

Tragfähigkeit mechanischer und geklebter Verbindungsmitel in Buchenfurnierschichtholz

Zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTOR-INGENIEURS

von der KIT-Fakultät für
Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte
DISSERTATION

Von

Dipl.-Ing. Nico Meyer
aus Saarlouis

Tag der mündlichen Prüfung: 29.07.2020

Referent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß
Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jan-Willem G. van de Kuilen

Karlsruhe 2020

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine am Karlsruher Institut für Technologie. Die Grundlagen dieser Arbeit entstanden innerhalb eines Forschungsvorhabens im Rahmen des Förderprogramms „Zentrales Innovationsprogramm Mittelstand“ des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi).

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß für die Übernahme des Hauptreferates. Der zu jeder Zeit mögliche fachliche Austausch, der zeitliche Freiraum und die einfühlsame Förderung haben diese Arbeit erst ermöglicht.

Herrn Prof. Dr.-Ing. J.-W. van de Kuilen, Holzforschung München (TU München), danke ich herzlich für die Übernahme des Korreferates und das Interesse an meiner Forschung.

Herzlich danken möchte ich Herrn Dr.-Ing Rainer Görlacher, Herrn PD Dr.-Ing Matthias Frese, Frau Dr. ir. Carmen Sandhaas und Herrn Michael Steilner für das stets offene Ohr bei aufkommenden Fragen, den kritischen Anmerkungen und den damit verbundenen Anregungen. All meinen Kolleginnen und Kollegen der Abteilung Holzbau und Baukonstruktionen danke ich für die kollegiale Unterstützung, die tolle Arbeitsatmosphäre und den stets gewinnbringenden Austausch über das Fachliche hinaus.

Besonders ist allen Kollegen des Karl-Möhler-HolzbauLaboratoriums zu danken. Diese ermöglichten mit viel Engagement und guten Ideen die Durchführung der vielen experimentellen Untersuchungen. Auch möchte ich mich bei allen Studierenden bedanken die im Rahmen ihrer Tätigkeit als wissenschaftliche Hilfskraft oder ihrer Abschlussarbeit zu dieser Arbeit beigetragen haben.

Meiner Familie und meinen Freunden möchte ich an dieser Stelle für die Geduld, den steten Zuspruch und die große Unterstützung von ganzem Herzen danken.

Nico Meyer

Kurzfassung

Buchenfurnierschichtholz (Buchen-FSH) steht seit 2013 dem Ingenieurholzbau als tragender zugelassener Holzwerkstoff zur Verfügung. Gegenüber dem üblicherweise verwendeten Brettschichtholz aus Nadelholz weist Buchen-FSH eine dreimal so hohe Zugfestigkeit von $f_{t,0,k} = 73 \text{ N/mm}^2$ (vgl. ETA-14/0354) auf. Damit ist Buchen-FSH der ideale Werkstoff, um weitgespannte und gleichzeitig filigrane Tragwerke aus Holz zu realisieren. Besonders Fachwerkträger stellen für diesen Anwendungszweck eine leistungsfähige, architektonisch ansprechende und ressourcenschonende Konstruktionsvariante dar. Allerdings ist durch die bauaufsichtlichen Regelungen eine materialgerechte Bemessung der notwendigen Verbindungen in Buchen-FSH bisher nicht möglich.

Basierend auf den innerhalb dieser Arbeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurden jetzt Bemessungs- und Konstruktionsgrundlagen für eine wirtschaftliche Dimensionierung der Verbindungen geschaffen. Der Fokus wurde dabei auf axial beanspruchte Schrauben und eingeklebte Gewindestangen gelegt. Bereits bei der Verwendung in Konstruktionen aus Nadelholz zeichnen sich diese durch ihre hohe Tragfähigkeit und Steifigkeit bei gleichzeitig geringen notwendigen Bauteilmaßen aus.

Neben der axialen Beanspruchung wurde auch die Tragfähigkeit bei lateraler Beanspruchung untersucht und die zur Bemessung notwendigen Kennwerte für Verbindungen mit Schrauben und Rillennägeln hergeleitet. Die zur Konstruktion notwendigen Verbindungsmittel- und Randabstände konnten nicht abschließend ermittelt werden. Weitere Untersuchungen sind notwendig, um ein duktileres Versagen und gleichzeitiges Ausnutzen der ermittelten Tragreserven zu ermöglichen.

Zur Verifizierung des Trag- und Verformungsverhaltens der untersuchten Verbindungsmittel, auch im Vergleich zu üblicherweise im Holzbau verwendeten Stabdübelverbindungen, wurden Versuche an vollständigen Fachwerkträgern durchgeführt. Insbesondere der Einsatz von eingeklebten Gewindestangen führte zu einer deutlichen Steigerung der Steifigkeit und somit zu einer geringeren Durchbiegung des Gesamtsystems.

Aufbauend auf den Trägerversuchen konnte eine neue Prüfmethode zur Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens innerhalb eines Knotens entwickelt werden. Der komplexe Spannungszustand innerhalb der Knotenpunkte kann somit einfacher untersucht und durch eine höhere Anzahl an Prüfkörper wirtschaftlich verifiziert werden.

Abstract

Laminated veneer lumber made of beech (Beech-LVL) is a new wood-based material and approved for the use in timber constructions since 2013. Beech-LVL shows a tensile strength of $f_{t,0,k} = 73 \text{ N} / \text{mm}^2$ (see ETA-14/0354), three times as high as for glulam made of softwood. Due to the strength properties Beech-LVL is an ideal material for the realization of slender and wide-span timber structures. Trusses represent an efficient, architecturally appealing and resource-saving design for this kind of application. So far, it was not possible to design the required connections exploiting the material properties of Beech-LVL because of building regulations.

In this study, the design and construction principles for economic connections based on experimental investigations are created with the focus on axially loaded screws and glued-in rods. This type of connection already showed to be suitable in structures made of softwood due to their high load carrying capacity, stiffness and possible small spacing and edge distances.

In addition to the axial load, the lateral load-carrying capacities were examined as well as characteristic values for screws and ringed shank nails were derived. However, the required spacing and edge distances for the construction of the joints could not be finally determined. Further investigations are necessary to achieve ductile failure modes and exploit the determined load reserves.

To verify the load carrying capacities and deformation behaviour of the investigated fasteners, tests on full-scale trusses in comparison to commonly used dowel connections were performed. The use of glued-in rods showed a significant increase of the stiffness of the joints and thus a decrease of the global deflection of the truss.

Based on these tests, a new test method was developed to determine the load-carrying and deformation behaviour within a truss joint. Hence, the complex state of stresses within the nodes joints can be examined more easily and verified economically by a higher number of test specimens.

Inhalt

1	Einleitung	1
1.1	Motivation und Kenntnisstand.....	1
1.2	Ziel der Arbeit und Vorgehensweise	3
2	Buchenfurnierschichtholz	7
2.1	Allgemein.....	7
2.2	Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften	8
2.3	Besonderheiten von Buchen-FSH.....	11
3	Fachwerkträger	17
3.1	Allgemein.....	17
3.2	Träger- und Knotenkonstruktion.....	18
4	Mechanische Verbindungen	23
4.1	Allgemein.....	23
4.2	Axiale Tragfähigkeit von Schrauben und Rillennägel	25
4.2.1	Ausgangslage / Stand der Technik.....	25
4.2.2	Rillennägel	30
4.2.3	Schrauben.....	32
4.2.4	Zusammenfassung.....	47
4.3	Lochleibungsfestigkeit.....	49
4.3.1	Ausgangslage / Stand der Technik.....	49
4.3.2	Rillennägel	53
4.3.3	Schrauben.....	58
4.3.4	Zusammenfassung.....	66

- 4.4 Versuche an Verbindungen..... 68
 - 4.4.1 Allgemein..... 68
 - 4.4.2 Axial beanspruchte Schraubengruppe 68
 - 4.4.3 Lateral beanspruchte Nagelgruppe 73
 - 4.4.4 Lateral beanspruchte Schraubengruppe 79
 - 4.4.5 Zusammenfassung..... 86
- 5 Eingeklebte Gewindestangen..... 89**
 - 5.1 Allgemein..... 89
 - 5.2 Stand der Technik..... 91
 - 5.2.1 Tragverhalten und Einflussfaktoren..... 91
 - 5.2.2 Bemessungsansatz und konstruktive Randbedingungen 97
 - 5.3 Faserparallel eingeklebte Gewindestangen..... 102
 - 5.3.1 Material und Methoden..... 102
 - 5.3.2 Ergebnisse 105
 - 5.4 Unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen 116
 - 5.4.1 Material und Methoden..... 116
 - 5.4.2 Ergebnisse 117
 - 5.5 Numerische Betrachtungen 122
 - 5.5.1 Faserparallel eingeklebte Gewindestangen..... 123
 - 5.5.2 Unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen 132
 - 5.5.3 Untersuchung des Gruppeneffekts..... 135
 - 5.6 Erarbeitung eines Bemessungs- und Konstruktionsvorschlags 148
 - 5.6.1 Bemessung der Klebefuge..... 148

5.6.2	Bemessung von Gewindestangengruppen	158
5.7	Zusammenfassung.....	174
6	Versuche an Fachwerkträgern	177
6.1	Allgemein	177
6.2	Material und Methode	177
6.3	Versuchsergebnisse.....	181
6.4	Zusammenfassung.....	191
7	Versuche an Fachwerkknoten.....	193
7.1	Allgemein.....	193
7.2	Entwicklung eines Versuchsaufbaus	194
7.2.1	Kenntnisstand und Vorüberlegungen	194
7.2.2	Neues Prüfkonzept	196
7.3	Anwendung des Versuchsaufbaus	198
7.3.1	Versuchsprogramm	198
7.3.2	Versuchsergebnisse.....	201
7.4	Überprüfung des Versuchsaufbaus.....	214
7.4.1	Allgemein	214
7.4.2	Modellbildung.....	215
7.4.3	Vergleich der Spannungsverteilung im Knoten.....	217
7.5	Zusammenfassung.....	221
8	Zusammenfassung und Ausblick	225
	Literaturverzeichnis	229
	Sonstige Hilfsmittel.....	239

Bezeichnungen	241
Anhang zu Abschnitt 3	249
Anhang zu Abschnitt 4	253
Ausziehungswiderstand	254
Lochleibungsfestigkeit	259
Zug-Scher-Versuche	261
Anhang zu Abschnitt 5	265
Faserparallel eingeklebte Gewindestangen	266
Unter einem Winkel eingeklebte Gewindestangen	281
Numerische Betrachtung	287
Herleitung des bilinearen Verlaufs der Klebfugenfestigkeit	293
Anhang zu Abschnitt 6	297
Anhang zu Abschnitt 7	303
Knotenpunktgeometrie	304
Grundlage der numerischen Untersuchungen	306

1 Einleitung

1.1 Motivation und Kenntnisstand

Seit jeher dominieren in Europa Nadelhölzer den Ingenieurholzbau. Nadelbäume wie z. B. Fichte und Tanne haben im Vergleich zu einheimischen Laubbäumen im Allgemeinen die Vorteile einer höheren Zuwachsrates und einer einfacheren Bearbeitung. Aufgrund dessen hat die Forst- und Bauwirtschaft die europäischen Wälder zu Gunsten einer Nadelholzmassenproduktion gestaltet. Die Produkt-, Prüf- und Bemessungsnormen des Ingenieurholzbaus richten sich daher auf die überwiegende Nutzung von Nadelhölzern aus. Laubhölzer kommen immer noch vergleichsweise selten im konstruktiven Bereich zum Einsatz, siehe [1].

Im Zuge des Klimawandels kam es in der Forstwirtschaft innerhalb der letzten Jahrzehnte zu einem Umdenken. Die Wälder durchlaufen einen Wandel weg von überwiegenden Nadelholzbeständen hin zu standortgerechten Mischwäldern. Mit Hilfe der damit geschaffenen größeren Variabilität soll dem Wald eine bessere Grundlage gegeben werden, den zukünftigen klimatischen und witterungsbedingten Veränderungen standzuhalten. Die Konsequenzen daraus sind eine Abnahme des Nadelbaumbestandes und eine Steigerung des Laubbaumbestandes. Gemäß der Bundeswaldinventur von 2012 [2] ist der Flächenanteil der Laubbäume im Vergleich zu 2002 um 7 % auf bereits über 40 % der Gesamtfläche angewachsen. In Zukunft wird daher der Holzindustrie nicht mehr die Menge an Nadelholz zur Verfügung stehen, um einen gleichbleibend hohen oder gar steigenden Bedarf decken zu können. Die Nutzung des zur Verfügung stehenden und ungenutzten Laubholzes ist somit unerlässlich. Die Buche (*Fagus sylvatica*) bildet mit 16 % und einem Zuwachs von 6 % gegenüber 2002 den flächenmäßig größten Anteil an Laubbäumen in Deutschland und damit das größte Nutzungspotenzial, vgl. [2]. Allerdings fand Buchenholz aufgrund der schwierigen Bearbeitbarkeit, dem Fehlen notwendiger Produktnormen und Bemessungskenngrößen und insbesondere aufgrund der geringen Dauerhaftigkeit in der Vergangenheit keine Anwendung in Tragkonstruktionen aus Holz.

Dabei stellen Laubhölzer durch ihre im Vergleich zu Nadelhölzern zumeist höheren Rohdichten und damit einhergehenden höheren Festigkeiten für den Ingenieurholzbau ein großes Potenzial dar. Deshalb kam es in den letzten Jahren vermehrt zu Forschungsbemühungen mit dem Ziel, das Potenzial der Laubhölzer, insbesondere des Buchenholzes, zu ermitteln und auszuschöpfen. Gehri [3] und später auch Frese [4] beschäftigten sich bspw. mit den Eigenschaften von Brett-schichtholz aus Buche und zeigten in ihren Arbeiten das Potenzial dieser Holzart für den Ingenieurholzbau auf. Allerdings konnte sich auch Brettschichtholz aus Buche bis heute nicht erfolgreich auf dem Markt etablieren.

Mit Buchenfurnierschichtholz (Buchen-FSH) steht dem Ingenieurholzbau seit 2013 ein neuer, zugelassener Holzwerkstoff zur Verfügung, dessen charakteristische Zugfestigkeit die von Brettschichtholz aus Fichte (zwischen 15 N/mm^2 und $25,6 \text{ N/mm}^2$) und Buche (21 N/mm^2) infolge der erhöhten Homogenität um mehr als das Dreifache übersteigt. Durch die damit verbundene Materialersparnis werden die mehrheitlich wirtschaftlichen Nachteile, die der schweren Bearbeitbarkeit geschuldet sind, deutlich reduziert. Damit bietet Buchen-FSH dem Ingenieurholzbau eine Alternative, weitgespannte und gleichzeitig filigrane Tragwerke zu realisieren. Die zu Beginn dieser Arbeit fehlenden werkstoffspezifischen, technischen Grundlagen zur Bemessung und Konstruktion von Verbindungen standen dem Einsatz dieses interessanten Werkstoffs allerdings im Weg. Zwar ermöglicht der Eurocode 5 (EC 5) mit zugehörigen nationalen Anhang (EC 5/NA) grundsätzlich eine Bemessung von Verbindungen in Buchen-FSH und Laubhölzern, allerdings liegen die Tragfähigkeiten weit auf der sicheren Seite, wie Untersuchungen von Kobel et al. [5] und Enders-Comberg [6] zeigen konnten. Eine wirtschaftliche Bemessung ist somit nicht möglich.

Kobel et al. [5] veröffentlichten im Jahr 2014 erste Ergebnisse von umfangreichen experimentellen Untersuchungen an Stahlblech-Buchen-FSH-Verbindungen. Ihr Fokus lag auf dem Einfluss unterschiedlicher Querlagenanteile von Buchen-FSH auf das Trag- und Verformungsverhalten von Stahlblech-Holz-Verbindungen, insbesondere auf die Lochleibungsfestigkeit. In diesem Zuge wurde die Möglichkeit untersucht, die nach EC 5 geregelten Verbindungsmittel- und Randabstände zu reduzieren und somit eine höhere Ausnutzung der Bauteiltragfähigkeit zu erreichen.

Enders-Comberg [6] veröffentlichte im Jahr 2015 Versuchsergebnisse von eingeklebten und eingedrehten Gewindestangen in Buchen-FSH. Weiterhin wurden erste Versuche an mittels Treppenversätzen verbundenen Buchen-FSH-Bauteilen durchgeführt.

Die Anpassung der bauaufsichtlichen Regelungen zugunsten einer wirtschaftlicheren Bemessung von Verbindungen in Buchen-FSH-Bauteilen führten die Untersuchungen nicht herbei. Ein wirtschaftlicher Einsatz von Buchen-FSH war somit weiterhin nur eingeschränkt möglich.

Diese Arbeit stellt einen Beitrag dazu dar, die Bemessung und Konstruktion von Verbindungen von Bauteilen aus Buchen-FSH zu ermöglichen und dabei eine hohe Ausnutzung der Bauteiltragfähigkeit zu erlauben. Der Nachteil der schwierigen Verarbeitbarkeit wird somit auf ein Minimum reduziert und die Wirtschaftlichkeit gesteigert. Ein Teil der hier vorgestellten Versuchsergebnisse hat bereits Einzug in die bauaufsichtlichen Zulassungen gehalten.

1.2 Ziel der Arbeit und Vorgehensweise

Aufgrund der hohen Festigkeitseigenschaften ist Buchen-FSH der ideale Werkstoff zur Realisierung weitgespannter und schlanker Dachtragwerke. Bei größeren Spannweiten sind besonders Fachwerkträger nicht nur eine wirtschaftliche und architektonisch ansprechende, sondern auch eine ressourcenschonende Konstruktionsvariante.

Der Schwerpunkt bei der Konstruktion von Fachwerkträgern liegt auf der Ausbildung der Knotenpunkte. Durch die Wahl der Verbindungsmittel und deren Anordnung werden die Tragfähigkeit, die Steifigkeit der Konstruktion und die Querschnittsabmessungen der einzelnen Tragglieder direkt beeinflusst. Bei z. B. auf Abscheren beanspruchten Stahlblech-Holz-Verbindungen (vgl. Bild 1-1) werden die zur Montage der Verbindungsmittel und Knotenbleche notwendigen Querschnittsschwächungen berücksichtigt, indem lediglich der Nettoquerschnitt zur Bestimmung der Bemessungswerte angesetzt wird. Bei der Konstruktion einer wirtschaftlichen Verbindung zweier Bauteile muss daher ein Ziel sein, die Querschnittsschwächungen auf ein Minimum zu reduzieren, um die größtmögliche Nettoquerschnittsfläche zu erreichen.



Bild 1-1: Fachwerkknoten mit Stahlblech-Holz-Verbindung.

Im Zuge dieser Arbeit werden die Tragfähigkeiten von Verbindungen in Bauteilen aus Buchen-FSH zur Übertragung großer Zug- und Druckkräfte beleuchtet. Ausgangspunkt bilden die derzeit im Ingenieurholzbau üblichen mechanischen und geklebten Verbindungsmittel. Basierend auf experimentellen Untersuchungen werden die ermittelten Tragfähigkeiten mit dem aktuellen Stand der Technik verglichen und Optimierungspotenziale ermittelt. Falls notwendig, werden Berechnungsmodelle erarbeitet, die eine einfache Bemessung erlauben.

Der Fokus wird dabei auf axial beanspruchte Verbindungsmittel (Schrauben und eingeklebte Gewindestangen) gelegt. Die hohen Tragfähigkeiten von Buchen-FSH in Kombination mit der geringen Querschnittsschwächung und kleinen notwendigen Abständen bei der Verwendung von axial beanspruchten Verbindungsmitteln führen zu Verbindungen, die eine wirtschaftliche Ausnutzung der Querschnitte ermöglichen. Neben der Tragfähigkeit steht auch die Konstruktion solcher Verbindungen im Fokus dieser Arbeit. Hierbei spielen sowohl die praktische Umsetzbarkeit als auch die geometrischen Randbedingungen eine Rolle. Besonders bei zu gering gewählten Verbindungsmittel- und Randabständen besteht die Gefahr eines frühzeitigen Versagens der Verbindung.

Trotz der Zulassung im Jahr 2013 kann Buchen-FSH immer noch als ein neuer Werkstoff betrachtet werden. Zum besseren Verständnis der in dieser Arbeit dargestellten Untersuchungen wird daher der Werkstoff zunächst nochmals vorgestellt, die Besonderheiten herausgearbeitet und die wichtigsten Festigkeits-

und Steifigkeitskennwerte dargestellt. Da Buchen-FSH in Fachwerkträgerkonstruktionen Verwendung finden soll, folgt im Anschluss ein Überblick über die Konstruktionsprinzipien von Fachwerkträgern im Ingenieurholzbau.

Am Ende der Arbeit werden die ermittelten Tragfähigkeiten der Verbindungsmittel nochmals in vollständigen Traggliedern überprüft. Hierzu werden die untersuchten Verbindungsmittel in unterschiedlichen Knotenpunktvarianten von Fachwerkträgern verwendet. Diese werden mittels Vierpunkt-Biegeversuchen bis zum Versagen belastet und die Tragfähigkeiten der Anschlüsse beurteilt. Aufbauend auf den Trägerversuchen wird eine neue ressourcenschonende und einfache Prüfmethode zur Untersuchung von Fachwerkknoten aus Holz vorgestellt.

2 Buchenfurnierschichtholz

2.1 Allgemein

Die Produktion von Buchen-FSH erfolgt analog zu Furnierschichthölzern aus Nadelholz nahezu vollständig automatisiert. Zuvor nass gelagerte Buchenrundhölzer werden gekappt, gekocht und anschließend zu ca. 3,7 mm dünnen Furnieren geschält und auf eine Einheitslänge gekappt. Nach der Konditionierung erfolgt das Auftragen des Phenolharzklebstoffs auf die Furniere. Diese werden zu einem sogenannten Furnierbuch bestehend aus bis zu 22 Furnierlagen zusammengelegt und anschließend mittels Druck und Hitze zu einer Endlosplatte mittels Phenol-Formaldehydharz verklebt.

Hergestellt werden zwei unterschiedliche Plattentypen: Buchen-FSH Typ S, bestehend aus ausschließlich in Plattenlängsrichtung laufenden Furnieren und Buchen-FSH Typ Q mit einem Querlagenanteil von etwa 20 %, vgl. Bild 2-1.

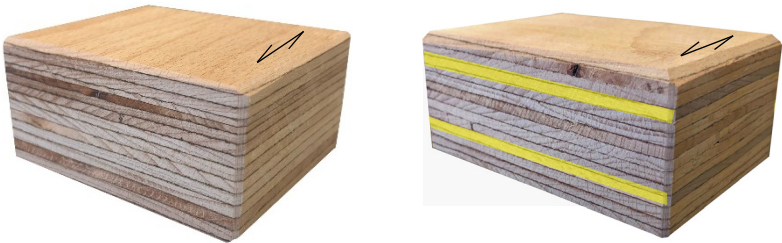


Bild 2-1: Verfügbare Buchen-FSH Plattentypen. *links*: Typ S; *rechts*: Typ Q (Querlagen gelb hervorgehoben)

Die Typ S-Platten mit einer Stärke von 40 mm dienen als Ausgangsmaterial zur Herstellung von Brettschichtholz (BSH) aus Buchen-FSH. Hierzu werden die maximal 18 m langen Platten in Längsrichtung in einzelne Lamellen von maximal 300 mm Breite aufgetrennt. Die einzelnen Lamellen werden dann wiederum mittels Phenol-Resorcin-Formaldehyd-Harz zu Brettschichtholz verklebt. Dieses besteht aus mindestens zwei miteinander verklebten Plattenquerschnitten.

Bild 2-2 zeigt einen BSH-Träger, der aus drei Buchen-FSH Typ S Platten hergestellt wurde. Gelb hervorgehoben sind die jeweiligen Plattengrenzen, im Folgenden als Trägerfugen bezeichnet. Weiterhin sind die Flächenbezeichnungen (Schmal-, Deck- und Hirnholzfläche), welche sich durch die Produktion ergeben, dargestellt. Die derzeit produzierte maximale Höhe von Buchen-FSH-Trägern beträgt 1360 mm.

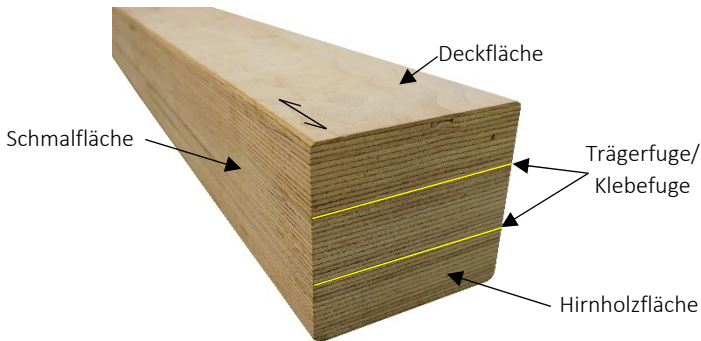


Bild 2-2: Brettschichtholz aus Buchen-FSH mit hervorgehobenen Trägerfugen und sich ergebenden Flächenbezeichnungen.

2.2 Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften

Erste Festigkeits- und Steifigkeitskennwerte von Buchen-FSH-Bauteilen wurden bereits 2012 von Knorz und van de Kuilen [7] vorgestellt und zeigten das Potenzial dieses neuen Werkstoffs für den Ingenieurholzbau auf. Die Versuchsergebnisse dienten unter anderem als Grundlage für die später durchgeführten Zulassungsversuche, vgl. [8] und [9].

Aufgrund des Schälvorgangs entlang der Jahringlagen ergeben sich bei Furnierschichthölzern unterschiedliche Festigkeits- und Steifigkeitseigenschaften entsprechend der anatomischen Hauptrichtungen von Rundhölzern: radial, tangential und longitudinal. Daraus ergeben sich Tragfähigkeitsunterschiede für Belastungen senkrecht (Plattenbeanspruchung, liegende Furniere) und parallel (Scheibenbeanspruchung, stehende Furniere) zu den Klebefugen. In Bild 2-3 sind die möglichen Beanspruchungsrichtungen von Buchen-FSH-Bauteilen dargestellt.

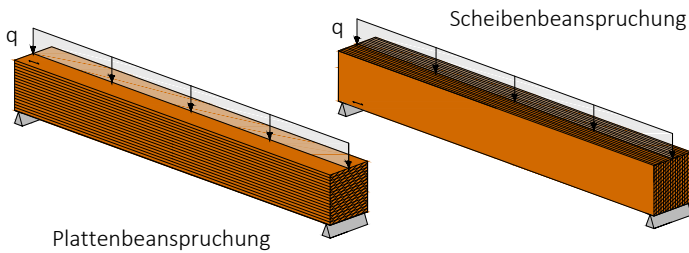


Bild 2-3: Platten- bzw. Scheibenbeanspruchung von Buchen-FSH.

Die aktuell gültigen Festigkeitskennwerte für Buchen-FSH Typ S und Typ Q können der allgemeinen Bauartgenehmigung Z-9.1-838 entnommen werden. Die Festigkeitskennwerte für BSH aus Buchen-FSH werden hingegen in ETA-14/0354 geregelt. In Tabelle 2-1 sind die wichtigsten mittleren und charakteristischen Festigkeitskennwerte für eine Scheibenbeanspruchung von Buchen-FSH Typ S angegeben. Die Mittelwerte wurden dabei den Ergebnissen der Zulassungsversuche von Knorz et al. [8] und [9] entnommen.

Tabelle 2-1: Mittlere \bar{x} und charakteristische Q_{05} Festigkeitskennwerte von Buchen-FSH Typ S bei Scheibenbeanspruchung.

	f_m	$f_{t,0}$	$f_{t,90,edge}$	$f_{c,0}$	$f_{c,90,edge}$	f_v
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
\bar{x}	100	90,5	1,97	59,8	18,2	10,5
Q_{05}	75,0	60,0	1,50	57,5	14,0	8,00

f_m = Biegefestigkeit; f_t = Zugfestigkeit; f_c = Druckfestigkeit; f_v = Schubfestigkeit

Index: 0 = parallel; 90 = rechtwinklig zur Faser; edge = in Plattenebene

Bei einer Scheibenbeanspruchung ergeben sich aufgrund des Homogenisierungseffekts die größten Festigkeitskennwerte. Ausgenommen davon ist die Biegefestigkeit f_m , die bei Plattenbeanspruchung höher ausfällt. Als Folge des Pressvorganges werden die äußeren Furnierlagen verdichtet, was neben der Erhöhung der Rohdichte auch eine Erhöhung der Zugfestigkeit $f_{t,0}$ der dortigen Furniere und somit eine erhöhte Biegefestigkeit zur Folge hat.

Für Buchen-FSH Typ Q können, als Folge der zusätzlich vorhandenen Querlagen, insbesondere bei Querzug mit $f_{t,90,edge,k} = 8 \text{ N/mm}^2$ und Querdruck mit $f_{t,90,edge,k} = 22 \text{ N/mm}^2$ deutlich höhere Festigkeitskennwerte gegenüber Tabelle 2-1 angesetzt werden. Allerdings muss bei der Biege-, Zug- und Schubfestigkeit eine Abnahme der Festigkeitskennwerte um bis zu 20 % in Kauf genommen werden. Entsprechendes gilt für die Steifigkeitskennwerte. In Tabelle 2-2 sind die mittleren Steifigkeitseigenschaften (Elastizitätsmodul E und Schubmodul G) für Buchen-FSH Typ S und die mittlere ρ_{mean} und charakteristische Rohdichte ρ_k angegeben.

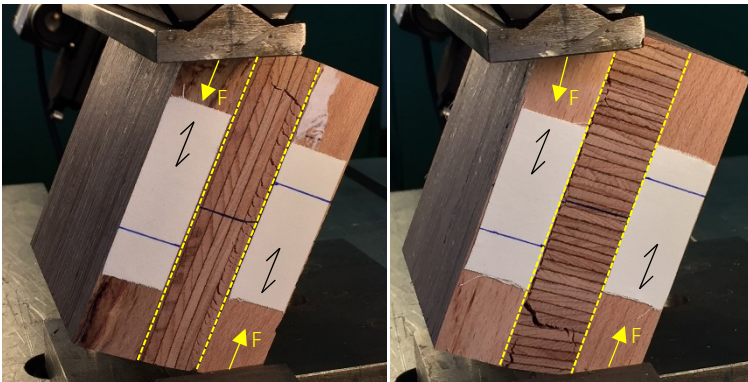
Tabelle 2-2: Rohdichte- und Steifigkeitskennwerte von Buchen-FSH Typ S.

ρ_k [kg/m ³]	ρ_{mean} [kg/m ³]	$E_{0,\text{mean}}$ [N/mm ²]	$E_{90,\text{mean}}$ [N/mm ²]	G_{mean} [N/mm ²]
730	800	16800	470	760

Rollschubfestigkeit und -modul von Buchen-FSH Typ S

Nicht deklariert werden die Rollschubfestigkeit $f_{v,r,k}$ (ausgenommen Typ Q) und der Rollschubmodul $G_{r,\text{mean}}$ von Buchen-FSH. Da diese Kennwerte für die Auswertung der Versuche in Abschnitt 5 benötigt werden, werden an dieser Stelle eigene Versuchsergebnisse zur Rollschubfestigkeit vorgestellt.

Es wurden insgesamt 43 Druck-Scher-Versuche zur Ermittlung der Rollschubfestigkeit und -steifigkeit durchgeführt. Dabei wurde zwischen einer Rollschubbeanspruchung parallel und senkrecht zur Klebefuge unterschieden. Der Versuchsaufbau mit eingebauten Prüfkörpern nach Erreichen der Höchstlast und die daraus resultierenden Ergebnisse können Bild 2-4 entnommen werden. Die charakteristischen Festigkeitskennwerte wurden entsprechend DIN 14358 auf der Basis einer Lognormalverteilung ermittelt. Dabei ergaben sich für die charakteristischen Festigkeitskennwerte deutliche Unterschiede zwischen den beiden Beanspruchungsrichtungen. Grund ist die fehlende Homogenisierung bei einer Beanspruchung der Furniere parallel zu den Klebefugen. Damit einher gehen eine große Streuung und somit ein Abfall des charakteristischen Wertes. Der Rollschubmodul wurde abweichend von Bild 2-4 mit Hilfe des Verfahrens nach Görlacher [10] an 26 Buchen-FSH-Proben ermittelt.



parallel zur Klebefuge	senkrecht zur Klebefuge
$f_{v,r,mean} = 4,06 \text{ N/mm}^2$	$f_{v,r,mean} = 5,54 \text{ N/mm}^2$
$f_{v,r,k} = 2,44 \text{ N/mm}^2$	$f_{v,r,k} = 4,18 \text{ N/mm}^2$
$G_{r,mean} = 281 \text{ N/mm}^2$	

Bild 2-4: Druck-Scher-Prüfkörper nach Erreichen der Höchstlast, die ermittelten mittleren und charakteristischen Rollschubfestigkeiten und der mittlere Rollschubmodul.

2.3 Besonderheiten von Buchen-FSH

Im Zuge der Darstellung der Festigkeitskennwerte wurden bereits einige Besonderheiten von Buchen-FSH und Furnierschichthölzern im Allgemeinen genannt. Im Folgenden werden weitere Besonderheiten von Buchen-FSH vorgestellt.

Herstellungsbedingte Rohdichteschwankungen

Aufgrund des Herstellungsverfahrens ergibt sich für Buchen-FSH im Vergleich zu BSH aus Buche mit einer charakteristischen Rohdichte von $\rho_k = 650 \text{ kg/m}^3$ (Z-9.1-679) ein deutlich höherer Rohdichtekennwert von $\rho_k = 730 \text{ kg/m}^3$. Grund hierfür ist unter anderem der zur Herstellung benötigte Pressdruck. Dieser führt, wie bereits beschrieben, zu einer Verdichtung der Furnierlagen (insbesondere der äußeren Lagen) und somit zu einer Erhöhung der Rohdichte des gesamten Bauteils. Trotz der gegenüber BSH gesteigerten Homogenisierung unterliegt die Rohdichte über die Bauteilhöhe starken Schwankungen, wie Untersuchungen von

Frese und Blaß [11] ergaben. In Bild 2-5 sind repräsentative Rohdichtverteilungen von sieben BSH Querschnitten gleicher Abmessungen aus Buchen-FSH dargestellt. Deutlich erkennbar sind die höheren Rohdichten im Bereich der Trägerfuge (Plattengrenzen).

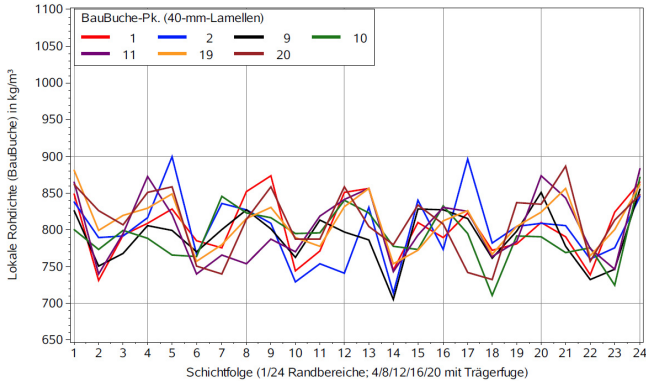


Bild 2-5: Rohdichteverteilungen von sieben Prüfkörpern aus Buchen-FSH (hier mit BauBuche-Pk. bezeichnet) mit einer Höhe von 240 mm und einer Lamellendicke von 40 mm, vgl. [11].

Insbesondere bei der Ermittlung der Tragfähigkeit von Verbindungsmitteln muss dies berücksichtigt werden. Befinden sich die Verbindungsmittel in den Bereichen mit geringerer Rohdichte (Plattenmitte), so sind entsprechend geringere Lochleibungsfestigkeiten und Ausziehtragfähigkeiten zu erwarten. In den Schmalflächen muss, auch durch den gleichzeitig geringeren Homogenisierungsgrad parallel zu den Klebefugen, die Tragfähigkeit der Verbindungsmittel gegenüber der Deckfläche abgemindert werden. Dies erfolgt über die Einbeziehung des Winkels β zwischen Deckfläche und der Verbindungsmittelachse bei den entsprechenden Tragfähigkeitskennwerten. Auch für Verbindungsmittel, die im Hirnholz eingebracht werden, muss mit einer verminderten Tragfähigkeit gerechnet werden. Um gleichzeitig dem unbekanntem Verhalten unter Dauerlast von im Hirnholzbereich eingebrachten Verbindungsmitteln Rechnung zu tragen, wird der Winkel ε zwischen Verbindungsmittelachse und Hirnholzfläche berücksichtigt. Zur Verdeutlichung sind in Bild 2-6 die Winkel β und ε anhand einer in Buchen-FSH eingebrachten Schraube beispielhaft dargestellt.

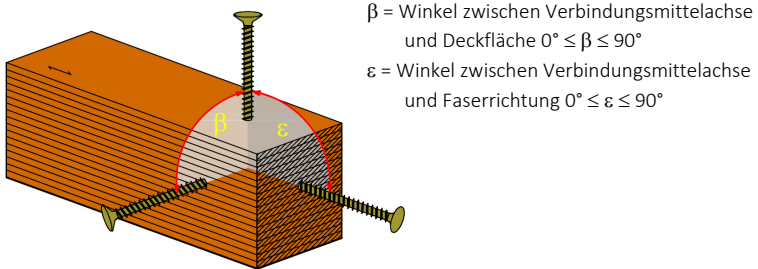


Bild 2-6: Definition der Winkel β und ϵ zwischen Verbindungsmittelachse und Buchen-FSH-Bauteil am Beispiel von Schrauben.

Neben den oben genannten Winkeln zwischen Verbindungsmittelachse und dem Buchen-FSH-Bauteil muss ebenfalls der Kraft-Faser-Winkel α stets berücksichtigt werden.

Steifigkeitseigenschaften

Trotz der hohen Tragfähigkeit von Buchen-FSH steigt der Elastizitätsmodul (E-Modul) von $E_{0,\text{mean}} = 16800 \text{ N/mm}^2$ gegenüber dem von Brettschichtholz aus Fichte von $E_{0,\text{mean}} = 11000 \text{ N/mm}^2$ (GL 24c) nur geringfügig. Je nach einzuhalten der Grenzverformung ist der Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit somit maßgebend für die Dimensionierung von Buchen-FSH-Bauteilen und die positiven Tragfähigkeitseigenschaften können nicht ausgeschöpft werden.

Dauerhaftigkeit und Nutzungsklasse

Gemäß DIN EN 350 ist Buche in die Dauerhaftigkeitsklasse 5 und somit als „nicht dauerhaft“ eingestuft. Dementsprechend wird der Einsatz von Buchen-FSH auf die Nutzungsklassen (NKL) 1 und 2 beschränkt.

Neben der geringen Dauerhaftigkeit besitzt Buche gegenüber Fichte deutlich größere Schwind- und Quellmaße. Besonders während der Montage muss Buchen-FSH daher vor direkter Befeuchtung geschützt werden. Vor dem Hintergrund der produktionsbedingt geringen Holzfeuchte von ca. 6 % sind die in Tabelle 2-3 angegebenen Quell- und Schwindmaße des Herstellers besonders

kritisch zu betrachten. Im direkten Vergleich sind die Quell- und Schwindmaße für FSH aus Fichte Typ S dargestellt. Zur Verdeutlichung der Quellverformungen sind zusätzlich in Bild 2-7 Holzproben von Buchen-FSH Typ S und Typ Q bei einer Holzfeuchte von $u = 6\%$ und $u = 38\%$ gegenübergestellt. Die Holzproben wiesen vor der Steigerung der Holzfeuchte dieselben Abmessungen auf.

Tabelle 2-3: Gegenüberstellung der Quell- und Schwindmaße von Buchen-FSH und Fichten-FSH in Prozent für eine Änderung der Holzfeuchte um 1 %.

	Buchen-FSH Typ S*	Buchen-FSH Typ Q*	Fichten-FSH Typ S**
	[% / 1 %]	[% / 1 %]	[% / 1 %]
Furnierlängsrichtung	0,01	0,01	0,01
Furnierquerrichtung	0,40	0,03	0,32
Rechtwinklig zur Klebefuge	0,45	0,45	0,32

*Herstellerangaben

**Neuhaus [12]

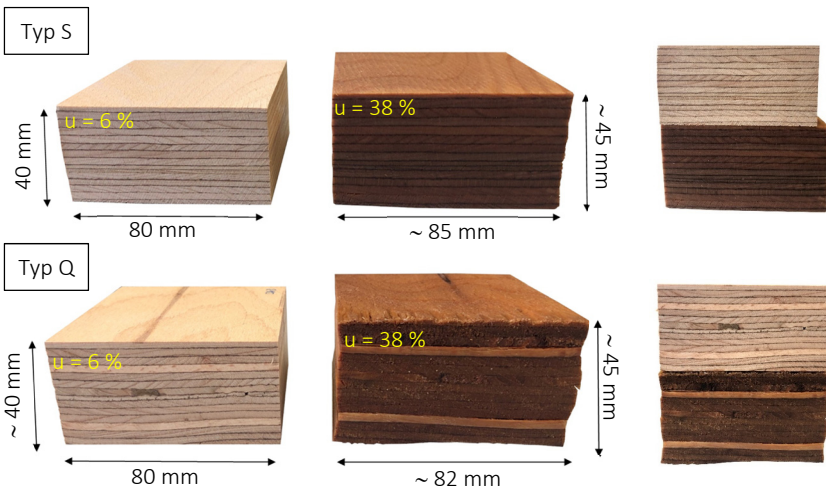


Bild 2-7: Gegenüberstellung von Buchen-FSH-Proben Typ S und Typ Q bei einer Holzfeuchte von $u = 6\%$ und $u = 38\%$. Beide Proben wiesen ursprünglich die gleiche Holzfeuchte und identische Abmessungen auf.

Vorteile des Einsatzes von Buchen-FSH Typ Q

Insbesondere in Bezug auf Formstabilität parallel zur Furnierebene ist Buchen-FSH Typ Q dem Einsatz von Buchen-FSH Typ S vorzuziehen. Die vom Abbund geforderte Passgenauigkeit kann somit eingehalten werden und ein späteres Aufspalten als Folge von Quell- und Schwindverformungen verhindert werden. Weiterhin ist eine höhere Tragfähigkeit in Hinblick auf Querzug und eine geringere Spaltempfindlichkeit gegeben. Durchbrüche und andere spaltgefährdete Bereiche müssen somit nicht zusätzlich verstärkt werden. Bei auf Abscheren beanspruchten Verbindungen ist zudem die Berücksichtigung einer wirksamen Verbindungsmittellanzahl n_{ef} nicht erforderlich ($n_{ef} = n$).

Da Buchen-FSH Typ Q zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit allerdings nur als Plattenmaterial mit einer maximalen Höhe von 80 mm zur Verfügung steht, können Untersuchungen zu den oben genannten Vorteilen nur begrenzt durchgeführt werden.

