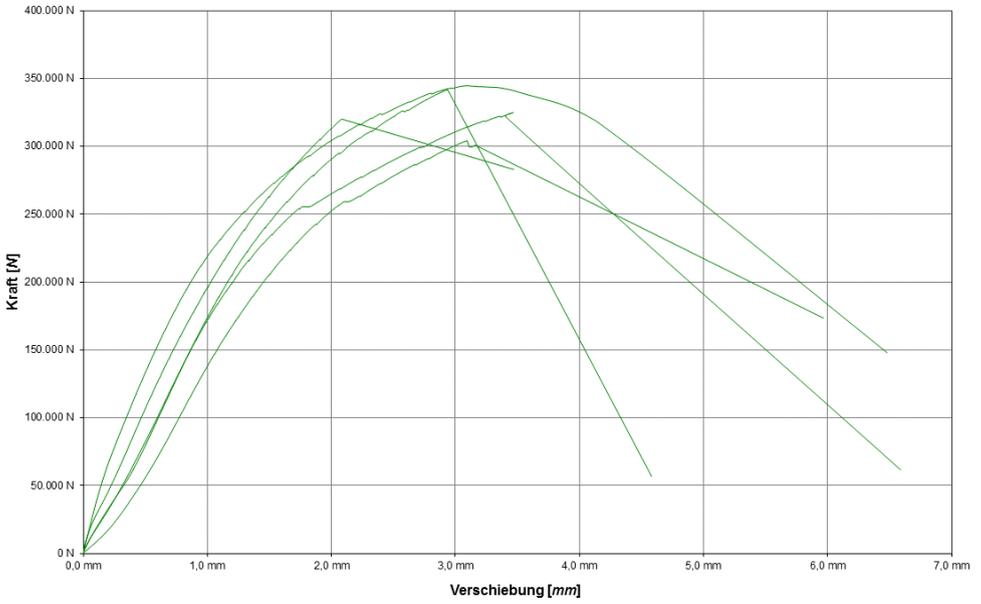


Abb. G.6: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_45_VG mit 8 Schrauben

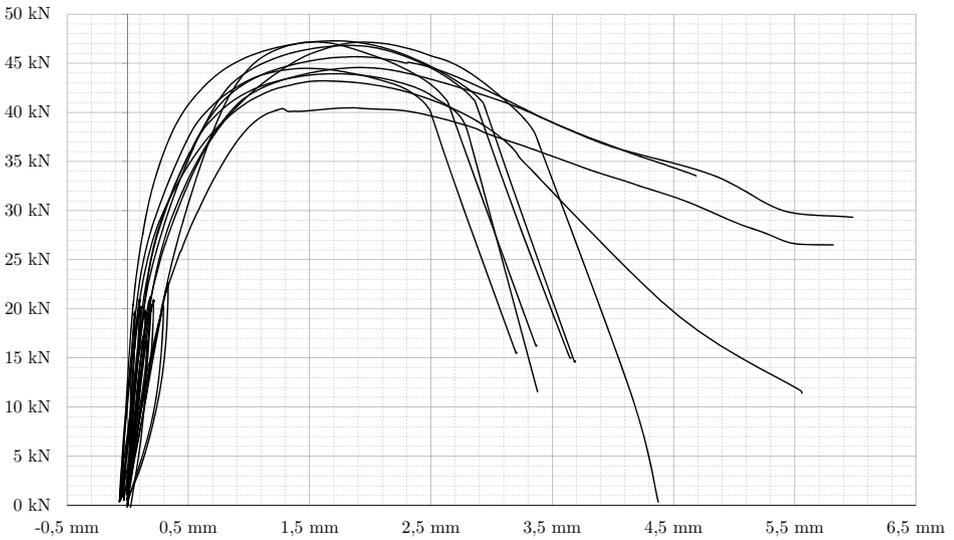
Anhang G.1.2 – 30°-Prüfungen

Abb. G.7: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E₃₀_VG mit 1 Schraube

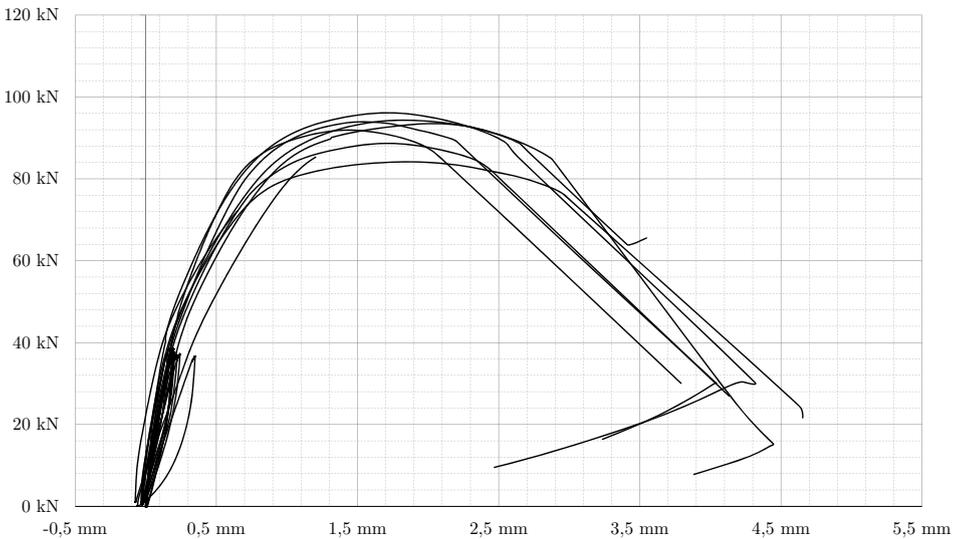


Abb. G.8: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E₃₀_VG mit 2 Schrauben

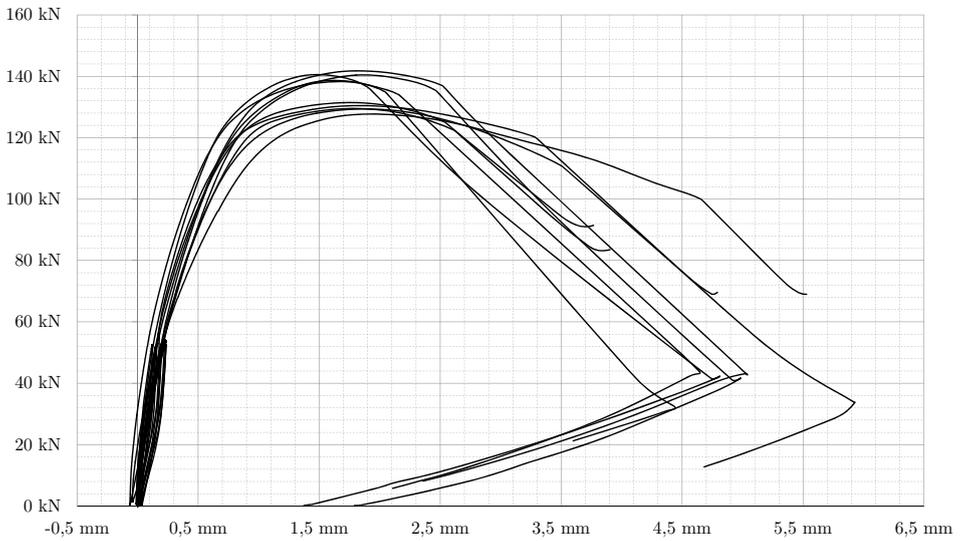


Abb. G.9: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 3 Schrauben

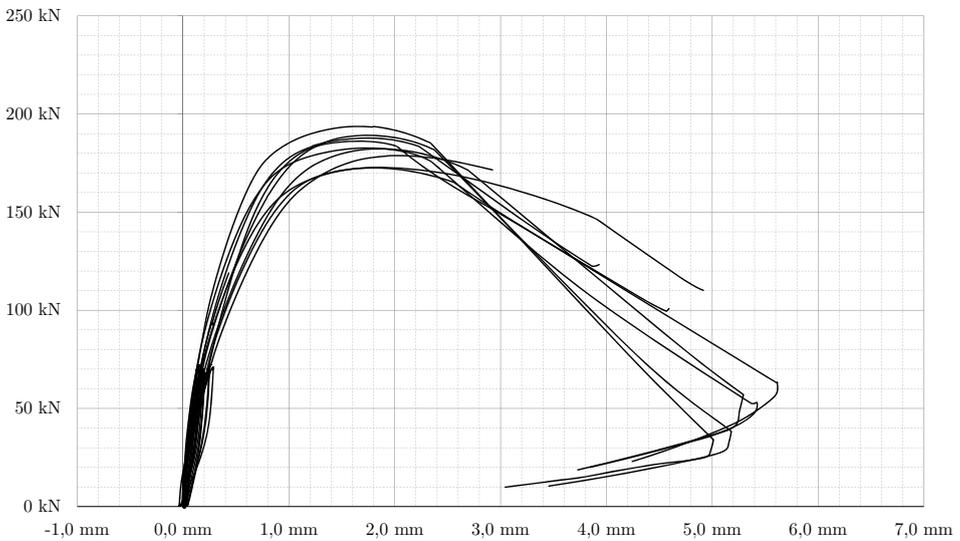


Abb. G.10: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 4 Schrauben

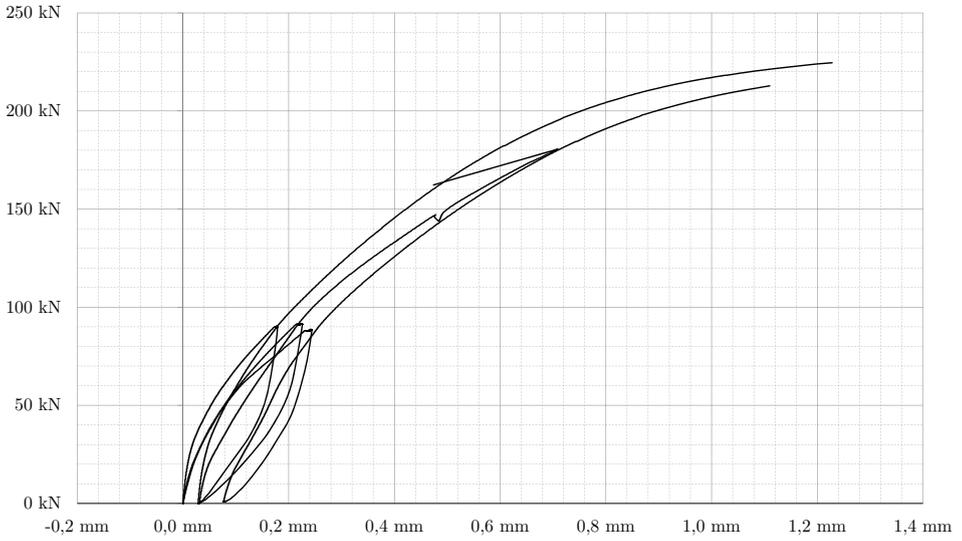


Abb. G.11: Last-Verschiebungs-Diagramme für die Prüfungen der Reihe E_30_VG mit 5 Schrauben

Anhang H – Ergebnisse von zusätzlichen Prüfungen

Anhang H.1 – Versuchsreihe E_45_VG_A1_R – Reibung

Anhang H.1.1 – Prüfergebnisse

Tab. H.1: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 1 Schraube

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_019	36,42	18,21	425	A	1	0	0	0
45_010	47,82	23,91	449	A	1	0	0	0
45_015	46,20	23,10	448	A	1	0	0	0
45_016	44,76	22,38	430	A	1	0	0	0
45_021	45,75	22,88	452	A	1	0	0	0
Mindestwert	36,42	18,21	425,0	5	5	0	0	0
5% NVT	36,82	18,41	420,5					
Mittelwert	44,19	22,09	440,8					
95% NVT	51,56	25,78	461,1					
Maximalwert	47,82	23,91	452,0					
Standardabweichung	4,48	2,24	12,4					
COV	10,1%	10,1%	2,8%					

Tab. H.2: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 2 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_001	92,82	23,20	447	A	1	0	0	0
45_006	93,93	23,48	444	A	1	0	0	0
45_008	93,00	23,25	445	A	1	0	0	0
45_013	92,91	23,23	433	A	1	0	0	0
45_014	91,74	22,93	452	A	1	0	0	0
Mindestwert	91,74	22,93	433,0	5	5	0	0	0
5% NVT	91,60	22,90	432,7					
Mittelwert	92,88	23,22	444,2					
95% NVT	94,16	23,54	455,7					
Maximalwert	93,93	23,48	452,0					
Standardabweichung	0,78	0,19	7,0					
COV	0,8%	0,8%	1,6%					

Tab. H.3: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 4 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_002	169,44	21,18	421	Q	0	0	1	0
45_003	195,45	24,43	453	K	0	1	0	0
45_174	172,08	21,51	449	K	0	1	0	0
45_178	183,21	22,90	422	Q	0	0	1	0
45_179	175,11	21,89	418	Q	0	0	1	0
Mindestwert	169,44	21,18	418,0	5	0	2	3	0
5% NVT	161,75	20,22	404,8					
Mittelwert	179,06	22,38	432,6					
95% NVT	196,36	24,55	460,4					
Maximalwert	195,45	24,43	453,0					
Standardabweichung	10,52	1,32	16,9					
COV	5,9%	5,9%	3,9%					

Tab. H.4: Prüfergebnisse Reihe E_45_VG_A1_R mit 6 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
45_166	244,80	20,40	445	Q	0	0	1	0
45_169	234,39	19,53	451	Q	0	0	1	0
45_171	257,52	21,46	450	Q	0	0	1	0
45_172	229,44	19,12	436	Q	0	0	1	0
45_177	235,14	19,59	445	Q	0	0	1	0
Mindestwert	229,44	19,12	436,0	5	0	0	5	0
5% NVT	221,94	18,49	435,6					
Mittelwert	240,26	20,02	445,4					
95% NVT	258,58	21,55	455,2					
Maximalwert	257,52	21,46	451,0					
Standardabweichung	11,14	0,93	5,94					
COV	4,6%	4,6%	1,3%					

Anhang H.1.2 – Auswertung

Mit der relativ kleinen Prüfreihe E_45_VG_A1_R die insgesamt aus nur 20 Prüfungen mit jeweils 5 Versuchen je Schraubenanzahl besteht, sollten Tendenzen zum Einfluss der Reibungskomponente zwischen Holzoberfläche und Stahlflasche abgeklärt werden. Es zeigt sich, dass die Aussagekraft dieser Versuchsreihe äußerst beschränkt ist, da nur in Verbindungen mit maximal 4 Schrauben eine akzeptable Versagensart (A oder K) auftrat. In der Reihe mit 4 Schrauben ist die Anzahl der Prüfungen aber generell zu klein, um eine Aussage treffen zu können.

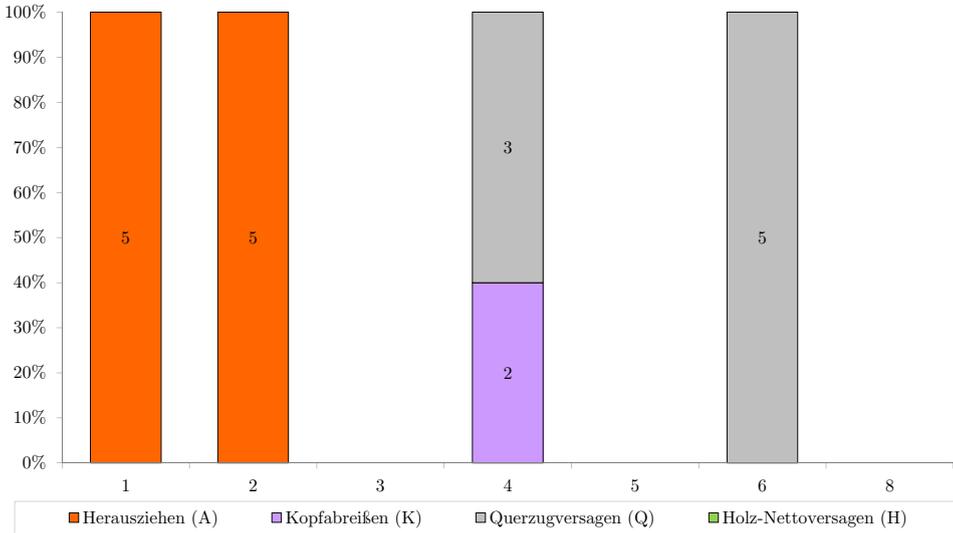


Abb. H.1: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_45_VG_A1_R

Der Box-Plot der gemischten Prüfergebnisse (ohne Berücksichtigung der Holzversagensarten) in der nachstehenden Abb. H.2 liefert jedoch zumindest die Information, dass sich der Mittelwert über die Anzahl der Schrauben nur geringfügig verändert. Die Position der 5%-Fraktilewerte und die Lage im Vergleich zum Bemessungsvorschlag ist jedoch aufgrund des sehr geringen Probenumfangs nicht aussagekräftig. Einzig erwähnenswert erscheint noch die äußerst geringe Streuung in der Reihe mit 2 Schrauben: Der Variationskoeffizient beträgt hier absolut untypische 0,8 %. Im rechten Bereich ist die deskriptive Statistik für die Versagensarten angegeben. Es zeigt sich, dass beim Querzugversagen (Q) mit geringeren Tragfähigkeiten zu rechnen ist. Ein Holz-Nettoquerschnittversagen (H) konnte nicht erzielt werden.

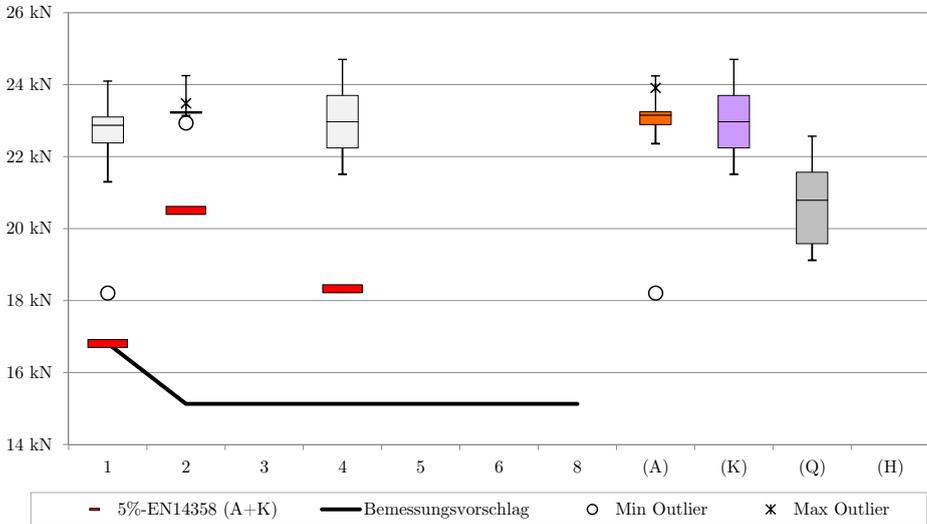


Abb. H.2: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_45_VG_A1_R mit Schrauben des Typs A1

Das Verhältnis zwischen den 5%-Fraktilwerten mit und ohne Reibungseinfluss berechnet sich für die Einzelschraube zu $\zeta = 21,62/16,81 = 1,29$ und für zwei Schrauben zu $\zeta = 21,28/20,51 = 1,04$ was die geringe Relevanz der Aussagekraft dieser Werte beweist.

$$\mu = \frac{\zeta - 1}{\tan \beta} = \frac{1,29 - 1}{1} = 0,29 \tag{H-1}$$

- μ Gleitreibungskoeffizient [-]
- β Winkel zwischen Schraubenachse und Faserrichtung [°]
- ζ Verhältnis zwischen den Tragfähigkeiten je Scherfuge und Schraube mit und ohne Einfluss der Reibung [-]

Der Gleitreibungskoeffizient zwischen Stahllasche und gehobelter Holzoberfläche bestimmt sich für den Einschraubwinkel β von 45° somit zu einem Wert von ca. $\mu = 0,30$.

Anhang H.2 – Versuchsreihe E_45_VG_T – Schraubentausch

Tragfähigkeit einer Verbindung mit 10, unter 45° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten, Schmid 8x200mm mit Halbspitze, in Kombination mit zwei außen liegenden Stahlblechen, parallel zur Holzfaserrichtung *)

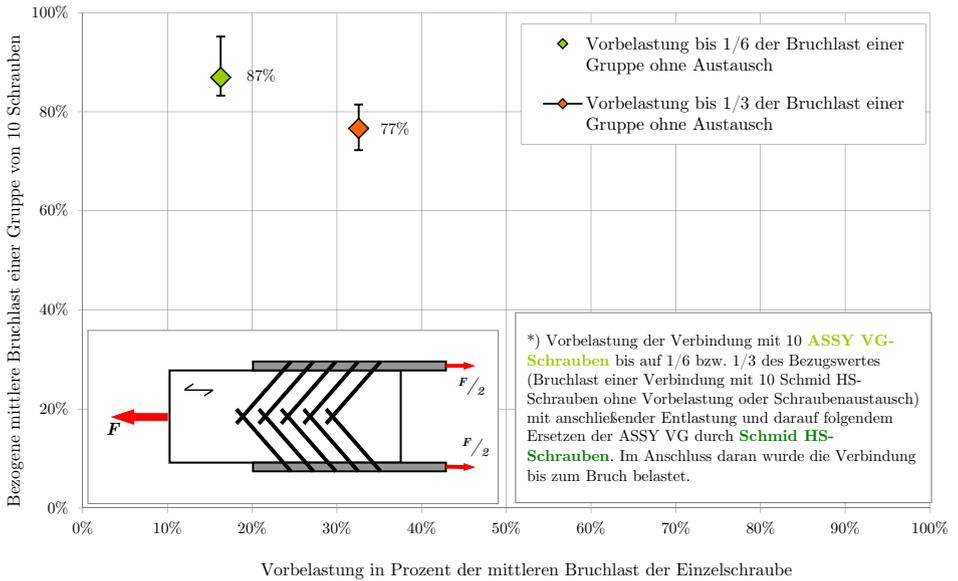


Abb. H.3: Reduktion der erwartbaren Tragfähigkeiten beim Austausch von Schrauben unter Berücksichtigung einer Vorbelastung für die beiden geprüften Schrauben

Anhang H.3 – Versuchsreihe E_30_VG_B_R – Reibung

Anhang H.3.1 – Prüfergebnisse

Tab. H.5: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 1 Schraube

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_34	44,49	22,25	450	A	1	0	0	0
30_49	49,95	24,97	497	K	0	1	0	0
30_31	38,34	19,17	485	K	0	1	0	0
30_30	40,17	20,08	410	A	1	0	0	0
30_29	44,73	22,36	499	K	0	1	0	0
30_28	32,64	16,32	483	K	0	1	0	0
30_27	38,88	19,44	469	A	1	0	0	0
30_26	43,89	21,94	462	K	0	1	0	0
30_25	36,96	18,48	469	A	1	0	0	0
30_24	41,43	20,72	459	K	0	1	0	0
Mindestwert	32,64	16,32	410,0	10	4	6	0	0
5% NVT	33,15	16,57	425,4					
Mittelwert	41,15	20,57	468,3					
95% NVT	49,15	24,57	511,2					
Maximalwert	49,95	24,97	499,0					
Standardabweichung	4,86	2,43	26,1					
COV	11,8%	11,8%	5,6%					

Tab. H.6: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 2 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_23	83,40	20,85	450	A	1	0	0	0
30_22	85,14	21,28	464	K	0	1	0	0
30_21	83,07	20,77	491	K	0	1	0	0
30_20	86,34	21,58	457	K	0	1	0	0
30_19	85,80	21,45	465	K	0	1	0	0
Mindestwert	83,07	20,77	450,0	5	1	4	0	0
5% NVT	82,36	20,59	439,8					
Mittelwert	84,75	21,19	465,4					
95% NVT	87,14	21,78	491,0					
Maximalwert	86,34	21,58	491,0					
Standardabweichung	1,45	0,36	15,5					
COV	1,7%	1,7%	3,3%					

Tab. H.7: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 3 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_18	112,77	18,79	456	K	0	1	0	0
30_17	127,47	21,25	413	K	0	1	0	0
30_16	113,67	18,94	442	K	0	1	0	0
30_15	130,80	21,80	450	K	0	1	0	0
30_14	115,80	19,30	415	K	0	1	0	0
Mindestwert	112,77	18,79	413,0	5	0	5	0	0
5% NVT	106,28	17,71	402,3					
Mittelwert	120,10	20,02	435,2					
95% NVT	133,92	22,32	468,1					
Maximalwert	130,80	21,80	456,0					
Standardabweichung	8,40	1,40	20,0					
COV	7,0%	7,0%	4,6%					

Tab. H.8: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 4 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_13	166,26	20,78	469	K	0	1	0	0
30_12	169,80	21,23	392	K	0	1	0	0
30_11	159,75	19,97	430	K	0	1	0	0
30_10	171,33	21,42	469	K	0	1	0	0
30_09	170,79	21,35	440	K	0	1	0	0
Mindestwert	159,75	19,97	392,0	5	0	5	0	0
5% NVT	159,68	19,96	387,4					
Mittelwert	167,59	20,95	440,0					
95% NVT	175,49	21,94	492,6					
Maximalwert	171,33	21,42	469,0					
Standardabweichung	4,80	0,60	32,0					
COV	2,9%	2,9%	7,3%					

Tab. H.9: Prüfergebnisse Reihe E_30_VG_B_R mit 5 Schrauben

PK-Nr.	F_{\max}	$F_{\text{Schr.}}$	ρ_{12}	Versagensart	A	K	Q	H
	[kN]		[kg/m ³]					
30_08	204,96	20,50	465	A	1	0	0	0
30_07	183,99	18,40	405	A	1	0	0	0
30_06	208,62	20,86	481	K	0	1	0	0
Mindestwert	183,99	18,40	405,0	3	2	1	0	0
5% NVT	177,33	17,73	384,4					
Mittelwert	199,19	19,92	450,3					
95% NVT	221,05	22,11	516,2					
Maximalwert	208,62	20,86	481,0					
Standardabweichung	13,29	1,33	40,07					
COV	6,7%	6,7%	8,9%					

Anhang H.3.2 – Auswertung

Mit der kleinen Prüfreihe E_30_VG_B_R, die insgesamt aus 28 Prüfungen mit bis zu 5 hintereinander angeordneten Schrauben besteht, sollten Tendenzen zum Einfluss der Reibungskomponente zwischen Holzoberfläche und Stahlflasche abgeklärt werden. Es zeigt sich, dass die Ergebnisse im Vergleich zur Reihe mit unter 45° zur Faserrichtung geneigt eingedrehten Schrauben hinsichtlich der Versagensmodi (Abb. H.4) und der erzielbaren Tragfähigkeiten (Abb. H.5) stabiler sind. Bei genauerer Betrachtung des Box-Plots in Abb. H.5 ist ersichtlich, dass die Streuungen bei reinem Zugversagen der Schrauben vergleichsweise klein sind.