3 Fachwerkträger

3.1 Allgemein

Fachwerkträger bilden gegenüber Vollwandträgern eine ressourcenschonende, leichte und architektonisch ansprechende Konstruktionsvariante. Spannweiten von bis zu 100 m sind bei entsprechender konstruktiver Gestaltung der Träger im Ingenieurholzbau möglich. Durch den Einsatz von Buchen-FSH können aufgrund der hohen Festigkeitskennwerte die Querschnittsabmessungen der Bauteile deutlich reduziert und größere Spannweiten realisiert werden.

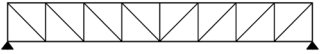


Aufgrund des im Vergleich zu Fichte nur geringfügig höheren E-Moduls ist der Einsatz von Buchen-FSH als Vollwandträger allgemein als unwirtschaftlich anzusehen. Zur Einhaltung des Grenzzustandes der Gebrauchstauglichkeit muss der im Grenzzustand der Tragfähigkeit ermittelte Querschnitt vergrößert werden, die hohe Tragfähigkeit bleibt damit ungenutzt. Durch die Ausbildung steifer Anschlüsse im Knotenpunktbereich kann dieser Nachteil der Vollwandträger bei Fachwerkkonstruktionen umgangen werden. Eine größere Ausnutzung der Bauteiltragfähigkeit und eine höhere Wirtschaftlichkeit sind somit gegeben. Neben dem geringen E-Modul spielen auch die bereits erwähnten größeren Quell- und Schwindmaße von Buchen-FSH eine Rolle. Durch den Einsatz von kleineren Querschnitten in Fachwerkkonstruktionen werden nicht vermeidbare Verformungen und damit einhergehende Zwängungen deutlich reduziert.

Innerhalb eines idealen Fachwerks werden alle Bauteile aufgrund der gelenkigen Anschlüsse lediglich durch Normalkräfte beansprucht. In der Baupraxis sind ideale Fachwerke allerdings schwierig zu realisieren. Aufgrund der im Ingenieurholzbau durchlaufenden Gurte und der Rotationssteifigkeiten der Anschlüsse in den Knotenpunkten ist mit zusätzlichen Nebenspannungen bzw. Biegemomenten zu rechnen. Nach EC 5 dürfen diese allerdings vernachlässigt werden, wenn die Ausnutzung der Bauteile und Verbindungen auf 70 % begrenzt wird. Um eine möglichst wirtschaftliche Konstruktion zu erlauben, sollten die Nebenspannungen und Biegemomente jedoch in der Bemessung berücksichtigt werden.

3.2 Träger- und Knotenkonstruktion

Fachwerkträger können in unterschiedlichen Formen und mit variierender Ausfachung realisiert werden. Die Tabelle 3-1 zeigt mögliche Konstruktionsvarianten.

Tabelle 3-1: Fachwerkträgerformen und mögliche Ausfachungsvarianten.

Trägerform	Ausfachung
	Parallelträger Pfostenfachwerk mit fallenden Streben (Zug)
	Trapezträger Pfostenfachwerk mit steigenden Streben (Druck)
	Parabelträger Strebenfachwerk

Aufgrund der einfacheren Konstruktion ist der parallelgurtige Fachwerkträger die am häufigsten genutzte Trägerform. Allerdings stellt die statisch effektivste Variante, durch die Anpassung der Trägerform an die Momentenlinie, der Parabelträger dar. Unabhängig von der Wahl der Trägerform hängt die Wahl der Ausfachungsvariante wesentlich von der vorhandenen Belastung und von der Konstruktion der Knotenpunkte ab. Das Strebenfachwerk bietet, aufgrund der geringeren Anzahl an Knotenpunkten und der damit verbundenen geringeren Anzahl an auszuführenden Verbindungen den geringsten Montageaufwand.

Die Knotenpunktausbildung bzw. die Krafteinleitung von den Diagonalen (Streben) in die Gurte kann grundsätzlich auf zwei Arten erfolgen:

- *Indirekter Anschluss* bspw. über innenliegende oder außenliegende Knotenbleche, vgl. Bild 3-1 *links*: Der Kraftausgleich zwischen den angeschlossenen Diagonalen erfolgt in den Knotenblechen und lediglich die horizontale Differenzkraft wird über einen zusätzlichen Anschluss in die Gurte eingeleitet.

- *Direkter Anschluss* der Diagonalen an den Gurt bspw. durch axial beanspruchte Verbindungsmittel und Kontaktanschlüsse, vgl. Bild 3-1 *rechts*: Der Kraftausgleich erfolgt im Gurtquerschnitt. Die jeweiligen Anschlüsse müssen gegenüber den angreifenden Normalkräften und der Gurtquerschnitt gegenüber der durch die Krafteinleitung wirkenden Schubkraft dimensioniert werden.

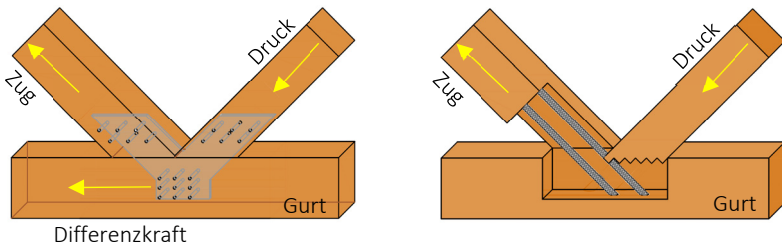


Bild 3-1: Möglichkeiten der Knotenpunktgestaltung: Stahlblech-Holz-Verbindung als indirekte Lasteinleitung *links* und direkte Lasteinleitung in den Gurt mittels axial beanspruchter Verbindungsmittel und Kontaktanschluss *rechts*.

Aufgrund der einfacheren Herstellung ist die indirekte Lasteinleitung mit Hilfe von Stahlblech-Holz-Verbindungen (vgl. Bild 3-1 *links*) die am häufigsten ausgeführte Knotenpunktvariante. Als Verbindungsmittel werden hierüber überwiegend Stabdübel und Passbolzen eingesetzt. Als Nachteil dieser Variante sind insbesondere die großen Querschnittsschwächungen durch die benötigten Verbindungsmittel und gegebenenfalls durch die Knotenbleche zu nennen. Diese vermindern die Querschnittsausnutzung im ungeschwächten Bereich deutlich. Damit einher geht eine höhere Nachgiebigkeit in den Knotenpunkten und eine geringere Biegesteifigkeit des gesamten Trägers. Bei der Bemessung und Konstruktion dieser Anschlüsse ist darauf zu achten, dass die Differenzkraft idealerweise in der Systemlinie des Gurtes eingeleitet wird. Anderenfalls ist das aus der Ausmitte resultierende Moment in der Dimensionierung der Querschnitte zu berücksichtigen.

Gleiches gilt bei einem direkten Anschluss der Diagonalen. Fallen die Wirkungslinien der Diagonalen nicht mit der des Gurtes zusammen, müssen auch hier die aus der Exzentrizität resultierenden Biegemomente und Querkräfte bei der Di-

mensionierung der Gurte berücksichtigt werden. Der direkte Anschluss ermöglicht je nach Wahl der Verbindungsmittel allerdings eine deutliche Reduzierung der Querschnittsschwächungen im Gurtbereich.

Zur optimalen Ausnutzung der Tragfähigkeit der Buchen-FSH Querschnitte wird daher die Ausbildung direkter Anschlüsse innerhalb dieser Arbeit bevorzugt. Dabei muss zwischen dem Anschluss einer Druck- oder Zugdiagonalen unterschieden werden. Der Fokus dieser Arbeit liegt dabei auf der Ausbildung des Zuganschlusses. Dafür bietet sich der Einsatz von axialbeanspruchten Verbindungsmitteln, wie Teil- und Vollgewindeschrauben sowie eingeklebten Gewindestangen, an. Neben der höheren Tragfähigkeit wird weiterhin die Steifigkeit des Anschlusses und damit die des gesamten Trägers deutlich erhöht. Die Verbindungsmittel können faserparallel oder geneigt eingesetzt werden. Wie bereits erwähnt, bringt die Erhöhung der Steifigkeit nicht nur Vorteile. Infolge der Erhöhung der Anschlusssteifigkeiten erfolgt eine zusätzliche Beanspruchung der Anschlüsse und Bauteile durch Nebenspannungen. Aufgrund dessen werden in Abschnitt 6 der Einfluss möglicher Nebenspannungen auf die Tragfähigkeit der betrachteten Verbindungsmittel innerhalb von Versuchen an Fachwerkträgern überprüft.

Die Druckanschlüsse werden innerhalb dieser Arbeit nicht näher betrachtet. Zur Vollständigkeit sollen allerdings an dieser Stelle mögliche Varianten und eigene Versuche kurz dargestellt werden.

Druckanschlüsse für Fachwerkträger aus Buchen-FSH

Zur Ausbildung der Druckanschlüsse können prinzipiell die gleichen Verbindungsmittel wie bei Zuganschlüssen eingesetzt werden. Aufgrund der geometrischen Verträglichkeit können sich daraus allerdings größere Gurtquerschnitte ergeben. Dies widerspricht dem Ziel dieser Arbeit einer größtmöglichen Querschnittsausnutzung. Als Alternative bieten sich Kontaktverbindungen wie bspw. der von Enders-Comberg [6] entwickelte Treppenversatz an, vgl. Bild 3-1 *rechts*. Dieser bietet eine tragfähige, steife und kostengünstige Alternative zu mechanischen Verbindungsmitteln. Durch die geringe Versatztiefe sind gleichzeitig geringe Querschnittsschwächungen gegeben. Die ersten Versuche von Enders-Comberg zeigten bereits die hohe Leistungsfähigkeit dieses Anschlusses auf, insbesondere in Kombination mit Buchen-FSH. Daher wird,

um eine möglichst geringe Querschnittsschwächung zu erzielen, in Abschnitt 6 auf den Treppenversatz zum Anschluss der Druckdiagonalen innerhalb der Fachwerkträgerversuche zurückgegriffen.

Während der Trägerversuche konnte bei keinem Versatzanschluss Versagen bzw. plastische Verformungen durch Querdruck festgestellt werden. Zur Überprüfung der Tragfähigkeit wurden im Nachgang 30 Treppenversätze aus den Fachwerkträgern entnommen und einzeln bis zum Versagen belastet. In Bild 3-2 sind der Versuchsaufbau *links* und ein repräsentatives Versagensbild *rechts* dargestellt.

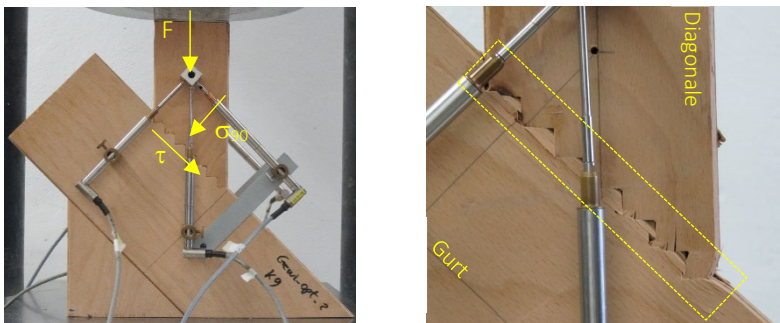


Bild 3-2: Versuchsaufbau Treppenversatz *links* und erzielt Scherversagen im Treppengrund *rechts*.

Durch die hohe Querdruckfestigkeit konnte bei allen Prüfkörpern ein Schubversagen im Treppengrund erzielt werden. Sichtbare Querdruckverformungen waren nicht feststellbar. Die Verformung inklusive Schlupf betrug in Richtung der Diagonale bei Höchstlast über die betrachtete Messlänge im Mittel lediglich 3,8 mm (Höhe $h_s = 100$ mm und Breite $b = 120$ mm der Diagonalen). Aufgrund des günstigen Einflusses des Querdrucks auf die Schubfestigkeit konnte eine mittlere Festigkeit von $f_{v,mean} = 17,6$ N/mm² erreicht werden. Gegenüber der mittleren und charakteristischen Schubfestigkeit von Buchen-FSH (vgl. Tabelle 2-1) entspricht dies einer Steigerung von 67 % bzw. 120 % (bei Minimalwerten von 40 % bzw. 84 %). Die Versuchsergebnisse, Schätzlasten und die geprüfte Anschlussgeometrie können Tabelle A 1 und Tabelle A 2 im Anhang zu Abschnitt 3 entnommen werden. Da nur Versuche an unter 45° angeschlossenen Diagonalen durchgeführt wurden, kann allerdings keine vom Winkel unabhän-

gige Aussage über den Einfluss des Querdrucks auf die Schubtragfähigkeit getroffen werden. Um das volle Potenzial dieses Anschlusses auszuschöpfen, wäre dies jedoch wünschenswert. Bei flacheren Anschlusswinkeln ist eine Abnahme des Querdruckeinflusses auf die Schubtragfähigkeit zu erwarten.

4 Mechanische Verbindungen

4.1 Allgemein

Zur Ausbildung und Konstruktion der Knotenpunkte von Fachwerkträgern im Ingenieurholzbau kommen mehrheitlich mechanische Verbindungsmittel zum Einsatz. Dabei werden die Diagonalen üblicherweise mit Hilfe von Knotenblechen und lateral beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln wie Stabdübel und Passbolzen mit den Gurten verbunden, vgl. Bild 3-1. Alternativ kommen im modernen Ingenieurholzbau selbstbohrende Holzschrauben zum Einsatz. Insbesondere bei geneigter Anordnung, vgl. Bild 4-1, bieten diese als Folge der überwiegend axialen Beanspruchung die Möglichkeit, die Tragfähigkeit des Anschlusses gegenüber lateral beanspruchten Verbindungsmitteln deutlich zu steigern. Eine wirtschaftlichere Querschnittsausnutzung ist die Folge.

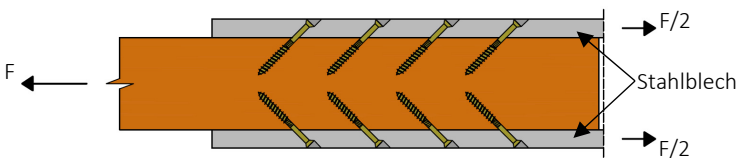


Bild 4-1: Beispiel einer Scherverbindung mit geneigt angeordneten Schrauben.

Erste Versuche von Kobel et al. [5] und von Misconel et al. [13] an Stabdübeln und von Krüger et al. [14] an Stabdübeln und Schrauben zeigten, dass sowohl die Lochleibungsfestigkeiten sowie der Ausziehparameter durch den derzeitigen Stand des EC 5 unterschätzt werden. Auf die Versuchsergebnisse wird in folgenden Abschnitten genauer eingegangen. Auf Bemessungsebene kann besonders bei Schrauben infolge der bauaufsichtlichen Begrenzung der ansetzbaren charakteristischen Rohdichte auf $\rho_k = 590 \text{ kg/m}^3$ die vorhandene Lochleibungsfestigkeit und die Tragfähigkeit auf Herausziehen nicht ausgeschöpft werden.

Innerhalb dieses Abschnittes werden daher die zur Bemessung relevanten Kenngrößen für stiftförmige Verbindungsmittel in Buchen-FSH experimentell ermittelt und darauf aufbauend materialgerechte Bemessungsgleichungen zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und des Ausziehparameters hergeleitet.

Aufgrund des vorrangigen Ziels einer möglichst hohen Querschnittsausnutzung liegt der Fokus auf axial beanspruchten Holzschrauben. Trotzdem werden weiterhin auch Stabdübel und Rillennägel betrachtet. Besonders beim Anschluss von Sekundärtragwerken an das Haupttragwerk, in diesem Fall der Fachwerkträger, ist der Einsatz dieser Verbindungsmittel eine wirtschaftliche und einfach herzustellende Alternative. Die betrachteten Verbindungsmittel sind in Bild 4-2 dargestellt.

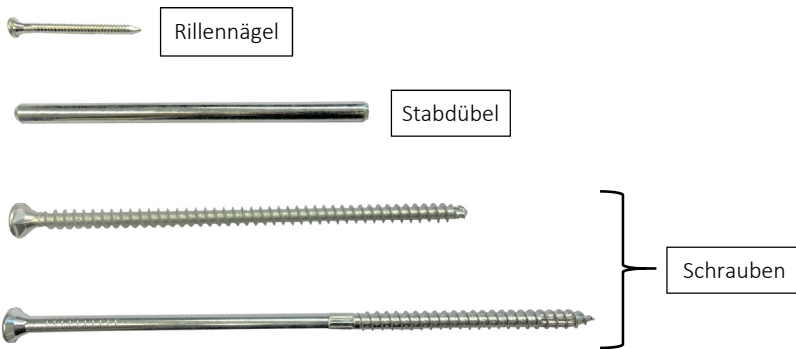


Bild 4-2: Übersicht der mechanischen Verbindungsmittel.

Darauf aufbauend werden Versuche an vollständigen Verbindungen vorgestellt, mit deren Hilfe das Tragverhalten verifiziert und die für die Konstruktion von Verbindungen notwendigen Verbindungsmittelabstände beleuchtet werden.

Neben der Bemessung ist auch das Einbringen der mechanischen Verbindungsmittel ein zentraler Aspekt zur Sicherstellung der Tragfähigkeit von Verbindungen in Buchen-FSH und Laubhölzern im Allgemeinen. Schrauben und Rillennägel werden in der Regel ohne Vorbohren in Nadelhölzern eingebracht. Dies erlaubt eine einfache, schnelle und somit wirtschaftliche Herstellung von Verbindungen.

Aufgrund der höheren Rohdichte von Laubhölzern schreiben der EC 5 und die bauaufsichtlichen Regelungen allerdings ein Vorbohren vor. Ein zuverlässiges

Einbringen der Verbindungsmittel soll dadurch sichergestellt werden. Bei Schrauben bspw. wird somit das Einschraubdrehmoment reduziert und ein Torsionsbruch beim Eindrehen meist verhindert. Innerhalb dieser Arbeit wird auf diesen Aspekt nicht näher eingegangen. Versuche von Meyer und Blaß [15] und insbesondere von Frese [11] zeigten allerdings, dass ein begrenztes Eindrehen von Teil- und Vollgewindeschrauben ohne Vorbohren möglich ist. Daher werden der Ausziehparameter und die Lochleibungsfestigkeit sowohl an vorgebohrten als auch an nicht vorgebohrten Bauteilen ermittelt.

4.2 Axiale Tragfähigkeit von Schrauben und Rillennägeln

4.2.1 Ausgangslage / Stand der Technik

Der Bemessungswert der Tragfähigkeit axial beanspruchter Schrauben und Nägel $R_{ax,d}$ in Bauteilen aus Nadel- und Laubholz ergibt sich aus dem Minimum gemäß Gl. (4-1) multipliziert mit der wirksamen Verbindungsmittellanzahl n_{ef} gemäß Gl. (4-2). Dabei ist $F_{tens,Rd}$ die Zugtragfähigkeit, $F_{ax,\alpha,Rd}$ der Ausziehwiderstand und $F_{head,Rd}$ der Kopfdurchziehwiderstand des Verbindungsmittels.

$$R_{ax,\alpha,d} = n_{ef} \cdot \min\{F_{tens,Rd}; F_{ax,\alpha,Rd}; F_{head,Rd}\} \quad (4-1)$$

Mit:

$$n_{ef} = n^{0,9} \quad (4-2)$$

Die Zugtragfähigkeit $f_{tens,k}$ ist den Leistungserklärungen der Hersteller zu entnehmen.

Ausziehwiderstand selbstbohrender Holzschrauben

Der charakteristische Widerstand gegenüber Herausziehen $F_{ax,\alpha,k}$ wird üblicherweise gemäß EC 5 nach Gl. (4-3) ermittelt. Diese ist abhängig vom Schraubendurchmesser d (in mm), der Eindringtiefe L_{ef} (in mm) des Gewindes inklusive Spitze, dem Kraft-

Faser-Winkel α , der charakteristischen Rohdichte ρ_k (in kg/m^3) und der Bezugsroh-
dichte ρ_a (in kg/m^3). Der Kraft-Faser-Winkel wird dabei auf Grundlage des Hankinson-
Modells berücksichtigt.

$$F_{ax,\alpha,Rk} = \frac{f_{ax,k} \cdot d \cdot L_{ef}}{1,2 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0,8} \quad [\text{N}] \quad (4-3)$$

Dabei wird ρ_k auf 590 kg/m^3 und α üblicherweise auf einen Winkel größer 15°
begrenzt. Die Begrenzungen sind meist auf fehlende Versuchswerte bei Laubhöl-
zern und fehlende Kenntnisse über das Langzeitverhalten von faserparallel ein-
gebrachten Schrauben zurückzuführen. Der charakteristische Ausziehwide-
rstand $f_{ax,k}$ (in N/mm^2) ist den herstellerspezifischen bauaufsichtlichen
Regelungen in Abhängigkeit des Durchmessers zu entnehmen. Grundlage der
Ausziehparameter bilden Ausziehversuche an Schrauben gemäß DIN EN 1382.
Der Ausziehparameter wird entsprechend Gl. (4-4) mit der erreichten maximalen
Last F_{\max} aus den Versuchen ermittelt.

$$f_{ax} = \frac{F_{\max}}{d \cdot L_{ef}} \quad (4-4)$$

Die definierten Einheiten der in Gl. (4-3) eingehenden Parameter gelten für die
im weiteren Verlauf dieser Arbeit dargestellten Gleichungen entsprechend.

Alternativ zu Gl. (4-3) kann $F_{ax,\alpha,k}$ und $f_{ax,k}$ für Schrauben $6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$ mit
 $0,6 \leq d_k/d \leq 0,75$ (d_k = Kerndurchmesser) für $\alpha \geq 30^\circ$ entsprechend Gl. (4-5) in
Verbindung mit Gl. (4-6) und Gl. (4-7) gemäß EC 5 berechnet werden.

$$F_{ax,\alpha,Rk} = \frac{n_{ef} \cdot f_{ax,k} \cdot d \cdot L_{ef}}{1,2 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \cdot k_d \quad [\text{N}] \quad (4-5)$$

Mit:

$$f_{ax,k} = 0,52 \cdot d^{-0,5} \cdot L_{ef}^{-0,1} \cdot \rho_k^{0,8} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-6)$$

$$k_d = \min \begin{cases} d/8 \\ 1 \end{cases} \quad (4-7)$$

Gl. (4-5) basiert auf der von Blaß et al. [16] durchgeführten Auswertung von ca. 800 Ausziehversuchen an selbstbohrenden Holzschrauben in Bauteilen aus Fichte und der darauf aufbauenden Regressionsanalyse über die Höchstlasten F_{\max} . Neben den Einflüssen von d und ρ konnte ein nichtlinearer Einfluss der Eindringtiefe festgestellt werden. Eine Ermittlung des Ausziehparameters f_{ax} aus den vorhandenen Höchstlasten entsprechend Gl. (4-4) wurde zu diesem Zeitpunkt nicht durchgeführt. Der nach Gl. (4-6) zu ermittelnde Ausziehparameter $f_{ax,k}$ wurde im Zuge der Überführung der Gleichung in den EC 5 aus Gl. (4-5) herausgelöst und ein zusätzlicher Korrekturfaktor k_d nach Gl. (4-7) eingeführt. Dieser reduziert die rechnerische Ausziehtragfähigkeit für Schrauben mit $d < 8$ mm.

Eine allgemeingültige Herleitung von $f_{ax,k}$ in Bauteilen aus Nadelholz wurde beispielsweise von Frese et al. [17] anhand von 1847 Ausziehversuchen durchgeführt. Der vorhandene Datensatz umfasste unterschiedliche Schraubendurchmesser ($4 \text{ mm} \leq d \leq 14 \text{ mm}$) und Kraft-Faser-Winkel ($45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$). Aus der statistischen Auswertung ging Gl. (4-8) hervor mit den erklärenden Variablen ρ_k und d . Ein Einfluss der Eindringtiefe konnte nicht festgestellt werden. Der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels wurde in dem betrachteten Bereich als minimal angesehen und nicht näher untersucht.

$$f_{ax,k} = 0,0872 \cdot \rho_k \cdot d^{-0,4119} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-8)$$

Obwohl die bauaufsichtlich geregelten Gl. (4-3) bis Gl. (4-7) auf Versuchen an Nadelhölzern beruhen, können diese dennoch auf Buchen-FSH angewendet werden. Durch die erwähnte Begrenzung von ρ_k auf 590 kg/m^3 wird dabei die Tragfähigkeit deutlich unterschätzt. Dies konnte Hübner [18] anhand von Ausziehversuchen aus Laubhölzern bestätigen. Hübner führte umfangreiche Untersuchungen zum Ausziehwiderstand von vorgebohrten Voll-, Teilgewindeschrauben und Gewindestangen aus Buchen-, Eschen- und Robinienholz durch. Neben unterschiedlichen Durchmesser ($4 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$) wurde auch der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels ($0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$) untersucht. Auf Grundlage von ca. 2620 Versuchen leitete Hübner Gl. (4-9) zur Bestimmung der charakteristischen Ausziehtragfähigkeit her.

$$F_{\alpha,\alpha,Rk} = 2 \cdot 10^{-3} \cdot L_{ef} \cdot \rho_k \cdot d^{0,66} \cdot \begin{cases} 1 - 0,01 \cdot (30^\circ - \alpha) & \text{für } 0^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ \\ 1 & \text{für } 30^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad [\text{N}] \quad (4-9)$$

Abweichend von Gl. (4-3) bis Gl. (4-7) wählte Hübner somit einen bilinearen Ansatz zur Beschreibung des Einflusses des Kraft-Faser-Winkels. Diese Vereinfachung ist in ähnlicher Form innerhalb der europäisch technischen Bewertungen verschiedener Schraubenhersteller als Alternative neben dem Hankinson-Modell zu finden. Als Besonderheit ist anzumerken, dass die Eindringtiefe L_{ef} um die Länge der Schraubenspitze reduziert in Gl. (4-9) eingeht. Zur vereinfachten Anwendung auf alle Schraubentypen gibt Hübner hierzu den Ausdruck $L_{ef} = L_{nom} - 1,1 \cdot d$ an.

Kopfdurchziehewiderstand von Holzschrauben

Der Widerstand gegenüber Kopfdurchziehen wird gemäß EC 5 unter Berücksichtigung des Kopfdurchmessers d_h (in mm) nach Gl. (4-10) für Teilgewindeschrauben berechnet.

$$F_{head,k} = f_{head,k} \cdot d_h^2 \cdot \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0,8} \quad [\text{N}] \quad (4-10)$$

Der Kopfdurchziehparameter $f_{head,k}$ (in N/mm^2) kann dem Ausziehparameter entsprechend den bauaufsichtlichen Regelungen entnommen werden. Dieser basiert auf Versuchen und deren Auswertung gemäß DIN EN 1383. Der Kopfdurchziehparameter des Einzelversuchs wird gemäß Gl. (4-11) ermittelt.

$$f_{head} = \frac{F_{max}}{d_h^2} \quad (4-11)$$

Die Möglichkeit einer unabhängigen Ermittlung des Kopfdurchziehparameters durch den EC 5 ist nicht gegeben.

Nägeln

Der Tragfähigkeit axial beanspruchter Schrauben entsprechend wird die Tragfähigkeit axial beanspruchter Nägel gemäß Gl. (4-1) und Gl. (4-3) ohne Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels α berechnet. Der Ausziehparameter $f_{ax,k}$ für profilierte Nägel kann dabei den jeweiligen bauaufsichtlichen Regelungen oder EC 5/NA in Abhängigkeit der Tragfähigkeitsklasse entnommen werden. Gemäß EC 5 darf für glattschaftige Nägel $f_{ax,k}$ in Abhängigkeit der charakteristischen Rohdichte ρ_k (in kg/m^3) gemäß Gl. (4-12) angenommen werden.

$$f_{ax,k} = 20 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-12)$$

Dabei wird ρ_k auf 500 kg/m^3 beschränkt, da die Herleitung an Bauteilen aus Nadelholz erfolgte. Somit wird der Ausziehparameter für Buchen-FSH nicht korrekt beschrieben. Weiterhin ist für $\rho_k \geq 500 \text{ kg/m}^3$ ein Vorbohren notwendig, damit verbunden ist eine Reduktion des Ausziehparameters um etwa 30 %. Zur Sicherstellung einer möglichst hohen Ausziehtragfähigkeit ist das Einbringen ohne Vorbohren somit wünschenswert. Einschlagversuche haben gezeigt, dass Rillennägel $4,0 \times 35 \text{ mm}$ ohne Vorbohren in Bauteile aus Buchen-FSH eingebracht werden können, vgl. Bild 4-3 *links*. Bei größeren Längen ist dies nicht mehr möglich, vgl. Bild 4-3 *rechts*.

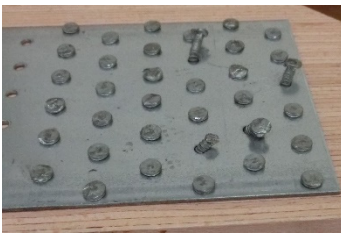


Bild 4-3: Vergleich von Einschlagversuchen von Rillennägeln $4,0 \times 35 \text{ mm}$ (*links*) und $4,0 \times 50 \text{ mm}$ (*rechts*).

Ein Kopfdurchziehen wird nicht betrachtet. Als praxisrelevant werden lediglich Nagelverbindungen in Buchen-FSH in Kombination mit Stahlblechen oder an Buchen-FSH angeschlossene Holzwerkstoffe angesehen.

4.2.2 Rillennägel

Zur Bestimmung des Ausziehparameters wurden 20 Versuche aufgeteilt in zwei Versuchsreihen in Anlehnung an DIN EN 1382 durchgeführt. Die verwendeten Rillennägel 4,0 x 35 mm nach ETA-13/0523 wurden ohne Vorbohren unter einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ in die Deck- und Schmalfläche von Bauteilen ($\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$) aus Buchen-FSH Typ S eingebracht. Die effektive Eindringtiefe der Profilierung betrug $L_{ef} = 25$ mm. Die ermittelten Ausziehparameter f_{ax} können bezogen auf die Rohdichte ρ Bild 4-4 *links* entnommen werden. Weiterhin sind in Bild 4-4 *rechts* die ermittelten Auszieh Widerstände bezogen auf den Deckflächenwinkels β dargestellt. Zusätzlich sind die Versuchsergebnisse in Tabelle A 3 im Anhang zu Abschnitt 3 zusammengestellt.

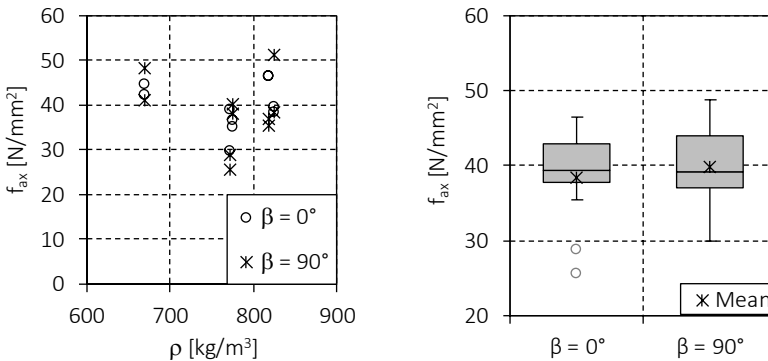


Bild 4-4: *links*: Ermittelte Ausziehparameter bezogen auf die vorhandene Rohdichte.
rechts: Einfluss des Deckflächenwinkels β .

Ein Einfluss der Rohdichte und des Deckflächenwinkels können nicht abgeleitet werden. Der Unterschied zwischen den mittleren Ausziehparametern nach Tabelle 4-1 ($f_{ax,0,mean}/f_{ax,90,mean}$) = 0,96 kann als vernachlässigbar betrachtet werden. Auf charakteristischem Niveau, berechnet nach DIN EN 14358, ermöglicht eine differenziertere Betrachtung allerdings eine bessere Ausnutzung des Ausziehparameters. Somit ergibt sich ein Verhältnisswert von ($f_{ax,90,k}/f_{ax,0,k}$) = 1,21.

Tabelle 4-1: Mittlerer und charakteristischer Ausziehparameter sowie die mittlere Rohdichte ρ_{mean} bezogen auf den Deckflächenwinkel β .

β [°]	0°	90°
n [-]	10	10
$f_{\text{ax},\beta,\text{mean}}$ [N/mm ²]	38,4	39,9
v^* [%]	20,1	13,3
$f_{\text{ax},\beta,k}$ [N/mm ²]	24,4	29,6
ρ_{mean} [kg/m ³]	771	

*Variationskoeffizient

Auf Grundlage der ermittelten charakteristischen Werte kann der Ausziehparameter für in Buchen-FSH eingebrachte Rillennägel gemäß Gl. (4-13) ermittelt werden. Statisch können allerdings größere Eindringtiefen notwendig werden. In diesen Fällen sind ein Vorbohren und damit ein Abmildern des Ausziehparameters gemäß EC 5 und EC 5/NA um 30 % notwendig. Aufgrund fehlender Versuchsdaten wird diese Regelung durch den Faktor k_v für alle Rillennägel mit Längen $L > 35$ mm übernommen, vgl. Gl. (4-14).

$$f_{\text{ax},k} = k_v \cdot \frac{29,6}{1,2 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-13)$$

Mit:

$$k_v = \begin{cases} 1,0 & L = 35\text{mm} \\ 0,7 & L > 35\text{mm} \end{cases} \quad (4-14)$$

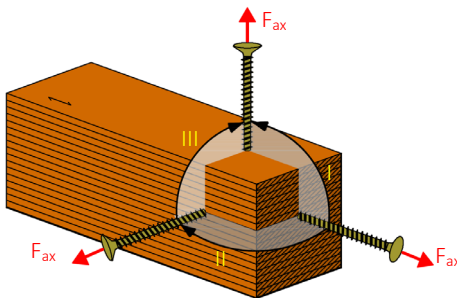
Wird Gl. (4-13) mit den ermittelten Ausziehparametern gegenübergestellt ergibt sich ein minimaler Verhältniswert von $(f_{\text{ax}} / f_{\text{ax},k})_{\text{min}} = 1,01$. Unter Verwendung von DIN EN 14358 ergibt sich weiterhin ein charakteristischer Verhältniswert von $(f_{\text{ax}} / f_{\text{ax},k})_k = 1,00$. Gl. (4-13) erlaubt damit eine konservative Vorhersage des Ausziehparameters für Rillennägel gemäß ETA-13/0523.

4.2.3 Schrauben

Experimentelle Untersuchung

Zur Ermittlung des Ausziehparameters f_{ax} von Teil- (TG) und Vollgewindeschrauben (VG) in Bauteilen aus Buchen-FSH Typ S stehen 1871 Versuchsergebnisse zur Verfügung. Alle Versuche wurden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Stein am Karlsruher Institut für Technologie durchgeführt, ausgewertet und in einer Datenbank zusammengefasst. Der Datensatz umfasst 24 unterschiedliche Schraubentypen (TG und VG) verschiedener Hersteller und deckt unterschiedliche Durchmesser d (3,5 mm bis 12 mm), Kraft-Faser-Winkel α (0° , 15° , 45° , 75° und 90°) und Deckflächenwinkel β (0° , 15° , 45° , 75° und 90°) ab. In Bild 4-5 sind die untersuchten Winkelkombinationen erläutert.

Weiterhin sind Versuchsergebnisse an vorgebohrten (v) als auch an nicht vorgebohrten (nv) Furnierschichthölzern vorhanden. Die Eindringtiefe L_{ef} der Schrauben betrug zwischen $5 \cdot d$ und $11,9 \cdot d$. Allerdings wurde bei der Mehrheit der Versuche die Eindringtiefe L_{ef} zu $6 \cdot d$ gewählt, um ein Versagen auf Herausziehen sicherzustellen. Besonders bei kleineren Durchmessern kam es bereits bei den nach DIN EN 1382 geforderten Mindesteindringtiefen von $L_{ef} = 8 \cdot d$ zum Zugversagen der Schrauben. Die Eindringtiefe wird bei der Erarbeitung einer Regressionsbeziehung zur Ermittlung von f_{ax} nicht weiter berücksichtigt.



Kombinationen:

- I: $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ mit $\alpha = \beta$
- II: $0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ mit $\beta = 0^\circ$
- III: $0^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$ mit $\alpha = 90^\circ$

Bild 4-5: Untersuchte Winkelkombinationen des Kraft-Faser-Winkels α und des Deckflächenwinkels β .

In Bild 4-6 *links oben* sind beispielhaft die ermittelten Ausziehparameter f_{ax} für $\alpha = \beta = 90^\circ$ mit der von Frese et al. [17] bestimmten Gl. (4-15) zu erwartenden Ausziehparametern $f_{ax,est}$ gegenübergestellt. Dabei stellt Gl. (4-15) das Ergebnis der Regression über alle Versuchsdaten dar. Gl. (4-8) ist hingegen bereits an die Quantilwerte angepasst.

$$f_{ax,est} = 0,0857 \cdot \rho \cdot d^{-0,3423} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-15)$$

Die an Nadelhölzern hergeleitete Gleichung zeigt eine ungenügende Übereinstimmung mit den Versuchsdaten. Die Häufigkeitsverteilung der Rohdichte ist in Bild 4-6 *rechts oben* angegeben. Diese zeigt sich annähernd normalverteilt. In Bild 4-6 *unten* sind zudem Schrauben nach erfolgtem Herausziehen aus Buchen-FSH-Bauteilen dargestellt.

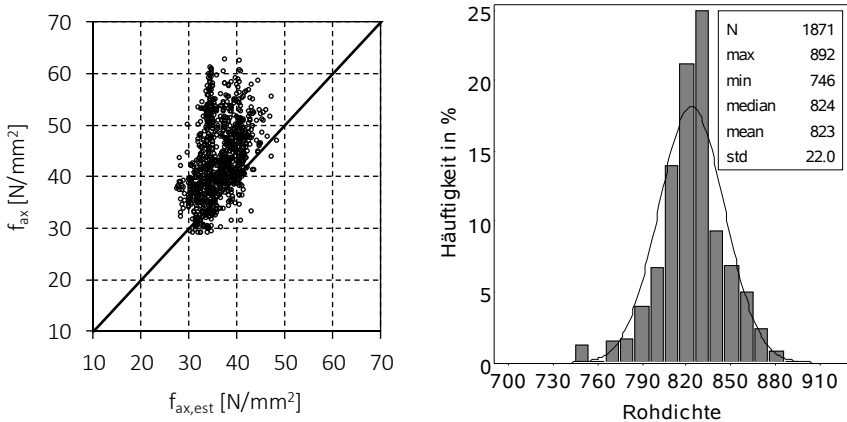


Bild 4-6: *links oben*: Versuchsergebnisse gegenübergestellt mit den nach Gl. (4-15) erwarteten Ausziehparametern $f_{ax,est}$ für $\alpha = \beta = 90^\circ$. *rechts oben*: Häufigkeitsverteilung der Rohdichte ρ [kg/m³]. *unten*: Auf Herausziehen geprüfte Schrauben.

In Bild 4-7 sind die ermittelten Ausziehparameter für zwei Durchmesser eines Schraubentyps gegenübergestellt. Dabei ist ein Abfall des Ausziehparameters mit kleiner werdendem Kraft-Faser-Winkel sowie ein negativer Einfluss des Vorbohrns feststellbar. Ein eindeutiger Einfluss des Deckflächenwinkels ist anhand der dargestellten Versuchsergebnisse nicht ableitbar. Allerdings weisen die ermittelten Ausziehparameter bei $\beta = 0^\circ$, aufgrund des geringeren Homogenisierungseffektes, erwartungsgemäß eine größere Streuung auf.

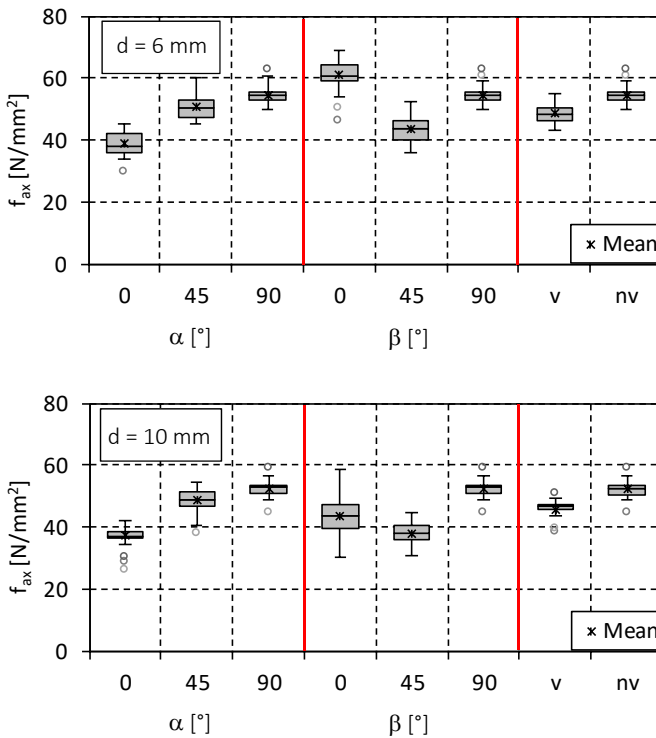


Bild 4-7: Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α (bei $\beta = 90^\circ$), des Deckflächenwinkels β (bei $\alpha = 90^\circ$) und des Vorbohrns (bei $\alpha = 90^\circ$ und $\beta = 90^\circ$) auf den Ausziehparameter f_{ax} eines Schraubentyps mit $d = 6 \text{ mm}$ oben und $d = 10 \text{ mm}$ unten.

Weitere mögliche Einflussfaktoren auf den Ausziehparameter stellen der Kerndurchmesser d_k und die Gewindesteigung p dar. Um eine vom Durchmesser unabhängige Aussage über deren Einfluss zu ermöglichen, werden diese normiert, vgl. Bild 4-8. Ein Einfluss kann in Übereinstimmung mit Frese et al. [17] nicht festgestellt werden. Auch Westermayr und van de Kuilen [19] konnten bei Versuchen an faserparallel eingebrachten Schrauben in Buchen-BSH keinen Einfluss erkennen.

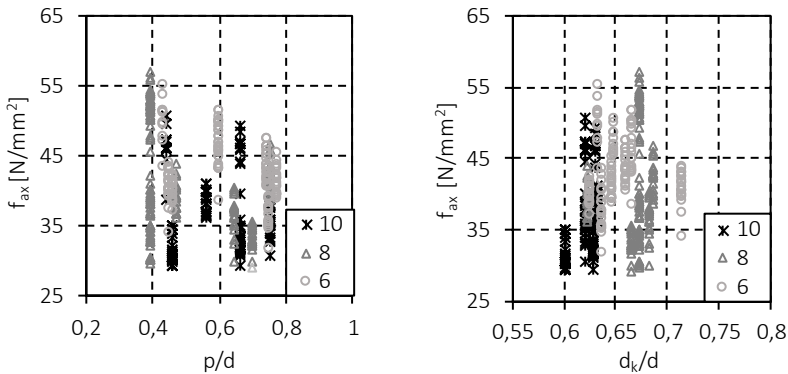


Bild 4-8: Einfluss der Gewindesteigung p und des Kerndurchmessers d_k auf f_{ax} (für: $\alpha = 90^\circ$; $\beta = 90^\circ$; vorgebohrt).