Die wirksame Anzahl ist in Abb. H.6 dargestellt, wobei anzumerken ist, dass die Werte für mehr als 1 hintereinander angeordnete Schraube immer deutlich über dem Referenzwert liegen, dessen Streuung aufgrund des einen Ausreißers (vgl. Boxplot Abb. H.5, Reihe Kopfabreißen) mit über 14 % untypisch hoch für Stahlzugversagen der Schrauben ist. Wird dieser ein Versuchswert aus der Prüferserie entfernt, so verringern sich die Abstände zwischen Einzelschraube und Schraubenreihe bei der Versagensart Kopf-abreißen von maximal 1,26 auf 1,09 und der 5%-Fraktilwert für die Einzelschraube kommt bei 17,06 kN zu liegen.

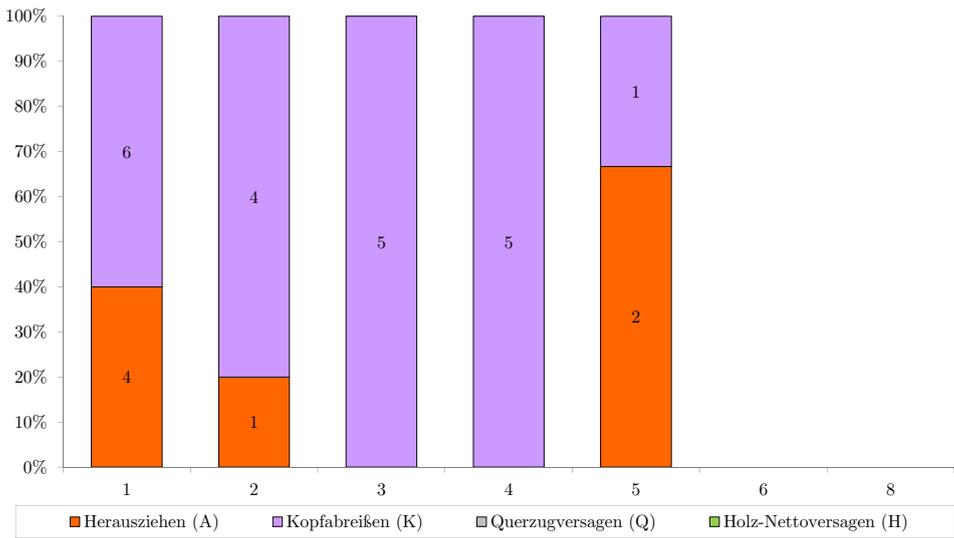


Abb. H.4: Anzahl der aufgetretenen Versagensarten in der Versuchsreihe E_30_VG_B_R

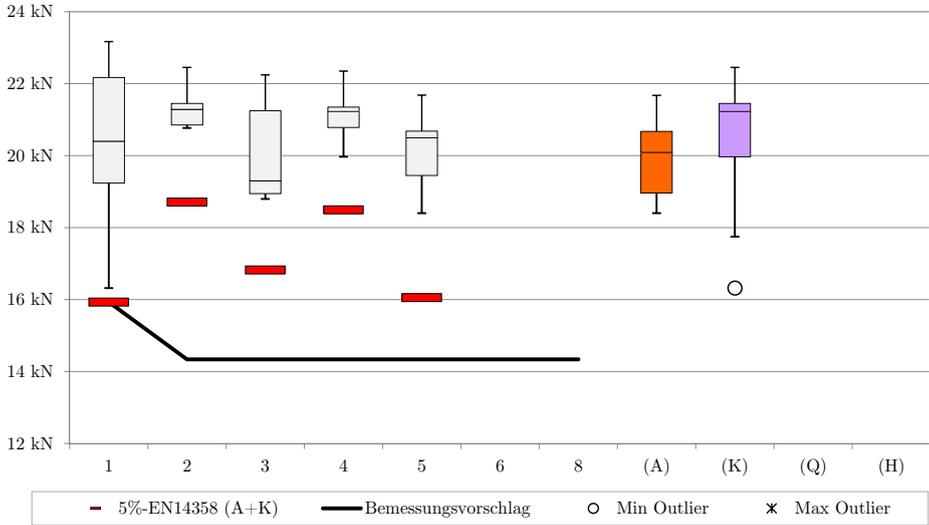


Abb. H.5: Boxplot für die gemischten Versagensarten Herausziehen (A) und Kopfabreißen (K) in der Serie E_30_VG_B_R mit Schrauben des Typs B

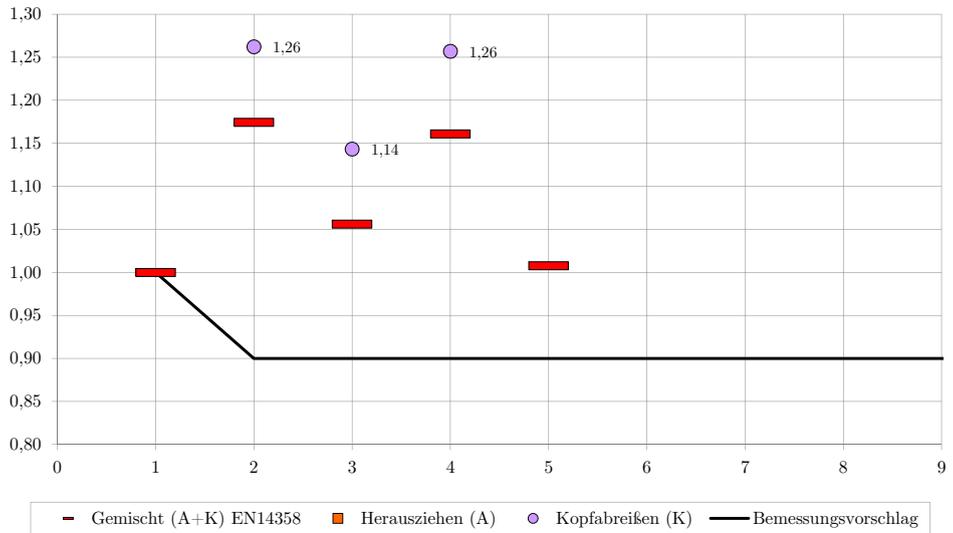


Abb. H.6: Verlauf der wirksamen Anzahl n_{ef} auf Basis von 5%-Fraktilwerten getrennt nach den Versagensarten Herausziehen (A), Kopfabreißen (K) sowie der gemischten 5%-Fraktile

Das Verhältnis zwischen den gemischten 5%-Fraktilwerten mit und ohne Reibungseinfluss berechnet sich für die Einzelschraube zu $20,66/15,93 = 1,30$ und für mehr als 2 Schrauben Werte zwischen 1,10 bis 1,20.

Bei Wegnahme des Ausreißers in der Reihe mit nur einer Schraube (wie oben beschrieben), wird das Verhältnis zwischen den 5%-Fraktilwerten für die ausschließlichen Versagensarten Kopfabreißen (K) mit ohne Einfluss der Reibung konstanter und liegt zwischen 1,11 und 1,22. Der Referenzwert für eine Schraube errechnet sich zu $\zeta = 20,77/17,06 = 1,22$.

$$\mu = \frac{\zeta - 1}{\tan \beta} = \frac{1,22 - 1}{\frac{1}{\sqrt{3}}} = 0,38 \quad [\text{H-2}]$$

Der Gleitreibungskoeffizient zwischen Stahllasche und gehobelter Holzoberfläche bestimmt sich für den Einschraubwinkel β von 30° somit zu einem Wert von ca. $\mu = 0,38$.

Anhang H.4 – DMS-Messungen

Anhang H.4.1 – Lastüberprüfung Zugprüfmaschine

Die DMS-Messungen dienen nicht nur zur Überprüfung der Lastverteilung auf die einzelnen Scherfugen, sondern konnten auch zur Überprüfung der in der Zugprüfmaschine gemessenen Last herangezogen werden. Dabei ergab sich aus insgesamt 45 Messungen ein Mittelwert der Übereinstimmung von 100,07 % zwischen Last gemessen mittels 4 DMS und jener der Prüfmaschine. Das Minimum der auf die DMS-Messungen bezogenen Ergebnisse lag bei 97,67 % und das Maximum bei 101,46 %. Der Variationskoeffizient der bezogenen Werte lag bei 0,809 %.

Anhang H.4.2 – Aufteilung der Kräfte auf die einzelnen Scherfugen

Die Überprüfung der Lastverteilung auf die einzelnen Scherfugen mittels DMS-Messung an den Zugstangen (Augenstäbe in Abbildung 4.13 auf Seite 245), lieferte folgende statistischen Parameter:

- Mittelwert: 99,9 %
- Minimum: 92,4 %
- Maximum: 108,1 %
- COV: 4,18 %

Die Übereinstimmung ist nach Ansicht des Verfassers zufriedenstellend – und die hier gemessenen Streuungen liegen im allgemeinen Bereich der Versuchsergebnisse der Reihe M_45_VG. In der nachfolgenden Abb. H.7 ist beispielhaft der typische Verlauf der Abweichungen in Abhängigkeit von der im System vorhandenen Kraft dargestellt. Es zeigt sich, dass die Abweichungen vom idealen – statisch bestimmten Gleichgewichtszustand – mit steigender Last zunehmen und insbesondere zum Zeitpunkt des Bruchs sehr klein werden.

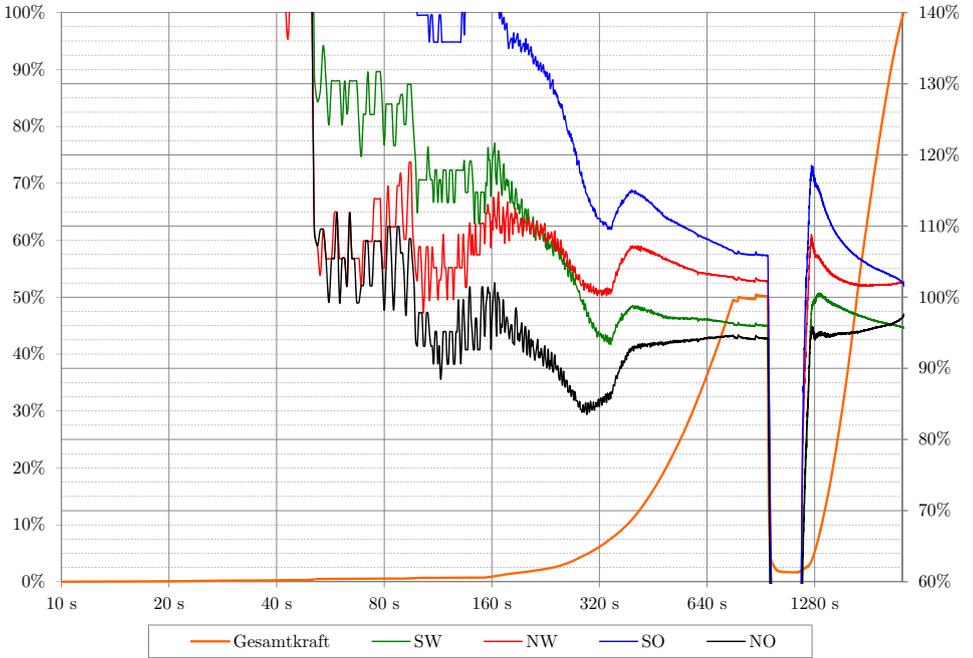


Abb. H.7: DMS-Versuche: Zusammenhang zwischen Last und Lastanteil

Anhang H.5 – Spezialschraube 8 x 80 mm

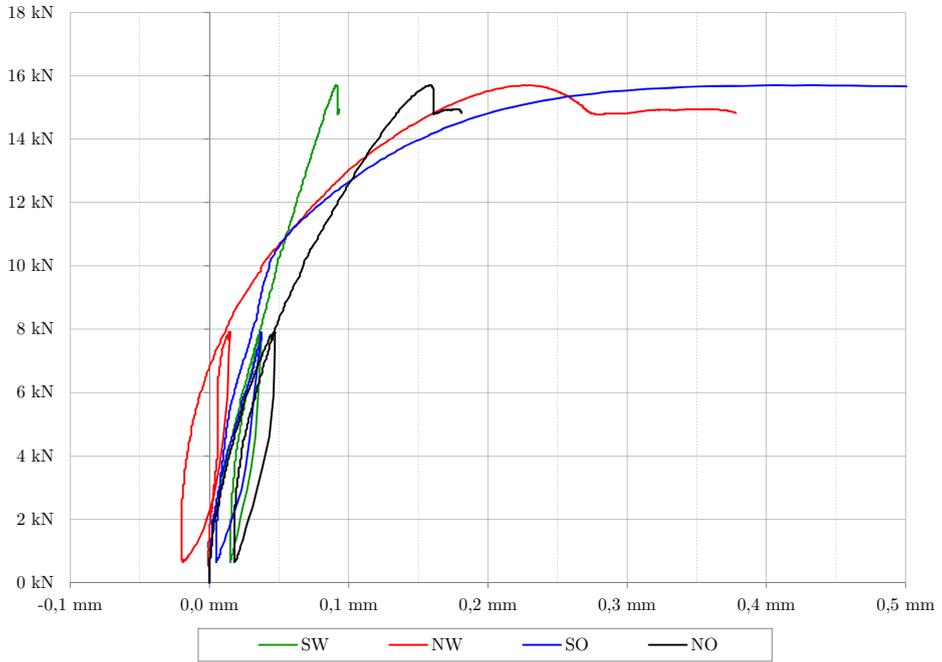


Abb. H.8: Last-Verschiebungs-Diagramm der Prüfung $M_1_01_{SO}$ mit Spezialschrauben 8 x 80 mm