Herleitung eines Modells zur Berechnung des Ausziehparameters

Zur Herleitung eines geeigneten Modells zur Berechnung des Ausziehparameters von Schrauben aus Buchen-FSH wird eine Regressionsanalyse über die ermittelten Ausziehparameter durchgeführt. Zwischen den unterschiedlichen Schraubentypen wird nicht detaillierter unterschieden. Die sich aus den Versuchen ergebenden mittleren $f_{ax,mean}$ und charakteristischen Ausziehparameter $f_{ax,k}$ (ermittelt nach DIN EN 14358) je untersuchtem Durchmesser und Winkelkonfiguration können Tabelle A 4, Tabelle A 5 und Tabelle A 6 im Anhang zu Abschnitt 4 entnommen werden.

Beruhend auf den Erkenntnissen von Blaß et al. [16] (Gl. (4-6)) und Frese et al. [17] (Gl. (4-8)) wird ein nichtlinearer Ansatz gemäß Gl. (4-16) verfolgt. Dabei werden der Schraubendurchmesser d (in mm), die Rohdichte ρ (in kg/m³), der Kraft-Faser-

Winkel α (in Grad) durch k_α und der Deckflächenwinkel β (in Grad) durch k_β als Einflussgrößen berücksichtigt. Die bekannte Winkelbeziehung nach Hankinson zur Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels kommt dabei ebenfalls für den Deckflächenwinkel zur Anwendung.

$$f_{\alpha} = \frac{A \cdot d^B \cdot \rho^C}{k_\alpha \cdot k_\beta} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-16)$$

Mit:

$$\begin{aligned} k_\alpha &= E \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha \\ k_\beta &= F \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta \end{aligned} \quad (4-17)$$

Zwei unabhängige Regressionen über die Versuchsdaten mit vorgebohrten und nicht vorgebohrten Schraubenlöchern werden durchgeführt, um den Einfluss des Vorbohrers zu ermitteln. Dies führt zu zwei Datensätzen mit 1401 Versuchsergebnissen mit vorgebohrten und 470 mit nicht vorgebohrten Schraubenlöchern. Trotz des unterschiedlichen Umfangs der Datensätze beinhalten beide dennoch identische Konfigurationen der gewählten Einflussgrößen. In Tabelle 4-2 sind die Ergebnisse der Regressionsanalysen, das Bestimmtheitsmaß R^2 und der Mittelwert und die Standardabweichung des Fehlers e angegeben.

Tabelle 4-2: Ergebnisse der Regressionsanalyse $f_{\alpha,reg}$ (in N/mm^2) über die Datensätze *Vorgebohrt* und *Nicht vorgebohrt*.

Vorgebohrt	Nicht vorgebohrt
$f_{\alpha,reg} = \frac{0,09 \cdot d^{-0,29} \cdot \rho}{k_\alpha \cdot k_\beta} + e$	$f_{\alpha,reg} = \frac{0,08 \cdot d^{-0,13} \cdot \rho}{k_\alpha \cdot k_\beta} + e$
$k_\alpha = 1,49 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha$	$k_\alpha = 1,34 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha$
$k_\beta = 0,96 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta$	$k_\beta = 1,02 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta$
$R^2 = 0,54$	$R^2 = 0,44$
$e: N(0;6,14)$	$e: N(0;6,97)$

Zur Beurteilung der Güte der Regressionen wird weiterhin eine Residuenanalyse durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Bild 4-9 dargestellt. Die Verteilungen der Residuen über den Schätzwert des Ausziehparameters sowie über die Vertrauensintervalle lassen für beide Datensätze auf eine Normalverteilung schließen.

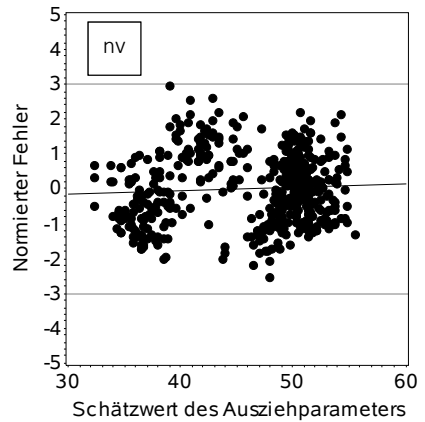
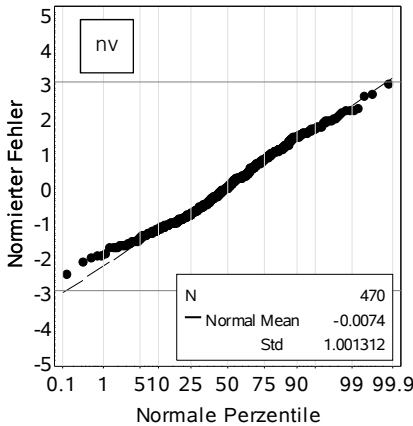
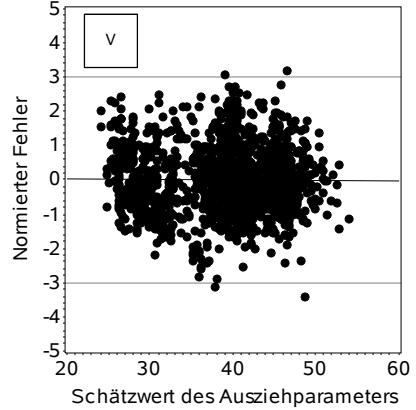
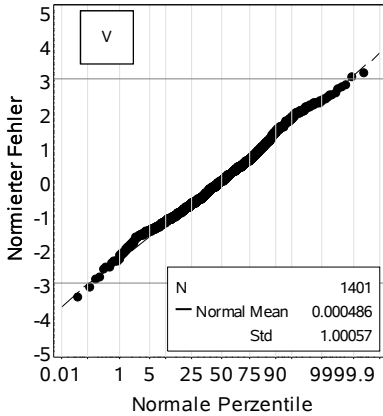


Bild 4-9: Verteilung der normierten Fehler e zur Beurteilung der Güte der Regression für vorgebohrt (v) oben und nicht vorgebohrt (nv) unten.

Weiterhin können somit mögliche Ausreißer identifiziert werden, die sich negativ auf die Regression auswirken. Gemäß Hartung et al. [20] sind Werte mit normierten Fehlern $|e| > 3$ aus dem Datensatz auszuschließen. Die in Bild 4-9 *oben* dadurch als Ausreißer zu bewertenden Versuchsergebnisse wurden in einer folgenden Regression eliminiert. Dies führte allerdings zu keinem von Tabelle 4-2 abweichendem Ergebnis.

Beide ermittelten Regressionsgleichungen weisen mit $R^2 = 0,54$ und $R^2 = 0,44$ ein ähnliches Bestimmtheitsmaß R^2 auf. Das geringere Bestimmtheitsmaß für nicht vorgebohrte Schrauben kann dabei mit der geringeren Datengrundlage im Zusammenhang stehen. Zum Vergleich sind in Bild 4-10 die aus der Regression zu erwartenden Werte $f_{ax,reg}$ mit den Versuchswerten f_{ax} dargestellt. Die bessere Passung bei vorgebohrten Schrauben wird durch die gleichmäßigere Verteilung entlang der Winkelhalbierenden dabei bestätigt.

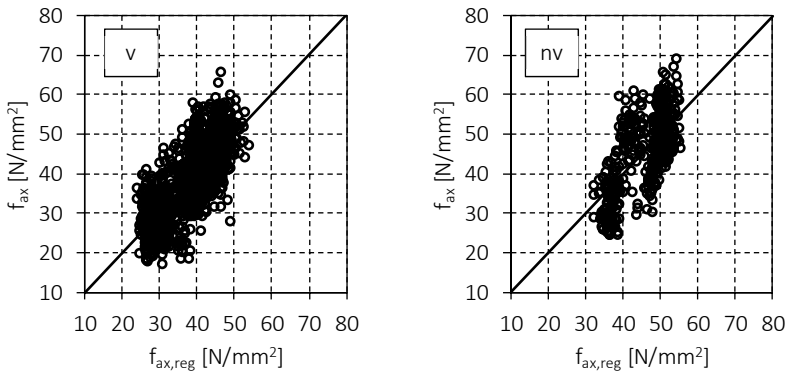


Bild 4-10: Vergleich der ermittelten Ausziehparameter f_{ax} mit den Erwartungswerten $f_{ax,reg}$.

Der Einfluss der Rohdichte kann entsprechend Frese et al. [17] und Hübner [18] als näherungsweise linear angesehen werden.

Beide Regressionsgleichungen unterscheiden sich insbesondere durch die Konstante B zur Berücksichtigung des Einflusses des Durchmessers. Die Verläufe der Faktoren d^B bei zunehmenden Verbindungsmitteldurchmesser können Bild 4-11 *links* entnommen werden. Für nicht vorgebohrte Schrauben ergibt sich im direkten Vergleich ein geringerer Einfluss auf den Ausziehparameter.

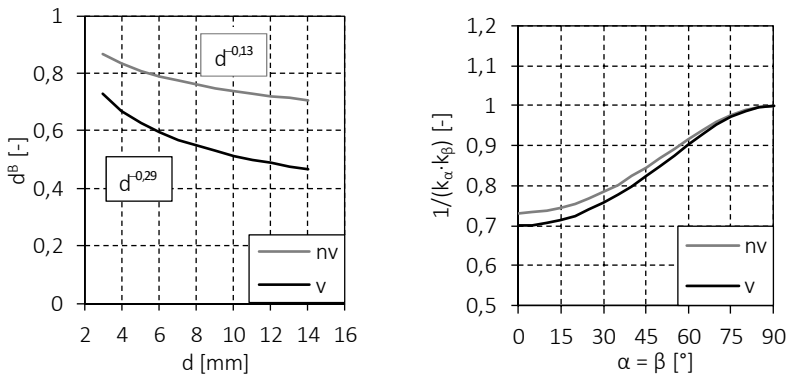


Bild 4-11: Einfluss des Durchmessers *links* und des Kraft-Faser- α sowie Deckflächenwinkels β *rechts*. Auf die Darstellung der Einheiten wird verzichtet.

Der Einfluss des Kraft-Faser- und des Deckflächenwinkels sind für beide Datensätze als identisch zu bewerten, vgl. Bild 4-11 *rechts*. Abweichend von den Erkenntnissen aus Bild 4-7 und aus Abschnitt 4.2.2 ergibt sich auf Grundlage der Regression kein eindeutiger Einfluss des Deckflächenwinkels (Konstante $F \approx 1,0$). Dies kann mit der zur Verfügung stehenden Datengrundlage begründet werden. Zur Verdeutlichung sind in Bild 4-12 die ermittelten Ausziehparameter bezogen auf den Durchmesser für $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ (bei jeweils $\alpha = 90^\circ$) gegenübergestellt.

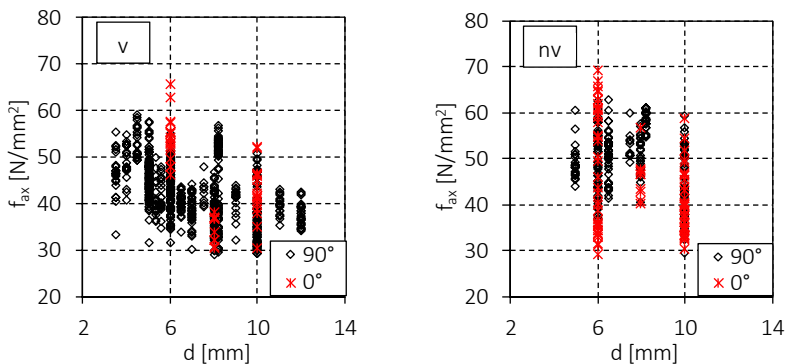


Bild 4-12: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse für $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ bei vorgebohrten *links* und nicht vorgebohrten Schraubenlöchern *rechts*.

Es ist ersichtlich, dass zur Ermittlung des Einflusses lediglich drei Durchmesser (6 mm, 8 mm, 10 mm) von insgesamt 16 für die beiden betrachteten Deckflächenwinkel in beiden Datensätzen zur Verfügung stehen. Für die Mehrheit der geprüften Deckflächenwinkel gilt zudem $\alpha = \beta$. Ausgenommen sind 91 Einzelwerte mit $\beta = 45^\circ$ bei $\alpha = 90^\circ$. Somit ist eine Abhängigkeit zwischen β und α gegeben und ein Einfluss nicht eindeutig ableitbar. Diese geht ebenfalls aus der mit den Regressionen ermittelten Pearsonschen Korrelationskoeffizienten von größer 0,70 hervor. Zur Wahrung der Übersichtlichkeit sind diese für die untersuchten Datensätze in Tabelle A 7, Tabelle A 8 und Tabelle A 9 im Anhang zu Abschnitt 4 angegeben.

Für vorgebohrte Schraubenlöcher bestätigt Bild 4-12 nochmals die Ergebnisse der Regressionsanalyse. Für Schrauben mit $d = 6$ mm ergeben sich in diesem Fall gegenüber $\beta = 90^\circ$ in der Tendenz höhere Ausziehparameter, während sich bei $d = 10$ mm die Ausziehparameter im Mittel auf einem identischen Niveau bei beiden Deckflächenwinkeln befinden.

Bei nicht vorgebohrten Schrauben ist unabhängig vom Durchmesser eine größere Streuung der Ausziehparameter bei $\beta = 0^\circ$ feststellbar. Infolge dessen ergibt sich zwischen den charakteristischen Ausziehparametern für $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ eine größere Differenz. In Tabelle 4-3 sind die mittleren und charakteristischen Ausziehparameter mit den entsprechenden Differenzen als Verhältniswert Δ für die in Bild 4-12 dargestellten Durchmesser angegeben.

Zusätzlich sind die Verhältniswerte für vorgebohrte Schraubenlöcher aufgeführt. Hierbei ergeben sich unabhängig vom betrachteten Niveau dagegen in der Tendenz höhere Ausziehparameter bei $\beta = 0^\circ$. Aufgrund des geringeren Homogenisierungsgrades sind höhere Ausziehparameter bei $\beta = 0^\circ$ als unwahrscheinlich anzusehen. Da dies eine vom Vorbohren unabhängige werkstoffspezifische Eigenschaft darstellt, wird Abschnitt 4.2.2 entsprechend ein negativer Einfluss des Deckflächenwinkels angenommen.

Tabelle 4-3: Gegenüberstellung der charakteristischen $f_{ax,k}$ und mittleren Ausziehparameter $f_{ax,mean}$ für $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ für die Datensätze Nicht Vorgebohrt (nv) und Vorgebohrt (v).

	d [mm]	$\beta = 0^\circ$		$\beta = 90^\circ$		Δ_{mean}^* [-]	Δ_k^* [-]
		$f_{ax,mean}$ [N/mm ²]	$f_{ax,k}$ [N/mm ²]	$f_{ax,mean}$ [N/mm ²]	$f_{ax,k}$ [N/mm ²]		
nv	6	60,0	49,4	52,6	44,7	0,88	0,90
	8	45,9	37,2	50,4	43,5	1,10	1,17
	10	43,9	31,6	47,6	37,4	1,09	1,18
v	6	54,0	45,8	43,6	35,6	0,81	0,78
	8	34,9	29,0	37,7	30,8	1,08	1,06
	10	42,6	33,1	36,9	28,2	0,87	0,85

* $\Delta = f_{ax,0} / f_{ax,90}$

Aus dieser Überlegung werden bei der Ermittlung der charakteristischen Ausziehparameter neben der Konstanten A ebenfalls die Konstanten E und F angepasst. Die Konstante E wird entsprechend den nicht vorgebohrten Schrauben zu 1,34 gewählt, da in diesem Fall eine größere Unabhängigkeit von α und β gegeben ist. Die Konstante B bleibt erhalten. Zur Ermittlung der Konstanten A und F wird eine nochmalige Regression über die ermittelten charakteristischen Ausziehparameter durchgeführt. Daraus ergibt sich für den Deckflächenwinkel die Konstante F zu 1,16 und liegt somit mit der in Abschnitt 4.2.2 ermittelten Konstante auf einem identischen Niveau.

Der daraus resultierende Verlauf des Ausziehparameters in Abhängigkeit des Deckflächenwinkels ist in Bild 4-13 dargestellt. Gegenüber der Regression über nicht vorgebohrte Schraubenlöcher nach Tabelle 4-2 ergibt sich somit eine größere Abminderung des Ausziehparameters. Insbesondere für den Fall $\alpha = 90^\circ$ wird der Abfall deutlich, Bild 4-13 *rechts*.

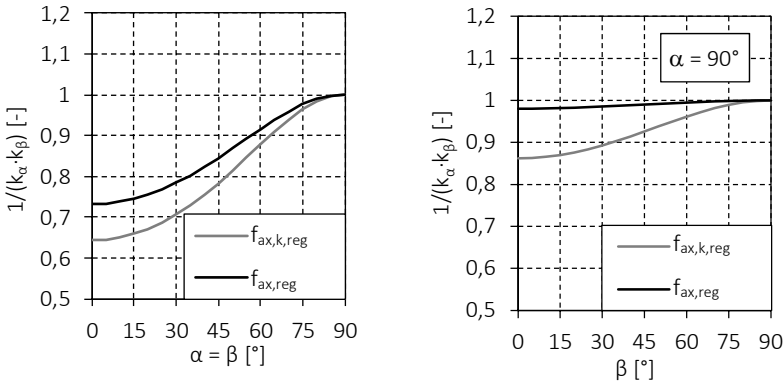


Bild 4-13: Gegenüberstellung der mit Hilfe der Regressionsanalyse ermittelten Einflüsse des Kraft-Faser- und Deckflächenwinkels. Auf die Darstellung der Einheiten wird verzichtet.

Die Konstante A wird nun derart angepasst, dass alle charakteristischen Werte getroffen werden und sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(f_{ax}/f_{ax,k,reg})_k = 1,0$ ergibt. Dieser wird entsprechend DIN EN 14358 über alle durchgeführten Versuche ermittelt. Die für Buchen-FSH anzusetzende charakteristische Rohdichte $\rho_k = 730 \text{ kg/m}^3$ ist in der Konstanten A bereits enthalten. Die sich daraus ergebenden Gleichungen sind in Tabelle 4-4 und eine Gegenüberstellung mit den berechneten charakteristischen Ausziehparameter in Bild 4-14 *links* dargestellt.

Tabelle 4-4: Gleichungen zur Ermittlung der charakteristischen Ausziehparameter $f_{ax,k,reg}$ (in N/mm^2) für *Vorgebohrte* und *Nicht vorgebohrte* Schrauben.

Vorgebohrt	Nicht vorgebohrt
$f_{ax,k,reg} = \frac{51,1 \cdot d^{-0,29}}{k_\alpha \cdot k_\beta}$	$f_{ax,k,reg} = \frac{51,1 \cdot d^{-0,13}}{k_\alpha \cdot k_\beta}$
$k_\alpha = 1,34 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha$	
$k_\beta = 1,16 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta$	

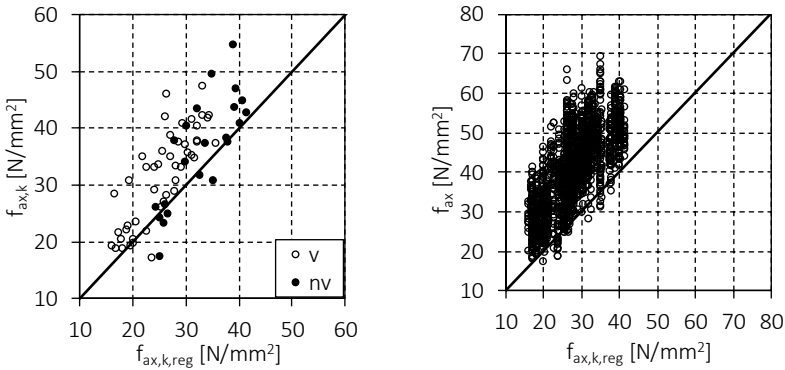


Bild 4-14: Gegenüberstellung der charakteristischen Ausziehparameter *links* und den Versuchsergebnissen *rechts* mit den Gleichungen entsprechend Tabelle 4-4.

Allen Versuchsergebnissen gegenübergestellt ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert von $(f_{ax}/f_{ax,k,reg})_k = 1,07$. Beide Gleichungen liefern somit eine konservative Abschätzung des Ausziehparameters. Bild 4-14 *rechts* zeigt die Versuchsergebnisse im Vergleich mit den Gleichungen nach Tabelle 4-4.

Aufgrund der derzeitigen baupraktischen Notwendigkeit des Vorbohrers mit dem Ziel eines problemlosen Einbringens der Schrauben ist anzunehmen, dass ein Einbringen ohne Vorbohren einen eher seltenen Anwendungsfall darstellt. Um den günstigen Einfluss dennoch zu berücksichtigen und die Gleichungen nach Tabelle 4-4 auf eine Gleichung zu vereinfachen wird der Faktor k_{nv} eingeführt. Dieser kann durch das Verhältnis gemäß Gl. (4-18) ausgedrückt werden.

$$k_{nv} = \frac{d^{-0,13}}{d^{-0,29}} = d^{0,16} \quad (4-18)$$

Somit kann die Ermittlung des charakteristischen Ausziehparameters $f_{ax,k}$ für beliebige Schraubentypen in Bauteile aus Buchen-FSH Typ S gemäß Gl. (4-19) in Abhängigkeit des Durchmessers d (in mm), des Kraft-Faser- α und des Deckflächenwinkels β (jeweils in Grad) erfolgen. Gleiches gilt auch für den Einsatz in Buchen-FSH Typ Q.

$$f_{\alpha,k} = k_{nv} \cdot \frac{51,1 \cdot d^{-0,29}}{k_{\alpha} \cdot k_{\beta}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-19)$$

Mit:

$$k_{nv} = \begin{cases} 1 & \text{vorgebohrt} \\ d^{0,16} & \text{nicht vorgebohrt} \end{cases} \quad (4-20)$$

$$k_{\alpha} = 1,34 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha$$

$$k_{\beta} = 1,16 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta$$

Aufgrund der vorhandenen Datengrundlage ergeben sich die in Tabelle 4-5 angegebenen Grenzen. Es ist zusätzlich zu beachten, dass die in diesem Abschnitt ermittelten Ausziehparameter für $\alpha \leq 15^\circ$ nur für kurzzeitige Beanspruchungen gelten. Das Langzeitverhalten insbesondere von Verbindungen mit faserparallel eingedrehten Schrauben ist noch weitgehend unbekannt. Gemäß den bauaufsichtlichen Regelungen, die zum Zeitpunkt dieser Arbeit einen Einsatz von Schrauben bei $\alpha \leq 15^\circ$ erlauben, ist zur Kompensation eine Abminderung des charakteristischen Ausziehparameters $f_{\alpha,k}$ um 50 % (für Furnierschichthölzer) notwendig.

Tabelle 4-5: Gültigkeitsbereich der Gl. (4-19).

Parameter	Grenzen	Bemerkung
α	$0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	Für $\alpha \leq 15^\circ$ ist $f_{\alpha,k}$ auf 50 % abzumindern
β	$0^\circ \leq \beta \leq 90^\circ$	
d	$3,5 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$	
k_{nv}	$5 \text{ mm} \leq d \leq 10 \text{ mm}$	Für alle übrigen Durchmesser gilt $k_{nv} = 1,0$.

Kopfdurchzieh Widerstand f_{head}

Zur Ermittlung des Kopfdurchzieh Widerstandes f_{head} von Schrauben in Buchen-FSH stehen insgesamt 257 Versuchsdaten zur Verfügung. Die Versuche wurden alle an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine in Anlehnung an DIN EN 1383 durchgeführt und die Versuchsergebnisse in einer Datenbank zusammengeführt.

Die Versuchsdaten decken unterschiedliche Deckflächenwinkel β (0° und 90°) und Schraubenkopfdurchmesser d_h ($9,4 \text{ mm} \leq d_h \leq 25,2 \text{ mm}$) ab. Die untersuchten Schraubenkopfformen sind in Bild 4-15 *links* dargestellt. Die Bauteildicke t des verwendeten Buchen-FSH Typ S betrug 40 mm. Zur Begrenzung der Verformung wird f_{head} bei einem Maschinenweg von $w = 15 \text{ mm}$ ermittelt. Die Ergebnisse bezogen auf den Kopfdurchmesser können Bild 4-15 *rechts* entnommen werden. Zudem ist der funktionale Zusammenhang zwischen dem Kopfdurchzieh Widerstand und Kopfdurchmesser dargestellt (rote Linie). Die beste Passung liefert dabei ein Potenzansatz mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,62$. Ein Einfluss der Rohdichte ρ ($\rho_{\text{mean}} = 823 \text{ kg/m}^3$) und des Deckflächenwinkels β auf den Kopfdurchzieh Widerstand ist nicht feststellbar, vgl. Bild 4-16 *links*.

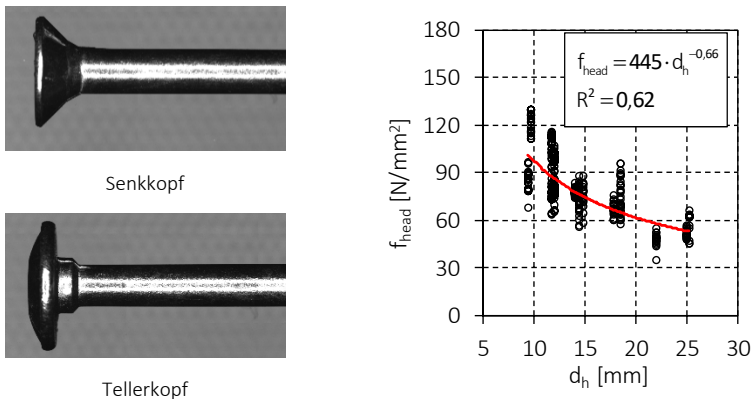


Bild 4-15: Untersuchte Schraubenkopfformen *links* und ermittelte Kopfdurchzieh Widerstände bezogen auf den Kopfdurchmesser *rechts*.

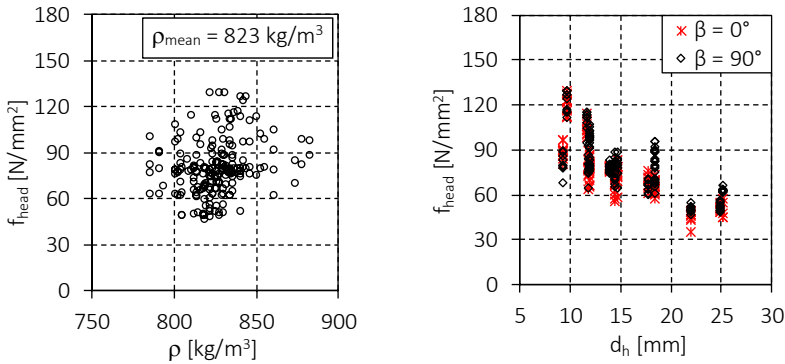


Bild 4-16: Ermittelte Kopfdurchziehkräfte f_{head} in Abhängigkeit der Rohdichte ρ links und des Deckflächenwinkels β rechts.

Da für den Kopfdurchziehparameter lediglich eine Abhängigkeit vom vorhandenen Kopfdurchmesser abzuleiten ist, wird von jedem geprüften Kopfdurchmesser (Versuchsreihe) der charakteristische Kopfdurchziehparameter $f_{\text{head},k}$ gemäß DIN EN 14358 ermittelt, vgl. Bild 4-17 links.

Für eine konservative Bestimmung des Kopfdurchziehwerstandes wird entsprechend den Ausziehparametern gefordert, dass der nach DIN EN 14358 berechnete charakteristische Verhältniswert $(f_{\text{head}} / f_{\text{head},k})_k$ den Wert 1,0 nicht unterschreitet. Um dies zu erreichen, werden die in grau dargestellten Werte bei der Ermittlung einer Regressionsbeziehung nicht herangezogen. Die Annahme eines linearen Zusammenhangs zwischen Kopfdurchmesser und Kopfdurchziehwerstand ergibt, abweichend von Bild 4-16 rechts, die beste Übereinstimmung mit den verbliebenen charakteristischen Werten ($R^2 = 0,97$). Der charakteristische Kopfdurchziehwerstand $f_{\text{head},k}$ abhängig vom Kopfdurchmesser d_h (in mm) kann somit entsprechend Gl. (4-21) berechnet werden.

$$f_{\text{head},k} = 96,9 - 2,55 \cdot d_h \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-21)$$

In Bild 4-17 links ist der Verlauf der Gl. (4-21) mit den ermittelten charakteristischen Werten gegenübergestellt.

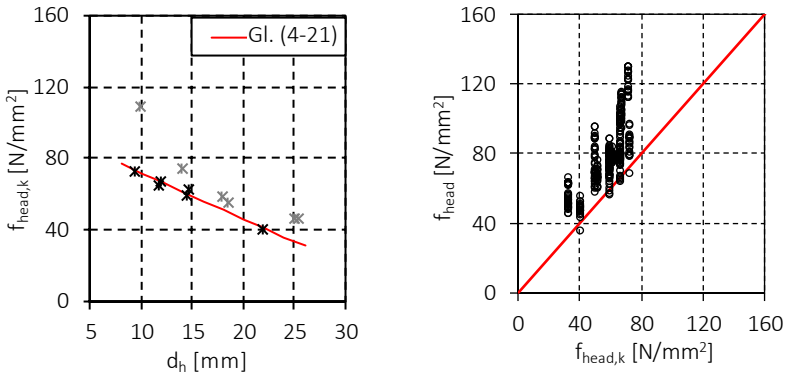


Bild 4-17: Ermittelte charakteristische Kopfdurchziehparameter $f_{\text{head},k}$ je untersuchten Kopfdurchmesser sowie Verlauf der Gl. (4-21) *links* und Gegenüberstellung der berechneten charakteristischen Werte nach (4-21) mit den Versuchswerten *rechts*.

In Bild 4-17 *rechts* sind alle Versuchswerte mit den nach Gl. (4-21) berechneten Werten gegenübergestellt. Der charakteristische Verhältniswert beträgt $(f_{\text{head}} / f_{\text{head},k})_k = 1,0$ (rote Linie) und wird dabei von neun Werten unterschritten. Der Minimalwert beträgt $(f_{\text{head}} / f_{\text{head},k})_{\text{min}} = 0,86$.

Auf Grundlage des erarbeiteten Berechnungsmodells lässt sich somit der Kopfdurchziehparameter für Kopfdurchmesser $d_h < 25,2 \text{ mm}$ und beliebigen Deckflächenwinkel β ermitteln. Dabei ist eine Mindestdicke der Bauteile aus Buchen-FSH Typ S oder Typ Q von $t = 40 \text{ mm}$ einzuhalten.

4.2.4 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Abschnitts wurden die zur Bemessung von axial beanspruchten Rillennägeln und Schrauben notwendigen Ausziehparameter und Kopfdurchziehparameter in Buchen-FSH ermittelt. Aufbauend auf den durchgeführten und zusammengetragenen Versuchsdaten konnten materialspezifische Gleichungen zur Bestimmung der jeweiligen charakteristischen Werte hergeleitet werden. Die zur Konstruktion von Verbindungen notwendigen Verbindungsmittel und Randabstände sind Gegenstand der Untersuchungen in Abschnitt 4.4.

Aufgrund der hohen Rohdichte von Buchen-FSH ergeben sich entsprechend hohe Auszieh- und Kopfdurchziehparameter, die bereits von Hübner [18] bei Buchen-BSH festgestellt werden konnten. Mit Hilfe der ermittelten Gleichungen können diese nun angesetzt werden, was nach dem derzeitigen Stand des EC 5 und der bauaufsichtlichen Zulassungen nicht möglich war.

Dadurch werden in Buchen-FSH gegenüber Nadelhölzer deutlich geringere Eindringtiefen $L_{ef,erf}$ benötigt, um die Zugtragfähigkeit der Schrauben zu erreichen. In Tabelle 4-6 sind beispielhaft die notwendigen Eindringtiefen auf Bemessungsebene (NKL 2, KLED kurz) als dimensionsloser Faktor $L_{ef,erf}/d$ für Schrauben gemäß ETA-11/0190 in Buchen-FSH und in Vollholz aus Fichte der Festigkeitsklasse C 24 gegenübergestellt.

Tabelle 4-6: Gegenüberstellung der notwendigen Einbindetiefen $L_{ef,erf}$ in Buchen-FSH und Nadelholz C 24 zum Erreichen der Zugtragfähigkeit der Schraube (ETA-11/0190) bei $\alpha = \beta = 90^\circ$.

d [mm]	$F_{tens,d}$ [kN]	Buchen-FSH		Nadelholz C 24	
		$f_{ax,d}^*$ [N/mm ²]	$L_{ef,erf}/d$ [-]	$f_{ax,d}^*$ [N/mm ²]	$L_{ef,erf}/d$ [-]
6	10	21,0	13,2	7,96	34,9
8	17,2	19,4	13,9	7,62	35,3
10	20,8	18,1	11,5	7,62	27,3
12	32,8	17,2	13,2	6,92	32,9

*mit $k_{mod} = 0,9$

Diese Gegenüberstellung zeigt, dass in Buchen-FSH lediglich zwischen 34 % bis 43 % der notwendigen Eindringtiefe in Nadelholz benötigt wird, um die Zugfestigkeit der Schraube zu erreichen. In Anbetracht des notwendigen Vorbohrers und der schwierigeren Verarbeitbarkeit von Buchen-FSH ergeben sich neben den geringeren notwendigen Schraubenlängen auch der Vorteil einer geringeren Fehleranfälligkeit während der Montage. Das Risiko des Abreißen der Schrauben beim Eindrehen und des Verlaufs im Bauteil werden deutlich reduziert.

4.3 Lochleibungsfestigkeit

4.3.1 Ausgangslage / Stand der Technik

Unabhängig von der Art des stiftförmigen Verbindungsmittels wird die Tragfähigkeit bei lateraler Beanspruchung gemäß EC 5 basierend auf der Theorie nach Johansen ermittelt. Die hierzu notwendige Lochleibungsfestigkeit wird gemäß EC 5 für vorgebohrte Löcher nach Gl. (4-22) und nicht vorgebohrte Löcher nach Gl. (4-23) in Abhängigkeit des Verbindungsmitteldurchmessers d (in mm) und der charakteristischen Rohdichte ρ_k in (kg/m^3) berechnet. Die definierten Einheiten gelten in den folgenden Gleichungen dieses Abschnittes entsprechend.

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad [\text{N}/\text{mm}^2] \quad (4-22)$$

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot d^{-0,3} \cdot \rho_k \quad [\text{N}/\text{mm}^2] \quad (4-23)$$

Für $d > 6$ mm ist der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α (in Grad) durch Gl. (4-24) zu berücksichtigen. Mit Hilfe des Korrekturbeiwertes k_{90} erfolgt die Anpassung in Abhängigkeit des Holzwerkstoffes und des Verbindungsmitteldurchmessers.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad [\text{N}/\text{mm}^2] \quad (4-24)$$

Mit:

$$k_{90} = \begin{cases} 1,35 + 0,015 \cdot d & \text{für Nadelholz} & (1) \\ 1,30 + 0,015 \cdot d & \text{für Furnierschichtholz} & (2) \\ 0,90 + 0,015 \cdot d & \text{für Laubholz} & (3) \end{cases} \quad (4-25)$$

Erste Lochleibungsversuche an Buchen-FSH Typ S und Typ Q von Krüger et al. [14] zeigten, dass abhängig vom Durchmesser größere Lochleibungsfestigkeiten für $\alpha = 90^\circ$ zu erwarten sind. Die Mittelwerte der Lochleibungsfestigkeiten sind in Bild 4-18 *links* dargestellt. Dem gegenübergestellt sind die rechnerischen Lochleibungsfestigkeiten gemäß Gl. (4-22) (Annahme: $\rho_{\text{mean}} = 756 \text{ kg}/\text{m}^3$, $\alpha = 0^\circ$).

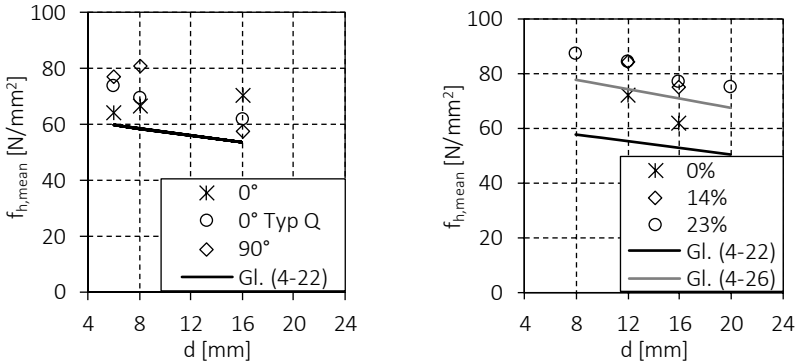


Bild 4-18: *links*: Ergebnisse der Lochleibungsversuche von Krüger et al. [14] an Stabdübeln ($d = 8$ mm und $d = 16$ mm) und Schrauben ($d = 6$ mm). *rechts*: Versuchsergebnisse von Kobel et al. [5].

Mit Gl. (4-22) ergeben sich im Vergleich zu den Versuchsergebnissen geringere Lochleibungsfestigkeiten. Insbesondere für $\alpha = 90^\circ$ weichen die Versuchsergebnisse von den erwarteten Festigkeiten ab. Der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels wurde hierbei nicht berücksichtigt. Aufgrund der bauaufsichtlichen Einordnung von Buchen-FSH in die Gruppe der Furnierschichthölzer ist Gl. (4-25) (2) zu verwenden. Hierdurch ergibt sich allerdings eine Reduzierung der Lochleibungsfestigkeit mit größer werdendem Winkel α . Der Ansatz von Gl. (4-25) (3) für Laubhölzer ergäbe in diesem Fall eine bessere Übereinstimmung.

Auch ist ein positiver Einfluss der Querlagen bei Prüfkörpern des Typs Q auf die Lochleibungsfestigkeit festzustellen. Dieser konnte auch von Kobel et al. [5] bestätigt werden. Kobel et al. führten zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit und des Lastverformungsverhaltens Lochleibungsversuche mit Stabdübeln und Versuche an Stahlblech-Holz-Verbindungen durch. Das Versuchsprogramm umfasste 105 Lochleibungsversuche. Variiert wurden hierbei der Stabdübeldurchmesser (8 mm, 12 mm, 16 mm und 20 mm) und der Querlagenanteil (0 % - 23 %). Der Kraft-Faser-Winkel wurde nicht variiert. Die Ergebnisse sind in Bild 4-18 *rechts* den erwarteten Lochleibungsfestigkeiten gemäß Gl. (4-22) (mit $\rho_{mean} = 765$ kg/m³) gegenübergestellt. Zusätzlich erfolgte ein Vergleich der nach

EC 5 geregelten Gl. (4-26) für Baufurniersperrholz, wodurch eine bessere Übereinstimmung mit den Lochleibungsfestigkeiten des untersuchten Typs Q erreicht werden kann.

$$f_{h,0,k} = 0,11 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-26)$$

Weiterhin konnten zwischen den untersuchten Querlagenanteilen von 14 % und 23 % keine Steigerung der Lochleibungsfestigkeiten festgestellt werden. Zur optimalen Ausnutzung der Lochleibungsfestigkeit und des Querschnitts ist also ein geringer Querlagenanteil vorzuziehen. Gegenüber Typ S kann damit die Tragfähigkeit des Anschlusses gesteigert und die Spaltempfindlichkeit deutlich verringert werden.

Die im EC 5 geregelte Gl. (4-22) wurde durch Versuche an Nadelhölzern und einer geringeren Anzahl an Laubhölzern hergeleitet, vgl. Whale und Smith [21]. Erste Untersuchungen mit dem Fokus auf Laubholz, darunter Buche ($641 \text{ kg/m}^3 \leq \rho \leq 791 \text{ kg/m}^3$), zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit von Stabdübeln wurden von Ehlbeck und Werner [22] durchgeführt. Neben dem Durchmesser ($8 \text{ mm} \leq d \leq 30 \text{ mm}$) wurde der Kraft-Faser-Winkel ($0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$) innerhalb des Versuchsprogramms variiert. Aus der statistischen Auswertung der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten resultierte Gl. (4-27) für Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$.

$$\begin{aligned} f_{h,0,k} &= 0,09 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \\ f_{h,90,k} &= 0,09 \cdot (1 - 0,016 \cdot d) \cdot \rho_k \end{aligned} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-27)$$

Der neueste Ansatz zur Berechnung der Lochleibungsfestigkeit von Verbindungsmitteln in Laubhölzern ($565 \text{ kg/m}^3 \leq \rho \leq 1190 \text{ kg/m}^3$), darunter Buche, wurde von Hübner [18] erarbeitet. Dabei wurde der Einfluss des Durchmessers ($6 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$) und der des Kraft-Faser-Winkels ($0^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$) untersucht. Aus der Auswertung ging Gl. (4-28) hervor. Abweichend zu den Regelungen gemäß EC 5 schlägt Hübner einen Potenzansatz für den Korrekturfaktor k_{90} und eine Alternative zur Anwendung der Hankinson-Gleichung vor.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{2,6 \cdot 10^{-3} \cdot d^{-0,2} \cdot \rho_k^{1,57}}{(1 - k_{90}) \cdot \cos^3 \alpha + k_{90}} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-28)$$

Mit:

$$k_{90} = 0,48 \cdot d^{0,33} \quad (4-29)$$

Zum Vergleich der dargestellten Ansätze sind in Bild 4-19 die jeweiligen Gleichungen für eine charakteristische Rohdichte $\rho_k = 730 \text{ kg/m}^3$ mit $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ ausgewertet.

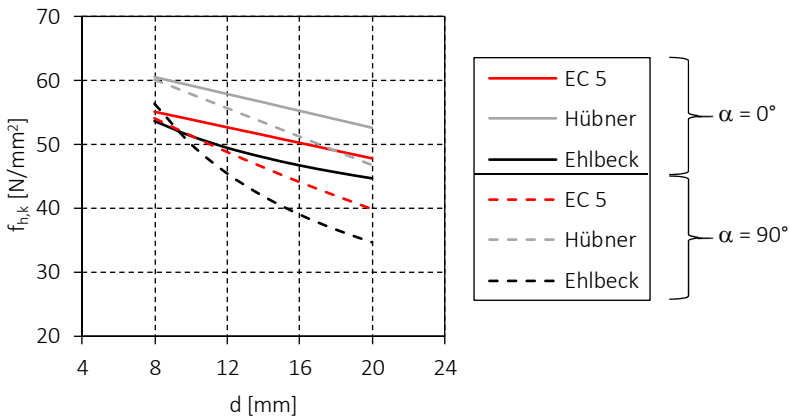


Bild 4-19: Gegenüberstellung der Gleichungen nach EC 5 Gl. (4-22), Hübner Gl. (4-28) sowie Ehlbeck und Werner Gl. (4-27).

Die Gleichung von Hübner führt dabei zu den höchsten Lochleibungsfestigkeiten. Für $\alpha = 90^\circ$ ergeben sich dabei allerdings geringere Lochleibungsfestigkeiten als für $\alpha = 0^\circ$. Aufgrund der Versuchsergebnisse in Bild 4-18 ist in Abhängigkeit des Durchmessers mit höheren Werten bei größer werdendem Kraft-Faser-Winkel zu rechnen.

Allerdings basieren die dargestellten Gleichungen auf Lochleibungsversuchen an Stabdübeln. Für die im Fokus stehenden Voll- und Teilgewindeschrauben erfolgt durch die bauaufsichtlichen Zulassungen eine Begrenzung der ansetzbaren charakteristischen Rohdichte ρ_k auf 590 kg/m^3 , wodurch die Lochleibungsfestigkeit rechnerisch begrenzt wird. Weiterhin ist ein möglicher Einfluss von nicht vorgebohrt eingebrachten Schrauben und der Einfluss des Deckflächenwinkels β auf die Lochleibungsfestigkeit unbekannt. Gemäß ETA-14/0354 und der allgemeinen Bauartgenehmigung Z-9.1-838 wird die Lochleibungsfestigkeit für $\beta = 0^\circ$ derzeit um bis zu 40 % reduziert. Zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit und des Einflusses der oben genannten Parameter werden daher gezielt Versuche in Anlehnung an DIN EN 383 durchgeführt. Die Versuchsauswertung erfolgt gemäß Gl. (4-30).

$$f_h = \frac{F_{\max,5\text{mm}}}{d \cdot t} \quad (4-30)$$

Dabei sind:

- $F_{\max,5\text{mm}}$ Maximallast erreicht bei einer Relativverschiebung von $w = 5 \text{ mm}$
 d Nenndurchmesser des Verbindungsmittels
 t Dicke des Prüfkörpers.

4.3.2 Rillennägel

Zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit von Rillennägeln mit $d = 4,0 \text{ mm}$ nach ETA-13/0523 wurden 46 Versuche in vier Versuchsreihen durchgeführt. Die verwendeten Rillennägel $4,0 \times 60 \text{ mm}$ wurden ohne Vorbohren in Prüfkörper aus Buchen-FSH Typ S mit einer Dicke von $t = 1,5 \cdot d = 6 \text{ mm}$ eingebracht. Abweichend zu Abschnitt 4.2.2 war aufgrund der geringen Dicke der Prüfkörper ein Einbringen längerer Nägel möglich. Neben dem Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α (0° und 90°) wurde der Einfluss des Deckflächenwinkels β (0° und 90°) untersucht. Der Winkel zwischen Verbindungsmittelachse und Faserrichtung ε betrug stets 90° und wird nicht weiter betrachtet.

Die Häufigkeitsverteilung der Rohdichte der verwendeten Prüfkörper ist in Bild 4-20 *links* dargestellt. Im Mittel betrug die Rohdichte $\rho_{\text{mean}} = 837 \text{ kg/m}^3$ bei einer mittleren Holzfeuchte $u_{\text{mean}} = 8,46 \%$.

Repräsentative Kraft-Verschiebungskurven für $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ sind in Bild 4-20 rechts dargestellt. Hieraus geht bereits ein positiver Einfluss eines Kraft-Faser-Winkels $\alpha > 0^\circ$ hervor. Generell zeigt sich ein ausgeprägt duktiles Lochleibungsversagen, welches ebenfalls von Kobel et al. [5] festgestellt wurde. Ein Aufspalten der Prüfkörper konnte nicht beobachtet werden. In Bild 4-20 *unten* sind typische Lochleibungsverformungen bei Erreichen der Höchstlast dargestellt.

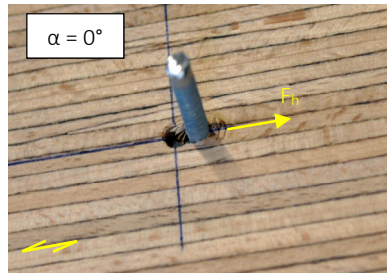
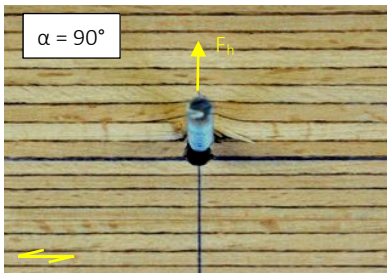
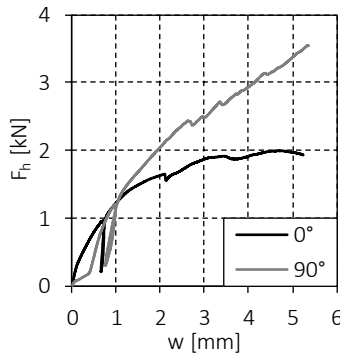
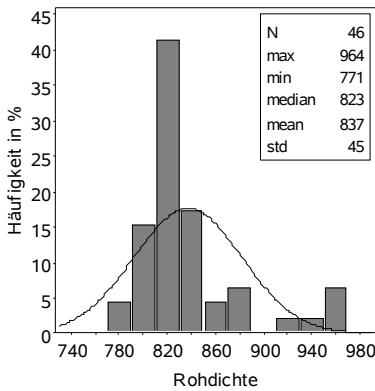


Bild 4-20: Häufigkeitsverteilung *oben links*, repräsentative Last-Verschiebungsdiagramme für $\alpha = 0^\circ$ und 90° ($\beta = 90^\circ$) *oben rechts* und *unten* typisches Lochleibungsversagen bei Erreichen der Höchstlast für $\alpha = 90^\circ$ und $\alpha = 0^\circ$ bei $\beta = 0^\circ$.

Die ermittelten Lochleibungsfestigkeiten sind in Bild 4-21 *links* über die erwarteten Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,est}$ aufgetragen. Da der EC 5 ab $\rho_k > 500 \text{ kg/m}^3$ ein Vorbohren vorschreibt, wird zum Vergleich Gl. (4-22) für Verbindungsmittel in vorgebohrten Löchern herangezogen und die jeweils vorhandene Rohdichte ρ eingesetzt. Zur Beurteilung des Einflusses von α und β sind die ermittelten Lochleibungsfestigkeiten getrennt nach Prüfreiheiten in Bild 4-21 *rechts* dargestellt.

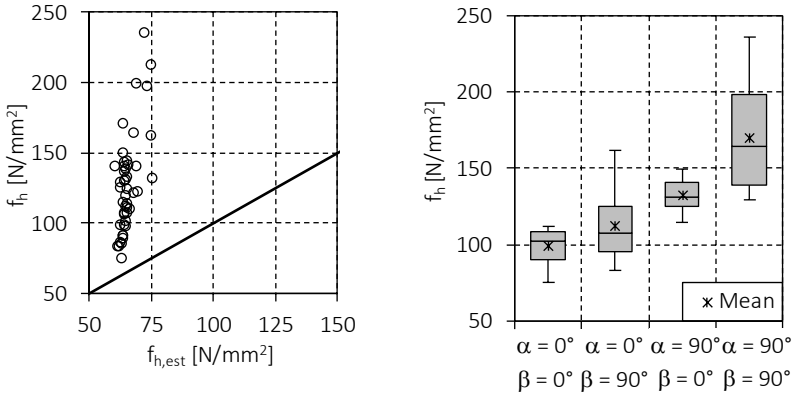


Bild 4-21: *links*: Gegenüberstellung der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten f_h über die zu erwartenden Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,est}$ nach Eurocode 5. *rechts*: Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α und des Deckflächenwinkels β auf die Lochleibungsfestigkeit f_h .

In Tabelle A 10 im Anhang zu Abschnitt 4 sind die mittleren Versuchsdaten zusammengefasst. Neben der Höchstlast $F_{max,5mm}$ sind ebenfalls die gemäß DIN EN 383 ermittelten Bettungsmodule K_i und K_s , die Lochleibungsfestigkeit und Rohdichte angegeben. Die Bettungsmoduln werden in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet.

Die erreichten Lochleibungsfestigkeiten werden durch Gl. (4-22) stets unterschätzt. Für $\alpha = 90^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ ergeben sich gegenüber $\alpha = 0^\circ$ und $\beta = 0^\circ$ höhere Lochleibungsfestigkeiten.

Die in Bild 4-21 *rechts* erkennbaren größeren Streuungen der Lochleibungsfestigkeiten bei $\beta = 90^\circ$ ergeben sich durch die Auswahl der Prüfkörper. Die Prüfkörper beinhalteten Furniere aus dem Bereich der verdichteten äußeren Furnierlagen (Trägerfuge) und aus der Plattenmitte. Hierdurch streut die Rohdichte zwischen 800 kg/m^3 und 955 kg/m^3 in den betreffenden Prüfreiheiten.

In Tabelle 4-7 sind die mittleren und charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,\text{mean}}$ und $f_{h,k}$ je Prüfreihe mit der jeweils vorhandenen Prüfkörperanzahl angegeben. Aufgrund der größeren Streuung der Lochleibungsfestigkeiten bei $\beta = 90^\circ$ würden sich gemäß DIN EN 14358 gegenüber den vorhandenen minimalen Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,\text{min}} = 83,3 \text{ N/mm}^2$ ($\alpha = 0^\circ$) und $f_{h,\text{min}} = 129 \text{ N/mm}^2$ deutlich geringere charakteristische Werte mit $f_{h,k} = 69,7 \text{ N/mm}^2$ ($\alpha = 0^\circ$) und $f_{h,k} = 108 \text{ N/mm}^2$ ($\alpha = 90^\circ$) ergeben. Da aufgrund der Versuchsergebnisse dies unwahrscheinlich erscheint, werden die Prüfkörper aus dem Bereich der äußeren Furnierlagen als Ausreißer betrachtet und nicht weiter berücksichtigt.

Tabelle 4-7: Mittlere Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,\text{mean}}$ mit zugehörigen Variationskoeffizient und nach DIN EN 14358 ermittelte charakteristische Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,k}$.

β [°]	0		90	
α [°]	0	90	0	90
n [-]	12	11	12	11
$f_{h,\text{mean}}$ [N/mm ²]	98,6	132	112	170
v [%]	12,3	8,20	22,1	21,3
$f_{h,k}$ [N/mm ²]	74,8	111	73,8*	125*

*Zur Ermittlung der charakteristischen Werte wurden nur Versuche an inneren Furnierlagen berücksichtigt

Zur Ermittlung der Einflussgrößen auf die Lochleibungsfestigkeit wird trotz der geringen Datengrundlage eine Regressionsanalyse durchgeführt. Da lediglich die Größenordnungen der Einflussfaktoren von Interesse sind wird auf eine Residuenanalyse zur Interpretation der Güte der Regression verzichtet. Es ist anzunehmen, dass aufgrund des vorhandenen Datensatzes keine Normalverteilung der Residuen, entsprechend der Rohdichte, vorliegt.

Als Einflussfaktoren werden die Rohdichte ρ (in kg/m^3), der Kraft-Faser-Winkel α und der Deckflächenwinkel β (jeweils in Grad) berücksichtigt. In Anlehnung an Gl. (4-23) und Gl. (4-24) ergibt sich der in Gl. (4-31) dargestellte funktionale Zusammenhang mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,76$.

$$f_{h,reg} = \frac{0,14 \cdot \rho}{(0,70 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha) \cdot (1,19 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-31)$$

Zur Ermittlung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit wird eine Anpassung des Vorfaktors „0,14“ vorgenommen. Hierzu erfolgt eine Gegenüberstellung mit den in Tabelle 4-7 angegebenen charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten. Durch den Ansatz einer charakteristischen Lochleibungsfestigkeit von 73,8 N/mm² für $\alpha = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$ kann dabei die beste Übereinstimmung mit den charakteristischen Werten erzielt werden. Hierbei muss $k_\alpha = 0,7$ ebenfalls angepasst werden und wird zu 0,6 gewählt. Somit ergibt sich Gl. (4-32) zur Ermittlung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit $f_{h,\alpha,\beta,k}$ für nicht vorgebohrte Rillennägel mit $d = 4$ mm.

$$f_{h,k} = \frac{73,8}{(0,60 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha) \cdot (1,19 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta)} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-32)$$

Gegenübergestellt mit den Versuchswerten ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert $(f_h/f_{h,\alpha,\beta,k})_k = 1,02$. In Bild 4-22 sind Gl. (4-31) und Gl. (4-32) mit den Versuchswerten nochmals gegenübergestellt.

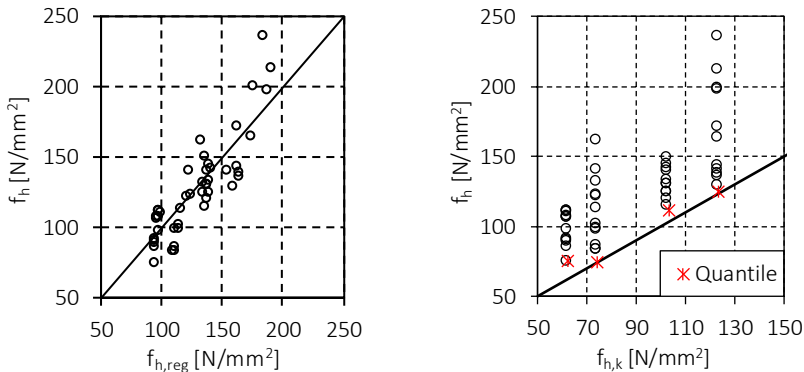


Bild 4-22: Vergleich der Regressionsgleichung Gl. (4-31) ($f_{h,reg}$) links und des Vorschlags zur Berechnung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k}$ nach Gl. (4-32) rechts mit den Versuchswerten f_h und den charakteristischen Werten (Quantile).

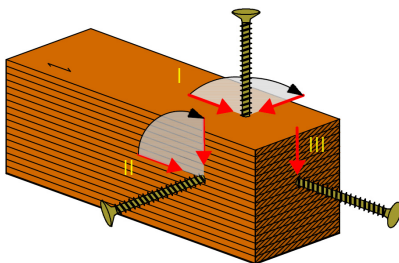
Sind größere Eindringtiefen mit $L > 35$ mm erforderlich und somit ein Vorbohren notwendig, kann dennoch auf Gl. (4-32) zurückgegriffen werden, da sich ein Vorbohren allgemein günstig auf die Lochleibungsfestigkeit auswirkt, vgl. EC 5.

Für eine vom Nageldurchmesser und der Profilierung unabhängige Vorhersage der Lochleibungsfestigkeit sind weitere Untersuchungen notwendig. Es ist allerdings zu erwarten, dass die Profilierung keinen nennenswerten Einfluss auf die Lochleibungsfestigkeit aufweist.

4.3.3 Schrauben

Experimentelle Untersuchung

Zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit von Teilgewindeschrauben in Buchen-FSH Typ S wurden 263 Versuche durchgeführt. Die Schrauben wurden mit und ohne Vorbohren in die Prüfkörper mit einer Dicke von $1,5 \cdot d$ eingebracht. Innerhalb des Versuchsprogramms wurde der Schraubendurchmesser d (6 mm und 10 mm), der Kraft-Faser-Winkel α (0° und 90°), der Deckflächenwinkel β (0° und 90°) und der Einschraubwinkel ε (0° und 90°) variiert. In Bild 4-23 sind die geprüften Winkelkombinationen nochmals erläutert und der verwendete Schraubentyp dargestellt.



Kombinationen:

- I: $\alpha = 0^\circ / 90^\circ$; $\beta = 90^\circ$; $\varepsilon = 90^\circ$
- II: $\alpha = 0^\circ / 90^\circ$; $\beta = 0^\circ$; $\varepsilon = 90^\circ$
- III: $\alpha = 90^\circ$; $\beta = 0^\circ$; $\varepsilon = 0^\circ$

Schraube:



Bild 4-23: Untersuchte Kraft-Faser-Winkel α , Deckflächenwinkel β und Einschraubwinkel ε (in Rot dargestellt ist die angreifende Kraft F_t). unten rechts: Verwendeter Schraubentyp nach ETA-11/0190.

Bei allen Prüfkörpern konnte ein Lochleibungsversagen erzielt werden, vgl. Bild 4-24 *oben*. Das Versagen zeichnete sich entsprechend Abschnitt 4.3.2 durch ein duktiles Verhalten aus. Bei einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ konnten wiederum gegenüber $\alpha = 0^\circ$ höhere Lochleibungsfestigkeiten erzielt werden. Zudem war kein Abflachen der Last-Verschiebungskurve nach Erreichen einer Relativverschiebung von 5 mm feststellbar, vgl. Bild 4-24 *links unten*. Die ermittelten Lochleibungsfestigkeiten können für den Einschraubwinkel $\epsilon = 90^\circ$ Bild 4-25 entnommen werden. Die Rohdichteverteilung der Prüfkörper ist in Bild 4-24 *rechts unten* dargestellt. Die Holzfeuchte betrug zum Zeitpunkt der Versuche im Mittel $u_{\text{mean}} = 7,82\%$ ($v = 4,37\%$).

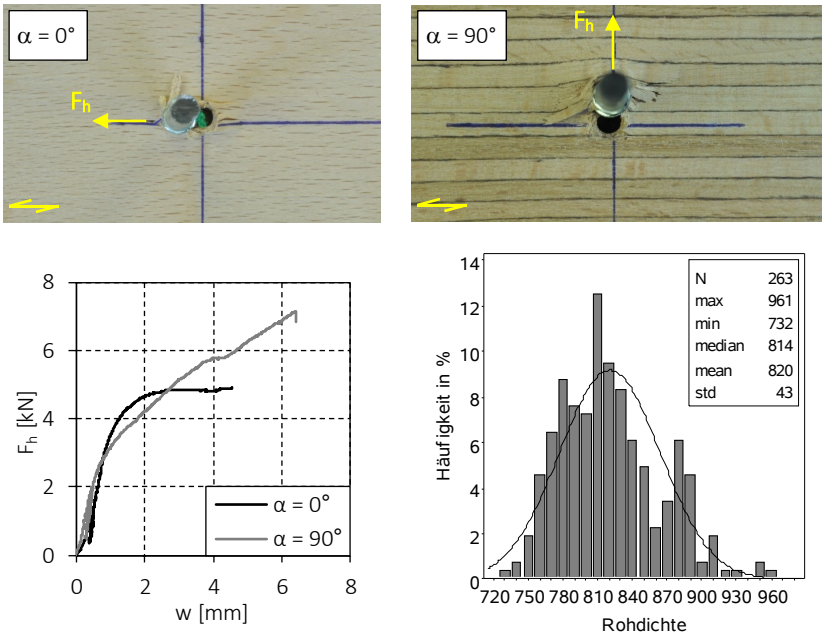


Bild 4-24: *oben*: Prüfkörper nach Erreichen der Höchstlast mit deutlich sichtbaren Lochleibungsverformungen für $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$. *unten*: Gegenüberstellung repräsentativer Last-Verschiebungsdiagramme für $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ *links* und Häufigkeitsverteilung der Rohdichte [kg/m^3] *rechts*.

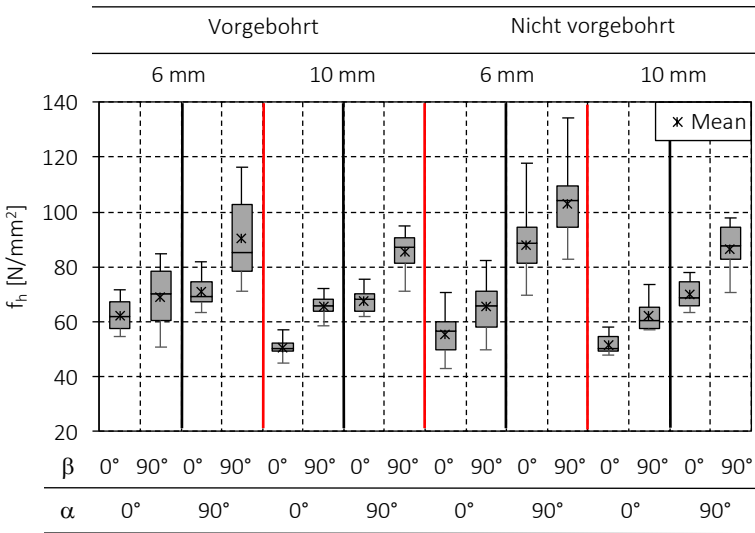


Bild 4-25: Gegenüberstellung der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten für Einschraubwinkel $\varepsilon = 90^\circ$.

Auf Grundlage der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten ist ein Einfluss des Vorbohrers nicht feststellbar. Abweichend von Abschnitt 4.2.3 wird auf eine differenziertere Betrachtung im Folgenden verzichtet.

Entsprechend den Last-Verschiebungskurven in Bild 4-24 *rechts* und analog zu Abschnitt 4.3.2 ergeben sich unabhängig vom Durchmesser und vom Deckflächenwinkel höhere Lochleibungsfestigkeiten bei $\alpha = 90^\circ$. Weiterhin ist ein traglastmindernder Einfluss des Deckflächenwinkels feststellbar.

In Bild 4-26 *links* sind die ermittelten Lochleibungsfestigkeiten für einen Einschraubwinkel $\varepsilon = 0^\circ$ mit $\varepsilon = 90^\circ$ gegenübergestellt. Der Kraft-Faser-Winkel α betrug 90° . In Bild 4-26 *rechts* ist ein Prüfkörper nach Erreichen der Höchstlast dargestellt. Aufgrund einer erhöhten Spaltgefahr in Folge der geringen Prüfkörperdicke mussten alle Prüfkörper mit $\varepsilon = 0^\circ$ mittels Holzwerkstoffplatten verstärkt werden.

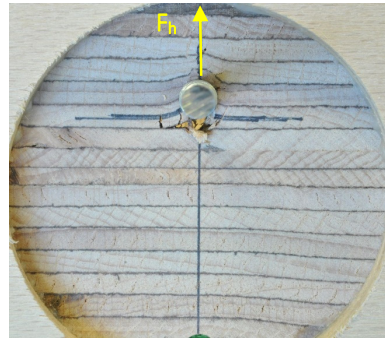
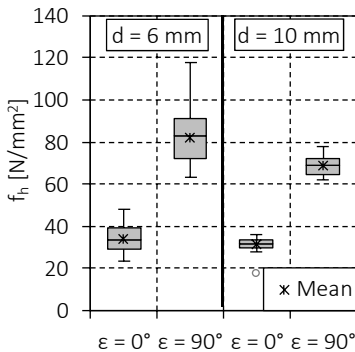


Bild 4-26: links: Gegenüberstellung der Lochleibungsfestigkeiten für $\varepsilon = 0^\circ$ und $\varepsilon = 90^\circ$.
rechts: Lochleibungsversagen innerhalb der Stirnfläche.

Die mittleren $f_{h,\text{mean}}$ und charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,k}$, die Prüfkörperanzahl und der Variationskoeffizient sind für jede Versuchsreihe in Tabelle A 11 im Anhang zu Abschnitt 4 zusammengefasst. Neben der Lochleibungsfestigkeit sind ebenfalls die Höchstlast $F_{\text{max},5\text{mm}}$, die nach DIN EN 383 ermittelten Mittelwerte der Bettungsmoduln K_i und K_s und der Rohdichte ρ angegeben.

In Bild 4-27 sind die ermittelten Lochleibungsfestigkeiten den erwarteten Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,\text{est}}$ gemäß Gl. (4-23) gegenübergestellt. Hierbei ist der Beiwert k_{90} (vgl. Gl. (4-24) und Gl. (4-25) (2)) und die Abminderung der Lochleibungsfestigkeit für $\beta = 0^\circ$ auf 80 % berücksichtigt. Unter Ansatz der im jeweiligen Versuch vorhandenen Rohdichte ρ ergibt sich für $\alpha = 0^\circ$ eine gute Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Bei einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ werden die Versuchswerte allerdings deutlich unterschätzt. Um die höheren Lochleibungsfestigkeiten bei $\alpha = 90^\circ$ ausnutzen zu können, wird im Folgenden eine Regressionsanalyse durchgeführt.

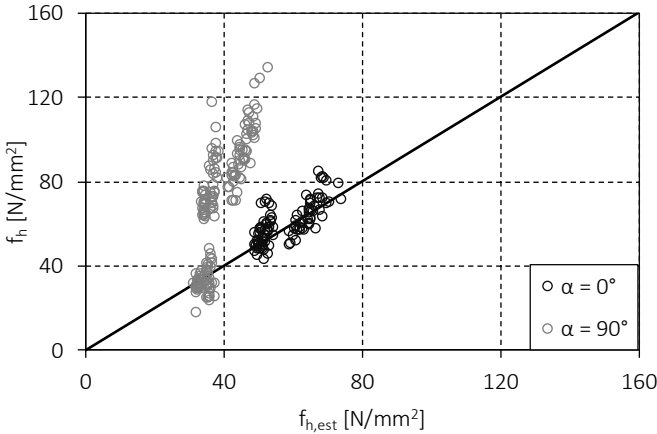


Bild 4-27: Gegenüberstellung der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten f_h mit den nach Gl. (4-23) zu erwartenden Lochleibungsfestigkeiten $f_{h,est}$.

Herleitung eines Modells zur Vorhersage der Lochleibungsfestigkeit

Zur Vorhersage der Lochleibungsfestigkeit werden Ansätze beruhend auf Gl. (4-22) bis Gl. (4-24) gewählt. Neben den sich bereits in den Gleichungen befindlichen erklärenden Parametern Durchmesser d (in mm), Kraft-Faser-Winkel α (in Grad) und Rohdichte ρ (in kg/m^3) werden aufgrund des beobachteten Einflusses auch der Deckflächenwinkel β und der Einschraubwinkel ε (jeweils in Grad) berücksichtigt.

Auf Grundlage einer ersten Regressionsanalyse wurden vorab Ausreißer identifiziert und eliminiert. Für die statistische Auswertung stehen somit 258 Versuchswerte zur Verfügung. In Tabelle 4-8 ist das Ergebnis der Regressionsanalysen für beide vorhandenen Ansätze angegeben. Die Einflüsse des Kraft-Faser-Winkels, des Deckflächenwinkels und des Einschraubwinkels werden mit Hilfe der Beiwerte k_α , k_β und k_ε und einer Winkelabhängigkeit gemäß Gl. (4-24) berücksichtigt. Da diese weitgehend unabhängig vom Durchmesser sind, können für beide Modelle identische Parameter ermittelt werden. Weiterhin wurden nur zwei Durchmesser geprüft, wodurch beide Ansätze mit $R^2 = 0,91$ und $R^2 = 0,89$ nahezu identische Bestimmtheitsmaße liefern.

Tabelle 4-8: Ergebnisse der durchgeführten Regressionsanalyse.

	Modell 1	Modell 2
Ansatz	Gl. (4-22)	Gl. (4-23)
Regression	$f_{h,reg} = \frac{0,13 \cdot d^{-0,27} \cdot \rho}{k_\alpha \cdot k_\beta \cdot k_\varepsilon}$	$f_{h,reg} = \frac{0,097 \cdot (1 - 0,03 \cdot d) \cdot \rho}{k_\alpha \cdot k_\beta \cdot k_\varepsilon}$
Beiwerte	$k_\alpha = 0,70 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha$ $k_\beta = 1,16 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta$ $k_\varepsilon = 2,24 \cdot \cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon$	
R ²	0,91	0,89

Zusätzlich wurden die Pearsonschen Korrelationskoeffizienten ermittelt, vgl. Tabelle A 13 im Anhang zu Abschnitt 4. Eine Abhängigkeit der erklärenden Parameter kann aufgrund der ermittelten Korrelationskoeffizienten ausgeschlossen werden.

Im Weiteren erfolgt die statistische Auswertung mit Hilfe des Modells 1. Der Einfluss des Durchmessers auf die Lochleibungsfestigkeit entspricht mit einem Exponenten von -0,27 in der Größenordnung vorangegangenen Untersuchungen, vgl. Hübner [18], sowie der Regelung nach EC 5. Die in Abschnitt 4.3.2 ermittelten erklärenden Parameter k_α und k_β können auch innerhalb dieser Auswertung bestätigt werden. Die Rohdichte geht dabei ohne Exponent, entsprechend EC 5, in die Gleichung mit ein.

Im Folgenden soll der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels näher untersucht werden. Gemäß EC 5 und auf Grundlage früherer Versuche, vgl. Hübner [18], ergab sich für den erklärenden Parameter k_α eine zusätzliche Abhängigkeit vom Verbindungsmitteldurchmesser. Aufgrund fehlender Versuchswerte an mehr als zwei Durchmessern wird der lineare Ansatz gemäß EC 5 für k_α beibehalten. Aufbauend auf diesem modifizierten Ansatz des Modells 1 liefert die erneute Regressionsanalyse Gl. (4-33). Das Bestimmtheitsmaß kann hierdurch minimal gesteigert werden, dennoch ist ein Einfluss des Durchmessers auf k_α ableitbar. Da diese nun als Grundlage zur Ermittlung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeiten

dienen soll, sind der Mittelwert und die Standardabweichung des Fehlers e ebenfalls angegeben. In Bild 4-28 sind die durch Gl. (4-33) berechneten Erwartungswerte $f_{h,reg}$ den Versuchswerten f_h gegenübergestellt.

$$f_{h,reg} = \frac{0,11 \cdot d^{-0,16} \cdot \rho}{k_\alpha \cdot k_\beta \cdot k_\varepsilon} + e \quad R^2 = 0,91 \quad e: N(0;6,818) \quad (4-33)$$

Mit:

$$\begin{aligned} k_\alpha &= (0,60 + 0,014 \cdot d) \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha \\ k_\beta &= 1,16 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta \\ k_\varepsilon &= 2,24 \cdot \cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon \end{aligned} \quad (4-34)$$

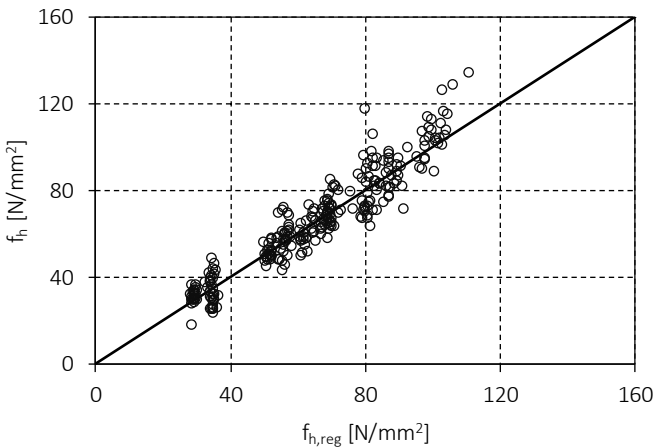


Bild 4-28: Gegenüberstellung der Versuchswerte mit den Erwartungswerten auf Grundlage der Gl. (4-33).

Zur Beurteilung der Güte der Regression wurde neben der Ermittlung des Bestimmtheitsmaßes eine Residuenanalyse durchgeführt. Die Ergebnisse können Bild 4-29 entnommen werden. Die dargestellten Verteilungen der Residuen über den Erwartungswert und über die Vertrauensintervalle lassen dabei auf die gewünschte Normalverteilung der Residuen schließen, vgl. Abschnitt 4.2.3.

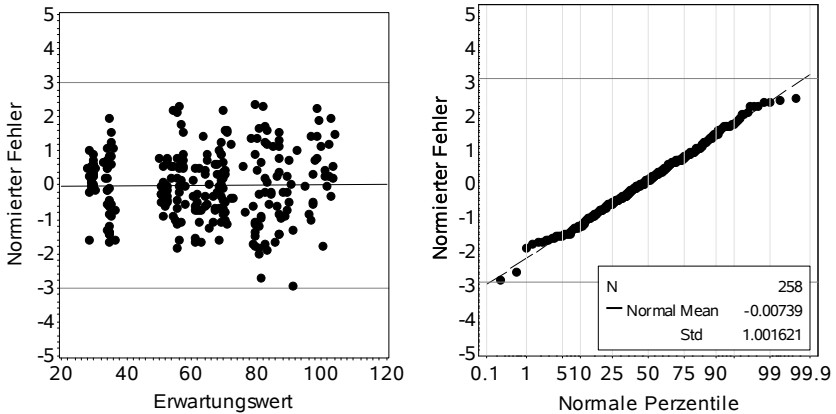


Bild 4-29: Verteilung des normierten Fehlers e zur Beurteilung der Güte der Regression.

Zur Ermittlung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit erfolgt eine Anpassung von Gl. (4-33) mit Hilfe der in Tabelle A 11 angegebenen charakteristischen Werte (ermittelt gemäß DIN EN 14358). Zur Berücksichtigung der jeweiligen Einflüsse werden hierbei die erklärenden Parameter beibehalten und eine Anpassung des Vorfaktors „0,11“ durchgeführt. Eine nochmalige Regressionsanalyse über die ermittelten charakteristischen Werte liefert Gl. (4-35). Die charakteristische Rohdichte für Buchen-FSH $\rho_k = 730 \text{ kg/m}^3$ ist in der Gleichung bereits berücksichtigt. Um alle charakteristischen Werte zu treffen, ist ebenfalls eine Anpassung des Parameters k_ε notwendig.

$$f_{h,k} = \frac{65,7 \cdot d^{-0,16}}{k_\alpha \cdot k_\beta \cdot k_\varepsilon} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (4-35)$$

Mit:

$$\begin{aligned} k_\alpha &= (0,60 + 0,014 \cdot d) \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha \\ k_\beta &= 1,16 \cdot \cos^2 \beta + \sin^2 \beta \\ k_\varepsilon &= 2,52 \cdot \cos^2 \varepsilon + \sin^2 \varepsilon \end{aligned} \quad (4-36)$$

In Bild 4-30 links sind die Versuchswerte den Werten nach Gl. (4-35) und den Quantilwerten gegenübergestellt. Unter Ansatz der Gl. (4-35) wird ein charakteristischer Verhältniswert von $(f_h/f_{h,k})_k = 1,01$ erzielt.

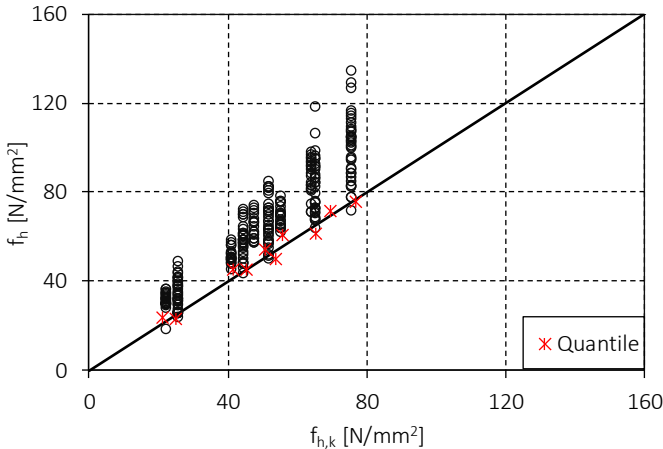


Bild 4-30: Vergleich der Versuchswerte f_h mit den nach Gl. (4-35) vorhergesagten Werten $f_{h,k}$ und den berechneten charakteristischen Werten (5%-Quantile).

Gl. (4-35) ist aufgrund der Datengrundlage für vorgebohrte und nicht vorgebohrte Schrauben $6 \text{ mm} \leq d \leq 10 \text{ mm}$ in Bauteilen aus Buchen-FSH Typ S und zusätzlich in Typ Q anwendbar. Dies gilt für beliebige Einschraubwinkel ε , Kraft-Faser-Winkel α und Deckflächenwinkel β .

4.3.4 Zusammenfassung

In diesem Abschnitt wurden die Ergebnisse von Versuchen zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit von Schrauben und Rillennägeln in Furnierschichtholz aus Buche vorgestellt. Mit Hilfe von Regressionsanalysen wurden die Einflussgrößen ermittelt und Gleichungen zur Ermittlung der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit hergeleitet. Die hergeleiteten Gleichungen weisen in Bezug auf die erklärenden Parameter eine identische Größenordnung auf. Besonders für Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ ermöglichen die hergeleiteten Gleichungen nun die Ausnutzung der festgestellten höheren Lochleibungsfestigkeiten von Buchen-

FSH. Zur Überprüfung der Anwendbarkeit der Gleichung auf andere Verbindungsmitteltypen und -durchmesser sind allerdings noch weitere Untersuchungen notwendig.

Aufgrund der großen Unterschiede in Bezug auf die Rohdichte der Prüfkörper wurden die Versuchsdaten von Krüger et al. [14] bei der Herleitung von Gl. (4-35) nicht berücksichtigt. Die Häufigkeitsverteilung der Rohdichte in Bild 4-31 weist im Vergleich zu Bild 4-24 *links* deutlich mehr Kennwerte im Bereich bis 800 kg/m³ auf. Die nun vorhandenen höheren Rohdichtekennwerte sind mit Anpassungen des Produktionsprozesses zu begründen. Um ein Verfälschen der in dieser Arbeit erhobenen Versuchsdaten zu vermeiden, wurden diese daher nicht berücksichtigt.

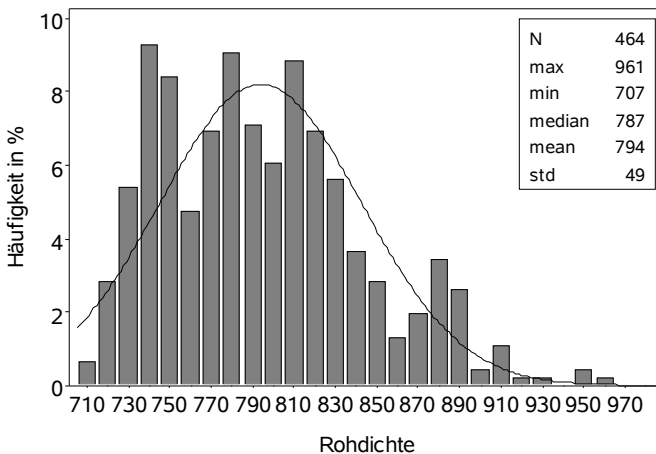


Bild 4-31: Häufigkeitsverteilung der Rohdichte des erweiterten Datensatzes.

Weiterer Forschungsbedarf besteht außerdem bei Buchen-FSH Typ Q. Aufgrund des Schwerpunktes auf BSH aus Buchen-FSH bzw. Typ S wurde dieser Aspekt nicht näher beleuchtet. Wie unter anderem Versuche von Kobel et al. [5] zeigen, ist mit einer Steigerung der Lochleibungsfestigkeit und der Duktilität von Typ S zu Typ Q zu rechnen.

4.4 Versuche an Verbindungen

4.4.1 Allgemein

Die in Abschnitt 4.2 und in Abschnitt 4.3 bestimmten Ausziehparameter und Lochleibungsfestigkeiten werden innerhalb dieses Abschnitts mittels Systemversuchen an Zuganschlüssen näher untersucht. Das Ziel ist es, neben der Überprüfung der ermittelten Kennwerte, die Verifizierung des Tragverhaltens und die Untersuchung der zur Konstruktion benötigten Verbindungsmittel- und Randabstände.

Allgemein sind zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit von Verbindungen kleine Abstände und Mindestholzdicken wünschenswert. Durch die somit kompakteren Verbindungsmittelbilder können die Anzahl der Verbindungsmittel erhöht, dadurch die Tragfähigkeit gesteigert und die Querschnittsabmessungen klein gehalten werden. Ausgangspunkt stellen die nach EC 5 geregelten Abstände für Verbindungsmittel in vorgebohrten und nicht vorgebohrten Bauteilen dar.

4.4.2 Axial beanspruchte Schraubengruppe

Die in Abschnitt 4.2.3 ermittelten Ausziehparameter zeigen, dass mit geringer Einbindetiefe bereits die Zugfestigkeit der Schraube erreicht werden kann. In Betracht des Anwendungsbereichs innerhalb von Fachwerkknoten bspw. faserparallel eingebracht, vgl. Bild 3-1, würde die geringere Einbindetiefe den Aufwand und die Fehleranfälligkeit innerhalb der Montage deutlich reduzieren.

Material und Methoden

Zur Überprüfung der ermittelten Ausziehparameter anhand einer Schraubengruppe und zur Untersuchung möglicher reduzierter Randabstände wurden fünf pull-pull Versuche an Bauteilen aus Buchen-FSH Typ S durchgeführt, vgl. Meyer [23]. Je Verbindung wurden vier Vollgewindeschrauben 10 x 300 mm (nach ETA-11/0190) auf einer Länge von 200 mm in das Hirnholz eingeschraubt. Die Randabstände wurden zu $a_2 = 2,5 \cdot d$ und abweichend zu den bauaufsichtlichen Regelungen zu $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$ ($a_{2,c} = 3,0 \cdot d$ gemäß ETA-11/0190) gewählt.

Zur Vermeidung eines vorzeitigen Aufspaltens wurde mit einem Bohrdurchmesser von $d_d = 7$ mm vorgebohrt und die Verankerungszone um 50 mm in den Querschnitt zurückversetzt. Aufgrund der geringen Querschnittsabmessungen waren Vollgewindeschrauben als Spaltbewehrung nicht möglich. Die Rückversetzung wurde durch einen größeren Vorbohrdurchmesser von $d_d = 10$ mm erreicht.

Somit ergibt sich die rechnerische Eindringtiefe L_{ef} zu $15 \cdot d = 150$ mm. Unter Ansatz des in Abschnitt 4.2.3 ermittelten Ausziehparameters von $f_{ax,mean} = 28,2$ N/mm² ($d = 10$ mm und $\alpha = \beta = 0^\circ$) ergibt sich Ausziehtragfähigkeit je Schraube von $F_{ax,mean} = 42,3$ kN. Bei einer angenommenen Zugtragfähigkeit von $f_{tens,mean} = 41,5$ kN (experimentell ermittelt) ist somit die Eindringtiefe ausreichend, um ein Zugversagen der Schrauben zu erreichen. Die Geometrie der Verbindung ist in Bild 4-32 dargestellt.

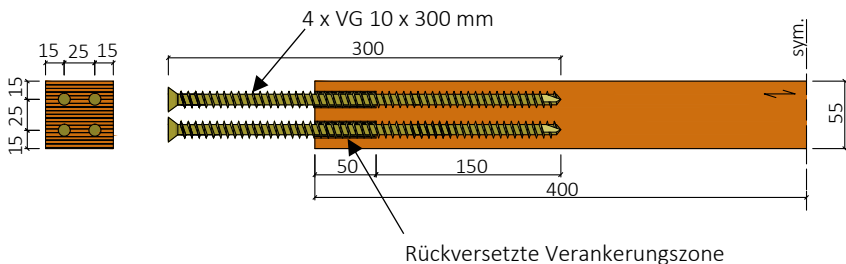


Bild 4-32: Prüfkörper- und Verbindungsgeometrie der Zugversuche an Schraubengruppen, Maße in mm.