Anhang I – Ergebnisse der FE-Modellierung

Anhang I.1 – Spannungsbilder Stützenfuß

Anhang I.1.1 – Nicht überkreuzte Anordnung

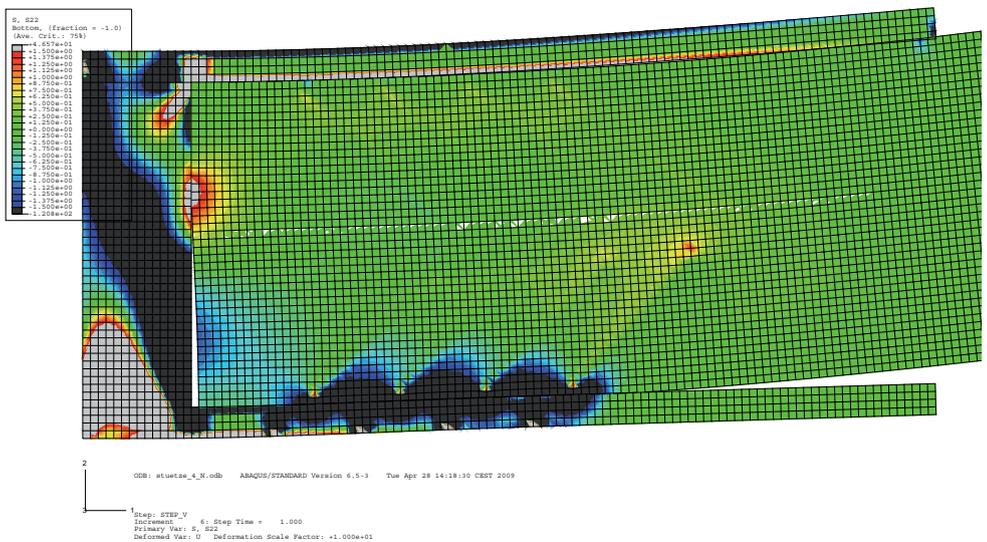


Abb. I.1: Spannungssituation S22 für den Lastfall $V = -4,46 \text{ kN}$ (Step 1) bei nicht überkreuzter Schraubenanordnung

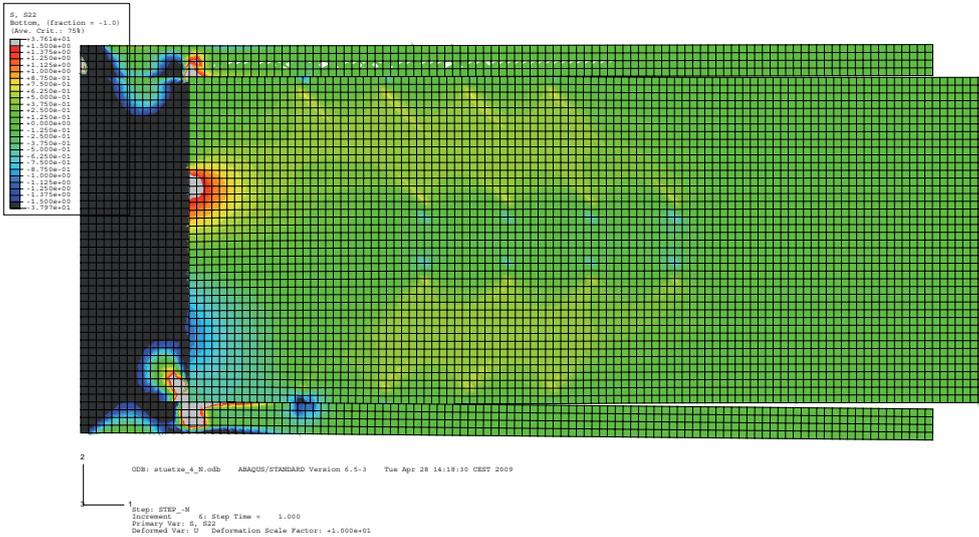


Abb. I.2: Spannungssituation S22 für den Lastfall $N = -222,60 \text{ kN}$ (Step 2) bei nicht überkreuzter Schraubenanordnung

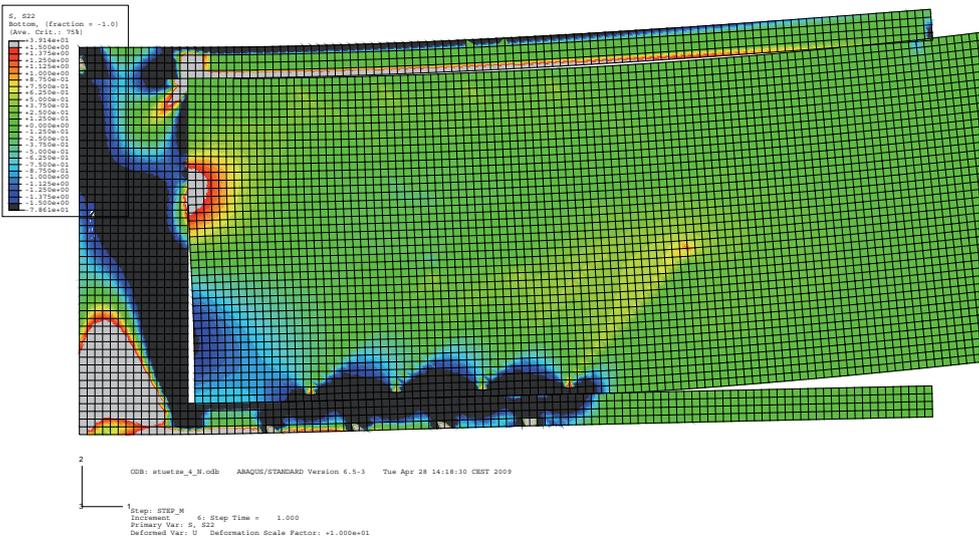


Abb. I.3: Spannungssituation S22 für den Lastfall $M = -8,23 \text{ kNm}$ (Step 3) bei nicht überkreuzter Schraubenanordnung

Anhang I.1.2 – Überkreuzte Anordnung

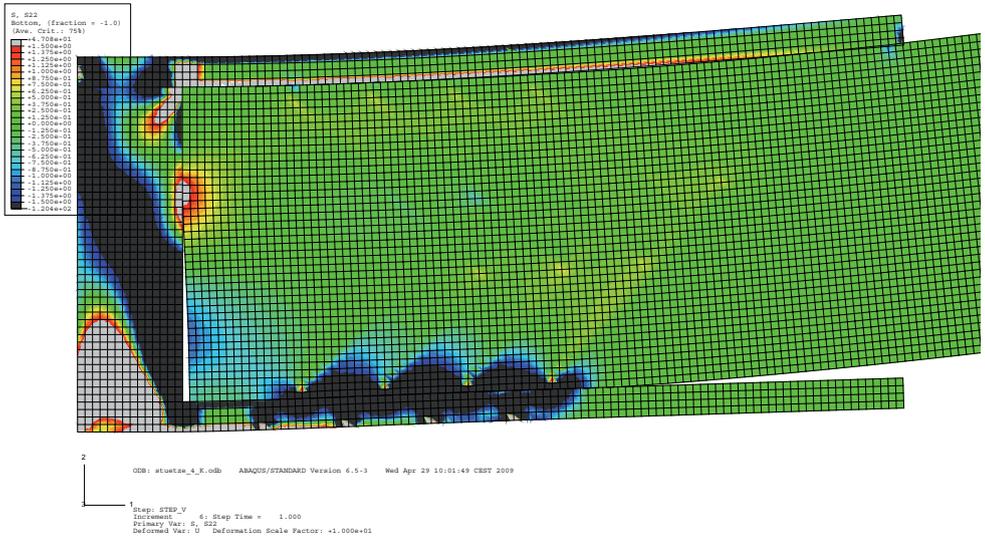


Abb. I.4: Spannungssituation S22 für den Lastfall $V = -4,46 \text{ kN}$ (Step 1) bei überkreuzter Schraubenanordnung

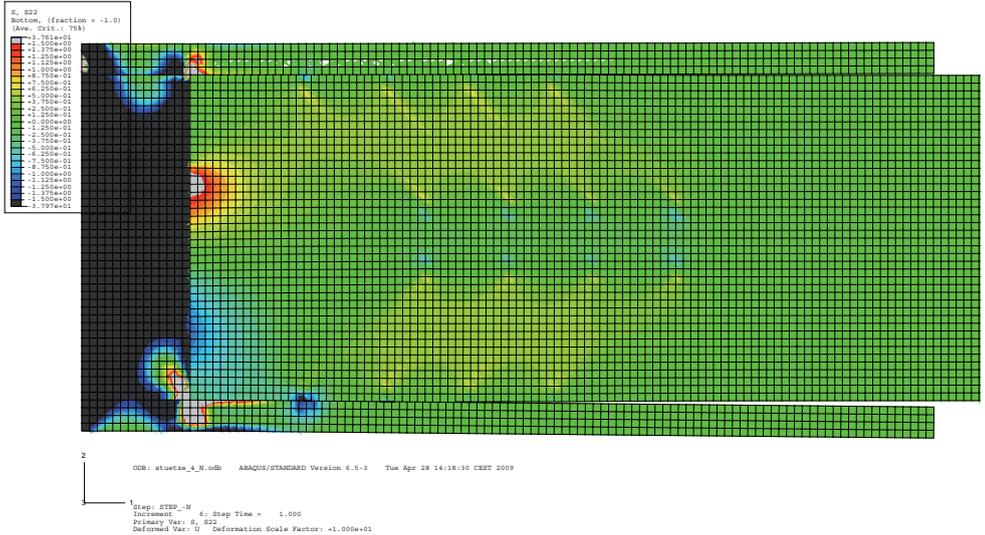


Abb. I.5: Spannungssituation S22 für den Lastfall $N = -222,60 \text{ kN}$ (Step 2) bei überkreuzter Schrau-

Anhang J – VBA Quelltexte

Anhang J.1 – Simulation: Federmodell (Excel)

Allgemeine Deklarationen

```
Option Base 1
Public Zufallszahlen(59896, 3) As Single 'Variable für die Zufallszahlen für C, F und u
Public Ergebnisse() As Single 'Variable zur Speicherung der Ergebnisse
Public Eingabewerte() As Single 'Variable zur Speicherung der Eingabewerte
Public t0, delta_t_CPU, delta_t_User, t_CPU, t_User As Single 'Zeitvariablen
Public Ergebniszusammenfassung() As Single 'Variable, die Mittelwert, Standardabweichung usw. speichert
```