Die Versuche wurden angelehnt an DIN EN 26891 durchgeführt. Allerdings wurde auf eine Entlastung bei 40 % der erwarteten Höchstlast F_{est} verzichtet. Zwischen Schrauben und Bauteil wurden zur Bestimmung der Steifigkeitskennwerte K je zwei Wegaufnehmer pro Verbindung angebracht. Diese wurden bei ca. 50 % von F_{est} demontiert, um eine Beschädigung durch ein mögliches sprödes Versagen zu vermeiden.

Versuchsergebnisse

Mit Ausnahme eines Prüfkörpers wurde planmäßig bei allen Schrauben die Zugfestigkeit erreicht, vgl. Bild 4-33 *oben*. In diesem Fall kam es zu einem Zug-Scher-Versagen über die gesamte Länge des Prüfkörpers aufgrund einer unzureichenden Verklebung im Bereich der Schäftungen, vgl. Bild 4-33 *unten*. Dieser wird bei der Auswertung nicht berücksichtigt.

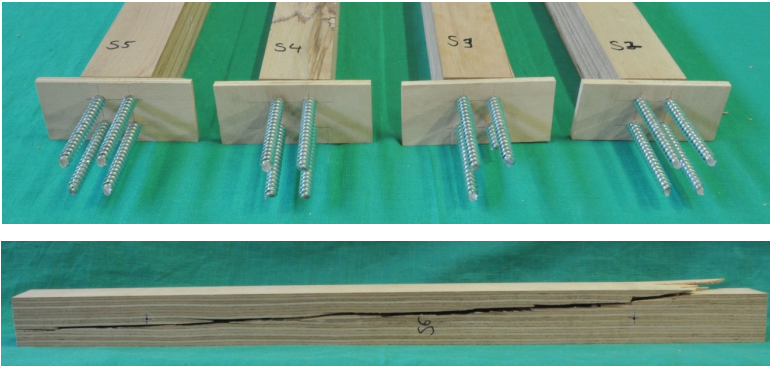


Bild 4-33: *oben*: Verbindungen nach Erreichen der Zugtragfähigkeit der Schrauben.
unten: Zug-Scher-Versagen entlang der Schäftungen.

In Bild 4-34 sind die Versuchsergebnisse und die repräsentativen Last-Maschinenwegkurven abgebildet. Auf Grundlage der gemessenen Relativverschiebungen ergibt sich ein mittlerer Verschiebungsmodul von $K_{\text{mean}} = 140 \text{ kN/mm}$ (ausgewertet zwischen 10 % und 40 % von F_{max}) bei einer mittleren Höchstlast von $F_{\text{max,mean}} = 165 \text{ kN}$. Ohne Berücksichtigung einer wirksamen Verbindungsmittelanzahl entspricht dies einer mittleren Zugtragfähigkeit von $f_{\text{tens,mean}} = 41,3 \text{ kN}$ pro Schraube und stimmt somit mit der vorab bestimmten Zugtragfähigkeit einer Schraube überein. Ein Gruppeneffekt ist damit nicht erkennbar.

Unter Verwendung der in Tabelle 2-1 (S.9) dargestellten mittleren Zugfestigkeit von Buchen-FSH Typ S konnte somit eine Ausnutzung von ca. 70 % des Nettoquerschnitts erreicht werden.

Nr.	F_{\max}	K_{mean}	f_{tens}	Versagen*
[-]	[kN]	[kN/mm]	[kN]	[-]
1	166	137	41,5	St
2	162	155	40,6	St
3	165	143	41,4	St
4	166	124	41,6	St
5	106	96	17,7	H
\bar{x}^{**}	165	140	41,3	
v^{**} [%]	15,7	24,3	15,7	

*St: Stahlversagen; H: Holzversagen

**ohne Prüfkörper 5

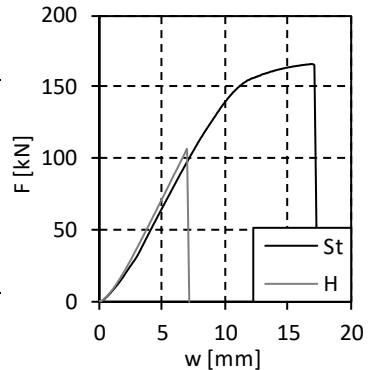


Bild 4-34: Versuchsergebnisse und Gegenüberstellung der Last-Maschinenwegkurven von Stahl- (repräsentativ) und Holzversagen.

Diskussion und Fazit

Aufgrund des planmäßigen Zugversagens der Schrauben können die gewählten Rand- und Verbindungsmittelabstände zur Konstruktion von Verbindungen mit faserparallel eingebrachte Schrauben zunächst als geeignet angesehen werden. Dabei war eine Eindringtiefe von 15-d notwendig, um die Zugtragfähigkeit der Schraube bei einer kurzzeitigen Beanspruchung zu erreichen. Die in Abschnitt 4.2 rechnerisch ermittelten Eindringtiefen können somit bestätigt werden.

Dabei kann mit einer abgeschätzten Relativverschiebung der Verbindung von $w = 1,14$ mm vor Erreichen der Streckgrenze das erwartete steife Verhalten dieser Verbindung bestätigt werden. Zur Sicherstellung der Tragfähigkeit muss ein Aufspalten innerhalb des Verbindungsbereichs bspw. mittels Rückversetzung der Verankerungszone verhindert und ein Zugversagen der Schrauben sichergestellt werden.

Auf Bemessungsniveau liegt die Ausnutzung für Buchen-FSH bei identischer Verbindungsgeometrie bei ca. 72 % mit einer notwendigen Eindringtiefe von $L_{\text{ef}} = 23 \cdot d$ (Annahmen: NKL 2, KLED kurz und $F_{\text{tens},d} = 26$ kN). Höhere Ausnutzungsgrade sind aufgrund der begrenzten Zugfestigkeit der Schrauben nur durch

geringere Abstände zu erzielen. Insbesondere durch die Gefahr des Verlaufs und der steigenden Spaltgefahr sind diese allerdings als kritisch zu betrachten.

Für ein Herausziehen der Schraubengruppe sind die gewählten Abstände noch zu überprüfen. Untersuchungen von Westermayr und van de Kuilen [19] bestätigen allerdings die Ergebnisse. Innerhalb des von ihnen durchgeführten Versuchsprogramms an faserparallel eingebrachten Schrauben in Buchen-BSH wurde der Einfluss der Reduzierung der Verbindungsmittel- und Randabstände auf $a_2 = 2 \cdot d$ bzw. $a_{2,c} = 1 \cdot d$ untersucht und die Auszieh Widerstände verglichen. Die Eindringtiefe wurde dabei so gewählt, dass ein Herausziehen der Schrauben maßgebend wurde. Ein signifikanter Abfall der Ausziehparameter wurde nicht festgestellt, lediglich eine Zunahme der Streuung. Die darauf aufbauenden Versuche an Schraubengruppen, bestehend aus neun Schrauben und $a_2 = 2 \cdot d$ und $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, bestätigten die zuvor ermittelten Abstände. In diesen Fällen wurde ebenfalls eine Rückversetzung der Verankerungszone vorgenommen. Eine Referenzprüfung ohne Rückversetzung bestätigt mit dem aufgetretenen Versagen durch Aufspalten und dem damit verbundenen Abfall der Ausziehparameter die Wirksamkeit dieser Methode, vgl. Bild 4-35.

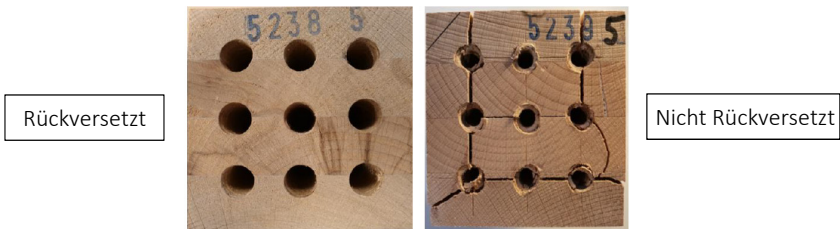


Bild 4-35: Ausschnitt der beobachteten Versagensmechanismen von Westermayr und van de Kuilen [19]: Herausziehen *links*, Spalten im Hirnholzbereich *rechts*.

Trotz der vielversprechenden Ergebnisse kann aufgrund des noch unbekanntem Langzeitverhaltens bei Verbindungen mit faserparallel eingebrachten Schrauben das Potenzial dieser Verbindung noch nicht vollständig ausgeschöpft werden. Weitere Untersuchungen sind daher notwendig. Erste Langzeitversuche von Brandner et al. [24] an faserparallel eingebrachten Schrauben in Buchen-FSH in NKL 2 zeigen allerdings eine erste positive Tendenz. Demnach genügt der Ansatz des nach EC 5 geregelten Modifikationsbeiwertes k_{mod} . Bis weitere Versuchsergebnisse vorliegen

sind allerdings die entsprechenden bauaufsichtlichen Regelungen für faserparallel angeordnete Schrauben zu beachten.

Weiterhin ist ein mögliches Blockscherversagen in der Bemessung zu berücksichtigen. In Abschnitt 5.6.2 wird für Verbindungen von axial beanspruchten eingeklebten Gewindestangen näher auf dieses Versagen eingegangen. Die Regelungen können im gleichen Maße für axial beanspruchte Schraubengruppen angewendet werden.

4.4.3 Lateral beanspruchte Nagelgruppe

Material und Methoden

Zur Überprüfung der in Abschnitt 4.2.2 und Abschnitt 4.3.2 ermittelten Kennwerte wurden 10 Zug-Scher-Versuche nach DIN EN 1380 und DIN EN 26891 durchgeführt. Die Geometrie der Prüfkörper können Bild 4-36 entnommen werden. Die Buchen-FSH Typ S Bauteile wurden mittels Lochblechen mit einer Dicke von $t = 2,5$ mm und Rillennägeln $4,0 \times 35$ mm (nach ETA-13/0523) verbunden. Je Verbindung wurden vier Rillennägel ohne Vorbohren eingeschlagen. Entsprechend den Lochleibungsversuchen in Abschnitt 4.3.2 wurden Versuche an Verbindungen in der Deck- und in der Schmalfläche ($\beta = 90^\circ$ und $\beta = 0^\circ$) durchgeführt. Die Verbindungsmittel- und Randabstände wurden gemäß EC 5 für Nägel in Bauteile mit $\rho_k < 430$ kg/m³ gewählt.

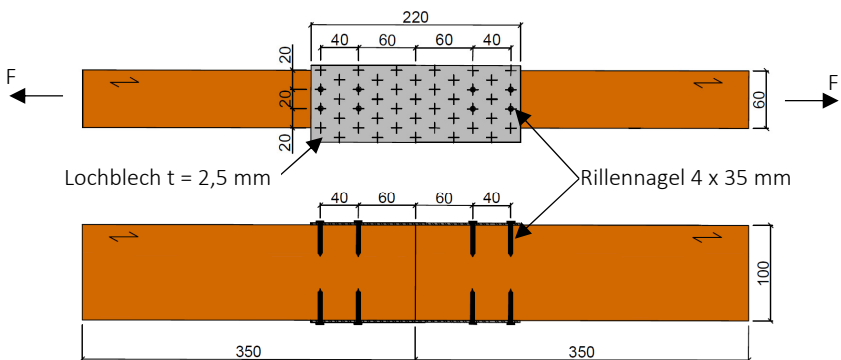


Bild 4-36: Geometrie der Zug-Scher-Prüfkörper mit den gewählten Verbindungsmittel- und Randabständen, Maße in mm.

Versuchsergebnisse

Die erreichten mittleren Höchstlasten $F_{\max, \text{mean}}$ mit der zugehörigen Maximalverschiebung $w(F_{\max})_{\text{mean}}$ sind in Tabelle 4-9 angegeben. Dem gegenübergestellt sind die erwarteten Lasten pro Verbindungsmittel $F_{\text{est}, \text{VM}}$. Diese ergeben sich mit Hilfe des erweiterten Johansen-Modells für Verbindungen mit dickem Stahlblech unter Ansatz der mittleren Lochleibungsfestigkeiten und Auszieh Widerstände sowie eines Reibbeiwertes von $\mu = 0,5$. Das zur Berechnung notwendige Fließmoment $M_{y, \text{mean}} = 7680 \text{ Nmm}$ ($v = 2,08 \%$) wurde mittels fünf Versuchen bestimmt. Gemäß den Annahmen wird ein Versagen mit zwei Fließgelenken je Scherfuge erreicht. Im Nachgang wurde die mittlere Rohdichte ermittelt, die sich über alle Hölzer hinweg zu $\rho_{\text{mean}} = 815 \text{ kg/m}^3$ ($v = 2,27 \%$) ergab.

Tabelle 4-9: Versuchsergebnisse der Zug-Scher-Versuche mit Rillennägeln.

β	n	$F_{\max, \text{mean}}$	v	$w(F_{\max})_{\text{mean}}$	$F_{\max, \text{mean}, \text{VM}}$	$F_{\text{est}, \text{VM}}$	$\Delta\beta^*$
[°]	[-]	[kN]	[%]	[mm]	[kN]	[kN]	[-]
90	5	37,5	4,14	3,45	4,69	5,70	0,82
0	5	37,0	3,62	4,08	4,63	5,40	0,86

* $\Delta\beta = F_{\max, \text{mean}, \text{VM}}/F_{\text{est}, \text{VM}}$

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die erwarteten Lasten $F_{\text{est}, \text{VM}}$ nicht erreicht wurden. Mit Verhältniszahlen von $\Delta_{90} = 0,82$ und $\Delta_0 = 0,86$ unterschreiten die erreichten Höchstlasten die erwarteten Lasten deutlich. Grund ist ein Abscheren der Rillennägeln innerhalb der Scherfuge, vgl. Bild 4-37 *links*. Ein schlagartiger Lastabfall ging damit einher, vgl. Bild 4-37 *rechts*.

Trotz der mit dem Versagensmechanismus zu begründenden geringen mittleren Verschiebung bei Höchstlast von $w(F_{\max})_{\text{mean}} = 4,08 \text{ mm}$ ($\beta = 0^\circ$) stellten sich bei der Mehrheit der Prüfkörper dennoch die erwarteten zwei Fließgelenke je Scherfuge ein. Aufgrund der geringen Verschiebung konnte ein Aufspalten des Mittelholzes bei keinem Prüfkörper festgestellt werden.

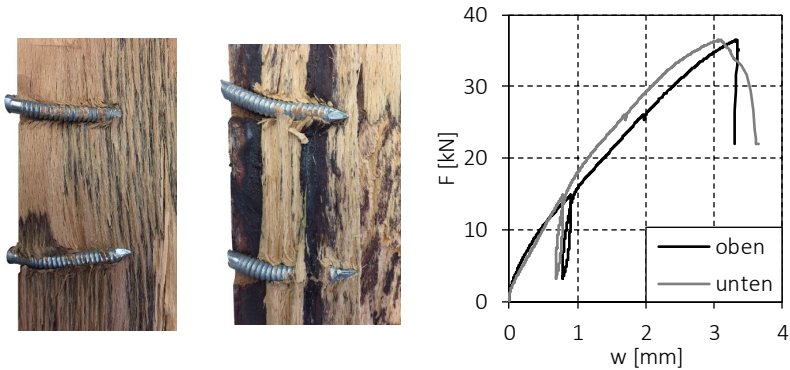


Bild 4-37: *links*: Geöffnete Prüfkörper mit abgescherte Rillennägel im Bereich der Scherfuge. *rechts*: repräsentative Last-Verschiebungsdiagramme eines Zug-Scher-Prüfkörpers.

Diskussion

Aufgrund des beobachteten Versagens sind die gewählten Rand- und Verbindungsmittelabstände zunächst als geeignet anzusehen. Das gewünschte duktile Verhalten der Verbindung konnte sich durch das erfolgte Stahlversagen nicht einstellen. Die Vergrößerung der Abstände wäre somit ohne Effekt. Kleinere Abstände wären allerdings erneut zu überprüfen.

Das beobachtete Abscherversagen der Verbindungsmittel wurde bereits in den Untersuchungen von Kobel et al. [5] und Misconel et al. [13] an Bolzen- und Stabdübelverbindungen in Buchen-FSH beobachtet, vgl. Bild 4-38. Allerdings erfolgte in diesen Fällen das Versagen des Verbindungsmittels erst nach Erreichen der nach EC 5 berechneten Last F_{est} .

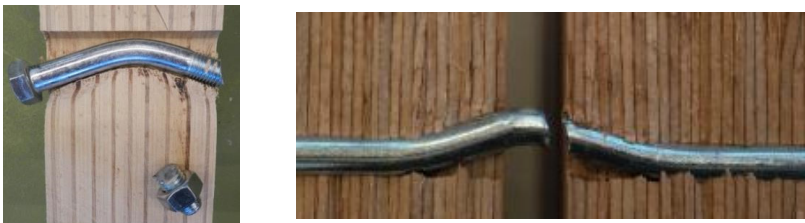


Bild 4-38: Infolge von Abscheren versagte Bolzen- und Stabdübelverbindungen von Kobel et al. [5] *links* und Misconel et al. [13] *rechts*.

Grund für dieses Versagen ist die in der Scherfuge vorhandene Interaktion der Maximalwerte der Schnittgrößen Moment, Querkraft und Normalkraft, die auf das Verbindungsmittel wirken. Eine Näherung dieser Interaktionsbeziehung im Stahlbau stellt für kreisförmige Stiftquerschnitte Gl. (4-37) dar. Bild 4-39 *links* zeigt diese Interaktionsbeziehung (kurz: MNV). Den Bezeichnungen der bauaufsichtlichen Regelungen entsprechend, werden die Zug- und Abschertragfähigkeit des Stiftes mit f_{tens} bzw. f_{shear} bezeichnet.

$$\frac{M}{M_y} + \left(\frac{N}{f_{tens}} + \frac{V}{f_{shear}} \right)^2 = 1,0 \quad (4-37)$$

Auf Grundlage dieser Interaktionsbeziehung leiteten Blaß et al. [25] ein iteratives Berechnungsmodell zur Ermittlung der maximal übertragbaren Kraft für Stahlblech-Holz-Verbindungen her. Dieses wird im Folgenden vorgestellt und für die in diesem Abschnitt untersuchten Stahlblech-Holz-Verbindung mit Rillennägel angewendet.

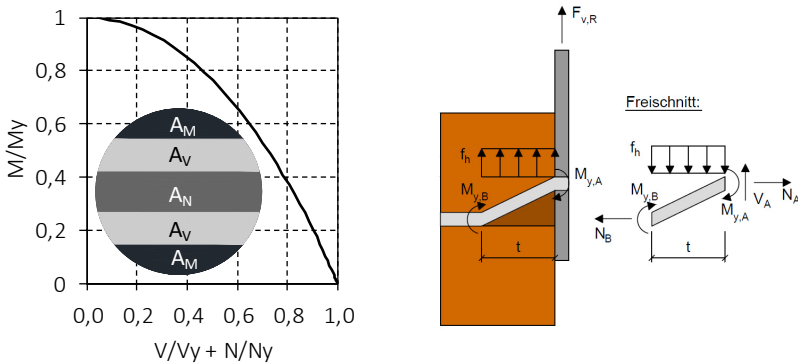


Bild 4-39: *links*: Interaktionsbeziehung und beispielhafte Flächenaufteilung bei gleichzeitiger Momenten- (A_M), Querkraft- (A_V) und Normalkraftbeanspruchung (A_N) für einen Kreisquerschnitt unter Annahme eines elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens, vgl. Blaß et al. [25]. *rechts*: Freischnitt eines Verbindungsmittels einer Stahlblech-Holz-Verbindung mit dickem Stahlblech mit zwei Fließgelenken je Scherfuge.

In Bild 4-39 *rechts* sind die auf das Verbindungsmittel wirkenden Schnittgrößen für den Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken einer einschnittigen Verbindung dargestellt. Die Querkraft V_A entspricht dem nach der Theorie von Johansen berechneten Tragfähigkeit $F_{v,R}$. Diese kann nach Gl. (4-38) für den betrachteten Versagensmechanismus berechnet werden. Der Seileffekt (Reibanteil) infolge der wirkenden Normalkraft ist dabei berücksichtigt.

$$F_{v,R} = \sqrt{2 \cdot (M_{y,A} + M_{y,B}) \cdot f_h \cdot d} + \mu \cdot N_A = V_A + \mu \cdot N_A \quad (4-38)$$

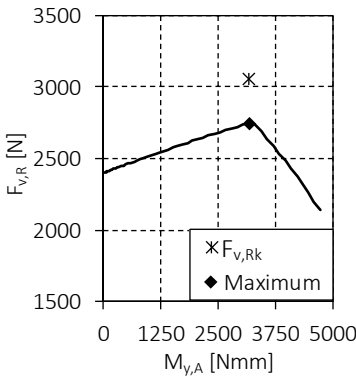
Mit:

$$N_A = \min\{A_N \cdot f_y; f_{ax} \cdot d \cdot L_{ef}\} \quad (4-39)$$

Unter der Annahme, dass $M_{y,B}$ dem maximal möglichen Fließmoment entspricht (N_B wird vernachlässigt), kann für beliebige Flächeneinteilungen nach Bild 4-39 *links* die Gleichgewichtsbedingung nach Gl. (4-37) erfüllt werden. Mit größer werdendem Fließmoment $M_{y,A}$ und damit größer werdender Fläche A_M , reduziert sich die zur Übertragung der Normalkraft N_A zur Verfügung stehende Fläche A_N . Bei Erreichen eines Grenzwertes des Fließmomentes $M_{y,A}$ steht nicht genügend Querschnittsfläche zur Verfügung, um die maximal mögliche Normalkraft N_A zu übertragen. Eine Reduzierung des Seileffektes und damit der Tragfähigkeit der Verbindung ist die Folge. Hieraus resultiert ein Maximalwert der Tragfähigkeit.

Bild 4-40 *links* zeigt den Verlauf der Tragfähigkeit der untersuchten Verbindung bei größer werdendem Moment $M_{y,A}$ unter Ansatz der charakteristischen Werte. Gegenübergestellt ist die nach EC 5 bzw. ETA-13/0523 berechnete Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$. Die Berücksichtigung der Interaktion liefert dabei eine maximale Tragfähigkeit, die ca. 80 % der Tragfähigkeit nach EC 5 entspricht und somit auch für den in der Praxis durchzuführenden Nachweis des Verbindungsmittels maßgebend wäre.

Unter Ansatz der bestimmten Mittelwerte ergibt sich die maximale Tragfähigkeit für ein Verbindungsmittel zu $F_{v,R,max,VM} = 4,81$ kN bei $\beta = 90^\circ$ und $F_{v,R,max,VM} = 4,63$ kN bei $\beta = 0^\circ$. Die daraus resultierenden Verhältniszwerte $\Delta_{90} = 0,98$ und $\Delta_0 = 1,00$ zeigen, dass durch Berücksichtigung der Interaktionsbeziehung eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen erreicht werden kann.



Verbindungsmittel	ρ_k [kg/m ³]		
	350	440	730
Rillennägel d = 4 mm	1,07	1,08	1,20
VG-Schraube d = 8 mm	1,10	1,14	1,42
Passbolzen 8.8 d = 16 mm	1,04	1,04	1,12
Stabdübel S355 d = 10 mm	1,04	1,05	1,08

Bild 4-40: *links*: Iterative Steigerung des Fließmomentes $M_{v,A}$ und die daraus resultierende Abschertragfähigkeit $F_{v,R}$. *rechts*: Verhältniswerte $\Delta = F_{v,R,EC5}/F_{v,R,MNV}$ der charakteristischen Tragfähigkeit von Stahlblech-Holz-Verbindungen nach Blaß et al. [25] für unterschiedliche Rohdichten und Verbindungsmittel.

Eine von Blaß et al. [25] durchgeführte Parameterstudie bei Stahlblech-Holz-Verbindungen unter Verwendung der charakteristischen Werte (vgl. Bild 4-40 *rechts*) zeigt, dass insbesondere bei höheren Rohdichten und bei Verbindungsmitteln mit hohen axialen Tragfähigkeiten (z. B. Schrauben) mit reduzierten Tragfähigkeiten als Folge der Interaktion gerechnet werden muss. Die Berechnungen gemäß EC 5 überschätzen die Tragfähigkeiten der Verbindungen um bis zu 40 %.

Aus der Parameterstudie in Bild 4-40 *rechts* können somit auch die Versagensmechanismen aus Bild 4-38 theoretisch erklärt werden. Allerdings trat in diesen Fällen das Versagen erst bei Verschiebungen von $w > 15$ mm und somit außerhalb des für die Auswertung und für die Bemessung relevanten Verformungsbereichs (vgl. DIN EN 1380 und DIN EN 26891) ein. Ursache könnte die deutlich geringere axiale Tragfähigkeit darstellen. Weitere Untersuchungen sind notwendig um ein vorzeitiges Versagen von Stabdübeln und Passbolzen (Bolzen) sicher ausschließen zu können.

Fazit

Aufgrund des beobachteten Versagens ist der Nachweis einer Stahlblech-Holz-Verbindung mit Rillennägeln mit dem von Blaß et al. [25] hergeleiteten Berechnungsmodell durchzuführen. Der Nachweis gemäß EC 5 hingegen überschätzt die Tragfähigkeit der Verbindung. Ein vorzeitiges Spaltversagen kann ausgeschlossen und die nach Abschnitt 4.2 und Abschnitt 4.3 ermittelten Parameter können angewandt werden. Da dieses Versagen gemäß Blaß et al. [25] auch bei anderen Verbindungsmitteln insbesondere mit hoher axialer Tragfähigkeit rechnerisch möglich ist, sind weitere Untersuchungen zur Identifizierung der gefährdeten Verbindungsmittel und insbesondere zur Erarbeitung eines in der Praxis wirtschaftlich einsetzbaren Bemessungsmodells notwendig. Aufgrund der notwendigen Iterationsschritte ist die Anwendung des Berechnungsmodells gegenwärtig mit größerem Aufwand verbunden.

Neben der Untersuchung des Tragverhaltens war ein weiteres Ziel der Zug-Scher-Versuche die Ermittlung der notwendigen Verbindungsmittel- und Randabstände. Aufgrund des aufgetretenen Versagens, welches kein vorzeitiges Aufspalten der Holzquerschnitte beinhaltete, können die gewählten Abstände als geeignet zur Konstruktion von Stahlblech-Holz-Verbindungen betrachtet werden. Die Verbindungsmittel- und Randabstände können somit entsprechend EC 5 für Nägel in Bauteile mit $\rho_k < 430 \text{ kg/m}^3$ bei Rillennägeln in nicht vorgebohrten Bauteilen gewählt werden. Wird ein Vorbohren allerdings notwendig, können EC 5 entsprechend die Rand- und Verbindungsmittelabstände für vorgebohrte Bauteile zur Anwendung kommen.

4.4.4 Lateral beanspruchte Schraubengruppe

Material und Methoden

Zur Überprüfung der in Abschnitt 4.2.3 und Abschnitt 4.3.3 ermittelten Kennwerte und zur Untersuchung der notwendigen Verbindungsmittel- und Randabstände sowie des Tragverhaltens von Schrauben in Buchen-FSH Typ S wurden 21 Zug-Scher-Versuche in sechs Versuchsreihen durchgeführt. Die Versuche wurden an das für die Zulassung von Schrauben in Holzkonstruktionen anzuwendende European Assessment Document - EAD 130118-00-0603 (EAD) angelehnt.

Dementsprechend bestand jede Verbindung aus vier in Faserrichtung hintereinander angeordneten Schrauben. Diese wurden sowohl nicht vorgebohrt (nv) als auch vorgebohrt (v) eingebracht. Um die Gefahr des Versagens beim Eindrehen zu minimieren, wurden Teilgewindeschrauben verwendet. Angepasst an die Seitenholzdicke t wurde die Schraubenlänge L derart gewählt, dass das Gewinde lediglich im Mittelholz einbindet.

Innerhalb des Versuchsprogramms wurden der Schraubendurchmesser d (5 mm, 8 mm und 12 mm) und der Deckflächenwinkel β (0° und 90°) variiert, vgl. Tabelle 4-10. Der Fokus lag dabei auf dem vermuteten ungünstigeren Deckflächenwinkel von $\beta = 0^\circ$. Die Verbindungsmittel- und Randabstände wurden nach EC 5 für Nägel in vorgebohrten und nicht vorgebohrten Bauteilen ($420 \text{ kg/m}^3 < \rho_k \leq 500 \text{ kg/m}^3$) gewählt. Die Seitenholzdicke t wurde zu $7 \cdot d$ bzw. entsprechend der minimal lieferbaren Plattendicke von 40 mm gewählt. Gemäß der Theorie nach Johansen unter Verwendung der Lochleibungsfestigkeiten und der Auszieh Widerstände nach Abschnitt 4.2.3 und Abschnitt 4.3.3 sowie unter Ansatz der mittleren Fließmomente und der Zugfestigkeiten der Schrauben, vgl. Tabelle A 15 im Anhang zu Abschnitt 4, war mit einem Versagensmechanismus mit zwei Fließgelenken je Scherfuge zu rechnen. In Bild 4-41 ist die Geometrie der Prüfkörper und der verwendete Schraubentyp dargestellt.

Tabelle 4-10: Versuchsprogramm der Zug-Scher-Versuche.

Reihe	d [mm]	β [°]	v/nv [-]	a_1 [-]	$a_{3,t}$ [-]	$a_{4,c}$ [-]	t [-]	n [-]
1	5	0	nv	15·d	20·d	7·d	7·d	4
2	8	0	nv	15·d	20·d	7·d	7·d	6
3	12	0	nv	15·d	20·d	7·d	7·d	2
4	8	0	v	5·d	12·d	3·d	5·d	3
5	8	90	v	5·d	12·d	3·d	5·d	3
6	8	90	v	7·d	12·d	3·d	5·d	3

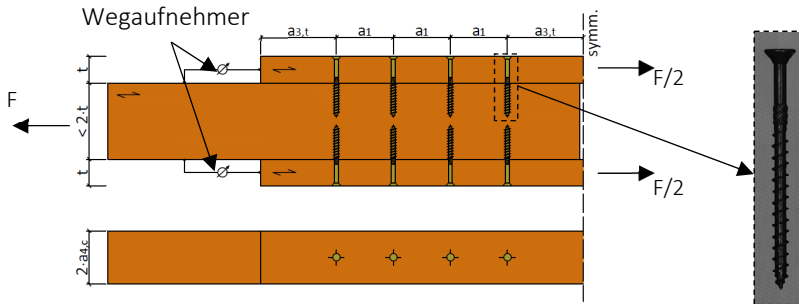


Bild 4-41: Geometrie der Zug-Scher-Prüfkörper mit gewählten Verbindungsmittel- und Randabständen sowie gewähltem Schraubentyp.

Die Versuchsdurchführung erfolgte in Anlehnung an DIN EN 1380 und DIN EN 26891. Gemäß EAD soll eine Relativverschiebung von $w = 10$ mm erreicht werden, bevor die Höchstlast F_{\max} auf 80 % abfällt. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Duktilität wird somit eine Relativverschiebung von $w \geq 10$ mm in mindestens einer Verbindung je Prüfkörper gefordert.

Versuchsergebnisse

Bei allen Prüfkörpern erfolgte ein schlagartiger Lastabfall als Folge eines Aufspaltens der Seitenhölzer, ausgehend vom belasteten Hirnholzende, vgl. Bild 4-42.



Bild 4-42: Versagte Prüfkörper nach Erreichen der Höchstlast. links: ν ; $\beta = 0^\circ$. rechts: ν ; $\beta = 90^\circ$.

Die Versuchsergebnisse können der Tabelle 4-11 entnommen werden. Neben der mittleren Höchstlast $F_{\max, \text{mean}}$ sind die erwarteten Lasten F_{est} angegeben. Eine effektive Verbindungsmittellanzahl n_{ef} gemäß ETA-11/0190 ist berücksichtigt. Weiterhin sind die Mittelwerte der erreichten Verschiebungen bei Höchstlast $w_{\max, \text{mean}}$ aufgeführt. Die Ergebnisse der Einzelversuche und die nach DIN EN 26891 ermittelten Anfangs- und Verschiebungsmoduln $K_{i, \text{mean}}$ und $K_{s, \text{mean}}$ können der Tabelle A 16 und Tabelle A 17 im Anhang zu Abschnitt 4 entnommen werden. Die Rohdichte betrug im Mittel $\rho_{\text{mean}} = 825 \text{ kg/m}^3$ ($v = 2,28 \%$).

Tabelle 4-11: Versuchsergebnisse der Zug-Scher-Versuche.

Reihe	d [mm]	n/nv [-]	β [°]	$F_{\max, \text{mean}}$ [kN]	$w_{\max, \text{mean}}$ [mm]	F_{est} [kN]	n_{ef} [-]	Δ^* [-]
1	5	nv	0	55,5	10,3	38,0	4	1,46
2	8	nv	0	116	12,6	88,8	4	1,30
3	12	nv	0	154	7,63	170	4	0,90
4	8	v	0	45,7	2,53	48,9	2,21	0,93
5	8	v	90	69,4	4,64	51,1	2,21	1,36
6	8	v	90	85,0	9,06	61,2	2,64	1,39

* $\Delta = F_{\max, \text{mean}}/F_{\text{est}}$

Die Last-Verschiebungsdiagramme aller Versuche mit zugehöriger erwarteten Last F_{est} der Verbindung (rote Linie) sind in Bild 4-43 dargestellt. Die Relativverschiebung w entspricht dem Mittelwert der gemessenen Verschiebungen eines Anschlusses, vgl. Bild 4-41. Es sind ausschließlich die Verschiebungen des versagten Anschlusses dargestellt.

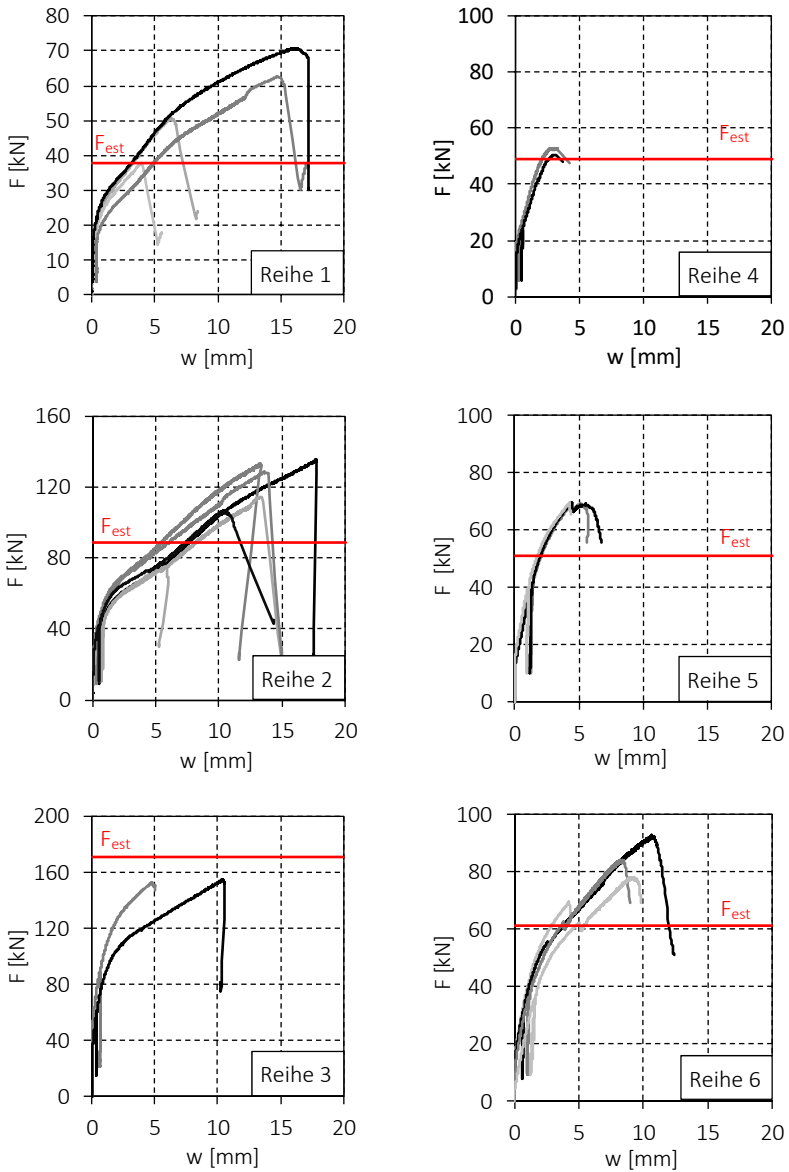


Bild 4-43: Last-Verschiebungsdiagramme der versagten Verbindungen der Zug-Scher-Versuche.

Die Mehrheit der Versuche der Reihen 1 und 2 konnten die nach EAD geforderte Relativverschiebung von $w = 10 \text{ mm}$ und die erwartete Last F_{est} erreichen. F_{est} konnte dabei um bis zu 46 % übertroffen werden. Nach dem Öffnen der Prüfkörper konnten die zwei berechneten Fließgelenke je Scherfuge festgestellt werden, vgl. Bild 4-44. Bei drei Prüfkörpern erfolgte ein Lastabfall vor Erreichen der geforderten Relativverschiebung und vor Erreichen von F_{est} . Grund ist das Erreichen des Bruchdrehmomentes mehrerer Schrauben bei der Montage. Eine verminderte Tragfähigkeit war somit vorhanden.

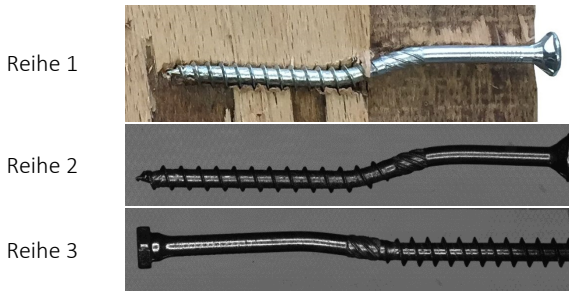


Bild 4-44: Verformte Schrauben nach Öffnen der Prüfkörper der Reihen 1 bis 3.

Die beiden Prüfkörper der Reihe 3 wiesen im direkten Vergleich eine geringere plastische Verformung der Schraube und des Holzes (Lochleibung) auf, vgl. Bild 4-44. F_{est} wurde von beiden Prüfkörpern um 10 % unterschritten. Die geforderte Relativverschiebung von $w \geq 10 \text{ mm}$ konnte dabei von einem Prüfkörper erreicht werden. Im Falle des zweiten Prüfkörpers kamen Tellerkopfschrauben (alle sonstigen Schraubenmerkmale blieben identisch) zum Einsatz. Die damit verbundene größere Anpresskraft zwischen Mittel- und Seitenholz führte zu höherer Anfangssteifigkeit und somit zu einer geringeren Relativverschiebung bei Höchstlast.

Innerhalb der Reihen 4 und 5 trat das Versagen bereits bei $w < 5 \text{ mm}$ ein. Eine spätere Erhöhung des Verbindungsmittelabstandes von $a_1 = 5 \cdot d$ auf $a_1 = 7 \cdot d$ in Reihe 6 führte zu einer deutlichen Steigerung der Relativverschiebung und der Höchstlast. Die Forderung des EAD wurden dabei nahezu erreicht. F_{est} konnte dennoch um bis zu 39 % übertroffen werden. In Reihe 4 konnte abweichend von

Tabelle 4-11 F_{est} von der Mehrheit der Prüfkörper erzielt werden. Infolge der geringen Tragfähigkeit eines Prüfkörpers, vgl. Tabelle A 17, ergibt sich im Mittel eine Unterschreitung von F_{est} . Plastische Verformungen im Holz im Bereich der Scherfuge und der Schrauben wurden nicht festgestellt.

Diskussion und Fazit

Die gewählten Rand- und Verbindungsmittelabstände für nicht vorgebohrte Schrauben sind, aufgrund der erreichten Relativverschiebung von $w \geq 10$ mm gemäß EAD, geeignet um ein duktileres Verhalten der Verbindung sicherzustellen. F_{est} konnte bei allen Versuchen um bis zu 46 % übertroffen werden. Nur bei Schrauben mit $d = 12$ mm sind aufgrund der geringen Versuchsanzahl noch ergänzende Versuche notwendig. Zwar konnte bei diesen die geforderte Relativverschiebung erreicht werden, allerdings nicht F_{est} . Ein möglicher Einfluss eines Gruppeneffektes ist somit zusätzlich zu untersuchen. Aufgrund der vorhandenen Verbindungsmittelabstände gilt gemäß EC 5 $n_{ef} = n$.

Die nach EC 5 gewählten Verbindungsmittel- und Randabstände für Verbindungsmittel in vorgebohrten Hölzern sind gemäß den Anforderungen des EAD als zu gering zu bewerten. Unter Verwendung der minimal zur Verfügung stehenden Plattendicke konnte keine der geprüften Verbindungen die geforderte Relativverschiebung von $w \geq 10$ mm erreichen. Dennoch konnte unter Berücksichtigung von n_{ef} die erwartete Tragfähigkeit F_{est} um bis zu 36 % überschritten werden. Unter Ansatz der ermittelten Lochleibungs- und Ausziehfestigkeit ergibt sich mit Hilfe der Theorie von Johansen somit eine konservative Abschätzung der Tragfähigkeit. Allerdings ist mit einem spröden Versagen der Verbindung zu rechnen. Eine Erhöhung der Verbindungsmittelabstände auf $a_1 = 7 \cdot d$ brachte eine deutliche Steigerung der Relativverschiebung. Ein duktileres Verhalten und eine höhere Tragfähigkeit war die Folge. Unter Ansatz der in diesem Fall anzusetzenden effektiven Verbindungsmittelanzahl wird die mittlere Tragfähigkeit $F_{max,mean}$ von der berechneten Tragfähigkeit um 39 % unterschätzt.

Um ein duktileres Versagen der Verbindung gemäß EAD zu ermöglichen, sind somit höhere Verbindungsmittel- und Randabstände oder wahlweise eine Erhöhung der Mindestholzdicke erforderlich. Dem Wunsch nach einer Verringerung der

Mindestabstände kann auf Grundlage der vorgestellten Versuche nicht entsprochen werden. Die derzeit angewendeten bauaufsichtlichen Regelungen führen allerdings dennoch zu einer konservativen Bemessung und Konstruktion der Verbindungen. Da allerdings eine Erhöhung des Verbindungsmittelabstandes um 2·d bereits eine deutliche Steigerung der Duktilität und zusätzliche Tragreserven mit sich bringt, sind größerer Abstände in Betracht zu ziehen. Wird gleichzeitig die höhere Tragfähigkeit ausgenutzt, ist eine höhere Wirtschaftlichkeit gegeben. Weitere Untersuchungen sind allerdings notwendig, um die positive Tendenz für alle Durchmesser zu bestätigen. Zusätzlich ist zu untersuchen, warum die nach EAD geforderte Relativverschiebung nicht von allen Prüfkörpern erreicht werden konnte. Aufgrund der vorhandenen Tragreserve ist die Grenze von $w \geq 10$ mm nach EAD für Buchen-FSH in diesem Zuge zu diskutieren.