Berechnungsroutine

```
Sub Laststeigerung_NL(n, i_sim)
' Variablendefinition
' *****

'Dim n As Byte: n = 3 'Anzahl der Federn (Schrauben)
Dim inc As Single: inc = 5000 'Anzahl der Inkremente
Dim i, j As Single 'Laufvariablen
Dim rnd_min, rnd_max, rnd_delta As Single: rnd_min = 1: rnd_max = 59896 'Grenzwerte der
Zufallszahlensuche
rnd_delta = rnd_max - rnd_min

Dim C_lin_i() As Single: ReDim C_lin_i(n, 1) 'Federsteifigkeit im linearen Bereich
Dim F_ult_i() As Single: ReDim F_ult_i(n, 1) 'Fließlast der Feder
Dim u_ult_i() As Single: ReDim u_ult_i(n, 1) 'Bruchverformung der Feder

Dim u_EL_i() As Single: ReDim u_EL_i(n, 1) 'Bereich der elastischen Verformung
Dim u_PL_i() As Single: ReDim u_PL_i(n, 1) 'Bereich der plastischen Verformung

Dim C_ij() As Single: ReDim C_ij(n, inc) 'Federsteifigkeit zum i-ten Inkrement
Dim F_ij() As Single: ReDim F_ij(n, inc) 'Federkraft zum i-ten Inkrement
Dim u_ij() As Single: ReDim u_ij(n, inc) 'Federweg zum i-ten Inkrement

Dim C_j() As Single: ReDim C_j(1, inc) 'Gesamtsteifigkeit zum i-ten Inkrement
Dim F_j() As Single: ReDim F_j(1, inc) 'Gesamtkraft zum i-ten Inkrement
Dim u_j() As Single: ReDim u_j(1, inc) 'Gesamtverformung zum i-ten Inkrement

Dim u_max As Single 'Maximale Bruchverformung (max. aus allen Federn)
Dim u_inc As Single 'Inkrementelle Verformungsschrittweite
Dim F_inc As Single 'Aktuelle Gesamtkraft zum i-ten Inkrement
Dim n_inc_1 As Single 'Inkrement für den ersten Knick in der Last-Verschiebungs-Kurve
Dim C_1 As Single 'Steifigkeit bis zum ersten Knick in der Last-Verschiebungs-Kurve

' Eingabebereich
' *****
For i = 1 To n
    'Einlesen der Federkennwerte über Zufallszahlen
```

```

Randomize Timer
Dim C_rnd, F_rnd, u_rnd As Long
C_rnd = Int(rnd_min + rnd_delta * Rnd)
F_rnd = Int(rnd_min + rnd_delta * Rnd)
u_rnd = Int(rnd_min + rnd_delta * Rnd)

C_lin_i(i, 1) = Zufallszahlen(C_rnd, 1)
F_ult_i(i, 1) = Zufallszahlen(F_rnd, 2) * 10 ^ -3
u_ult_i(i, 1) = 10 * Zufallszahlen(u_rnd, 3)

'Berechnung der Verformungsgrenzen
u_EL_i(i, 1) = F_ult_i(i, 1) / C_lin_i(i, 1)
u_PL_i(i, 1) = u_ult_i(i, 1) - u_EL_i(i, 1)
If u_PL_i(i, 1) < 0 Then
    u_ult_i(i, 1) = u_EL_i(i, 1) * 1.2
    u_PL_i(i, 1) = u_ult_i(i, 1) - u_EL_i(i, 1)
End If

'Speichern der Eingabewerte in der dafür vorgesehenen Variable
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 7) = C_rnd
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 6) = F_rnd
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 5) = u_rnd
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 4) = C_lin_i(i, 1)
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 3) = F_ult_i(i, 1)
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 2) = u_ult_i(i, 1)
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 1) = u_EL_i(i, 1)
Eingabewerte(i_sim, i * 8 - 0) = u_PL_i(i, 1)
Next i
u_max = 5 '3.7 'Application.WorksheetFunction.Max(u_ult_i)
u_inc = u_max / inc 'ACHTUNG! Eventuell Datentyp ändern

' Berechnungsbereich
For j = 1 To inc 'Schleife der Inkremente
    u_j(1, j) = u_inc * j
    For i = 1 To n 'Schleife der Federn
        F_ij(i, j) = C_lin_i(i, 1) * u_j(1, j)
        If F_ij(i, j) > F_ult_i(i, 1) Then
            F_ij(i, j) = F_ult_i(i, 1)
        End If
        C_ij(i, j) = F_ij(i, j) / u_j(1, j)
        u_ij(i, j) = F_ij(i, j) / C_ij(i, j)
        If u_ij(i, j) > u_ult_i(i, 1) Then
            GoTo Bruch
        End If
        'Sheets(2).Cells(j, i + 4) = F_ij(i, j)
        'Sheets(2).Cells(j, i + 8) = C_ij(i, j)
        'Sheets(2).Cells(j, i + 12) = u_ij(i, j)
    Next i
    F_inc = 0
    For i = 1 To n 'Aufsummieren der Federkräfte
        F_inc = F_ij(i, j) + F_inc
    Next i
    F_j(1, j) = F_inc
    C_j(1, j) = F_j(1, j) / u_j(1, j)
    On Error Resume Next
    IF C_j(1, j - 1) = C_j(1, j) Then
        C_1 = C_j(1, j - 1)
        n_inc_1 = j
    End If
    'Sheets(2).Cells(j, 17) = F_inc
    'Sheets(2).Cells(j, 18) = F_inc / n

```

```

'Sheets(2).Cells(j, 19) = u_j(1, j)
'Sheets(2).Cells(j, 20) = C_j(1, j)
Next j

Bruch: 'Abbruchkriterium
Ergebnisse(i_sim, 1) = n_inc_1
Ergebnisse(i_sim, 2) = F_inc / n
Ergebnisse(i_sim, 3) = C_1 / n
Exit Sub
End Sub

```

Benutzerinteraktion

```

Sub Simulationen()
t0 = Timer
Application.ScreenUpdating = False
Sheets("Ausgabe").Select: Range(Cells(1, 1), Cells(59896, 3)) = ""
Sheets(1).Select: Range(Cells(1, 1), Cells(59896, 256)) = ""
' *****
Call Zufallszahlen_einlesen 'Aufruf des Einlesemoduls
' *****
Dim n_sim, i_sim As Single
Dim n As Byte 'n = 3 'Anzahl der Federn (Schrauben)
t_User = Timer
n = InputBox("Anzahl der Schrauben für die Simulation:", "Eingabe", 3)
If n > 32 Then
    MsgBox "Berechnungen mit mehr als 32 Schrauben sind derzeit nicht möglich; es wird mit 32
gerechnet", vbInformation
    n = 32
End If
delta_t_User = Timer - t_User
n_sim = InputBox("Anzahl der Simulationen je Schraube:", "Eingabe", 1)
ReDim Eingabewerte(n_sim, n * 8)
ReDim Ergebnisse(n_sim, 3)
ReDim Ergebniszusammenfassung(6, 6)
frmFortschritt.Show vbModeless: DoEvents
With frmFortschritt.pgbEinlesen
    .Min = 0: .Max = n_sim: .Value = 0: .Scrolling = ccScrollingSmooth
End With
frmFortschritt.Caption = "Simulation läuft ..."
t_CPU = Timer
For i_sim = 1 To n_sim
    ' *****
    Call Laststeigerung_NL(n, i_sim) 'Aufruf des Simulationsmoduls
    ' *****
    frmFortschritt.pgbEinlesen.Value = i_sim
    frmFortschritt.lblEinlesen = Int(i_sim / n_sim * 100) & " %" & " / CPU-Zeit: " &
Format(Timer - t_CPU, "#0.#0") & " sec."
    DoEvents
Next i_sim

' *****
' Ausgabe und Programmende
' *****
MsgBox "User-Time: " & Format(delta_t_User, "#0.#0") & Chr(10) & "CPU-Time: " & Format(Timer
- t0 - delta_t_User, "#0.#0"), , "Zeit"
Sheets(1).Select: Range(Cells(1, 1), Cells(n_sim, n * 8)) = Eingabewerte
Sheets("Ausgabe").Select: Range(Cells(1, 1), Cells(n_sim, 3)) = Ergebnisse

' *****
' Zusammenfassen der Ergebnisse

```

```
' *****
'For i = 1 To 6
'  For j = 1 To 2
'    Ergebniszusammenfassung(i, j) = Sheets("Ausgabe").Cells(i, j + 5)
'  Next j
'Next i
'Range(Cells(10, 6), Cells(11, 11)) = Ergebniszusammenfassung
Application.ScreenUpdating = True
frmFortschritt.Hide: Unload frmFortschritt
End
End Sub
```

Einlesen der Zufallszahlen

```
Sub Zufallszahlen_einlesen() 'Prozedur zum Einlesen der vorhandenen Zufallszahlen
frmFortschritt.Show vbModeless: DoEvents
With frmFortschritt.pgbEinlesen
.Min = 0: .Max = 9: .Value = 0: .Scrolling = ccScrollingSmooth
End With
For j = 1 To 3
For i = 1 To 20000
Zufallszahlen(i, j) = Sheets("Zufallszahlen").Cells(i, j)
Next i
frmFortschritt.pgbEinlesen.Value = (3 * j) - 2
frmFortschritt.lblEinlesen = Int(((3 * j) - 2) / 9 * 100) & " %" & " / CPU-Zeit: " &
Format(Timer - t0, "#0.#0") & " sec."
DoEvents
For i = 20001 To 40000
Zufallszahlen(i, j) = Sheets("Zufallszahlen").Cells(i, j)
Next i
frmFortschritt.pgbEinlesen.Value = (3 * j) - 1
frmFortschritt.lblEinlesen = Int(((3 * j) - 1) / 9 * 100) & " %" & " / CPU-Zeit: " &
Format(Timer - t0, "#0.#0") & " sec."
DoEvents
For i = 40001 To 59896
Zufallszahlen(i, j) = Sheets("Zufallszahlen").Cells(i, j)
Next i
frmFortschritt.pgbEinlesen.Value = 3 * j
frmFortschritt.lblEinlesen = Int((3 * j) / 9 * 100) & " %" & " / CPU-Zeit: " & Format(Timer
- t0, "#0.#0") & " sec."
DoEvents
Next j
frmFortschritt.lblEinlesen = ""
End Sub
```

Anhang K – ABAQUS Quelltexte

Anhang K.1 – Spannungen quer zur Holzfaser in der Stabachse

Anhang K.1.1 – Überkreuzte Schrauben

```
*****
*HEADING
*****
*** Verformungsberechnung EINGESPANNTER STUETZENFUSS ***
*** Überkreuzte Schraubenspitzen ***
*****
*PREPRINT, ECHO=YES, MODEL=YES, HISTORY=NO, CONTACT=YES
*FILE FORMAT,ASCII
*****
*PART,NAME=Part_Holz
*NODE, NSET=ND_HOLZ_ECKEN
**
** Unterkante
    1001,          0.00,-105.00
    1201,          1000.00,-105.00
    1401,          2000.00,-105.00
**
** Oberkante
    43001,         0.00,105.00
    43201,         1000.00,105.00
    43401,         2000.00,105.00
**
*NODE, NSET=ND_H_LASTACHSE
    99998, 2000.00, 0.00
**
*NGEN,NSET=ND_H_UK
    1001,1401,1
*NGEN,NSET=ND_H_OK
    43001,43401,1
*NSET,NSET=ND_H_LAST,GENERATE
    1401, 43401, 2000
**
*NFILL,NSET=ND
    ND_H_UK,ND_H_OK,42,1000
*NGEN,NSET=ND_H_ACHSE
    22001,22401,1
*NGEN,NSET=ND_H_STIRN
    1001,43001,1000
**
*MPC
LINEAR, 2201, 1201, 3201
LINEAR, 4201, 3201, 5201
LINEAR, 6201, 5201, 7201
LINEAR, 8201, 7201, 9201
LINEAR, 10201, 9201, 11201
```

```

LINEAR, 12201, 11201, 13201
LINEAR, 14201, 13201, 15201
LINEAR, 16201, 15201, 17201
LINEAR, 18201, 17201, 19201
LINEAR, 20201, 19201, 21201
LINEAR, 22201, 21201, 23201
LINEAR, 24201, 23201, 25201
LINEAR, 26201, 25201, 27201
LINEAR, 28201, 27201, 29201
LINEAR, 30201, 29201, 31201
LINEAR, 32201, 31201, 33201
LINEAR, 34201, 33201, 35201
LINEAR, 36201, 35201, 37201
LINEAR, 38201, 37201, 39201
LINEAR, 40201, 39201, 41201
LINEAR, 42201, 41201, 43201
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
      1001,          1001,1002,2002,2001
      1201,          1201,1203,3203,3201
*ELGEN,ELSET=EL
      1001,          200,1,1,42,1000,1000
      1201,          100,2,2,21,2000,2000
**
*****
*MPC
      BEAM, ND_H_LAST, ND_H_LASTACHSE
**
*****
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=HOLZ,ELSET=EL,ORIENTATION=ORI
      40
*ORIENTATION, NAME=ORI
      1.0 , 0.0 , 0.0 , 0.0 , 1.0 , 0.0
      3,0.00
*****
*** Reibungsflaechen ***
*****
*ELSET, ELSET=EL_FS_U, GENERATE
      1001,          1101,1
*ELSET, ELSET=EL_FS_O, GENERATE
      42001, 42101, 1
*ELSET, ELSET=EL_STIRN, GENERATE
      1001, 42001,1000
*ELSET, ELSET=EL_H_ACHSE, GENERATE
      22001,22101,1
      21001,21101,1
*SURFACE, NAME=SF_FS_U
      EL_FS_U, S1
*SURFACE, NAME=SF_FS_O
      EL_FS_O, S3
*SURFACE, NAME=SF_STIRN
      EL_STIRN, S4
**
*END PART
*****
*PART,NAME=Part_Lasche_1
*NODE, NSET=ND_LASCHE_1_ECKEN
**
** Unterkante

```

```

        1001,          -70.00,105.00
        1111,          480.00,105.00
**
** Oberkante
        5001,          -70.00,125.00
        5111,          480.00,125.00
*NODE, NSET=ND_S1
        4026
*NODE, NSET=ND_S2
        4037
*NODE, NSET=ND_S3
        4048
*NODE, NSET=ND_S4
        4059
**
*NGEN,NSET=ND_L1_UK
        1001,1111,1
*NGEN,NSET=ND_L1_OK
        5001,5111,1
*NGEN,NSET=ND_L1_STIRN
        1001,1015,1
*NSET,NSET=ND_L1_LAGER
        1001,5001,1000
**
*NFILL,NSET=ND
        ND_L1_UK,ND_L1_OK,4,1000
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
        1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
        1001,          110,1,1,4,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
        40
**
*****
**
*ELSET, ELSET=EL_FS, GENERATE
        1001,          1110,1
*SURFACE, NAME=SF_FS
        EL_FS, S1
**
*****
**
*END PART
*PART,NAME=Part_Lasche_2
*****
**
*NODE, NSET=ND_LASCHE_2_ECKEN
**
** Unterkante
        1001,          -70.00,-125.00
        1111,          480.00,-125.00
**
** Oberkante
        5001,          -70.00,-105.00
        5111,          480.00,-105.00
*NODE, NSET=ND_S1
        2026
*NODE, NSET=ND_S2
        2037

```

```

*NODE, NSET=ND_S3
  2048
*NODE, NSET=ND_S4
  2059
**
*NGEN,NSET=ND_L2_UK
  1001,1111,1
*NGEN,NSET=ND_L2_OK
  5001,5111,1
*NGEN,NSET=ND_L2_STIRN
  5001,5015,1
*NSET,NSET=ND_L2_LAGER,GENERATE
  1001,5001,1000
**
*NFILL,NSET=ND
  ND_L2_UK,ND_L2_OK,4,1000
*NGEN,NSET=ND_L2_ACHSE
  3001,3111,1
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
  1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
  1001,          110,1,1,4,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
  40
**
*****
**
*ELSET, ELSET=EL_FS, GENERATE
  4001,          4110,1
*SURFACE, NAME=SF_FS
  EL_FS, S3
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Stirnblech
*****
*NODE, NSET=ND_STIRNBLECH_ECKEN
**
** Unterkante
  1001,          -70.00,-105.00
  1015,           0.00,-105.00
**
** Oberkante
  43001,         -70.00,105.00
  43015,           0.00,105.00
**
*NGEN,NSET=ND_ST_UK
  1001,1015,1
*NGEN,NSET=ND_ST_OK
  43001,43015,1
*NSET,NSET=ND_ST_LAGER,GENERATE
  1001,43001,1000
*NSET,NSET=ND_ST_STIRN,GENERATE
  1015,43015,1000
**
*NFILL,NSET=ND
  ND_ST_UK,ND_ST_OK,42,1000

```

```

**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
    1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
    1001,          14,1,1,42,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
    40
**
*****
**
*ELSET, ELSET=EL_STIRN, GENERATE
    1014,          42014,1000
*SURFACE, NAME=SF_STIRN
    EL_STIRN, S2
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Schraube_1
*****
*NODE, NSET=ND_SCHRAUBE_1_ECKEN
**
** Links oben
    1,              0.00,0.00
**
** Rechts unten
    21,             100.00,-100.00
*NODE, NSET=ND_LAGER
    1
**
*NGEN,NSET=ND_S_1
    1,21,1
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=B21
    1, 1, 2
*ELGEN,ELSET=EL
    1, 20, 1
**
*BEAM SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL,SECTION=CIRC
    2.7
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Schraube_2
*****
*NODE, NSET=ND_SCHRAUBE_2_ECKEN
**
** Links unten
    1,              0.00,0.00
**
** Rechts oben
    21,             100.00,100.00
*NODE, NSET=ND_LAGER
    1
**
*NGEN,NSET=ND_S_2
    1,21,1

```



```

*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=L1,PART=Part_Lasche_1
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=L2,PART=Part_Lasche_2
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=STIRN,PART=Part_Stirnblech
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*MPC
TIE, L1.ND_L1_STIRN, STIRN.ND_ST_OK
*MPC
TIE, L2.ND_L2_STIRN, STIRN.ND_ST_OK
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F1_O,PART=Part_Feder_1
55.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S1_O,PART=Part_Schraube_1
55.00, 120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S1_O.ND_LAGER, F1_O.ND_A
PIN, L1.ND_S1, F1_O.ND_E
**
PIN, S1_O.5, HOLZ.42016
PIN, S1_O.6, HOLZ.41017
PIN, S1_O.7, HOLZ.40018
PIN, S1_O.8, HOLZ.39019
PIN, S1_O.9, HOLZ.38020
PIN, S1_O.10, HOLZ.37021
PIN, S1_O.11, HOLZ.36022
PIN, S1_O.12, HOLZ.35023
PIN, S1_O.13, HOLZ.34024
PIN, S1_O.14, HOLZ.33025
PIN, S1_O.15, HOLZ.32026
PIN, S1_O.16, HOLZ.31027
PIN, S1_O.17, HOLZ.30028
PIN, S1_O.18, HOLZ.29029
PIN, S1_O.19, HOLZ.28030
PIN, S1_O.20, HOLZ.27031
PIN, S1_O.21, HOLZ.26032
PIN, S1_O.22, HOLZ.25033
PIN, S1_O.23, HOLZ.24034
PIN, S1_O.24, HOLZ.23035
PIN, S1_O.25, HOLZ.22036
PIN, S1_O.26, HOLZ.21037
PIN, S1_O.27, HOLZ.20038
PIN, S1_O.28, HOLZ.19039
PIN, S1_O.29, HOLZ.18040
**
*****
**

```

```

*INSTANCE,NAME=F2_O,PART=Part_Feder_1
      110.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S2_O,PART=Part_Schraube_1
      110.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S2_O.ND_LAGER, F2_O.ND_A
PIN, L1.ND_S2, F2_O.ND_E
**
PIN, S2_O.5, HOLZ.42027
PIN, S2_O.6, HOLZ.41028
PIN, S2_O.7, HOLZ.40029
PIN, S2_O.8, HOLZ.39030
PIN, S2_O.9, HOLZ.38031
PIN, S2_O.10, HOLZ.37032
PIN, S2_O.11, HOLZ.36033
PIN, S2_O.12, HOLZ.35034
PIN, S2_O.13, HOLZ.34035
PIN, S2_O.14, HOLZ.33036
PIN, S2_O.15, HOLZ.32037
PIN, S2_O.16, HOLZ.31038
PIN, S2_O.17, HOLZ.30039
PIN, S2_O.18, HOLZ.29040
PIN, S2_O.19, HOLZ.28041
PIN, S2_O.20, HOLZ.27042
PIN, S2_O.21, HOLZ.26043
PIN, S2_O.22, HOLZ.25044
PIN, S2_O.23, HOLZ.24045
PIN, S2_O.24, HOLZ.23046
PIN, S2_O.25, HOLZ.22047
PIN, S2_O.26, HOLZ.21048
PIN, S2_O.27, HOLZ.20049
PIN, S2_O.28, HOLZ.19050
PIN, S2_O.29, HOLZ.18051
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F3_O,PART=Part_Feder_1
      165.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S3_O,PART=Part_Schraube_1
      165.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S3_O.ND_LAGER, F3_O.ND_A
PIN, L1.ND_S3, F3_O.ND_E
**
PIN, S3_O.5, HOLZ.42038
PIN, S3_O.6, HOLZ.41039
PIN, S3_O.7, HOLZ.40040
PIN, S3_O.8, HOLZ.39041
PIN, S3_O.9, HOLZ.38042
PIN, S3_O.10, HOLZ.37043
PIN, S3_O.11, HOLZ.36044
PIN, S3_O.12, HOLZ.35045
PIN, S3_O.13, HOLZ.34046

```

```

PIN, S3_O.14, HOLZ.33047
PIN, S3_O.15, HOLZ.32048
PIN, S3_O.16, HOLZ.31049
PIN, S3_O.17, HOLZ.30050
PIN, S3_O.18, HOLZ.29051
PIN, S3_O.19, HOLZ.28052
PIN, S3_O.20, HOLZ.27053
PIN, S3_O.21, HOLZ.26054
PIN, S3_O.22, HOLZ.25055
PIN, S3_O.23, HOLZ.24056
PIN, S3_O.24, HOLZ.23057
PIN, S3_O.25, HOLZ.22058
PIN, S3_O.26, HOLZ.21059
PIN, S3_O.27, HOLZ.20060
PIN, S3_O.28, HOLZ.19061
PIN, S3_O.29, HOLZ.18062
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F4_O,PART=Part_Feder_1
      220.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S4_O,PART=Part_Schraube_1
      220.00,      120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S4_O.ND_LAGER, F4_O.ND_A
PIN, L1.ND_S4, F4_O.ND_E
**
PIN, S4_O.5, HOLZ.42049
PIN, S4_O.6, HOLZ.41050
PIN, S4_O.7, HOLZ.40051
PIN, S4_O.8, HOLZ.39052
PIN, S4_O.9, HOLZ.38053
PIN, S4_O.10, HOLZ.37054
PIN, S4_O.11, HOLZ.36055
PIN, S4_O.12, HOLZ.35056
PIN, S4_O.13, HOLZ.34057
PIN, S4_O.14, HOLZ.33058
PIN, S4_O.15, HOLZ.32059
PIN, S4_O.16, HOLZ.31060
PIN, S4_O.17, HOLZ.30061
PIN, S4_O.18, HOLZ.29062
PIN, S4_O.19, HOLZ.28063
PIN, S4_O.20, HOLZ.27064
PIN, S4_O.21, HOLZ.26065
PIN, S4_O.22, HOLZ.25066
PIN, S4_O.23, HOLZ.24067
PIN, S4_O.24, HOLZ.23068
PIN, S4_O.25, HOLZ.22069
PIN, S4_O.26, HOLZ.21070
PIN, S4_O.27, HOLZ.20071
PIN, S4_O.28, HOLZ.19072
PIN, S4_O.29, HOLZ.18073
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F1_U,PART=Part_Feder_2
      55.00 , -120.00

```

```

*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S1_U,PART=Part_Schraube_2
    55.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S1_U.29, HOLZ.26040
PIN, S1_U.28, HOLZ.25039
PIN, S1_U.27, HOLZ.24038
PIN, S1_U.26, HOLZ.23037
PIN, S1_U.25, HOLZ.22036
PIN, S1_U.24, HOLZ.21035
PIN, S1_U.23, HOLZ.20034
PIN, S1_U.22, HOLZ.19033
PIN, S1_U.21, HOLZ.18032
PIN, S1_U.20, HOLZ.17031
PIN, S1_U.19, HOLZ.16030
PIN, S1_U.18, HOLZ.15029
PIN, S1_U.17, HOLZ.14028
PIN, S1_U.16, HOLZ.13027
PIN, S1_U.15, HOLZ.12026
PIN, S1_U.14, HOLZ.11025
PIN, S1_U.13, HOLZ.10024
PIN, S1_U.12, HOLZ.9023
PIN, S1_U.11, HOLZ.8022
PIN, S1_U.10, HOLZ.7021
PIN, S1_U.9, HOLZ.6020
PIN, S1_U.8, HOLZ.5019
PIN, S1_U.7, HOLZ.4018
PIN, S1_U.6, HOLZ.3017
PIN, S1_U.5, HOLZ.2016
**
PIN, S1_U.ND_LAGER, F1_U.ND_A
PIN, L2.ND_S1, F1_U.ND_E
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F2_U,PART=Part_Feder_2
    110.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S2_U,PART=Part_Schraube_2
    110.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S2_U.29, HOLZ.26051
PIN, S2_U.28, HOLZ.25050
PIN, S2_U.27, HOLZ.24049
PIN, S2_U.26, HOLZ.23048
PIN, S2_U.25, HOLZ.22047
PIN, S2_U.24, HOLZ.21046
PIN, S2_U.23, HOLZ.20045
PIN, S2_U.22, HOLZ.19044
PIN, S2_U.21, HOLZ.18043
PIN, S2_U.20, HOLZ.17042
PIN, S2_U.19, HOLZ.16041
PIN, S2_U.18, HOLZ.15040
PIN, S2_U.17, HOLZ.14039
PIN, S2_U.16, HOLZ.13038