Auf Grundlage der durchgeführten Versuche kann die höhere Spaltempfindlichkeit von lateral belasteten Verbindungsmitteln bei $\beta = 0^\circ$ bestätigt werden. Die Gegenüberstellung der erreichten Höchstlasten der Reihen 4 und 5 ergibt im Mittel eine Differenz von $\beta = 90^\circ$ auf $\beta = 0^\circ$ von $\Delta = 34$ % bei identischer Verbindungsgeometrie. Eine vom Deckflächenwinkel abhängige Regelung der konstruktiven Randbedingungen ist daher anzustreben.

Eine abschließende Empfehlung für die zur Konstruktion notwendigen Rand- und Verbindungsmittelabstände kann somit nicht getroffen werden. Um den Forderungen des EAD nach ausreichender Duktilität innerhalb der Verbindung zu folgen, sind weiterführende Untersuchungen notwendig. Die gemäß EC 5 und den bauaufsichtlichen Regelungen anzuwendenden konstruktiven und rechnerischen Randbedingungen führen allerdings zur konservativen Abschätzung der Tragfähigkeit und können somit bis zur Klärung Anwendung finden. Auf eine ausreichende Redundanz aufgrund des zur erwartenden spröden Versagens ist zu achten. Dennoch konnte mit Hilfe der Versuche die in Abschnitt 4.2.3 und Abschnitt 4.3.3 ermittelten Ausziehparameter und Lochleibungsfestigkeiten bestätigt werden.

4.4.5 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Abschnitts wurden die für Buchen-FSH ermittelten Ausziehwi-derstände und Lochleibungsfestigkeiten anhand von Versuchen an Verbindungen überprüft und das Tragverhalten näher untersucht. Weiteres Ziel war die

Überprüfung der zur Konstruktion von Verbindungen notwendigen Rand- und Verbindungsmittelabständen.

Für axial beanspruchte Schrauben konnte gezeigt werden, dass lediglich vergleichsweise geringe Verbindungsmittel- und Randabstände sowie Eindringtiefen zum Erreichen der Zugtragfähigkeit der Schrauben notwendig sind. Aufgrund der hohen Steifigkeit der Verbindung werden dabei nur geringe Relativverschiebungen erreicht. Faserparallel eingebrachte Schrauben stellen somit eine tragfähige und steife Verbindungsalternative z. B. in Fachwerksystemen dar, vgl. Abschnitt 6 und Abschnitt 7. Allerdings ist noch Forschungsbedarf vorhanden, insbesondere in Bezug auf das Tragverhalten bei Langzeitbeanspruchung.

Für lateral beanspruchte Schrauben konnten auf Grundlage der Versuche keine abschließende Empfehlung für Verbindungsmittel- und Randabstände getroffen werden. Weiterführende Untersuchungen sind somit notwendig. Gemäß anzuwendendem EAD sind zur Sicherstellung einer ausreichenden Duktilität bereits die nach EC 5 geregelten Abstände als nicht ausreichend zu bewerten. Allerdings konnten die zuvor berechneten erwarteten Tragfähigkeiten mehrheitlich erzielt werden. Eine ausreichende Tragfähigkeit ist somit trotzdem sichergestellt. Mit einem spröden Spaltversagen muss allerdings gerechnet werden. Bei der Bemessung und Konstruktion derartiger Verbindungen ist dies zu berücksichtigen.

Aufgrund des in Abschnitt 4.4.3 beobachteten Stahlversagens der Rillennägel können die sonst für Nadelholz anzuwendenden Abstände auch für Buchen-FSH angewendet werden. Um diesem im Holzbau noch unbekanntem Abscherversagen der Verbindungsmittel Rechnung zu tragen, ist das von Blaß et al. [25] hergeleitete Bemessungsmodell anzuwenden. Nach EC 5 wird die Tragfähigkeit bisher überschätzt. Weitere Untersuchungen sind noch notwendig, um ein einfach anzuwendendes und damit praxishohes Bemessungsmodell herzuleiten. Auch steht die Überprüfung weiterer Verbindungsmittel und von Holz-Holz-Verbindungen noch aus. Zwar entfällt in diesem Fall meist eine der Schnittkraftkomponenten innerhalb des Nachweises, dennoch kann durch die hohe Normalkraft innerhalb des Stiftes ein Stahlversagen durch die kombinierte Wirkung von Biegemoment und Normalkraft oder Querkraft eintreten.

5 Eingeklebte Gewindestangen

5.1 Allgemein

Bereits in zahlreichen Forschungsarbeiten wurden das Tragverhalten und die konstruktiven Randbedingungen für diese Art der Verbindung näher untersucht. Darauf aufbauend wurden Bemessungsvorschriften für die Baupraxis hergeleitet, welche sich in Normen und entsprechenden Zulassungen der Klebstoffe wiederfinden. Vorwiegend werden hierbei Zwei-Komponenten-Epoxidharze und Polyurethan-Klebstoffe verwendet, welche speziell für diese Anwendung entwickelt wurden.

Grund für das große Interesse an dieser Verbindungsart sind die hohen Tragfähigkeiten, die mit axial beanspruchten eingeklebten Gewindestangen erreicht werden können. Versuche an faserparallel eingeklebten Gewindestangen in Brettchichtholz aus Fichte zeigten beispielsweise, dass die Zugtragfähigkeit des Nettoquerschnitts erreicht werden kann, vgl. Bild 5-1.



Bild 5-1 Prüfkörper mit faserparallel eingeklebten Gewindestangen nach der Versuchsdurchführung mit erzieltm Versagen im Brutto- bzw. Nettoquerschnitt.

Die geringen notwendigen Verbindungsmittel- und Randabstände bieten, im Vergleich zu Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten Verbindungsmitteln, zusätzlich die Möglichkeit, die Querschnittsabmessungen deutlich zu reduzieren. Eine wirtschaftliche Ausnutzung des Bruttoquerschnitts ist somit gegeben, wie die mittleren Prüfkörper aus Bild 5-1 zeigen.

Ähnliche Tragfähigkeiten lassen sich beispielsweise mittels axial beanspruchter Voll- und Teilgewindeschrauben erzielen. Wie bereits in Abschnitt 4 beschrieben sind diese nicht ohne Weiteres faserparallel einsetzbar, wie es beispielsweise beim Anschluss von Zug- und Druckdiagonalen in Fachwerkträgern wünschenswert wäre, vgl. Abschnitt 6 und Abschnitt 7. Die Einschränkungen bzw. notwendigen Abminderungen von faserparallel geschraubten Verbindungen sind bei eingeklebten Gewindestangen aufgrund des starren Verbundes zwischen Stahlstab und Holz durch den verwendeten Klebstoff nicht notwendig. Lediglich der für den Holzbau übliche Einfluss der Nutzungsklasse und die Klasse der Lasteinwirkungsdauer muss durch den Modifikationsbeiwert k_{mod} bei der Bemessung der Klebfugentragfähigkeit berücksichtigt werden.

Aufgrund der hohen Tragfähigkeit von Buchen-FSH scheinen eingeklebte Gewindestangen eine leistungsfähige und wirtschaftliche Lösung zu bieten, um hohe Kräfte auf kleinstem Raum übertragen zu können. Allerdings ist der Einsatz dieser Verbindungsart noch weitgehend auf Bauteile aus Nadelholz beschränkt. Erste Versuche von Enders-Comberg [6] zeigten jedoch, dass eine zuverlässige Verklebung zwischen Gewindestange und Buchen-FSH hergestellt werden kann und große Tragfähigkeiten erzielt werden können. In diesem Abschnitt werden darauf aufbauende Untersuchungen vorgestellt und die für die Bemessung und Konstruktion von Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen in Buchen-FSH notwendigen Parameter abgeleitet. Zur besseren Einordnung der Versuchsergebnisse wird zunächst der derzeitige Stand der Technik für axial beanspruchte Gewindestangen vorgestellt. Eine laterale Belastung der Gewindestangen wird in dieser Arbeit nicht betrachtet.

5.2 Stand der Technik

5.2.1 Tragverhalten und Einflussfaktoren

Das Tragverhalten von axial beanspruchten eingeklebten Gewindestangen wurde in zahlreichen Veröffentlichungen bereits genauer untersucht und diskutiert. Eine Übersicht über den Stand der Technik und die für die Tragfähigkeit maßgebenden Parameter geben z. B. Tlustochowicz et al. [9]. An dieser Stelle werden die wichtigsten Tragmechanismen und mechanischen Hintergründe und Einflussfaktoren auf die Tragfähigkeit dargestellt.

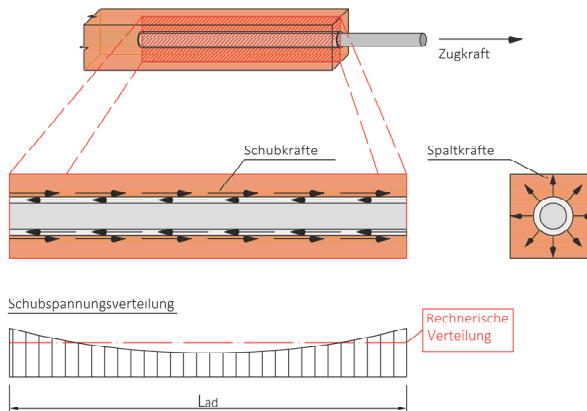


Bild 5-2 Kraftfluss innerhalb einer Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen.

Bei axial beanspruchten eingeklebten Gewindestangen wird die zu übertragende Zugkraft mittels Schubkräften in das anzuschließende Bauteil eingeleitet, vgl. Bild 5-2. Die Kraftübertragung erfolgt durch Adhäsions- sowie Kohäsionskräfte und durch mechanische Verzahnung über die Gewindestange und den Klebstoff in den Holzwerkstoff. Die entlang der Bohrlochwandung zu übertragende Schubspannung ist dabei ungleichmäßig über die Einklebelänge L_{ad} verteilt und weist Spannungsspitzen am Anfang und am Ende der Klebefuge auf,

vgl. Bild 5-2. Die Ausprägung der Spannungsspitzen ist dabei abhängig vom Verhältnis der Dehnsteifigkeiten der Gewindestange EA_{Stahl} zur Steifigkeit des Holzquerschnittes EA_{Holz} . Die in Bild 5-2 dargestellte qualitative Spannungsverteilung ergibt sich durch identische Steifigkeiten beider Bauteile.

Auf Grundlage der Theorie nach Volkersen [27] wurde die Schubspannungsverteilung entlang einer Verklebung bspw. von Aicher [28] hergeleitet. Aicher leitete dabei die Spannungsverteilung vereinfacht für einen überlappenden geklebten Zugstoß her, vgl. Bild 5-3.

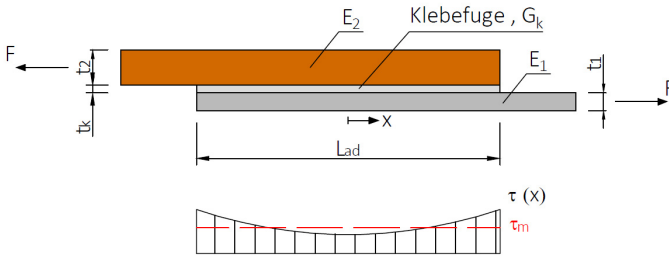


Bild 5-3: Überlappende geklebter Zugstoß mit konstanter Breite b.

Der sich aus der Herleitung ergebende Schubspannungsverlauf $\tau(x)$ entlang der Klebefugenlänge L_{ad} kann gemäß Aicher nach Gl. (5-1) berechnet werden.

$$\tau(x) = \tau_m \frac{\varpi}{2} \left[\frac{\cosh(\varpi x / L_{ad})}{\sinh(\varpi / 2)} - \frac{(1 - \alpha)}{(1 + \alpha)} \cdot \frac{\sinh(\varpi x / L_{ad})}{\cosh(\varpi / 2)} \right] \quad (5-1)$$

Darin enthalten ist der als Volkersen-Term bezeichnete Parameter ϖ , der insbesondere die Steifigkeit im Bereich der Klebefuge berücksichtigt. Der Parameter ϖ wird gemäß Gl. (5-2) berechnet.

$$\varpi = \sqrt{\frac{L_{ad}^2}{E_1 \cdot t_1} \cdot \frac{G_k}{t_k} \cdot (1 + \varphi)} \quad (5-2)$$

In den Volkersen-Term gehen die folgenden Parameter ein:

L_{ad}	Klebefugenlänge
G_k/t_k	Effektive Schubsteifigkeit der Klebefuge
t_1	Dicke des ersten Fügeteils
E_1	E-Modul des ersten Fügeteils
φ	Dehnsteifigkeitsverhältnis der Fügeteile gemäß Gl. (5-3).

$$\varphi = \frac{E_1 \cdot t_1}{E_2 \cdot t_2} \quad (5-3)$$

Die Breite b der Fügeteile 1 und 2 wird als identisch angenommen, sodass diese sich aus Gl. (5-3) herauskürzen.

Weiterhin geht in Gl. (5-1) die rechnerische Schubspannung τ_m ein, die sich durch den Bezug der angreifenden Kraft F auf die Klebefugenfläche gemäß Gl. (5-4) ergibt.

$$\tau_m = \frac{F}{L_{ad} \cdot b} \quad (5-4)$$

Unter Verwendung von Gl. (5-1) und den Annahmen nach Tabelle 5-1 können die Auswirkungen unterschiedlicher Dehnsteifigkeiten genauer betrachtet werden.

Tabelle 5-1: Getroffene Annahmen zur Auswertung der Schubspannungsverteilung $\tau(x)$.

F [kN]	E_1 [N/mm ²]	E_2 [N/mm ²]	b [mm]	t_1 [mm]	t_2 [mm]	G_k/t_k [N/mm ³]	φ [-]
100	210000	16800	100	8	100	100	1,0
					200		0,5

In Bild 5-4 sind die Verläufe der normierten Schubspannung $\tau(x)/\tau_m$ über die normierte Klebelänge x/L_{ad} für zwei unterschiedliche Verhältniswerte φ und variierenden Klebefugenlängen L_{ad} dargestellt.

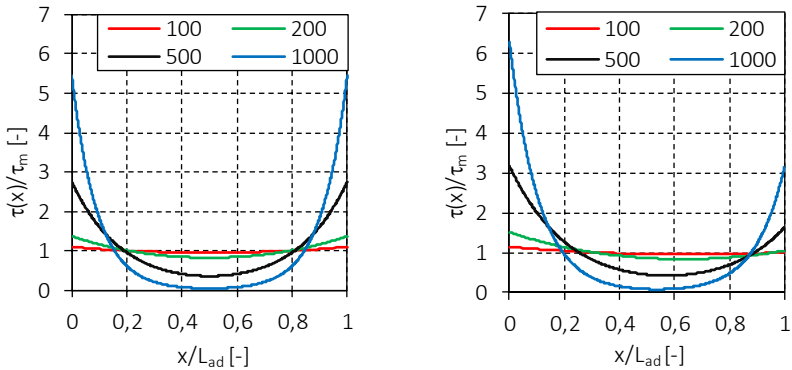


Bild 5-4: Normierte Schubspannungsverlauf entlang der normierten Klebefuge für Klebefugenlängen von $L_{ad} = 100$ mm bis 1000 mm für $\varphi = 1$ links und $\varphi = 0,5$ rechts.

Bei Betrachtung von Gl. (5-1) bis Gl. (5-4) stellt die Klebefugenlänge den größten Einflussfaktor auf die Schubspannungsverteilung dar. Die Auswertung der Gleichungen in Bild 5-4 zeigen unabhängig vom Steifigkeitsverhältnis φ den Einfluss einer größer werdenden Klebefugenlänge. Der mittlere Bereich der Klebefuge entzieht sich zunehmend dem Lastabtrag, während die Spannungsspitzen am Anfang und Ende der Klebefuge deutlich zunehmen. Diese sind bei einem Steifigkeitsverhältnis der beiden Fügeteile von $\varphi = 1$ gleich groß, vgl. Bild 5-4 links. Weicht das Steifigkeitsverhältnis von $\varphi = 1$ ab, erfolgt dagegen eine einseitige Zunahme der Spannungsspitze. In Bild 5-4 rechts ist beispielhaft die Spannungsverteilung bei größerer Dehnsteifigkeit des zweiten Fügeteils und somit für $\varphi = 0,5$ dargestellt. Neben der Klebefugenlänge sind damit die Dehnsteifigkeiten und die Maße der beiden zu verbindenden Bauteile weitere Einflussfaktoren auf die Spannungsverteilung und damit auf die Tragfähigkeit.

Außerdem haben die Schubsteifigkeit und die Dicke der Klebefuge Einfluss auf die Spannungsverteilung. Diese werden durch die effektive Schubsteifigkeit der Klebefuge G_k/t_k nach Gl. (5-2) innerhalb des Volkersen-Terms berücksichtigt. Der Einfluss der effektiven Schubsteifigkeit auf die Spannungsverteilung kann Bild 5-5 entnommen werden. Die dort dargestellten Verläufe für Schubsteifigkeiten $G_k/t_k = 25$ N/mm³ bis 500 N/mm³ zeigen eine Zunahme der Spannungsspitzen mit größer werdender Steifigkeit.

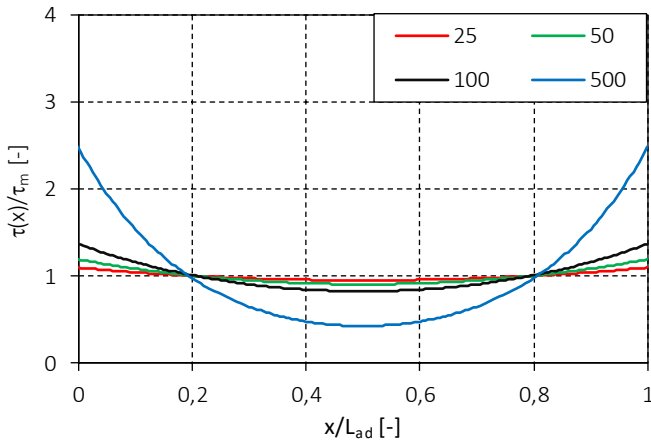


Bild 5-5: Normierte Schubspannungsverteilung entlang der normierten Klebefuge bei variieren- der effektiver Schub-steifigkeit G_k/t_k der Klebefuge (Annahmen: vgl. Tabelle 5-1, $L_{ad} = 200$ mm und $\varphi = 1$).

Neben Aicher haben bspw. auch Gustafsson und Serrano [29] oder Jensen et al. [30] basierend auf der Theorie von Volkersen die Spannungsverteilung entlang der Klebefuge hergeleitet. Hierbei sind besonders Gustafsson und Serrano hervorzuheben, die für unterschiedliche Belastungszustände die Spannungsverteilung für eingeklebte Gewindestangen hergeleitet und darauf aufbauend ein Bemessungsmodell erarbeitet haben. Die Herleitungen weichen dabei jeweils voneinander ab, geben aber qualitativ den in Bild 5-4 und Bild 5-5 dargestellten Schubspannungsverlauf wieder.

Übertragen auf Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen in Bauteilen aus Buchen-FSH ergeben sich somit die Einklebelänge L_{ad} , der Gewindestangendurchmesser d , die Klebefugendicke t_k und der Querschnitt des Holzbauteils als geometrische Einflussfaktoren für die Tragfähigkeit der Klebefuge. Die Einklebelänge und der Gewindestangendurchmesser werden dabei oftmals vereinfachend in einem dimensionslosen Parameter $\lambda = L_{ad}/d$ zusammengefasst, bspw. in Steiger et al. [31].

Resultierend aus der Einleitung der Schubkräfte werden zusätzlich Kräfte rechtwinklig zur Klebefuge in das anzuschließende Bauteil eingeleitet, vgl. Bild 5-2. Die Einleitung erfolgt dabei überwiegend im Bereich der Spannungsspitzen am Anfang und Ende der Verbindung. Besonders bei faserparallel eingeklebten Gewindestangen können die dort wirkenden Querkzugkräfte bzw. Spaltkräfte zu einem vorzeitigen Versagen im Hirnholzbereich der Verbindung führen, vgl. Bild 5-6. Um ein derartiges Aufspalten im Hirnholzbereich zu vermeiden, sind daher entsprechende Verbindungsmittel- und Randabstände einzuhalten.



Bild 5-6: Spaltversagen bei Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen in Brettschichtholz aus Fichte, vgl. Enders-Comberg [6].

Mit Hilfe konstruktiver Maßnahmen ist es allerdings möglich, kleinere Abstände zu realisieren und somit die Ausnutzung der Bauteile zu steigern. Enders-Comberg [6] verwendete bspw. Vollgewindeschrauben, welche senkrecht zur Faser nahe dem Hirnholz eingebracht wurden, um die Spaltkräfte aufzunehmen, vgl. Bild 5-7.

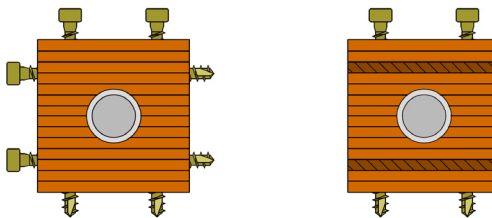


Bild 5-7: Mögliche Verstärkung von Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen mittels Vollgewindeschrauben für Buchen-FSH Typ S (*links*) und Typ Q (*rechts*).

Eine weitere Möglichkeit bietet das Rückversetzen der Klebfuge in das Innere des Bauteils, vgl. Bild 5-8. Die Last wird somit in einem für Spaltversagen unempfindlicheren Bereich des Bauteils eingeleitet. Eine derartige Rückversetzung ist beispielsweise in der Zulassung Z-9.1-778 geregelt.



Bild 5-8: Eingeklebte Gewindestange mit zurückversetzter Klebfuge, vgl. [6].

Neben den genannten geometrischen Einflussfaktoren müssen ebenfalls klimatische Einflüsse und die Lasteinwirkungsdauer bei der Bewertung der Tragfähigkeit berücksichtigt werden. Insbesondere bei erhöhter Temperatur verlieren die für das Einkleben von Gewindestangen zugelassenen Klebstoffe signifikant an Tragfähigkeit. Grund hierfür ist deren geringe Glasübergangstemperatur. Diese beschreibt die Temperatur bei der der spröde-elastische Zustand des Klebstoffes in einen zähflüssigen visko-elastischen Zustand übergeht. In der Baupraxis muss die Tragfähigkeit der Klebstoffe daher bis zu der nach EC 5 geregelten Mindesttemperatur von 60°C sichergestellt sein. Der Einfluss des Nutzungsklimas bzw. der Temperatur wird innerhalb dieser Arbeit jedoch nicht weiter betrachtet.

5.2.2 Bemessungsansatz und konstruktive Randbedingungen

Aufgrund des im vorigen Abschnitt beschriebenen Lastabtrags durch die drei verschiedenen Komponenten (Gewindestange, Klebfuge und Holzbauteil) ergeben sich grundsätzlich vier unterschiedliche Versagensmechanismen. Diese müssen einzeln in der Bemessung für eine Verbindung mit einer Gewindestange berücksichtigt werden:

- Versagen der Gewindestange (duktil),
- Versagen der Klebefuge bzw. Schubversagen entlang der Bohrlochwandung (spröde),
- Spaltversagen des Holzes im Verankerungsbereich (spröde),
- Versagen des anzuschließenden Holzbauteils im Nettoquerschnitt (spröde).

Allgemein ist eine Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen so zu dimensionieren, dass ein Versagen der Gewindestange und damit ein duktiler Versagen sichergestellt sind. Durch das Plastizitätsvermögen des Stahls soll somit eine ungleichmäßige Lasteinleitung innerhalb einer Gewindestangengruppe kompensiert werden, vgl. EC 5/NA. Zusätzlich ist bei Verbindungen mit mehreren eingeklebten Gewindestangen ein Gruppenversagen (group tear-out) bzw. Blockscherversagen zu berücksichtigen. Bei größer werdenden Kraft-Faser-Winkeln entfällt der Nachweis des Nettoquerschnitts. Allerdings muss in diesen Fällen ein mögliches Quersugversagen berücksichtigt werden.

Im Fokus vorangegangener Untersuchungen zum Tragverhalten von eingeklebten Gewindestangen stand die Erarbeitung eines Bemessungskonzeptes zur Bestimmung der Tragfähigkeit der Klebefuge. Daraus ergaben sich mehrere voneinander abweichende Ansätze. Eine Übersicht über die Bemessungsansätze geben bspw. Tlustochowicz et al. [12]. Der jüngste Bemessungsansatz nach Gl. (5-5) wurde im Rahmen des GIROD-Forschungsprojektes [32] basierend auf der Theorie von Volkersen [27] erarbeitet und in vereinfachter Form 2003 in den Entwurf des EC 5 Teil 2 aufgenommen. Allerdings konnte sich dieser Ansatz auf europäischer Ebene nicht durchsetzen.

$$F_{ax,rik} = f_{k1,k} \cdot \pi \cdot d_{equ} \cdot L_{ad} \cdot \frac{\tanh \omega}{\omega} \quad [\text{N}] \quad (5-5)$$

mit:

$$\omega = 0,016 \cdot \frac{L_{ad}}{\sqrt{d_{equ}}} \quad (5-6)$$

$$d_{equ} = \min \begin{cases} d_d \\ d \cdot 1,15 \end{cases} \quad (5-7)$$

Dabei sind:

- $f_{k1,k}$ Charakteristischer Wert der Klebfugenfestigkeit mit $f_{k1,k} = 5,5 \text{ N/mm}^2$
- ω Parameter zur Berücksichtigung der Bruchenergie des Klebstoffs, der Steifigkeit und Geometrie des Anschlusses
- d_{equ} Äquivalenter Durchmesser in mm
- d_d Bohrlochdurchmesser in mm
- d Gewindestangendurchmesser (Nenndurchmesser) in mm
- L_{ad} Verankerungs- bzw. Einklebelänge in mm

Einzug in den EC 5/NA fand schließlich der Ansatz gemäß DIN 1052:2008. Dieser ist ebenfalls in den bauaufsichtlichen Zulassungen der für diesen Zweck zugelassenen Klebstoffe wiederzufinden, bspw. Z-9.1-705. Danach ergibt sich der Bemessungswert der axialen Tragfähigkeit $F_{ax,Rd}$ einer Verbindung mit einer faserparallel eingeklebten Gewindestange gemäß Gl. (5-8).

$$F_{ax,Rd} = \min \begin{cases} f_{y,d} \cdot A_s \\ f_{k1,d} \cdot \pi \cdot d \cdot L_{ad} \quad [\text{N}] \\ f_{t,0,d} \cdot A_{Netto} \end{cases} \quad (5-8)$$

Dabei sind:

- $f_{y,d}$ Bemessungswert der Streckgrenze der Gewindestange in N/mm^2
- A_s Spannungsquerschnitt der Gewindestange in mm^2
- $f_{k1,d}$ Bemessungswert der Klebfugenfestigkeit in N/mm^2
- $f_{t,0,d}$ Bemessungswert der Zugfestigkeit des Holzes in Faserrichtung in N/mm^2
- A_{Netto} Nettoholzquerschnitt in mm^2

Die Klebfugenfestigkeit wird dabei durch EC 5/NA oder davon abweichend durch die bauaufsichtlichen Zulassungen der für die Verklebung von Gewindestangen zugelassenen Klebstoffen geregelt. Die zum Zeitpunkt der Arbeit geregelten charakteristischen Klebfugenfestigkeitskennwerte $f_{k1,k}$ sind in Tabelle 5-2 zusammengestellt. Diese gelten dabei unabhängig vom Kraft-Faser-Winkel für Gewindestangendurchmesser von $d = 6$ mm bis $d = 30$ mm.

Tabelle 5-2 Überblick über die charakteristischen Klebfugenfestigkeitskennwerte $f_{k1,k}$ in N/mm^2 .

Norm / Zulassung	L_{ad}		
	250 mm	250 mm bis 500 mm	500 mm bis 1000 mm
EC 5/NA	4,0	$5,25-0,005 \cdot L_{ad}$	$3,5-0,0015 \cdot L_{ad}$
Z-9.1-705	5,0	$7,05-0,0083 \cdot L_{ad}$	$3,675-0,0015 \cdot L_{ad}$
Z-9.1-778	6,0	$8,75-0,0106 \cdot L_{ad}$	*
Z-9.1-707	*	*	*

*geregelt durch EC 5/NA

Infolge der in Abschnitt 5.2.1 dargestellten Spannungsverteilung entlang der Klebefuge ist eine Abminderung der Klebfugentragfestigkeit bei größer werdender Einklebelänge notwendig. Die in Tabelle 5-2 dargestellte abschnittsweise Definition der Klebfugenfestigkeit in Abhängigkeit der Einklebelänge geht dabei insbesondere auf Untersuchungen von Riberholt [33] und [34] zurück, der einen nicht-linearen Verlauf der Klebfugenfestigkeit ab einer Einklebelänge von 200 mm vorschlug. Einzug in die Normung hielt schließlich ein vereinfachter bilinearer Verlauf ab einer Einklebelänge von 250 mm. Bis zu einer Einklebelänge von 250 mm wird eine konstante Klebfugenfestigkeit angenommen. Weiterhin wird die ansetzbare Einklebelänge auf einen Maximalwert von 1000 mm begrenzt. In Bild 5-9 ist der nach EC 5/NA geregelte Verlauf der ansetzbaren Klebfugenfestigkeit bei größer werdender Einklebelänge grafisch dargestellt.

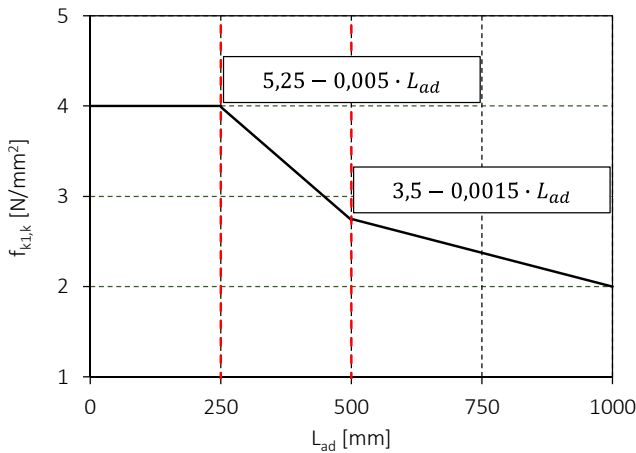


Bild 5-9 Verlauf der Klebfugenfestigkeit über die Einklebelänge nach EC 5/NA.

In den bauaufsichtlichen Zulassungen aus Tabelle 5-2 ist für die maximal ansetzbare Einklebelänge eine weiterführende Regelung nach Gl. (5-9) angegeben.

$$L_{ad,max} = \min\{40 \cdot d; 1000\} \quad [\text{mm}] \quad (5-9)$$

Zur Sicherstellung einer tragfähigen Verbindung muss außerdem eine Mindesteinklebelänge eingehalten werden. Gemäß EC 5/NA und den bauaufsichtlichen Zulassungen ist diese nach Gl. (5-10) zu ermitteln.

$$L_{ad,min} = \max\{0,5 \cdot d^2; 10 \cdot d\} \quad [\text{mm}] \quad (5-10)$$

Neben den Mindest- und Maximaleinklebelängen bilden die einzuhaltenden minimalen Verbindungsmittel- und Randabstände ein weiteres konstruktives Element zur Sicherstellung der Tragfähigkeit. Analog zur Klebfugenfestigkeit bieten auch die bauaufsichtlichen Zulassungen aus Tabelle 5-2 die Möglichkeit, zum EC 5/NA abweichende Abstände zu verwenden. Die gegenwärtig geregelten Verbindungsmittel- und Randabstände sind in Tabelle 5-3 zusammengestellt.

Tabelle 5-3 Überblick über die Verbindungsmittel- und Randabstände für eingeklebte Gewindestangen.

Norm /Zulassung	a_1	$a_{1,c}$	a_2	$a_{2,c}$
EC 5/NA	$4 \cdot d$	$2,5 \cdot d$	$5 \cdot d$	$2,5 \cdot d$
Z-9.1-705	-	-	$5 \cdot d^*$	$2,5 \cdot d^*$
Z-9.1-778	-	-	$3,75 \cdot d^*$	$1,875 \cdot d^*$
Z-9.1-791	-	-	$3,5 \cdot d$	$1,75 \cdot d$

*nur gültig für $L_{ad} \leq 330$ mm

Die Regelungen der Zulassungen nach Tabelle 5-3 beschränken sich dabei auf faserparallel eingeklebte Gewindestangen. Für rechtwinklig zur Faser angeordnete axial belastete Gewindestangen gelten die Regelungen nach EC 5/NA.

Hervorzuheben ist die Zulassung Z-9.1-791. Gegenstand dieser Zulassung sind lediglich die über den EC 5/NA hinausgehende bzw. abweichende Bemessungs- und Konstruktionsregeln für in Brettschichtholz faserparallel eingeklebte Gewindestangen. Die Klebfugenfestigkeit ist nicht Gegenstand dieser Zulassung.

5.3 Faserparallel eingeklebte Gewindestangen

5.3.1 Material und Methoden

Zur Bestimmung der Tragfähigkeit von faserparallel eingeklebten Gewindestangen in Bauteilen aus Buchen-FSH wurden von Meyer [23] insgesamt 125 pull-pull Versuche in 25 einzelnen Versuchsreihen durchgeführt. Ziel war die Ermittlung der für die Bemessung und Konstruktion notwendigen Parameter, wie die Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ sowie der Mindestwerte der Verbindungsmittel- und Randabstände a_2 und $a_{2,c}$.

Mit Hilfe des Zwei-Komponenten-Klebstoffes WEVO Spezialharz EP 32 S und dem Härter B 22 TS nach Zulassung Z-9.1-705 wurden Gewindestangen der Festigkeitsklasse 8.8 und 10.9 in stabförmige Bauteile aus Buchen-FSH eingeklebt. Die stabförmigen Querschnitte wiesen dabei im Mittel eine Rohdichte ρ_{mean} von 807 kg/m^3

($v = 4,02\%$) und eine Holzfeuchte u zwischen 6% bis 8% auf. Die Rohdichteverteilung kann dem Bild A 3 im Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden. Die Klebefugendicke t_k wurde der Zulassung entsprechend zu 2 mm gewählt.

Innerhalb des Versuchsprogramms wurden der Gewindestangendurchmesser d (12 mm , 16 mm und 20 mm), die Einklebelänge L_{ad} ($8\cdot d$, $10\cdot d$, $12\cdot d$ und $15\cdot d$) und die Randabstände $a_{2,c}$ ($1,5\cdot d$ und $1,75\cdot d$) variiert. Weiterhin wurden beide möglichen Furnierlagenaufbauten Buchen-FSH Typ S und Typ Q untersucht.

Zur Untersuchung eines möglichen Gruppeneffektes bei mehreren Gewindestangen n_{VM} wurden zudem Versuche an Verbindungsmittelgruppen ($n_{VM} = 2$ bis 4) durchgeführt. Auf eine Variation der Rand- bzw. Verbindungsmittelabstände und der Einklebelänge wurde dabei verzichtet. Das vollständige Versuchsprogramm ist in Tabelle A 18 im Anhang zu Abschnitt 5 angegeben.

Alle Prüfkörper waren doppelsymmetrisch aufgebaut, vgl. Bild 5-10. Dadurch wurden zwei Anschlüsse pro Versuch geprüft. Zur Sicherstellung einer möglichst gleichförmigen Zugbeanspruchung in der Mitte des Prüfkörpers wurde die Länge der Prüfkörper zu $3,5\cdot L_{ad}$ entsprechend Aicher et al. [35] gewählt.

Je Anschluss wurden zwei induktive Wegaufnehmer zur Messung der Relativverschiebung zwischen Gewindestange und Buchen-FSH vorgesehen. Deren Anordnung kann Bild 5-10 und die exakte Positionierung Bild A 4 im Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden. Zur Vermeidung von Beschädigungen an den Wegaufnehmern wurden diese bei ca. 60% der erwarteten Last entfernt. Auf Grundlage der Messungen wurde der Verschiebungsmodul K für die obere (K_o) und für die untere Verbindung (K_u) zwischen 10% und 40% der Höchstlast gemäß DIN EN 26891 ermittelt.

Die ermittelten Verschiebungsmoduln K werden im Folgenden zur Überprüfung der numerischen Untersuchungen in Abschnitt 5.5 verwendet.

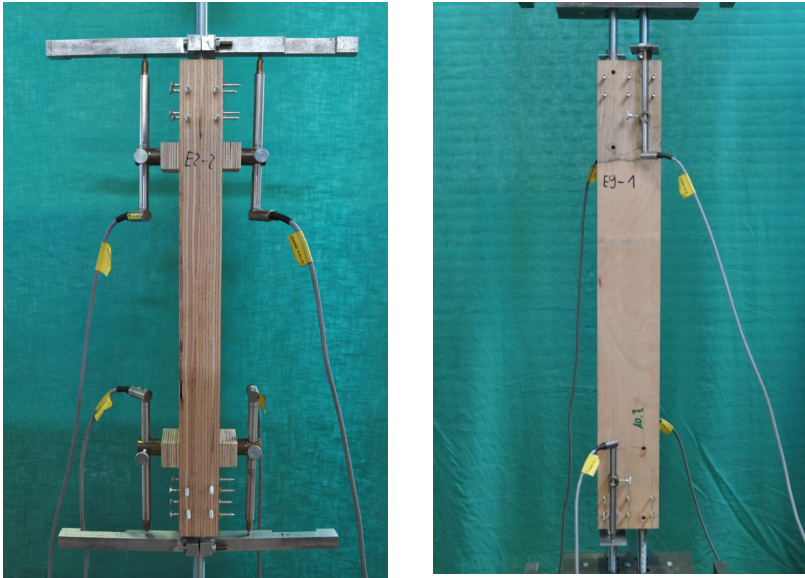


Bild 5-10: Versuchsaufbau der pull-pull-Versuche mit faserparallel eingeklebten Gewindestangen. *links*: Prüfung einer Gewindestange. *rechts*: Prüfung einer Gewindestangengruppe.

In Abhängigkeit des Furnierlagenaufbaus wurden die Prüfkörper mit Buche-FSH Typ S in der Deck- und Schmalfläche und mit Buchen-FSH Typ Q ausschließlich in der Deckfläche mittels rechtwinklig zur Faser eingebrachter Vollgewindeschrauben im Hirnholzbereich der Verbindung verstärkt, vgl. Bild 5-10. Ein vorzeitiges Aufspalten vom Hirnholz beginnend sollte so verhindert werden.

Die Anordnung der Vollgewindeschrauben mit einem Durchmesser von 5 mm bzw. 6 mm ist in Bild A 5 im Anhang zu Abschnitt 5 dargestellt. Die Wirksamkeit der gewählten Verstärkungsmaßnahmen wurde mit Hilfe zweier unverstärkter Referenzreihen E1 und E3 untersucht.

5.3.2 Ergebnisse

Bei der Mehrheit der Prüfkörper konnte die Schubfestigkeit der Klebefuge entlang der Bohrlochwandung oder im umgebenden Holz erreicht werden, vgl. Bild 5-12 *a*). Ausgenommen sind die Versuchsreihen E1 und E3. Diese versagten infolge eines Aufspaltens des Hirnholzendes, vgl. Bild 5-12 *b*). Beide Versagensmechanismen zeichneten sich durch einen schlagartigen Lastabfall bei zuvor erfolgtem linearem Lastanstiegen aus, vgl. Bild 5-11 *links*. Weiterhin wurde bei allen Prüfkörpern der Reihe E4 die Zugfestigkeit der Gewindestange erreicht, vgl. Bild 5-12 *c*). Damit einher ging ein plastisches Verhalten vor Erreichen der Bruchlast, vgl. Bild 5-11 *rechts*.

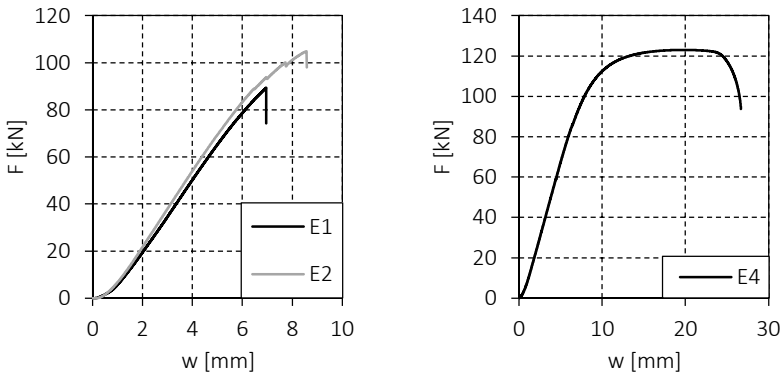


Bild 5-11: Gegenüberstellung der Last-Maschinenweg-Diagramme der Versuchsreihen E1, E2 und E4. *links*: sprödes Versagen infolge Spalt- (E1) bzw. Schubversagen (E2). *rechts*: duktileres Versagen infolge Stahlversagen (E4).

Die drei Versuchsreihen E1, E2 und E4 werden aufgrund ihrer Versagensmechanismen in der Auswertung nicht berücksichtigt. Zusätzlich kam es bei sechs Einzelversuchen zu einem frühzeitigen Klebstoffversagen aufgrund von Fehlverklebungen und zu einem frühzeitigen Stahlversagen. Diese Versuche werden ebenfalls in der Auswertung nicht berücksichtigt.

Darüber hinaus konnten auch gemischte Versagensformen festgestellt werden. Bei den Prüfkörpern mit verminderten Randabständen von $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$ trat zusätzlich zu einem Schubversagen ein Spaltversagen im Hirnholzbereich auf, vgl. Bild 5-12 d).

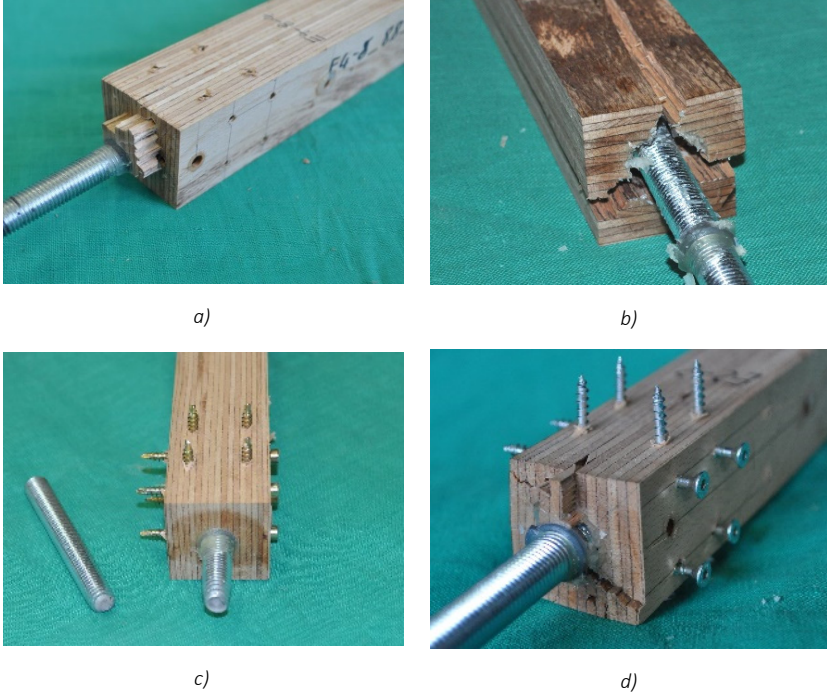


Bild 5-12: Beobachtete Versagensmechanismen: a) Schubversagen (H), b) Spalten (Sp) c) Stahlversagen (St), d) kombiniertes Spalt- und Schubversagen (Sp und H).

Aus den erreichten Höchstlasten F_{\max} werden die Klebfugenfestigkeiten f_{k1} entsprechend der Gl. (5-11) ermittelt.

$$f_{k1} = \frac{F_{\max}}{\pi \cdot d \cdot L_{ad}} \quad (5-11)$$

Die erreichten Höchstlasten F_{\max} , die Verschiebungsmodul K_u und K_o sowie die Klebfugenfestigkeiten f_{k1} aller durchgeführten Einzelversuche können dem Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden. Zusätzlich angegeben sind die jeweils festgestellten Versagensarten und die Rohdichte ρ der Prüfkörper. In Bild 5-13 sind die erreichten Klebfugenfestigkeiten bezogen auf die Anschlusschlankheit $\lambda = L_{ad} / d$ getrennt nach Gewindestangendurchmesser dargestellt.

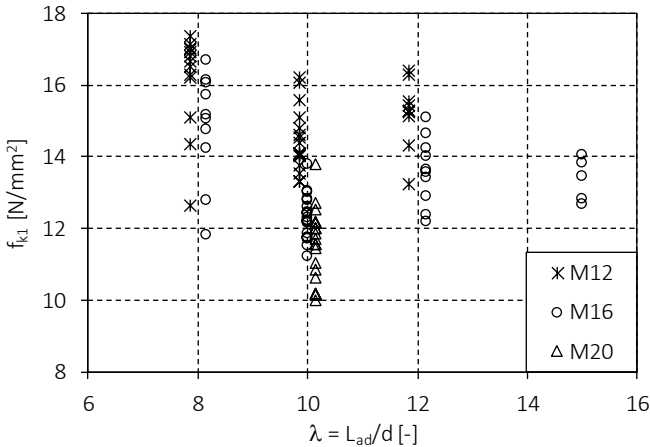


Bild 5-13: Ermittelte Klebfugenfestigkeiten bezogen auf die Anschlusschlankheit λ . Zur Steigerung der Übersichtlichkeit sind die ermittelten Klebfugenfestigkeiten versetzt mit $\lambda \pm 0,05$ dargestellt.

Im Vergleich zu den in Tabelle 5-2 dargestellten charakteristischen Werten wurden mehr als doppelt so hohe Klebfugenfestigkeiten ermittelt. Dabei nimmt die Klebfugenfestigkeit mit steigender Anschlusschlankheit und Gewindestangendurchmesser ab. Im Folgenden werden die Einflüsse der variierten Parameter auf die Tragfähigkeit der Klebefuge genauer beleuchtet.

Allgemein kann der verwendete Klebstoff, geregelt nach Z-9.1-705, als geeignet angesehen werden, um eine tragfähige Verbindung zwischen Buchen-FSH und Gewindestange herzustellen. Dies ist allerdings zunächst auf eine kurzzeitige Beanspruchung unter Normalklima und auf die untersuchten Anschlussgeometrien beschränkt. Im Folgenden werden die Einflüsse der variierten Parameter auf die Tragfähigkeit der Klebefuge genauer beleuchtet.

Einfluss der Einklebelänge und des Gewindestangendurchmessers

Bereits in Abschnitt 5.2 konnten die Einklebelänge und der Gewindestangendurchmesser als die maßgebenden Einflussfaktoren auf die Klebfugentragfähigkeit identifiziert werden. Um beide Einflussfaktoren genauer zu untersuchen, ist es sinnvoll, die Betrachtungsebene in den Bereich des Versagens zu legen.

Da das Schubversagen infolge des Herausziehens der Gewindestangen stets entlang der Bohrlochwandung eintrat, ist der Bezug der dort erreichten Schubfestigkeit f_v auf die Bohrlochschlankeheit $\lambda_d = L_{ad}/d_d$ gegenüber der Anschlussschlankeheit in Bild 5-13 der sinnvollere Vergleich, vgl. Steiger et al. [31]. Die Schubfestigkeit f_v ergibt sich entsprechend der Gl. (5-12).

$$f_v = \frac{F_{max}}{\pi \cdot d_d \cdot L_{ad}} \tag{5-12}$$

Dabei ist d_d der Bohrllochdurchmesser, dieser wird gemäß Gl. (5-13) berechnet.

$$d_d = d + 2 \cdot t_k \tag{5-13}$$

In Bild 5-14 sind die ermittelten Schubfestigkeiten bezogen auf die Bohrlochschlankeheit getrennt nach Gewindestangendurchmesser dargestellt.

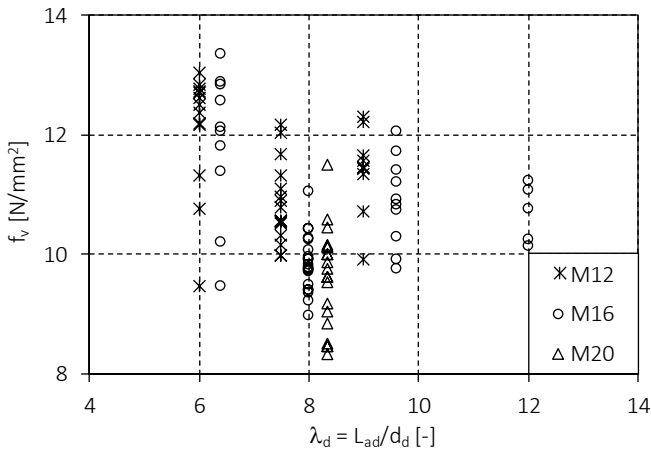


Bild 5-14: Schubfestigkeiten bezogen auf die Bohrlochschlankeheit λ_d .

Mit Hilfe einer Regressionsanalyse wird nun der Einfluss der einzelnen geometrischen Parameter untersucht. Hierzu wird, bspw. Steiger et al. [31] entsprechend, ein nicht linearer Zusammenhang angenommen. Als Grundlage der Regression dienen lediglich die Versuchsreihen mit einem Randabstand von $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$. Versuche mit einem kombinierten Schub- und Spaltversagen bleiben somit unberücksichtigt. Die Ergebnisse der durchgeführten Regressionsanalysen können Tabelle 5-4 entnommen werden. Dabei wird das Bestimmtheitsmaß R^2 zur Abschätzung der Güte der Näherung angegeben.

Tabelle 5-4: Ergebnisse der Regressionsanalyse.

Nr.	Parameter	Regressionsgleichung (f_v in N/mm ²)	R^2
R1	λ_d	$f_v = 17,9 \cdot \lambda_d^{-0,23}$	0,31
R2	L_{ad} und d_d	$f_v = 31,7 \cdot L_{ad}^{-0,16} \cdot d_d^{-0,08}$	0,48
R3	L_{ad}	$f_v = 29,2 \cdot L_{ad}^{-0,19}$	0,47
R4	d_d	$f_v = 28,8 \cdot d_d^{-0,32}$	0,34

Da die Bestimmtheitsmaße der vier durchgeführten Regressionen auf einem Wertenniveau liegen, ist ein eindeutiger Einflussfaktor durch die hier vorhandene Datengrundlage nicht ermittelbar. Die beste Näherung auf Basis des Bestimmtheitsmaßes liefert die Berücksichtigung der Parameter L_{ad} und d_d mit unabhängigen Exponenten, vgl. R2. Durch die Größe des Exponenten von d_d in R2 wird ersichtlich, dass dessen Einfluss im Vergleich zu L_{ad} sehr gering ist. Dies wird auch deutlich durch die Regressionsgleichung R3, die nur mit dem erklärenden Parameter L_{ad} durchgeführt wurde. Deren Bestimmtheitsmaß verschlechtert sich im Vergleich zu R2 nur um 0,01. Die Regression über λ_d (R1) zeigt dagegen die schlechteste Näherung mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,31. Wird bei dieser Regressionsanalyse allerdings nur der Furnierlagenaufbau Typ S berücksichtigt, steigt das Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,31$ auf $R^2 = 0,61$. Die daraus ermittelte Regressionsgleichung, der Regressionsverlauf (rot) und die zugehörigen gemittelten Versuchswerte sind in Bild 5-15 *links* dargestellt. Im Vergleich dazu ergibt nun die Regression über den Parameter L_{ad} mit $R^2 = 0,53$ eine schlechtere Näherung, vgl. Bild 5-15 *rechts*.

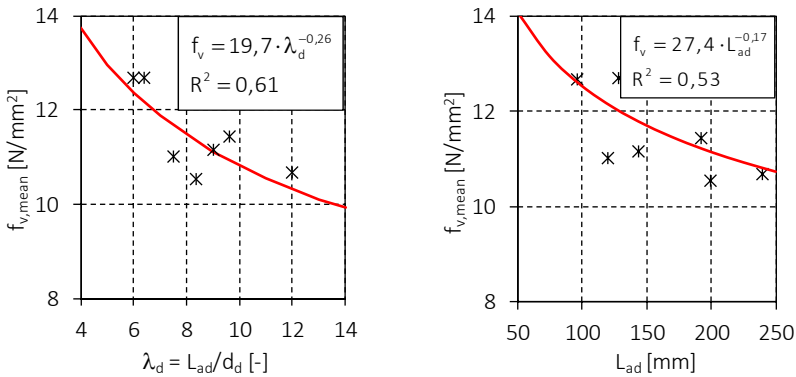


Bild 5-15: Gegenüberstellung der mittleren Schubfestigkeiten $f_{v,mean}$ der Prüfkörper mit dem Furnierlagenaufbau Typ S mit den Ergebnissen der Regressionsanalysen. *links*: Einfluss der Bohrlochschlankheit. *rechts*: Einfluss der Einklebelänge.

Vergleicht man den Exponenten von λ_d , welcher sich aus Bild 5-15 zu $-0,26$ ergibt, mit dem Ergebnis nach Steiger et al. [31] von $-0,33$, ergibt sich eine ähnliche Abhängigkeit. In den Untersuchungen von Aicher und Stapf [36] hingegen erwies sich L_{ad} als der maßgebende Einflussfaktor. Der erklärende Parameter λ_d wurde bei diesen Untersuchungen allerdings nicht betrachtet. Dennoch konnte auch durch die in diesem Abschnitt vorgestellten Versuchsergebnisse der geringe Einfluss des Durchmessers d_d bestätigt werden.

Unabhängig von der berücksichtigten Datengrundlage kann die Einklebelänge L_{ad} als der maßgebende Einflussfaktor bestätigt werden. Die Betrachtung der Bohrlochschlankheit zeigt dagegen bei den vorliegenden Daten eine schlechtere Passung. Grund hierfür ist möglicherweise die geringe Datengrundlage. Bei Anpassung des Datensatzes ergibt sich dagegen ein ähnlicher Einfluss zu Steiger et al., vgl. Bild 5-15. Für eine repräsentative Aussage sind weitere Versuche notwendig, welche eine größere Bandbreite an Einklebelängen und Bohrlochdurchmessern abdecken.

Einfluss des Verbindungsmittelabstandes

In Bild 5-13 sind alle Klebfugenfestigkeiten dargestellt, unabhängig vom vorhandenen Randabstand und vom verwendeten Furnierlagenaufbau. Allerdings konnte bei den Versuchsreihen mit einem Randabstand $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$ ein zusätzliches Spaltversagen festgestellt werden, vgl. Bild 5-12 *d*). Dieses trat zusammen mit einem Schubversagen im Bereich der Bohrlochwandung ein und war auf einzelne Risse im Hirnholzbereich bis zur Verstärkung begrenzt.

In Tabelle 5-5 sind die Klebfugenfestigkeiten der Versuchsreihen mit identischer Anschlusschlankheit und Gewindestangendurchmesser, aber unterschiedlichen Randabständen gegenübergestellt. Im direkten Vergleich ergibt sich durch die Verwendung eines reduzierten Randabstandes von $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$ eine Reduktion der Klebfugenfestigkeit von im Mittel 6 %. Diese Abweichung liegt innerhalb der Streuung der ermittelten Klebfugenfestigkeiten (bezogen auf eine Versuchsreihe) und ist somit als gering einzuschätzen. Die Ergebnisse der Versuchsreihen mit reduziertem Randabstand werden aus diesem Grund zur Ermittlung eines Bemessungsmodells für die Tragfähigkeit der Klebefuge nicht differenziert betrachtet.

Tabelle 5-5: Vergleich der erreichten mittleren Klebfugenfestigkeiten mit unterschiedlichen Randabständen ($\lambda = 10$).

$a_{2,c} = 1,5 \cdot d$		$a_{2,c} = 1,75 \cdot d$		
Reihe	$f_{k1,mean,1}$ [N/mm ²]	Reihe	$f_{k1,mean,2}$ [N/mm ²]	$f_{k1,mean,1} / f_{k1,mean,2}$ [-]
E5.1	14,2	E5.2	14,7	0,97
E5.3	13,8	E5.4	15,1	0,91
E6.1	11,8	E6.2	12,7	0,93
E6.3	10,7	E6.4	11,1	0,96

$$\bar{x} = 0,94$$

Einfluss des Furnierlagenaufbaus

In Tabelle 5-6 sind die mittleren Klebfugfestigkeiten von geometrisch vergleichbaren Versuchsreihen des Typs S $f_{k1,mean,S}$ und des Typs Q $f_{k1,mean,Q}$ gegenübergestellt. Dabei wurden nur Versuchsreihen mit einem Randabstand von $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$ berücksichtigt.

Tabelle 5-6: Vergleich der ermittelten Klebfugfestigkeiten von Typ S und Typ Q.

Typ S		Typ Q		Δ^*
Reihe	$f_{k1,mean,S}$ [N/mm ²]	Reihe	$f_{k1,mean,Q}$ [N/mm ²]	
E5.2	14,7	E5.4	15,1	0,97
E5.2-8	15,9	E5.4-8	15,9	1,00
E5.2-12	14,9	E5.4-12	15,6	0,96
E4-8	15,9	E4.1-8	13,8	1,14
E4-12	14,3	E4.1-12	12,9	1,11
E6.2	12,7	E6.4	11,1	1,14

* $\Delta = f_{k1,mean,S} / f_{k1,mean,Q}$

$\bar{x} = 1,05$

Mit Ausnahme der Versuchsreihen E5.2 bis E5.2-12 konnten durch die Verwendung von Buchen-FSH Typ S höhere Klebfugtragfähigkeiten erzielt werden. Grund hierfür ist das in Bild 5-16 beobachtete Rollschubversagen zwischen Längs- und Querlage im Verankerungsbereich bei Buchen-FSH Typ Q.



Bild 5-16: Rollschubversagen zwischen Längs- und Querlage im Verankerungsbereich bei einem Prüfkörper der Reihe E4.1.

Dieses Versagen wurde überwiegend bei Gewindestangen $d \geq 16$ mm beobachtet. In diesen Fällen tangierte bzw. lag die Klebefuge in Teilen innerhalb der Querlagen, vgl. Bild 5-16. Dieser Bereich der Klebefuge ist als Fehlfläche anzusehen, über den nur ein geringer Teil der angreifenden Kraft übertragen werden kann. Der Lastabtrag erfolgt überwiegend über die Längslagen aufgrund ihrer größeren Schubsteifigkeit in Faserrichtung.

Die Anordnung der Querlagen ist innerhalb der Querschnitte identisch und somit kam es bei Gewindestangen mit $d = 12$ mm nicht immer zu Rollschubversagen. Daher konnten in diesen Versuchsreihen im Mittel identische bzw. höhere Tragfähigkeiten im Vergleich zu Typ S erreicht werden.

Für alle betrachteten Versuchsreihen in Tabelle 5-6 liegt die Differenz im Mittel zwischen Typ S und Typ Q bei 5 %. Daher kann auch in diesem Fall eine differenzierte Betrachtung entfallen.

Einfluss der Verbindungsmittelanzahl

Wie in Abschnitt 5.3.1 bereits erwähnt, wurden innerhalb des Versuchsprogramms drei Versuchsreihen zur Untersuchung eines Gruppeneffektes vorgesehen, vgl. Bild 5-10 *rechts*. Um eine möglichst gleichmäßige Lasteinleitung zu erreichen, wurden alle Gewindestangen mit identischem Drehmoment mit der Versuchseinrichtung verbunden. Die erreichten mittleren Höchstlasten $F_{\max, n_{VM}, \text{mean}}$ mit der zugehörigen vorhandenen Verbindungsmittelanzahl n_{VM} sind in der Tabelle 5-7 zusammengestellt.

Tabelle 5-7: Ergebnisse der Versuche an Gewindestangengruppen.

Reihe	n_{VM} [-]	$F_{\max, n_{VM}, \text{mean}}$ [kN]
E7	2	193
E8	3	301
E9	4	389

Dabei wurde bei allen Prüfkörpern das Versagen einer oder mehrerer Gewindestangen infolge eines Schubversagens entlang der Bohrlochwandung bzw. im umgebenden Holzquerschnitt erzielt, vgl. Bild 5-17 *links*.

Vergleicht man die erreichten Höchstlasten aus Tabelle 5-7 mit der Tragfähigkeit einer Verbindung mit einer Gewindestange $F_{\max,1}$, ergeben sich die in Bild 5-17 *rechts* dargestellten Verhältniswerte $F_{\max,nVM}/F_{\max,1}$ aufgetragen über die jeweils geprüfte Verbindungsmittelanzahl. Die ermittelten Verhältniswerte liegen dabei nahezu deckungsgleich auf der Geraden für die gilt $n_{VM} = n_{ef}$.

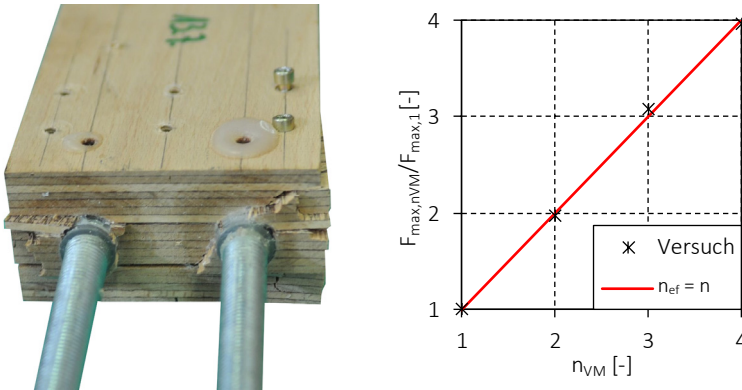


Bild 5-17: *links*: Prüfkörper E7-3 nach Erreichen der Höchstlast. *rechts*: Verhältniswerte der Höchstlast mit steigender Verbindungsmittelanzahl.

Ein Gruppeneffekt ist aus den Versuchsergebnissen bei einem Versagen der Klebefuge somit nicht ableitbar. Allerdings gilt dies nur unter der Voraussetzung einer gleichmäßigen Lasteinleitung in alle Gewindestangen.

Effektivität der Verstärkung

Zur Verifizierung der Wirksamkeit der Verstärkung bei Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen, vgl. Bild 5-7, standen die unverstärkten Versuchsreihen E1 und E3 als Referenz zur Verfügung. In Tabelle 5-8 sind die Ergebnisse dieser Versuchsreihen den Versuchsreihen der entsprechenden verstärkten Verbindungen gegenübergestellt.

Tabelle 5-8: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse unverstärkter und verstärkter Prüfkörper mit identischer Anschlussgeometrie.

Reihe	E1	E2	E3	E4	E4-15
Verstärkung	nein	ja	nein	ja	ja
Versagen*	Sp	Sp und H.	Sp	St	H
$F_{\max, \text{mean}}$ [kN]	92,3	102	107	123	161
$f_{k1, \text{mean}}$ [N/mm ²]	11,5	12,7	8,84	10,2	13,4
*Erläuterung siehe Bild 5-12	Δ	+ 10 %	Δ	+ 15 %	+ 52 %

Bei allen Versuchsreihen mit Verstärkung im Verankerungsbereich kann eine Steigerung der Traglast Δ um mindestens 10 % festgestellt werden. Die prozentuale Steigerung ist dabei von der Geometrie der Verbindung und der Festigkeitsklasse der Gewindestange abhängig. Daher konnte trotz identischer Verbindungsgeometrie eine weitere Traglaststeigerung zwischen Versuchsreihe E4-15 gegenüber E4 erreicht werden. Grund hierfür ist die höhere Festigkeitsklasse der eingeklebten Gewindestange und das damit verbundene Schubversagen entlang der Bohrlochwandung (H).

Allgemein ist die Änderung des sich einstellenden Versagensmechanismus bei der Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse hervorzuheben. Durch den Einsatz der Verstärkungsmaßnahmen konnte ein Spalten (Sp) weitgehend verhindert werden, sodass entweder die Klebfugenfestigkeit (E2 und E4-15) oder die Festigkeit der Gewindestange (E4) erreicht werden konnte. Lediglich bei Versuchsreihe E2 trat infolge des verringerten Randabstandes zusätzlich ein örtlich begrenztes Spaltversagen ein, welches wie bereits erwähnt nur einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit aufweist.

5.4 Unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen

5.4.1 Material und Methoden

Zur Untersuchung der Tragfähigkeit von unter einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangen in Bauteilen aus Buchen-FSH wurden 45 Versuche von Meyer und Blaß [37] durchgeführt. Der Kraft-Faser-Winkel α wurde innerhalb des Versuchsprogramms zu 45° und 90° gewählt. Neben der Verbindung mit einer Gewindestange wurden ebenfalls Verbindungsmittelgruppen bestehend aus zwei Gewindestangen geprüft. Der Verbindungsmittelabstand zwischen den Gewindestangen wurde dem Abschnitt 5.3 entsprechend zu $a_1 = 3,5 \cdot d$ gewählt. Abweichend zu Abschnitt 5.3 wurde nur Buchen-FSH Typ S berücksichtigt. Verstärkungsmaßnahmen wurden keine vorgesehen. In Bild 5-18 sind die beiden Versuchsaufbauten dargestellt.



Bild 5-18: Versuchsaufbauten für unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen.
links: Prüfung einer Gewindestange. *rechts*: Prüfung einer Gewindestangengruppe.

Abweichend von den in Bild 5-18 dargestellten Lagerungsbedingungen mussten die Prüfkörper mit $\alpha = 45^\circ$ über die komplette Länge des Prüfkörpers gelagert werden. Ohne diese Maßnahme erfolgte ein Querzugversagen entlang einer Furnierlage.

Aufgrund von Vorversuchen wurde von einer höheren Tragfähigkeit der Klebefuge gegenüber der faserparallelen Anordnung ausgegangen. Aus diesem Grund wurden nur die Gewindestangendurchmesser 12 mm und 16 mm untersucht und die Festigkeitsklasse 10.9 gewählt. Die Gewindestangen wurden analog zu Abschnitt 5.3 mit Hilfe des Zwei-Komponenten-Klebstoffes WEVO Spezialharz in die Deck- ($\beta = 90^\circ$) und die Schmalfläche ($\beta = 0^\circ$) eingeklebt. Die Klebefugendicke t_k wurde ebenfalls zu 2 mm gewählt. Die Verankerungslänge betrug bei allen Prüfkörpern $L_{ad} = 10 \cdot d$ ($\lambda = 10$). Eine Aussage über den Einfluss der Anschlussschlankheit kann somit nicht getroffen werden. Das vollständige Versuchsprogramm und die Geometrie der Prüfkörper können Tabelle A 44 sowie Bild A 6 und Bild A 7 im Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden.

5.4.2 Ergebnisse

Die Auswertung der Einzelversuche der im folgenden dargestellten Ergebnisse können dem Anhang zu Abschnitt 5 S. 283 ff. entnommen werden. Zusätzlich angegeben sind die Rohdichten ρ der Prüfkörper und die ermittelten Verschiebungsmoduln K der Verbindungen. Die angegebene Klebfugenfestigkeit und die Schubfestigkeit entlang der Bohrlochwandung ergeben sich entsprechend Gl. (5-11) und Gl. (5-12).

Ermittlung der Klebfugenfestigkeit

Zur Ermittlung der Klebfugentragfähigkeit wurde das Versagen infolge eines Herausziehens der Gewindestangen angestrebt. Dies konnte trotz der gewählten Gewindestangenfestigkeitsklasse 10.9 lediglich bei der Versuchsreihe E90.5 ($d = 16$ mm, $n_{VM} = 1$) und vereinzelt bei weiteren Prüfkörpern erzielt werden. Das Versagen erfolgte dabei entlang der Bohrlochwandung und teilweise innerhalb der Klebefuge. Das Bruchbild zeigt eine Kombination aus adhäsivem und kohäsivem Versagen. Zur Verdeutlichung ist in Bild 5-19 *oben links* eine herausgezogene Gewindestange mit versagter Klebefuge dargestellt. Bei allen übrigen Prüfkörpern wurde die Zugtragfähigkeit der Gewindestange erreicht, vgl. Bild 5-19 *unten links*.

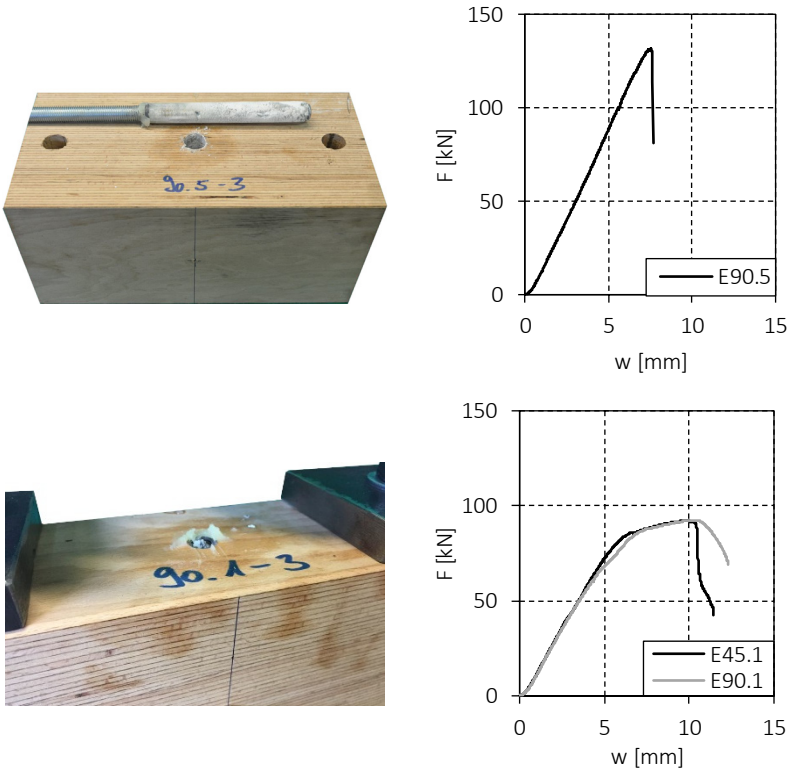


Bild 5-19: Beobachtete Versagensmechanismen *links* mit den zugehörigen Last-Maschinenweg-Diagrammen *rechts*: Versagen der Klebefuge *oben* und Stahlversagen *unten*.

Infolgedessen ist eine Bestimmung der Klebfugenfestigkeit lediglich für die Versuchsreihe E90.5 möglich. Die aus den übrigen Höchstlasten ermittelten Klebfugenfestigkeiten stellen lediglich untere Grenzwerte dar. Die tatsächlich vorhandenen Klebfugenfestigkeiten liegen oberhalb der ermittelten Werte. In Bild 5-20 sind die ermittelten Klebfugenfestigkeiten bezogen auf den Kraft-Faser-Winkel α zusätzlich mit den Ergebnissen aus Abschnitt 5.3 für $\alpha = 0^\circ$ dargestellt.

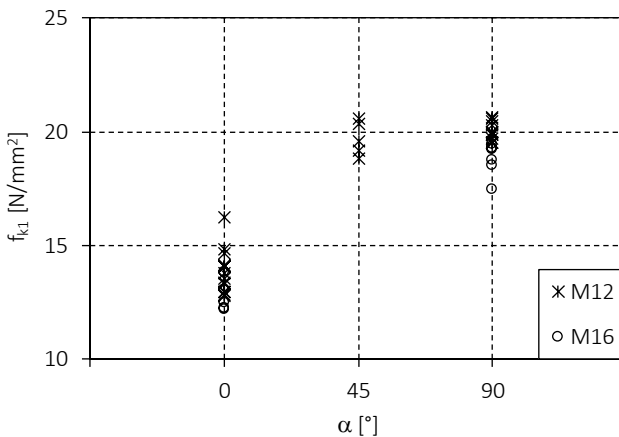


Bild 5-20: Ermittelte Klebfugenfestigkeiten für $\lambda = 10$ in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels α .

Gegenüber $\alpha = 0^\circ$ ergibt sich eine Steigerung der Klebfugenfestigkeit zwischen 39 % und 47 %. Diese Versuchsergebnisse decken sich mit Untersuchungen von Widmann et al. [38] an rechtwinklig zur Faser eingeklebten Gewindestangen in Brettschichtholz aus Fichte. Dabei konnte Widmann eine Steigerung der Tragfähigkeit von bis zu 54 % gegenüber $\alpha = 0^\circ$ feststellen. Ursache ist die größere Schubtragfähigkeit des Holzes senkrecht zur Faser.

Aufgrund des Erreichens der Zugtragfähigkeit der Gewindestangen ist ein quantitativer Unterschied zwischen $\alpha = 45^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ nicht vorhanden. Eine differenzierte Aussage ist somit nicht möglich, auch nicht über den Einfluss des Deckflächenwinkels β zwischen Gewindestangenachse und Deckfläche.

Einfluss der Verbindungsmittelanzahl

Im Gegensatz zu den Versuchen mit faserparallel eingeklebten Gewindestangen war bei den hier untersuchten Kraft-Faser-Winkeln stets ein Versagen auf Blockscheren (B) zu beobachten. Der Lastabfall erfolgte dabei schlagartig und beide Gewindestangen und der dazwischen befindliche Holzblock wurden infolge des Erreichens der Roll- bzw. Schubtragfähigkeit vollständig (Bild 5-21 *oben*) oder teilweise (Bild 5-21 *unten*) aus dem Prüfkörper herausgezogen.

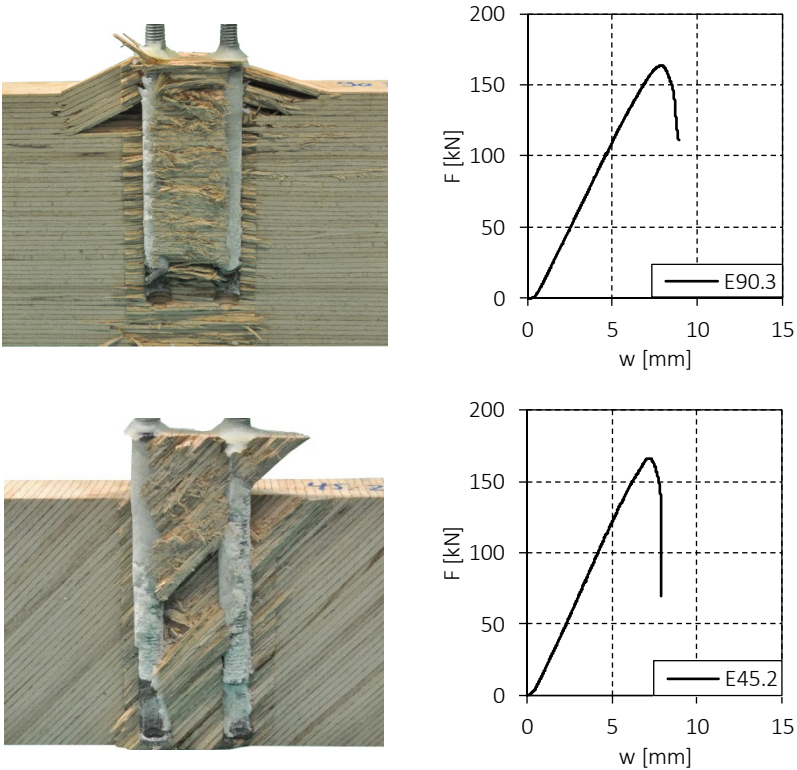


Bild 5-21: Blockscheren bei Verbindungen mit zwei Gewindestangen *links* bei Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ *oben* und $\alpha = 45^\circ$ *unten* mit zugehörigen Kraft-Maschinenweg-Diagrammen *rechts*.

In Bild 5-22 sind analog zur Vorgehensweise bei faserparallel eingeklebten Gewindestangen die Verhältniswerte $F_{\max,nVM}/F_{\max,1}$ über die jeweils geprüfte Verbindungsmittellanzahl aufgetragen.

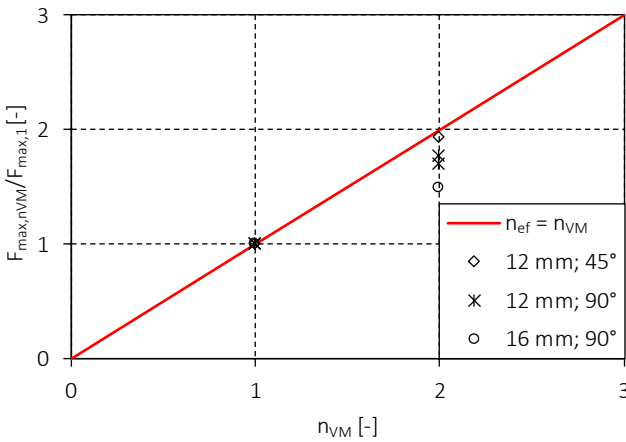


Bild 5-22: Verhältniswerte der Traglast mit steigender Verbindungsmittelanzahl (Legende: d, α).

Im Gegensatz zu den Ergebnissen aus Abschnitt 5.3 an faserparallel eingeklebten Gewindestangen ergibt sich eine Abminderung der Tragfähigkeit von Gewindestangengruppen von bis zu 25 % gegenüber $n_{ef} = n_{VM}$. In Tabelle 5-9 sind die Ergebnisse der Gewindestangengruppen mit den entsprechenden Versuchen mit einer Gewindestange gegenübergestellt.

Tabelle 5-9: Gegenüberstellung der Ergebnisse $n_{VM} = 1$ und $n_{VM} = 2$.

d [mm]	α [°]	β [°]	$n_{VM} = 1$		$n_{VM} = 2$		$F_{\max,2} / (2 \cdot F_{\max,1})$ [-]
			Reihe	$F_{\max,1}$ [kN]	Reihe	$F_{\max,2}$ [kN]	
12	45	90	E45.1	89,1	E45.2	172	0,97
12	90	90	E90.1	90,9	E90.3	161	0,89
12	90	0	E90.2	90,2	E90.4	153	0,85
16	90	0	E90.5	142	E90.6	212	0,75

Für in die Schmalfläche ($\beta = 0$) eingeklebte Gewindestangen ergeben sich dabei geringere Tragfähigkeiten und somit größere Abweichungen. Zu erwähnen ist, dass bei einem Klebefugenversagen in den Einzelversuchen sich möglicherweise höhere Tragfähigkeiten ergeben hätten. Die Abweichungen wären in diesem Fall geringer.

Bei einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 45^\circ$ ergibt sich lediglich eine Abweichung von 3 % gegenüber dem linearen Zusammenhang $n_{ef} = n_{VM}$. Da bei $\alpha = 0^\circ$ kein Gruppeneffekt festzustellen war, ist zu vermuten, dass die geringere Abweichung im Zusammenhang mit der erhöhten Tragfähigkeit infolge des zusätzlich aktivierten Längsschubes steht.

Aus den Versuchsergebnissen folgt, dass ab einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 45^\circ$ mit einem Blockscherversagen bei Verbindungen mit Gewindestangengruppen gerechnet werden muss. Allerdings ist erst bei einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ mit einem deutlichen Tragfähigkeitsverlust zu rechnen. Dies gilt zunächst nur für die geprüften Randbedingungen. Im Folgenden wird mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode das Blockscherversagen genauer betrachtet und somit in Verbindung mit den Versuchsergebnissen die Grundlage für ein Nachweiskonzept erarbeitet.

5.5 Numerische Betrachtungen

Mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms ANSYS Mechanical werden im Folgenden der Spannungsverlauf entlang der Klebefuge und die Spannungsausbreitung innerhalb des Holzquerschnitts in Bauteilen aus Buchen-FSH Typ S näher untersucht.

In einem ersten Schritt werden zunächst Verbindungen mit faserparallel eingeklebten Gewindestangen mit Hilfe eines zweidimensionalen Modells betrachtet. Dieses dient insbesondere zur Verifizierung der im Folgenden simulierten Verbindungen mit unter einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangen. Dabei werden die in Abschnitt 5.2.1 identifizierten Einflussfaktoren variiert und die Auswirkungen auf die Spannungsverläufe untersucht und diskutiert.

Im Fokus dieses Abschnittes steht allerdings das in Abschnitt 5.4 beobachtete Blockscherversagen der geprüften Gewindestangengruppen. Aufgrund der anisotropen Steifigkeitseigenschaften von Buchen-FSH und der damit verbundenen ungleichmäßigen Spannungsverteilungen parallel und quer zur Faser reicht in diesem Fall eine vereinfachte zweidimensionale Betrachtung nicht aus. Daher wird dafür ein dreidimensionales Modell verwendet. Die Untersuchungen dienen als Grundlage zur Erarbeitung eines geeigneten Bemessungsmodells für Blockscheren.

Grundlage der numerischen Berechnungen bildet das im Anhang zu Abschnitt 5 definierte Materialmodell. Da sich die Untersuchungen auf eine rein qualitative Darstellung der Spannungsverläufe beschränkt, genügt die Implementierung eines linear-elastischen Materialverhaltens. Die Last-Maschinenweg-Diagramme in Bild 5-11 (S. 105), Bild 5-19 (S. 118) und Bild 5-21 (S. 120) zeigen, dass bis zum Erreichen der Höchstlast ein nahezu lineares Verhalten vorliegt, wodurch diese Annahme gerechtfertigt ist. Die orthotropen Eigenschaften des Buchen-FSH und die isotropen Eigenschaften des Stahls und des Klebstoffes werden dabei berücksichtigt.

5.5.1 Faserparallel eingeklebte Gewindestangen

Modellbildung und Diskretisierung

Die Basis dieser Untersuchungen bildet das numerische Modell von Hirsch [42]. Dieses ist rotationssymmetrisch aufgebaut, wodurch die Symmetrie um die Mittelachse der Gewindestange und um die Mitte des Zugstabes aus Abschnitt 5.3 ausgenutzt wird. In Bild 5-23 ist das Modell mit den gewählten Lagerungsbedingungen und dem gewählten Koordinatensystem dargestellt.

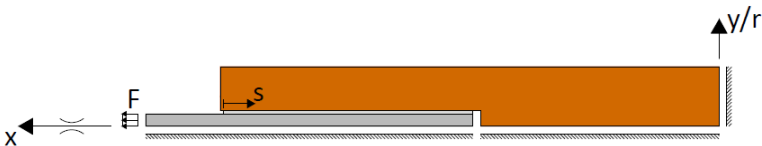


Bild 5-23: Achsensymmetrisches Modell der Versuchskörper mit definiertem Koordinatensystem (vgl. Bild A 8), der angreifenden Kraft F und dem Startpunkt des Spannungspfades S .

Auf eine Modellierung des Gewindes der Gewindestange wird verzichtet, da lediglich die Spannungsverteilungen im Grenzbereich Klebstoff und Buchen-FSH betrachtet werden. Damit die Steifigkeitseigenschaften der Gewindestange und des Holzquerschnittes mit den realen Eigenschaften der Prüfkörper übereinstimmen, werden die Querschnittskennwerte im numerischen Modell entsprechend angepasst. Als Radius für den modellierten Stahlstab, in Bild 5-23 als r bezeichnet, wird nicht der Außenradius der Gewindestange, sondern ein Radius r_s entsprechend der Spannungsfläche A_s (in mm^2) der Gewindestange gewählt, vgl. Gl. (5-14).

$$r_s = \sqrt{\frac{A_s}{\pi}} \quad [\text{mm}] \quad (5-14)$$

Der Außenradius des Holzquerschnitts r_h wird ebenfalls derart gewählt, dass die Steifigkeiten der Bruttoquerschnitte A_{Brutto} (in mm^2) den Prüfkörpern entsprechend abgebildet werden, vgl. Gl. (5-15).

$$r_h = \sqrt{\frac{A_{\text{Brutto}}}{\pi}} \quad [\text{mm}] \quad (5-15)$$

Für alle drei Materialien Stahl, Klebstoff und Buchen-FSH werden zweidimensionale 4-Knoten Elemente verwendet, die die Ausnutzung der Achsensymmetrie erlauben. Diese werden starr miteinander gekoppelt und weisen somit gemeinsame Knotenpunkte in ihren jeweiligen Grenzen auf.

Aufgrund der zu erwartenden großen Spannungsspitzen und Singularitätsstellen wird eine feine Diskretisierung entlang des Auswertungspfades S gewählt. Hierbei wird ein Kompromiss zwischen ausreichender Genauigkeit und Rechenaufwand gesucht, da die Genauigkeit der Ergebnisse und gleichzeitig der Rechenaufwand mit zunehmender Netzfeinheit ansteigen. Eine Konvergenzanalyse ergab unter Berücksichtigung dieser Gesichtspunkte eine Elementlänge von 1 mm und eine Verfeinerung im Bereich der Klebefuge auf 0,33 mm, vgl. Tabelle A 56 im Anhang zu Abschnitt 5. Die aus der Konvergenzanalyse resultierende Vernetzung ist in Bild 5-24 dargestellt.

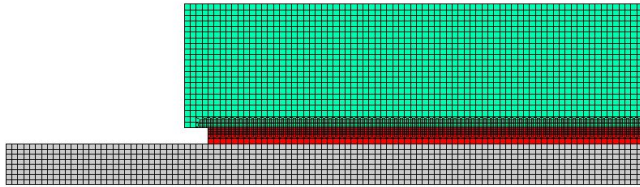


Bild 5-24: Gewählte Diskretisierung (grün: Buchen-FSH; rot: Klebefuge; grau: Gewindestange).

Weiterhin kann dem Anhang zu Abschnitt 5 die durchgeführte Überprüfung des numerischen Modells und der Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Verschiebungsgrößen entnommen werden.