```

```

PIN, S2_U.15, HOLZ.12037
PIN, S2_U.14, HOLZ.11036
PIN, S2_U.13, HOLZ.10035
PIN, S2_U.12, HOLZ.9034
PIN, S2_U.11, HOLZ.8033
PIN, S2_U.10, HOLZ.7032
PIN, S2_U.9, HOLZ.6031
PIN, S2_U.8, HOLZ.5030
PIN, S2_U.7, HOLZ.4029
PIN, S2_U.6, HOLZ.3028
PIN, S2_U.5, HOLZ.2027
**
PIN, S2_U.ND_LAGER, F2_U.ND_A
PIN, L2.ND_S2, F2_U.ND_E
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F3_U,PART=Part_Feder_2
      165.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S3_U,PART=Part_Schraube_2
      165.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S3_U.29, HOLZ.26062
PIN, S3_U.28, HOLZ.25061
PIN, S3_U.27, HOLZ.24060
PIN, S3_U.26, HOLZ.23059
PIN, S3_U.25, HOLZ.22058
PIN, S3_U.24, HOLZ.21057
PIN, S3_U.23, HOLZ.20056
PIN, S3_U.22, HOLZ.19055
PIN, S3_U.21, HOLZ.18054
PIN, S3_U.20, HOLZ.17053
PIN, S3_U.19, HOLZ.16052
PIN, S3_U.18, HOLZ.15051
PIN, S3_U.17, HOLZ.14050
PIN, S3_U.16, HOLZ.13049
PIN, S3_U.15, HOLZ.12048
PIN, S3_U.14, HOLZ.11047
PIN, S3_U.13, HOLZ.10046
PIN, S3_U.12, HOLZ.9045
PIN, S3_U.11, HOLZ.8044
PIN, S3_U.10, HOLZ.7043
PIN, S3_U.9, HOLZ.6042
PIN, S3_U.8, HOLZ.5041
PIN, S3_U.7, HOLZ.4040
PIN, S3_U.6, HOLZ.3039
PIN, S3_U.5, HOLZ.2038
**
PIN, S3_U.ND_LAGER, F3_U.ND_A
PIN, L2.ND_S3, F3_U.ND_E
**
*****
*INSTANCE,NAME=F4_U,PART=Part_Feder_2
      220.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S4_U,PART=Part_Schraube_2

```

```

      220.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S4_U.29, HOLZ.26073
PIN, S4_U.28, HOLZ.25072
PIN, S4_U.27, HOLZ.24071
PIN, S4_U.26, HOLZ.23070
PIN, S4_U.25, HOLZ.22069
PIN, S4_U.24, HOLZ.21068
PIN, S4_U.23, HOLZ.20067
PIN, S4_U.22, HOLZ.19066
PIN, S4_U.21, HOLZ.18065
PIN, S4_U.20, HOLZ.17064
PIN, S4_U.19, HOLZ.16063
PIN, S4_U.18, HOLZ.15062
PIN, S4_U.17, HOLZ.14061
PIN, S4_U.16, HOLZ.13060
PIN, S4_U.15, HOLZ.12059
PIN, S4_U.14, HOLZ.11058
PIN, S4_U.13, HOLZ.10057
PIN, S4_U.12, HOLZ.9056
PIN, S4_U.11, HOLZ.8055
PIN, S4_U.10, HOLZ.7054
PIN, S4_U.9, HOLZ.6053
PIN, S4_U.8, HOLZ.5052
PIN, S4_U.7, HOLZ.4051
PIN, S4_U.6, HOLZ.3050
PIN, S4_U.5, HOLZ.2049
**
PIN, S4_U.ND_LAGER, F4_U.ND_A
PIN, L2.ND_S4, F4_U.ND_E
**
*END ASSEMBLY
**
*****
*** LAGERUNGSBEDINGUNGEN ***
*****
**
*BOUNDARY
      L1.ND_L1_LAGER, 1,2
      L2.ND_L2_LAGER, 1,2
      STIRN.ND_ST_LAGER, 1,2
**
*****
**
*****
*** MATERIAL ***
*****
**
*MATERIAL, NAME=HOLZ
*ELASTIC, TYPE=LAMINA
      12600,          420,0.0,740,0.0,0.0
**
*****
**
*MATERIAL, NAME=STAHL
*ELASTIC, TYPE=ISOTROPIC
      210000,          0.3
**
*****

```

```

*** KONTAKT ***
*****
** Fuge Oben
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL

SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO SURFACE
** SLAVE/MASTER
L1.SF_FS, HOLZ.SF_FS_O
**
*****
** Fuge Unten
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL

SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO SURFACE
** SLAVE/MASTER
L2.SF_FS, HOLZ.SF_FS_U
**
*****
** Fuge Stirn
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL

SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO SURFACE
** SLAVE/MASTER
STIRN.SF_STIRN, HOLZ.SF_STIRN
**
*****
** Reibung usw.
*SURFACE INTERACTION,NAME=KONTAKTMODELL
*SURFACE BEHAVIOR,PRESSURE-OVERCLOSURE=HARD
*FRICTION
0.25
*****
*** STEP ***
*****
*STEP, NAME=STEP_V,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**

```

```

*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_M,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N+V,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N+V+M,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_+N,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, 163800
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*** EOF ***
*****

```

Anhang K.1.2 – Nicht überkreuzte Schrauben

```

*****
*HEADING
*****
*** Verformungsberechnung EINGESPANNTER STUETZENFUSS ***
*** Nicht überkreuzte Schraubenspitzen ***
*****
*PREPRINT, ECHO=YES, MODEL=YES, HISTORY=NO, CONTACT=YES
*FILE FORMAT,ASCII
*****
*PART,NAME=Part_Holz
*NODE, NSET=ND_HOLZ_ECKEN
**
** Unterkante
      1001,          0.00,-105.00
      1201,         1000.00,-105.00
      1401,         2000.00,-105.00
**
** Oberkante
      43001,         0.00,105.00
      43201,         1000.00,105.00
      43401,         2000.00,105.00
**
*NODE, NSET=ND_H_LASTACHSE
      99998, 2000.00, 0.00
**
*NGEN,NSET=ND_H_UK
      1001,1401,1
*NGEN,NSET=ND_H_OK
      43001,43401,1
*NSET,NSET=ND_H_LAST,GENERATE
      1401, 43401, 2000
**
*NFILL,NSET=ND
      ND_H_UK,ND_H_OK,42,1000
*NGEN,NSET=ND_H_ACHSE
      22001,22401,1
*NGEN,NSET=ND_H_STIRN
      1001,43001,1000
**
*MPC
LINEAR, 2201, 1201, 3201
LINEAR, 4201, 3201, 5201
LINEAR, 6201, 5201, 7201
LINEAR, 8201, 7201, 9201
LINEAR, 10201, 9201, 11201
LINEAR, 12201, 11201, 13201
LINEAR, 14201, 13201, 15201
LINEAR, 16201, 15201, 17201
LINEAR, 18201, 17201, 19201
LINEAR, 20201, 19201, 21201
LINEAR, 22201, 21201, 23201
LINEAR, 24201, 23201, 25201
LINEAR, 26201, 25201, 27201
LINEAR, 28201, 27201, 29201
LINEAR, 30201, 29201, 31201
LINEAR, 32201, 31201, 33201
LINEAR, 34201, 33201, 35201
LINEAR, 36201, 35201, 37201

```

```

LINEAR, 38201, 37201, 39201
LINEAR, 40201, 39201, 41201
LINEAR, 42201, 41201, 43201
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
      1001,          1001,1002,2002,2001
      1201,          1201,1203,3203,3201
*ELGEN,ELSET=EL
      1001,          200,1,1,42,1000,1000
      1201,          100,2,2,21,2000,2000
**
*****
*MPC
      BEAM, ND_H_LAST, ND_H_LASTACHSE
**
*****
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=HOLZ,ELSET=EL,ORIENTATION=ORI
      40
*ORIENTATION, NAME=ORI
      1.0 , 0.0 , 0.0 , 0.0 , 1.0 , 0.0
      3,0.00
*****
*** Reibungsflaechen ***
*****
*ELSET, ELSET=EL_FS_U, GENERATE
      1001,          1101,1
*ELSET, ELSET=EL_FS_O, GENERATE
      42001, 42101, 1
*ELSET, ELSET=EL_STIRN, GENERATE
      1001, 42001,1000
*ELSET, ELSET=EL_H_ACHSE, GENERATE
      22001,22101,1
      21001,21101,1
*SURFACE, NAME=SF_FS_U
      EL_FS_U, S1
*SURFACE, NAME=SF_FS_O
      EL_FS_O, S3
*SURFACE, NAME=SF_STIRN
      EL_STIRN, S4
**
*END PART
*****
*PART,NAME=Part_Lasche_1
*NODE, NSET=ND_LASCHE_1_ECKEN
**
** Unterkante
      1001,          -70.00,105.00
      1111,          480.00,105.00
**
** Oberkante
      5001,          -70.00,125.00
      5111,          480.00,125.00
*NODE, NSET=ND_S1
      4026
*NODE, NSET=ND_S2
      4037
*NODE, NSET=ND_S3
      4048
*NODE, NSET=ND_S4

```

```

4059
**
*NGEN,NSET=ND_L1_UK
    1001,1111,1
*NGEN,NSET=ND_L1_OK
    5001,5111,1
*NGEN,NSET=ND_L1_STIRN
    1001,1015,1
*NSET,NSET=ND_L1_LAGER
    1001,5001,1000
**
*NFILL,NSET=ND
    ND_L1_UK,ND_L1_OK,4,1000
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
    1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
    1001,          110,1,1,4,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
    40
**
*****
**
*ELSET, ELSET=EL_FS, GENERATE
    1001,          1110,1
*SURFACE, NAME=SF_FS
    EL_FS, S1
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Lasche_2
*****
*NODE, NSET=ND_LASCHE_2_ECKEN
**
** Unterkante
    1001,          -70.00,-125.00
    1111,          480.00,-125.00
**
** Oberkante
    5001,          -70.00,-105.00
    5111,          480.00,-105.00
*NODE, NSET=ND_S1
    2026
*NODE, NSET=ND_S2
    2037
*NODE, NSET=ND_S3
    2048
*NODE, NSET=ND_S4
    2059
**
*NGEN,NSET=ND_L2_UK
    1001,1111,1
*NGEN,NSET=ND_L2_OK
    5001,5111,1
*NGEN,NSET=ND_L2_STIRN
    5001,5015,1
*NSET,NSET=ND_L2_LAGER,GENERATE
    1001,5001,1000

```

```

**
*NFILL,NSET=ND
  ND_L2_UK,ND_L2_OK,4,1000
*NGEN,NSET=ND_L2_ACHSE
  3001,3111,1
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
  1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
  1001,          110,1,1,4,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
  40
**
*****
**
*ELSET, ELSET=EL_FS, GENERATE
  4001,          4110,1
*SURFACE, NAME=SF_FS
  EL_FS, S3
**
*****
**
*END PART
*PART,NAME=Part_Stirnblech
*****
**
*NODE, NSET=ND_STIRNBLECH_ECKEN
**
** Unterkante
  1001,          -70.00,-105.00
  1015,          0.00,-105.00
**
** Oberkante
  43001,         -70.00,105.00
  43015,          0.00,105.00
**
*NGEN,NSET=ND_ST_UK
  1001,1015,1
*NGEN,NSET=ND_ST_OK
  43001,43015,1
*NSET,NSET=ND_ST_LAGER,GENERATE
  1001,43001,1000
*NSET,NSET=ND_ST_STIRN,GENERATE
  1015,43015,1000
**
*NFILL,NSET=ND
  ND_ST_UK,ND_ST_OK,42,1000
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=CPS4
  1001,          1001,1002,2002,2001
*ELGEN,ELSET=EL
  1001,          14,1,1,42,1000,1000
**
*SOLID SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL
  40
**
*****
**

```

```

*ELSET, ELSET=EL_STIRN, GENERATE
    1014,          42014,1000
*SURFACE, NAME=SF_STIRN
    EL_STIRN, s2
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Schraube_1
*****
*NODE, NSET=ND_SCHRAUBE_1_ECKEN
**
** Links oben
    1,          0.00,0.00
**
** Rechts unten
    21,         100.00,-100.00
*NODE, NSET=ND_LAGER
    1
**
*NGEN,NSET=ND_S_1
    1,21,1
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=B21
    1, 1, 2
*ELGEN,ELSET=EL
    1, 20, 1
**
*BEAM SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL,SECTION=CIRC
    2.7
**
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Schraube_2
*****
*NODE, NSET=ND_SCHRAUBE_2_ECKEN
**
** Links unten
    1,          0.00,0.00
**
** Rechts oben
    21,         100.00,100.00
*NODE, NSET=ND_LAGER
    1
**
*NGEN,NSET=ND_S_2
    1,21,1
**
*****
**
*ELEMENT,TYPE=B21
    1, 1, 2
*ELGEN,ELSET=EL
    1, 20, 1
**
*BEAM SECTION, MATERIAL=STAHL,ELSET=EL,SECTION=CIRC
    2.7
**
*END PART
*PART,NAME=Part_Feder_1

```

```

*****
*NODE, NSET=ND_A
** Anfang
   1,           0.00,0.00
**
*NODE, NSET=ND_E
   2,           0.00,0.00
**
*ELEMENT, TYPE=SPRING2, ELSET=EL
   1, 1 ,2
*SPRING, ELSET=EL, NONLINEAR, ORIENTATION=ORI_F1
   1, 1
   0, 0
 50000 , 1
*ORIENTATION, NAME=ORI_F1
 1.0 , -1.0 , 0.0 , 0.0 , 1.0 , 0.0
 3, 0.00
*****
*END PART
*PART,NAME=Part_Feder_2
*NODE, NSET=ND_A
** Anfang
   1,           0.00,0.00
**
*NODE, NSET=ND_E
   2,           0.00,0.00
**
*ELEMENT, TYPE=SPRING2, ELSET=EL
   1, 1 ,2
*SPRING, ELSET=EL, NONLINEAR, ORIENTATION=ORI_F2
   1, 1
   0, 0
 50000 , 1
*ORIENTATION, NAME=ORI_F2
 1.0 , 1.0 , 0.0 , 0.0 , 1.0 , 0.0
 3, 0.00
*****
*END PART
**
*****
*** ASSEMBLY ***
*****
*ASSEMBLY, NAME=KONFIGURATION_STUETZENFUSS
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=HOLZ,PART=Part_Holz
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=L1,PART=Part_Lasche_1
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=L2,PART=Part_Lasche_2
0.00 , 0.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=STIRN,PART=Part_Stirnblech
0.00 , 0.00
*END INSTANCE

```

```

**
*MPC
TIE, L1.ND_L1_STIRN, STIRN.ND_ST_OK
*MPC
TIE, L2.ND_L2_STIRN, STIRN.ND_ST_OK
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F1_O,PART=Part_Feder_1
      55.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S1_O,PART=Part_Schraube_1
      55.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S1_O.ND_LAGER, F1_O.ND_A
PIN, L1.ND_S1, F1_O.ND_E
**
PIN, S1_O.5, HOLZ.42016
PIN, S1_O.6, HOLZ.41017
PIN, S1_O.7, HOLZ.40018
PIN, S1_O.8, HOLZ.39019
PIN, S1_O.9, HOLZ.38020
PIN, S1_O.10, HOLZ.37021
PIN, S1_O.11, HOLZ.36022
PIN, S1_O.12, HOLZ.35023
PIN, S1_O.13, HOLZ.34024
PIN, S1_O.14, HOLZ.33025
PIN, S1_O.15, HOLZ.32026
PIN, S1_O.16, HOLZ.31027
PIN, S1_O.17, HOLZ.30028
PIN, S1_O.18, HOLZ.29029
PIN, S1_O.19, HOLZ.28030
PIN, S1_O.20, HOLZ.27031
PIN, S1_O.21, HOLZ.26032
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F2_O,PART=Part_Feder_1
      110.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S2_O,PART=Part_Schraube_1
      110.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S2_O.ND_LAGER, F2_O.ND_A
PIN, L1.ND_S2, F2_O.ND_E
**
PIN, S2_O.5, HOLZ.42027
PIN, S2_O.6, HOLZ.41028
PIN, S2_O.7, HOLZ.40029
PIN, S2_O.8, HOLZ.39030
PIN, S2_O.9, HOLZ.38031
PIN, S2_O.10, HOLZ.37032
PIN, S2_O.11, HOLZ.36033
PIN, S2_O.12, HOLZ.35034
PIN, S2_O.13, HOLZ.34035

```

```

PIN, S2_O.14, HOLZ.33036
PIN, S2_O.15, HOLZ.32037
PIN, S2_O.16, HOLZ.31038
PIN, S2_O.17, HOLZ.30039
PIN, S2_O.18, HOLZ.29040
PIN, S2_O.19, HOLZ.28041
PIN, S2_O.20, HOLZ.27042
PIN, S2_O.21, HOLZ.26043
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F3_O,PART=Part_Feder_1
      165.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S3_O,PART=Part_Schraube_1
      165.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S3_O.ND_LAGER, F3_O.ND_A
PIN, L1.ND_S3, F3_O.ND_E
**
PIN, S3_O.5, HOLZ.42038
PIN, S3_O.6, HOLZ.41039
PIN, S3_O.7, HOLZ.40040
PIN, S3_O.8, HOLZ.39041
PIN, S3_O.9, HOLZ.38042
PIN, S3_O.10, HOLZ.37043
PIN, S3_O.11, HOLZ.36044
PIN, S3_O.12, HOLZ.35045
PIN, S3_O.13, HOLZ.34046
PIN, S3_O.14, HOLZ.33047
PIN, S3_O.15, HOLZ.32048
PIN, S3_O.16, HOLZ.31049
PIN, S3_O.17, HOLZ.30050
PIN, S3_O.18, HOLZ.29051
PIN, S3_O.19, HOLZ.28052
PIN, S3_O.20, HOLZ.27053
PIN, S3_O.21, HOLZ.26054
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F4_O,PART=Part_Feder_1
      220.00 , 120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S4_O,PART=Part_Schraube_1
      220.00,          120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S4_O.ND_LAGER, F4_O.ND_A
PIN, L1.ND_S4, F4_O.ND_E
PIN, S4_O.5, HOLZ.42049
PIN, S4_O.6, HOLZ.41050
PIN, S4_O.7, HOLZ.40051
PIN, S4_O.8, HOLZ.39052
PIN, S4_O.9, HOLZ.38053
PIN, S4_O.10, HOLZ.37054
PIN, S4_O.11, HOLZ.36055

```

```

PIN, S4_O.12, HOLZ.35056
PIN, S4_O.13, HOLZ.34057
PIN, S4_O.14, HOLZ.33058
PIN, S4_O.15, HOLZ.32059
PIN, S4_O.16, HOLZ.31060
PIN, S4_O.17, HOLZ.30061
PIN, S4_O.18, HOLZ.29062
PIN, S4_O.19, HOLZ.28063
PIN, S4_O.20, HOLZ.27064
PIN, S4_O.21, HOLZ.26065
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F1_U,PART=Part_Feder_2
      55.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S1_U,PART=Part_Schraube_2
      55.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S1_U.21, HOLZ.18032
PIN, S1_U.20, HOLZ.17031
PIN, S1_U.19, HOLZ.16030
PIN, S1_U.18, HOLZ.15029
PIN, S1_U.17, HOLZ.14028
PIN, S1_U.16, HOLZ.13027
PIN, S1_U.15, HOLZ.12026
PIN, S1_U.14, HOLZ.11025
PIN, S1_U.13, HOLZ.10024
PIN, S1_U.12, HOLZ.9023
PIN, S1_U.11, HOLZ.8022
PIN, S1_U.10, HOLZ.7021
PIN, S1_U.9, HOLZ.6020
PIN, S1_U.8, HOLZ.5019
PIN, S1_U.7, HOLZ.4018
PIN, S1_U.6, HOLZ.3017
PIN, S1_U.5, HOLZ.2016
**
PIN, S1_U.ND_LAGER, F1_U.ND_A
PIN, L2.ND_S1, F1_U.ND_E
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F2_U,PART=Part_Feder_2
      110.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S2_U,PART=Part_Schraube_2
      110.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S2_U.21, HOLZ.18043
PIN, S2_U.20, HOLZ.17042
PIN, S2_U.19, HOLZ.16041
PIN, S2_U.18, HOLZ.15040
PIN, S2_U.17, HOLZ.14039
PIN, S2_U.16, HOLZ.13038
PIN, S2_U.15, HOLZ.12037

```

```

PIN, S2_U.14, HOLZ.11036
PIN, S2_U.13, HOLZ.10035
PIN, S2_U.12, HOLZ.9034
PIN, S2_U.11, HOLZ.8033
PIN, S2_U.10, HOLZ.7032
PIN, S2_U.9, HOLZ.6031
PIN, S2_U.8, HOLZ.5030
PIN, S2_U.7, HOLZ.4029
PIN, S2_U.6, HOLZ.3028
PIN, S2_U.5, HOLZ.2027
**
PIN, S2_U.ND_LAGER, F2_U.ND_A
PIN, L2.ND_S2, F2_U.ND_E
**
*****
**
*INSTANCE,NAME=F3_U,PART=Part_Feder_2
      165.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S3_U,PART=Part_Schraube_2
      165.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S3_U.21, HOLZ.18054
PIN, S3_U.20, HOLZ.17053
PIN, S3_U.19, HOLZ.16052
PIN, S3_U.18, HOLZ.15051
PIN, S3_U.17, HOLZ.14050
PIN, S3_U.16, HOLZ.13049
PIN, S3_U.15, HOLZ.12048
PIN, S3_U.14, HOLZ.11047
PIN, S3_U.13, HOLZ.10046
PIN, S3_U.12, HOLZ.9045
PIN, S3_U.11, HOLZ.8044
PIN, S3_U.10, HOLZ.7043
PIN, S3_U.9, HOLZ.6042
PIN, S3_U.8, HOLZ.5041
PIN, S3_U.7, HOLZ.4040
PIN, S3_U.6, HOLZ.3039
PIN, S3_U.5, HOLZ.2038
**
PIN, S3_U.ND_LAGER, F3_U.ND_A
PIN, L2.ND_S3, F3_U.ND_E
**
*****
*INSTANCE,NAME=F4_U,PART=Part_Feder_2
      220.00 , -120.00
*END INSTANCE
**
*INSTANCE,NAME=S4_U,PART=Part_Schraube_2
      220.00,          -120,00
*END INSTANCE
**
*MPC
PIN, S4_U.21, HOLZ.18065
PIN, S4_U.20, HOLZ.17064
PIN, S4_U.19, HOLZ.16063
PIN, S4_U.18, HOLZ.15062
PIN, S4_U.17, HOLZ.14061

```

```

PIN, S4_U.16, HOLZ.13060
PIN, S4_U.15, HOLZ.12059
PIN, S4_U.14, HOLZ.11058
PIN, S4_U.13, HOLZ.10057
PIN, S4_U.12, HOLZ.9056
PIN, S4_U.11, HOLZ.8055
PIN, S4_U.10, HOLZ.7054
PIN, S4_U.9, HOLZ.6053
PIN, S4_U.8, HOLZ.5052
PIN, S4_U.7, HOLZ.4051
PIN, S4_U.6, HOLZ.3050
PIN, S4_U.5, HOLZ.2049
**
PIN, S4_U.ND_LAGER, F4_U.ND_A
PIN, L2.ND_S4, F4_U.ND_E
**
*END ASSEMBLY
**
*****
*** LAGERUNGSBEDINGUNGEN ***
*****
**
*BOUNDARY
    L1.ND_L1_LAGER, 1,2
    L2.ND_L2_LAGER, 1,2
    STIRN.ND_ST_LAGER, 1,2
**
*****
**
*****
*** MATERIAL ***
*****
**
*MATERIAL, NAME=HOLZ
*ELASTIC, TYPE=LAMINA
    12600,          420,0.0,740,0.0,0.0
**
*****
**
*MATERIAL, NAME=STAHL
*ELASTIC, TYPE=ISOTROPIC
    210000,          0.3
**
*****
*** KONTAKT ***
*****
** Fuge Oben
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO
SURFACE
** SLAVE/MASTER
L1.SF_FS, HOLZ.SF_FS_O
**
*****
** Fuge Unten
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO
SURFACE
** SLAVE/MASTER
L2.SF_FS, HOLZ.SF_FS_U
**

```

```

*****
** Fuge Stirn
**
*CONTACT PAIR,ADJUST=0.6,INTERACTION=KONTAKTMODELL,SMALL SLIDING,SMOOTH=0.2,TYPE=SURFACE TO
SURFACE
** SLAVE/MASTER
STIRN.SF_STIRN, HOLZ.SF_STIRN
**
*****
** Reibung usw.
*SURFACE INTERACTION,NAME=KONTAKTMODELL
*SURFACE BEHAVIOR,PRESSURE-OVERCLOSURE=HARD
*FRICTION
0.25
*****
*** STEP ***
*****
*STEP, NAME=STEP_V,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_M,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N+V,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460

```

```
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_-N+V+M,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, -222600
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*STEP, NAME=STEP_+N,AMPLITUDE=STEP
*STATIC
0.1,1.0
**
*CLOAD, OP=NEW
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 6, 8230000
      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 1, 163800
**      HOLZ.ND_H_LASTACHSE, 2, 4460
**
*INCLUDE, INPUT=Output.inc
*END STEP
*****
*** EOF ***
*****
```

Monographic Series TU Graz

Timber Engineering & Technology

- Volume 1 Gerhard Schickhofer
Starrer und nachgiebiger Verbund bei geschichteten, flächenhaften Holzstrukturen
2013; ISBN 978-3-85125-262-0
- Volume 2 Reinhard Brandner
Stochastic System Actions and Effects in Engineered Timber Products and Structures
2013; ISBN 978-3-85125-263-7
- Volume 3 Ulrich Hübner
Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile
2014; ISBN 978-3-85125-314-6
- Volume 4 Andreas Meisel
Historische Dachwerke - Beurteilung, realitätsnahe statische Analyse und Instandsetzung
2015; ISBN 978-3-85125-433-4
- Volume 5 Andreas Ringhofer
Axially Loaded Self-Tapping Screws in Solid Timber and Laminated Timber Products
2017; ISBN 978-3-85125-555-3
- Volume 6 Georg Flatscher
Evaluation and approximation of timber connection properties for displacement-based analysis of CLT wall systems
2017; ISBN 978-3-85125-557-7
- Volume 7 Harald Krenn
Die Stahlblech-Holz-Laschenverbindung mit schrägen Schrauben
2018; ISBN 978-3-85125-622-2