Vorgehen und Ergebnisse

Im Zuge der numerischen Untersuchungen werden die in Abschnitt 5.2.1 identifizierten Einflussfaktoren variiert und der Einfluss auf den Schubspannungsverlauf und damit auf das Tragverhalten herausgearbeitet. Da dem Abschnitt 5.2.1 entsprechend eine rein qualitative Aussage über die Schubspannungsverläufe getroffen werden soll, werden nur die normierten Schubspannungsverläufe $\tau(x)/\tau_m$ über der normierten Einklebelänge x/L_{ad} betrachtet. Der Schubspannungsverlauf wird dabei wie bereits erwähnt entlang des in Bild 5-23 definierten Pfades S an der Grenze zwischen Klebstoff und Buchen-FSH ausgelesen. Der Verlauf entspricht damit der Schubspannung entlang der Bohrlochwandung und die rechnerische Schubspannung τ_m ergibt sich gemäß Gl. (5-12).

Ausgangspunkt der Untersuchungen bildet eine Verbindung mit einer eingeklebten Gewindestange mit einem Durchmesser von $d = 16$ mm, einer Einklebelänge von $L_{ad} = 160$ mm ($\lambda = 10$) und einem Randabstand von $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$. Die Klebfugendicke wird den Versuchen entsprechend zu $t_k = 2$ mm ($\lambda_d = 8$) gewählt. Ausgehend von dieser Verbindung werden die zwei maßgebenden Parameter Einklebelänge und Gewindestangendurchmesser variiert. Die sich ergebenden normierten Schubspannungsverläufe sind in Bild 5-25 dargestellt, wobei jeweils nur der zu untersuchende Parameter variiert wird.

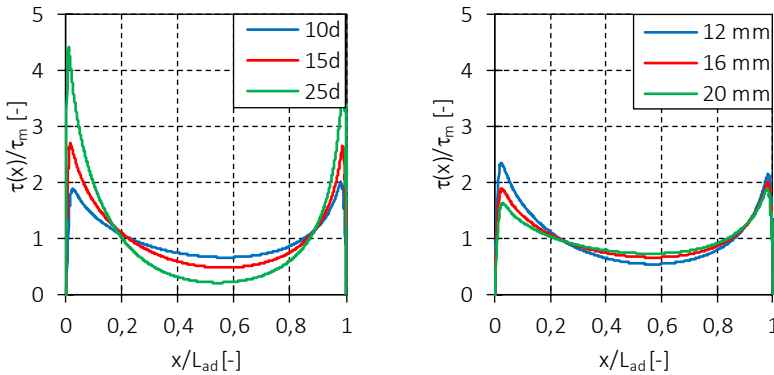


Bild 5-25: Einfluss der Verbindungsparameter auf den normierten Schubspannungsverlauf entlang der normierten Bohrlochwand: Einklebelänge *links* und Gewindestangendurchmesser *rechts*.

Die numerischen Berechnungen zeigen ein übereinstimmendes Bild mit den in Abschnitt 5.2.1 dargestellten Verläufen, resultierend aus den analytischen Betrachtungen. Mit zunehmender Einklebelänge entzieht sich der mittlere Bereich der Klebefuge immer stärker dem Lastabtrag, vgl. Bild 5-25 *links*. Eine Spannungskonzentration und damit eine Erhöhung der Spannungsspitzen am Anfang und Ende der Klebefuge sind die Folge.

Wird bei gleichbleibender Einklebelänge der Gewindestangendurchmesser variiert, ergeben sich für den mittleren Bereich der Klebefuge eine ähnlich große normierte Schubspannung. Die Spannungsspitzen an den Rändern nehmen hingegen mit größer werdendem Durchmesser ab, vgl. Bild 5-25 *rechts*. Die Spannungsspitzen bei $x/L_{ad} = 0$ nehmen dabei gegenüber $x/L_{ad} = 1$ deutlicher zu, aufgrund des mit einhergehenden veränderten Steifigkeitsverhältnisses φ zwischen den Fügeteilen, vgl. Gl. (5-3), S.93.

Erfolgt der Vergleich entsprechend Abschnitt 5.3 bezogen auf die vorhandene Bohrlochschlankheit λ_d , ergibt sich für beide Diagramme eine identische Aussage; mit steigender Schlankheit ist eine Zunahme der Spannungsspitzen und eine Entlastung der Klebefugenmitte festzustellen. Aufgrund des geringeren Schlankheitsspektrums in Bild 5-25 *rechts* von $\lambda_d = 6,7$ (blau, $\lambda = 8$) bis $\lambda_d = 10$ (grün, $\lambda = 13,3$) gegenüber $\lambda_d = 8$ ($\lambda = 10$) bis $\lambda_d = 20$ ($\lambda = 25$) in Bild 5-25 *links*

ergibt sich zunächst der oben beschriebene Einfluss des Durchmessers. Zur Beurteilung des Einflusses der Anschlussparameter L_{ad} und d auf die Spannungsverteilung ist somit die Bohrlochschlankheit λ_d wiederum geeigneter. Dementsprechend sind in Bild 5-26 die normierten Schubspannungsverläufe für Verbindungen mit den Gewindestangendurchmessern 12 mm bzw. 16 mm bei identischer Bohrlochschlankheit gegenübergestellt. Die Bohrlochschlankheit wird zu $\lambda_d = 8$ ($\lambda = 10$) und zum Vergleich zu $\lambda_d = 16$ ($\lambda = 20$) gewählt.

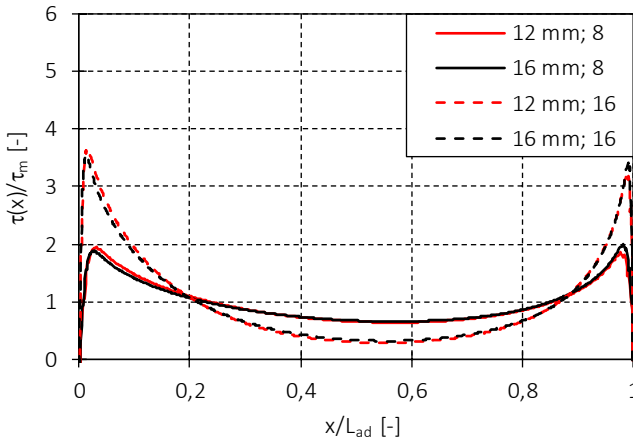


Bild 5-26: Vergleich der normierten Schubspannungsverläufe bei identischer Bohrlochschlankheit λ_d mit unterschiedlichen Gewindestangendurchmessern (Legende: d ; λ_d).

Im direkten Vergleich ergeben sich, unabhängig vom Gewindestangendurchmesser und der sich aus der Schlankheit ergebenden Einklebelängen, nahezu deckungsgleiche Schubspannungsverläufe. Es sind lediglich Abweichungen im Bereich der Spannungsspitzen festzustellen. Diese ergeben sich aufgrund der unterschiedlichen Steifigkeitsverhältnisse, verursacht durch eine prozentuale Abnahme der Schwächung innerhalb der Holzbauteile bei größer werdendem Durchmesser.

Um eine allgemeingültige Aussage über den Einfluss der Bohrlochschlankheit zu treffen, werden die normierten Schubspannungsverläufe für die minimale und maximale Bohrlochschlankheit im praxisrelevanten Bereich, die sich aus den geometrischen Randbedingungen gemäß EC 5/NA und der Zulassung Z-9.1-705 ergeben, untersucht. Die bautechnisch geregelten minimalen und maximalen geometrischen Kennwerte für Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen sind in Bild 5-27 mit den daraus berechneten normierten Schubspannungsverläufen dargestellt.

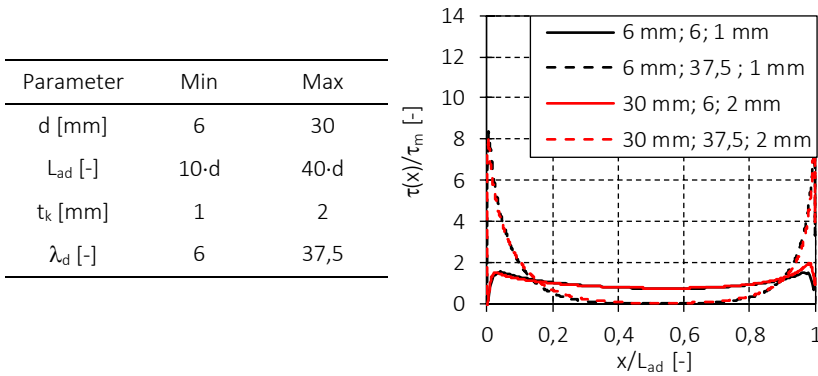


Bild 5-27: Vergleich der normierten Schubspannungsverläufe für die bautechnisch geregelten geometrischen Randbedingungen (Legende: d; λ_d ; t_k).

Infolge der Variation von Einklebelänge, Gewindestangendurchmesser und Klebefugendicke bei gleichbleibender Bohrlochschlankheit sind wiederum nur geringe Abweichungen im Bereich der Spannungsspitzen festzustellen. Die Schubspannungsverteilung ist damit maßgeblich abhängig von der vorhandenen Bohrlochschlankheit und der damit verbundenen Einklebelänge.

Die Auswirkungen eines veränderten Randabstandes $a_{2,c}$ auf den Schubspannungsverlauf werden an dieser Stelle nicht betrachtet. Aufgrund der damit verbundenen Veränderung des Steifigkeitsverhältnisses zwischen den Fügeanteilen ist eine Zunahme der Spannungsspitzen zu erwarten.

Allerdings hat der gewählte Randabstand einen deutlichen Einfluss auf die Spalt-empfindlichkeit der Verbindung. Während der Versuchsdurchführung wurde bei Randabständen von $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$ trotz Verstärkung stets ein begrenztes Spaltversagen beobachtet, vgl. Bild 5-12 S. 106. Um das beobachtete Versagen zu verifizieren und die Verteilung der Querkzugspannungen σ_{90} darzustellen, werden diese analog zu den Schubspannungsverläufen ausgewertet. Die aus der Finite-Elemente-Berechnung ermittelten Querkzugspannungen σ_{90} sind für das oben beschriebene Ausgangsmodell in Bild 5-28 dargestellt.

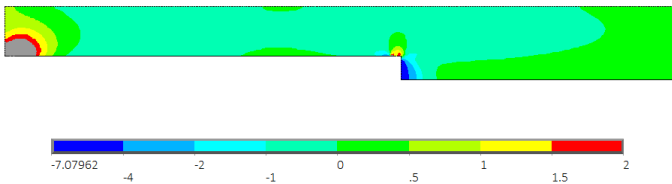


Bild 5-28: Querkzugspannungen σ_{90} in N/mm^2 im Holzquerschnitt entlang der Klebefuge bei einer einwirkenden Kraft von $F = 100 \text{ kN}$.

Wird die Querkzugspannung entlang der Bohrlochwandung ausgewertet, tritt direkt am Beginn der Einklebelänge bei $x/L_{\text{ad}} = 0$ das Maximum auf, vgl. Bild 5-29 *links*. An dieser Stelle besitzt das Modell eine Singularitätsstelle, wodurch der quantitative Maximalwert keine Aussagekraft besitzt.

Um den Einfluss des Randabstandes beurteilen zu können, wird daher der Verlauf der Querkzugspannung in der Mitte des Netto-Holzquerschnitts parallel zur Klebefuge betrachtet. Dadurch wird der Verlauf ohne Spannungsspitzen dargestellt, vgl. Bild 5-29 *rechts*. In Bild 5-28 wurde aus dem gleichen Grunde die maximal dargestellte Querkzugspannung auf $\sigma_{90} = 2 \text{ N/mm}^2$ begrenzt.

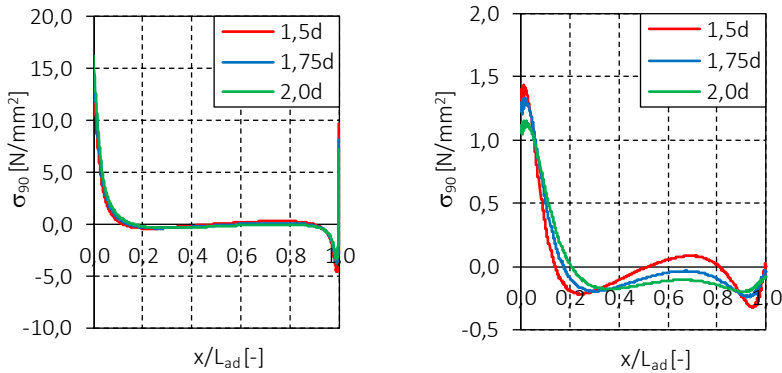


Bild 5-29: Verlauf der Querkzugspannungen σ_{90} entlang der Bohrlochwand *links* und in der Mitte des Netto-Holzquerschnittes *rechts* bei einer einwirkenden Kraft von $F = 100$ kN.

Erwartungsgemäß befinden sich die maximalen Querkzugspannungen am Beginn der Einklebelänge ($x/L_{ad} = 0$). Diese klingen mit größer werdendem Abstand zum Hirnholz rasch ab, sodass ab ca. 20 % der Einklebelänge keine Querkzugspannungen mehr vorhanden sind. Im Bereich der Spannungsmaxima zeigt sich mit kleiner werdendem Randabstand $a_{2,c}$ eine quantitative Zunahme der Maximalspannungen. Daraus folgernd vergrößert sich der querkzugbeanspruchte Bereich und damit ist mit einer erhöhten Spaltgefahr zu rechnen.

Zusammenfassung und Gegenüberstellung mit den Versuchsergebnissen

Die Bohrlochschlankheit λ_d konnte mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode als der maßgebende Einflussfaktor auf die Schubspannungsverteilung bestätigt werden. Eine getrennte Beurteilung der Parameter Gewindestangendurchmesser d bzw. der sich daraus ergebende Bohrdurchmesser d_d und der Einklebelänge L_{ad} war hingegen nur unzureichend möglich. Damit decken sich die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung zum einen mit den Ergebnissen der analytischen Betrachtung aus Abschnitt 5.2.1 und mit den Versuchsergebnissen von Steiger et al. [31].

Werden die Parameter dennoch einzeln betrachtet, erweist sich die Einklebelänge als der maßgebende Einflussfaktor auf den Spannungsverlauf. Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung spiegeln damit die Versuchsergebnisse in Abschnitt 5.3.2 wieder. Aufgrund der vorhandenen Versuchsdaten konnte allerdings die Schlankheit nicht eindeutig als Einflussfaktor identifiziert werden. Daher wird das derzeit übliche Bemessungsmodell nach EC 5/NA zur Bestimmung der Klebfugen-tragfähigkeit in Abhängigkeit der Einklebelänge beibehalten und auf Buchen-FSH entsprechend angepasst, vgl. Abschnitt 5.2.2 und Abschnitt 5.6.1.

Ebenfalls betrachtet wurde der Einfluss des Randabstandes auf die Spaltgefahr der Prüfkörper. Die numerischen Ergebnisse konnten allerdings nur auf Grundlage der dargestellten Querspannungsverläufe beurteilt werden. Diese sind infolge der ausgeprägten Spannungsspitzen, welche sich durch das gewählte Materialmodell und die geometrischen Randbedingungen ergeben, nicht zufriedenstellend. Die Verlegung der Betrachtungsebene in die Mitte des Holzquerschnittes ermöglichte es jedoch eine Tendenz zu erkennen, die sich mit den Versuchsergebnissen deckt.

Um aussagekräftigere Ergebnisse über den Einfluss des Randabstandes zu erhalten, wäre der Vergleich von Bruchlasten und damit von Tragfähigkeiten sinnvoller. Hierzu sind jedoch bruchmechanische Ansätze oder die Anwendung probabilistischer Tragfähigkeitsprognosen erforderlich, vgl. Tannert et al. [44] oder Grunwald et al. [45], deren Anwendung aufgrund der nicht bekannter Eingangsgrößen gegenwärtig nicht möglich ist.

5.5.2 Unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen

Das in diesem Abschnitt entwickelte Finite-Elemente-Modell dient als Grundlage für die in Abschnitt 5.5.3 durchgeführten numerischen Untersuchungen des beobachteten Gruppenversagens. Hierbei wird ein Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ betrachtet.

Modellbildung und Diskretisierung

Um die Spannungsverteilung in den Prüfkörpern möglichst realitätsnah abbilden zu können, müssen die Steifigkeitsunterschiede in den drei Hauptrichtungen berücksichtigt werden. Hierzu wird das dreidimensionale Modell von Barz [46] für die Untersuchungen herangezogen. In Bild 5-30 sind das Konzept des numerischen Modells mit den gewählten Lagerungsbedingungen und die Definition des Koordinatensystems dargestellt. Hierbei wird die Symmetrie der Prüfkörper ausgenutzt, um das Modell entsprechend zu vereinfachen. Die Lagerungsbedingungen werden dem Versuchsaufbau entsprechend, vgl. Bild 5-18 S. 116, als flächiges Auflager idealisiert. Analog zu Abschnitt 5.5.1 wird auf die Modellierung des Gewindes verzichtet. In Bild 5-30 ebenfalls angegeben sind die für die Auswertung der Schubspannungen gewählten Pfade S_1 und S_2 entlang der Bohrlochwandung.

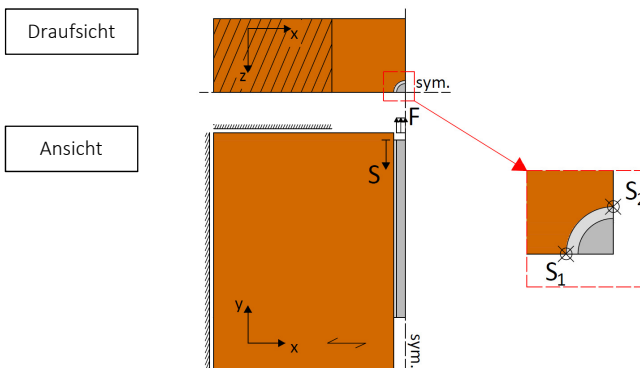


Bild 5-30: Idealisierung der Versuchskörper mit definiertem Koordinatensystem, Lagerungsbedingungen, der Kraft F und den Startpunkten der Spannungspfade S_1 und S_2 .

Der Holzquerschnitt und die Klebefuge werden mittels 8-Knoten-Elementen vernetzt. Analog zu Abschnitt 5.5.1 werden die einzelnen Materialien starr miteinander gekoppelt und es erfolgt eine Netzverfeinerung in Richtung der Klebefuge. Die aus einer Konvergenzanalyse (vgl. Tabelle A 58, Anhang zu Abschnitt 5) resultierende Vernetzung ist in Bild 5-31 dargestellt.

Analog zur Vorgehensweise bei faserparallel eingeklebten Gewindestangen kann die Überprüfung des numerischen Modells und der Vergleich der experimentell sowie numerisch ermittelten Verschiebungsgrößen dem Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden.

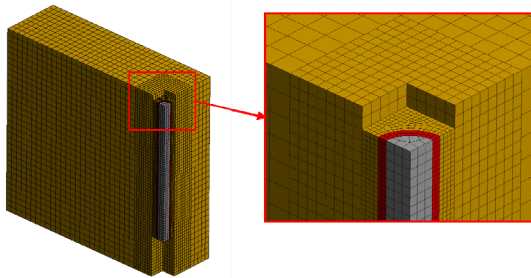


Bild 5-31: Diskretisierung der Prüfkörper mit einer Gewindestange (braun: Buchen-FSH; rot: Klebstoff; grau: Gewindestange).

Vorgehen und Ergebnisse

Da der Einfluss der einzelnen Anschlussparameter (L_{ad} , d und λ_d) bereits in Abschnitt 5.5.1 ausführlich diskutiert wurde, werden nur die Modellierung der Prüfkörpergeometrie und der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels auf die Schubspannungsverteilung betrachtet. Die normierten Schubspannungsverläufe entlang der definierten Pfade können für die geprüften Durchmesser 12 mm und 16 mm Bild 5-32 entnommen werden. Beide Verbindungen besitzen eine Anschlussschlankheit von $\lambda_d = 8$ ($\lambda = 10$) und einen Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ (vgl. Prüfkörper E90.1 und E90.5). Als Belastung werden die in den Versuchen erreichten mittleren Traglasten $F_{max,mean}$ angesetzt.

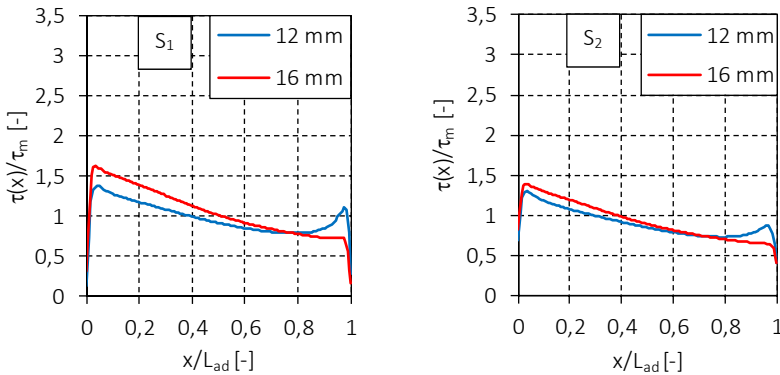


Bild 5-32: Normierte Schubspannungsverteilungen entlang Pfad S_1 links und Pfad S_2 rechts für Gewindestangendurchmesser $d = 12$ mm ($F_{\max, \text{mean}} = 91$ kN) und $d = 16$ mm ($F_{\max, \text{mean}} = 141$ kN) mit $\lambda_d = 8$ und $\alpha = 90^\circ$.

Allgemein sind die Spannungsverläufe entlang der Bohrlochwandung deutlich ausgewogener gegenüber den in Abschnitt 5.5.1 dargestellten Verläufen. Aufgrund des deutlich geringeren E-Moduls senkrecht zur Faser stellt sich ein gleichmäßiger Abfall der Spannungen entlang der Einklebelänge ein. Weiterhin sind erhöhte Spannungen entlang des Pfades S_1 und damit in Faserrichtung und folglich in Richtung des Auflagers feststellbar. Trotz identischer Bohrlochschlankeiten λ_d sind beide Kurven, abweichend zu den Erkenntnissen aus Abschnitt 5.5.1, nicht deckungsgleich. Neben den unterschiedlichen Steifigkeitsverhältnissen φ der Füge­teile beeinflussen auch die vorhandenen Lagerungsbedingungen den Schubspannungsverlauf. Aufgrund der gleichbleibenden Prüfkörpergeometrie ändert sich der Abstand zwischen Auflager und Bohrlochwandung. Insbesondere bei einem Gewindestangendurchmesser von $d = 16$ mm wird ein Teil der Klebefuge überdrückt, wodurch sich keine Spitze am Ende der Einklebelänge ausbildet.

Zusammenfassung und Gegenüberstellung mit den Versuchsergebnissen

Werden die in diesem Abschnitt ermittelten normierten Schubspannungsverläufe den Versuchsergebnissen gegenübergestellt, so ist ein Zusammenhang zwischen Spannungsverlauf und höherer Tragfähigkeit nicht direkt ableitbar. Auffällig sind die im Vergleich weniger ausgeprägten Spannungsspitzen. Vielmehr

fallen die Schubspannungen von ihrem Maximum am Beginn der Einklebelänge zum Ende hin gleichmäßig ab. Als Ursache für die höheren Tragfähigkeiten unter einem Winkel zur Faser eingeklebter Gewindestangen kann somit lediglich die größere Schubtragfähigkeit des Buchen-FSH bzw. allgemein von Holz- und Holzwerkstoffen rechtwinklig zur Faserrichtung herangezogen werden.

5.5.3 Untersuchung des Gruppeneffekts

Das in Abschnitt 5.4 beobachtete Versagen der Gewindestangengruppe – Herausziehen der Gewindestangen mit dem dazwischen liegenden Holzblock – soll innerhalb dieses Abschnitts für Prüfkörper mit $\alpha = 90^\circ$ genauer betrachtet werden. Der Fokus liegt dabei auf der Verteilung der Rollschubspannungen im Prüfkörper.

Vorüberlegungen

Wird eine anzuschließende Kraft in einem Winkel zur Faser eingeleitet, muss unabhängig von der Beanspruchung der Verbindungsmittel (axial oder lateral) bei diesem Queranschluss ein Versagen infolge der eingeleiteten Querzugkräfte nachgewiesen werden. Grundlegende Arbeiten, auf denen die im EC 5 und in den deutschen nationalen Anhang EC 5/NA enthaltenen Nachweise beruhen, wurden unter anderem von Ehlbeck und Görlacher [47] sowie Van der Put und Leijten [48] durchgeführt. Im Falle von Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen, vgl. Abschnitt 5.4, erfolgt der Nachweis gemäß EC 5/NA am Ende der Einklebelänge am Ort der maximalen Querzugspannung σ_{90} im Holzbauteil, vgl. Bild 5-33.

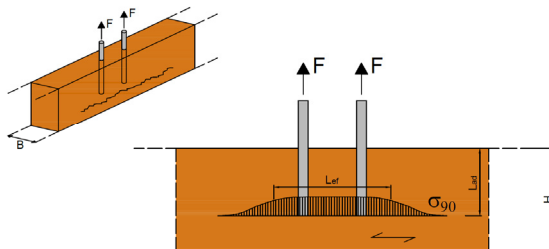


Bild 5-33: Verteilung der Querzugspannungen σ_{90} bei Queranschlüssen mit eingeklebten Gewindestangen in Bauteillängsrichtung mit mitwirkender Breite L_{kf} .

Das Rechenmodell nach Ehlbeck und Görlacher berücksichtigt eine Ausbreitung der Querspannungen in und quer zur Faserrichtung in Form einer wirksamen Quersugsfläche A_{ef} gemäß Gl. (5-16).

$$A_{ef} = L_{ef} \cdot B_{ef} \quad [\text{mm}^2] \quad (5-16)$$

Die effektive Länge L_{ef} und effektive Breite B_{ef} (nach EC 5/NA) ergibt sich für Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen gemäß Gl. (5-17) und Gl. (5-18), unter Berücksichtigung der Einklebelänge L_{ad} (in mm), der Querschnittshöhe H (in mm) und dem Gewindestangendurchmesser d (in mm).

$$L_{ef} = \sqrt{a_1^2 + \frac{16 \cdot L_{ad} \cdot H}{9} \cdot \left(1 - \frac{L_{ad}}{H}\right)^3} \quad [\text{mm}] \quad (5-17)$$

$$B_{ef} = \min\{B; 6 \cdot d\} \quad [\text{mm}] \quad (5-18)$$

Ehlbeck und Görlacher leiteten zunächst die effektive Quersugsfläche auf Grundlage von Versuchen an einschnittig beanspruchten Nagelverbindungen in Brett-schichtholz aus Fichte bzw. Tanne her. Erst in DIN 1052:2004 erfolgte die Erweiterung auf axial beanspruchte Verbindungsmittel.

Bei den in Abschnitt 5.4 dargestellten Versuchen wurde die Einklebelänge ($L_{ad} > 0,9 \cdot H$) derart gewählt, dass ein Quersugsversagen ausgeschlossen werden konnte. Die angreifende Kraft F wird in diesem Fall gleichmäßig über die komplette Höhe des Querschnitts in den Prüfkörper eingeleitet und breitet sich entsprechend Bild 5-33 in Faserlängsrichtung aus. Um eine Lastausbreitung in Querrichtung zu ermöglichen, muss ein Teil der einwirkenden Kraft mittels Roll-schub abgetragen werden. Dies gilt insbesondere für den zwischen den Stangen befindlichen Holzblock.

In einem ersten Schritt kann nun die Länge der rollschubbeanspruchten Fläche entsprechend Gl. (5-17) angenommen werden. Da die Einklebelänge mehr als 90 % der Prüfkörperhöhe entsprach, ergibt sich die effektive Länge L_{ef} näherungsweise gleich dem gewählten Verbindungsmittelabstand von $a_1 = 3,5 \cdot d$. Dies würde dem in Bild 5-34 beobachteten Versagen entsprechen. Bei genauerer Betrachtung des Prüfkörpers kann allerdings auch ein Versagen außerhalb der

Verbindungsmittelgruppe festgestellt werden, welches unmittelbar an den in Gelb hervorgehobenen Auflagerkanten endet.

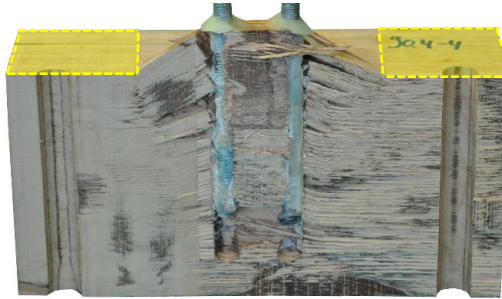


Bild 5-34: Prüfkörper nach Erreichen der Höchstlast mit außerhalb der Gruppe versagtem Bereich. Der Auflagerbereich ist gelb markiert.

Aufgrund der Lastausbreitung in Faserrichtung ist zu vermuten, dass bei größerem Abstand der Auflager zur Gewindestangengruppe ein größerer Bereich infolge der Rollschubbeanspruchung mit herausgezogen wird, vgl. Bild 5-35.

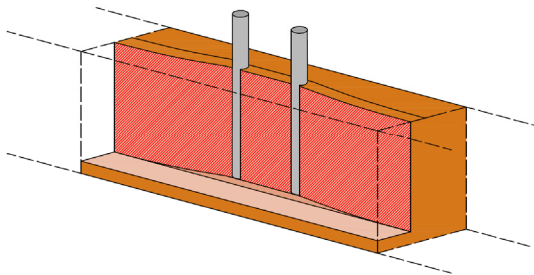


Bild 5-35: Mögliche Schubfläche (rot) bei größerer Entfernung zwischen Auflager und Verbindungsmittelgruppe.

Bereits bei den in Abschnitt 5.5.1 und 5.5.2 betrachteten Schubspannungsverläufen von faserparallel und senkrecht zur Faser eingeklebten Gewindestangen liegt die Vermutung nahe, dass infolge der gewählten Auflagersituation eine Beeinflussung der Schubspannungsverteilung und damit der Tragfähigkeit der Klebefuge stattfand.

Auch Widmann et al. [38] diskutierten bei ihren Versuchen an Queranschlüssen mit Gewindestangen in Brett-schichtholz aus Fichte, ob infolge der Auflagersituation eine Beeinflussung der Klebfugentragfähigkeit vorliegt. Aus diesen Überlegungen resultierte die Idee, die Auflager mittels zusätzlich eingebrachten Pfählen zu realisieren und somit eine Beeinflussung der Klebefuge durch zusätzlich wirkende Querdruckspannungen zu verhindern, vgl. Bild 5-36.

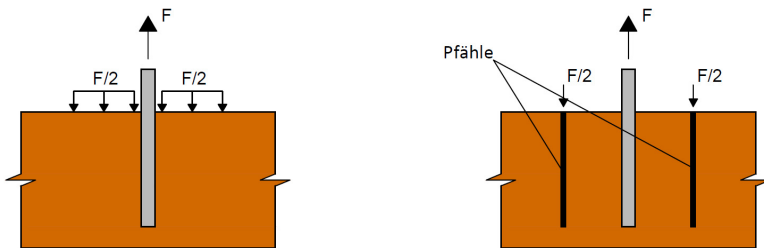


Bild 5-36: Überlegungen von Widmann et al. [38] zur Lasteinleitung und Auflagersituation von Prüfkörpern mit eingeklebten Gewindestangen. *links*: gestörte Klebfuge infolge direkter Querdruckeinleitung im Bereich der Klebfuge. *rechts*: ungestörte Klebfuge infolge Querkrafteinleitung über „Pfähle“.

Aufbauend aus diesen Überlegungen wird daher neben der Prüfkörpergeometrie ein erweitertes Modell untersucht. Dabei werden die Anschlussgeometrie sowie die Höhe und Breite des Holzquerschnitts beibehalten. Jedoch wird der Abstand der Auflager zur Gewindestangengruppe auf 500 mm vergrößert. Eine möglichst ungestörte Lasteinleitung bzw. Gewindestangengruppe soll somit gewährleistet werden, vgl. Bild 5-37.

Experimentell ist nach Widmann et al. [38] ein großer Abstand von Auflager und zu prüfender Verbindung ebenfalls kritisch zu bewerten. Infolge des zusätzlich wirkenden Biegemoments ist ebenfalls von einer Beeinflussung der Klebfuge auszugehen. Da jedoch ausschließlich die qualitativen Verläufe bzw. Verteilungen der Rollschubspannungen numerisch betrachtet werden sollen, kann der Einfluss des Biegemomentes vernachlässigt werden.

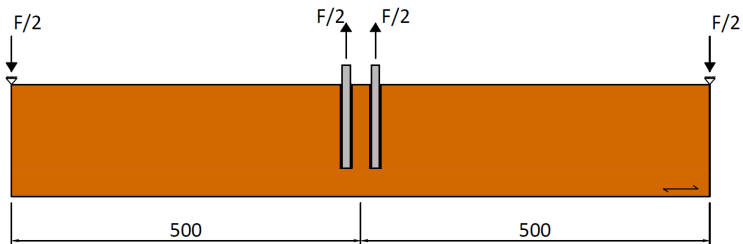


Bild 5-37: Modifiziertes Modell mit vergrößertem Abstand zwischen Auflager und Gewindestangengruppe, Maße in mm.

Modellbildung

Zur Untersuchung des in Abschnitt 5.4 beobachteten Gruppeneffektes wird das in Abschnitt 5.5.2 dargestellte Modell auf eine Verbindungsmittelgruppe mit zwei Gewindestangen erweitert. Auf eine nochmalige Überprüfung des numerischen Modells wird an dieser Stelle verzichtet. Die Modellbildung erfolgt entsprechend Bild 5-30 unter Ausnutzung der Symmetrie und der Übernahme der im Versuch vorhandenen Anschlussgeometrie und Lagerungsbedingungen. In Bild 5-38 ist das Modell mit der gewählten Diskretisierung dargestellt.

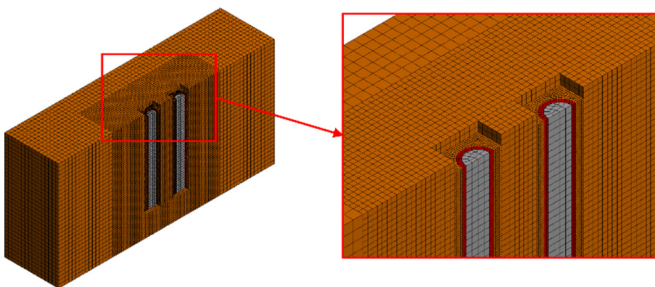


Bild 5-38: Diskretisierung des Modells der Prüfkörper mit Gewindestangengruppen (braun: Buchen-FSH; rot: Klebstoff; grau: Gewindestange)

Die Diskretisierung wird für die modifizierte Geometrie mit vergrößertem Abstand zwischen Auflager und der Gewindestangengruppe, gemäß Bild 5-37, übernommen. Die Auflagerbedingungen werden Bild 5-37 entsprechend gewählt. Die Gewindestangengruppe wird mit der in den Versuchen erreichten mittleren Höchstlast von $F_{\max, \text{mean}} = 153 \text{ kN}$ belastet.

Einfluss der Auflagersituation auf die Spannungsverteilung

Für den Vergleich werden die Normalspannungen senkrecht zur Faser σ_{90} (y -Richtung), die Schubspannungen entlang der Bohrlochwandung τ_{xy} und die Rollschubspannungen τ_r betrachtet. Die aus der Finite-Elemente-Berechnung erhaltenen Spannungsverteilungen sind in Bild 5-39 und Bild 5-40 dargestellt.

Erwartungsgemäß ergeben sich im Bereich der Auflager des Prüfkörpers E90.4 große Querdruckspannungen. Wegen der Ausdehnung dieser Querdruckspannungen ergibt sich am Anfang und Ende der Einklebelänge ein kleinerer querzugbeanspruchter Bereich. Auch das lokale Maximum der vorhandenen Querzugspannungen unterscheidet sich zwischen beiden Modellen deutlich. Infolge der Querdruckspannungen bzw. infolge der direkten Lasteinleitung in die Auflager ergibt sich das Maximum im Prüfkörper E90.4 zu $\sigma_{90} = 15 \text{ N/mm}^2$ gegenüber $\sigma_{90} = 28 \text{ N/mm}^2$.

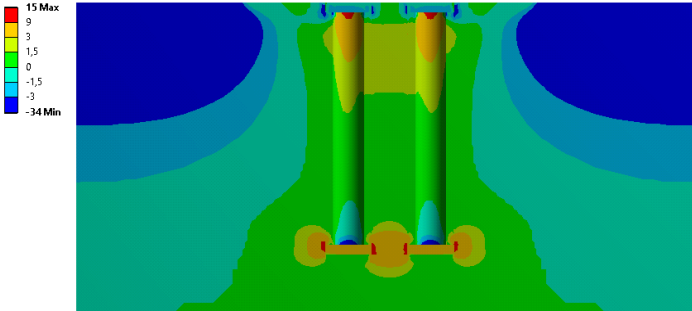
Weiterhin sind Unterschiede zwischen den Schubspannungsverläufen entlang der Bohrlochwandung feststellbar. Bereits in Abschnitt 5.5.2 konnte eine Konzentration der Schubspannungen am Beginn der Einklebelänge festgestellt werden. Durch die in Bild 5-39 dargestellte Spannungsverteilung wird nochmals die direkte Einleitung der angreifenden Last in die Auflager und die damit einhergehende Spannungskonzentration deutlich. Die Schubspannungsverteilung zeigt sich innerhalb des modifizierten Modells in Bild 5-40 im Vergleich deutlich ausgewogener über die gesamte Querschnittshöhe, mit Spannungsspitzen am Anfang und Ende der Einklebelänge.

Bei Betrachtung der für den Nachweis des beobachteten Blockscherens relevanten Rollschubspannungsverteilung (dargestellt als Isoflächen) ist ebenfalls ein deutlicher Unterschied feststellbar. Infolge der direkt angrenzenden

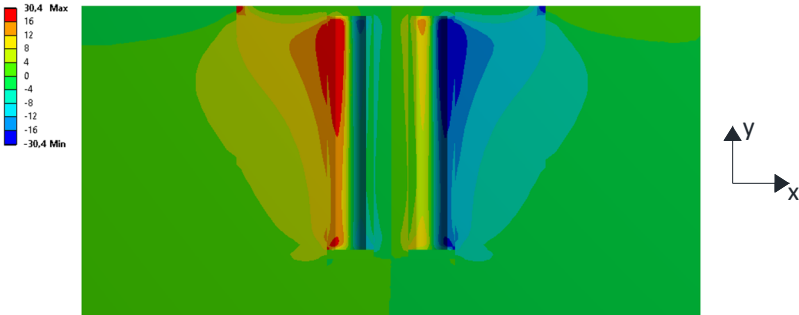
Auflager bei Prüfkörper E90.4 ergibt sich eine geringere Spannungsausbreitung in Faserrichtung bei gleichzeitiger Steigerung des Maximalwerts der Rollschubspannungen an der Bohrlochwandung.

Infolge der Spannungskonzentration im Bereich der Gewindestangengruppe könnte somit das beobachtete Blockscherversagen durch die Auflagerbedingungen begünstigt worden sein. Zur näheren Untersuchung der Rollschubspannungsverteilung wird daher im Weiteren auf das modifizierte Modell zurückgegriffen.

Normalspannung in y-Richtung (rot: Querzug): σ_{90} [N/mm²]



Schubspannung in xy-Ebene: τ_{xy} [N/mm²]



Rollschubspannungen: τ_r [N/mm²]

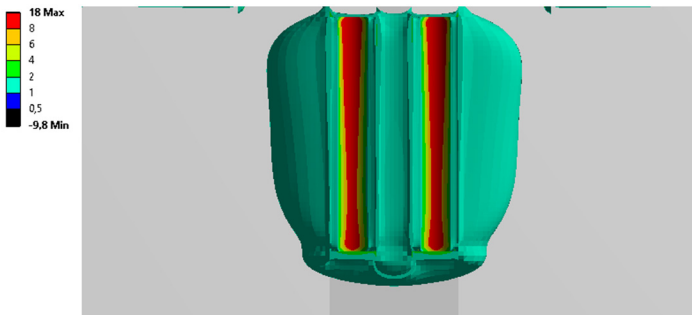
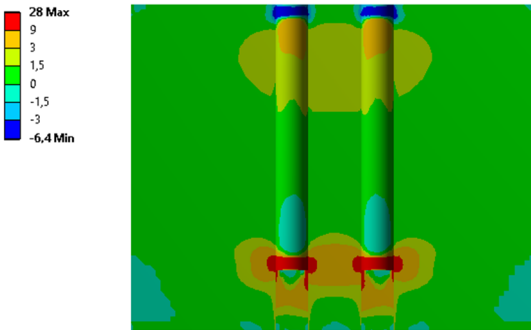
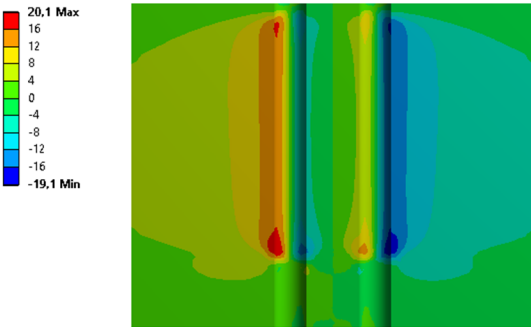


Bild 5-39: Ermittelte Spannungsverteilungen innerhalb des Prüfkörpers E90.4.

Normalspannung in y-Richtung (rot: Querzug): σ_{90} [N/mm²]



Schubspannung in xy-Ebene: τ_{xy} [N/mm²]



Rollschubspannungen: τ_r [N/mm²]

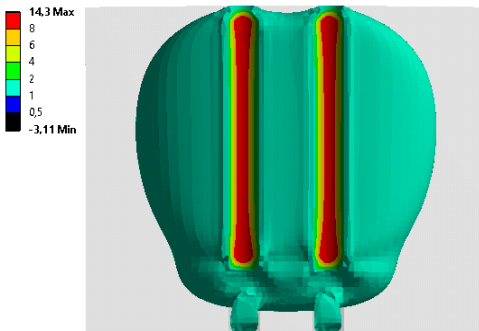


Bild 5-40: Spannungsverteilungen innerhalb des Prüfkörpers E90.4 mit vergrößertem Abstand der Gewindestangengruppe zum Auflager.

Betrachtung der Rollschubspannungsverteilung in Faserrichtung

Um die Ausbreitung der Rollschubspannungen in Faserrichtung mit Hilfe des modifizierten Modells näher zu untersuchen, werden entlang der Einklebelänge mehrere Auswertungspfade definiert, vgl. Bild 5-41. Die Spannungspfade verlaufen dabei auf Höhe der experimentell beobachteten Bruchkante unmittelbar entlang der Bohrlochwand. Da in diesem Bereich allerdings Spannungsspitzen zu erwarten sind, wird zusätzlich eine Auswertung im Abstand von $d_d/2 = 8 \text{ mm}$ vom Bohrlochrand vorgenommen.

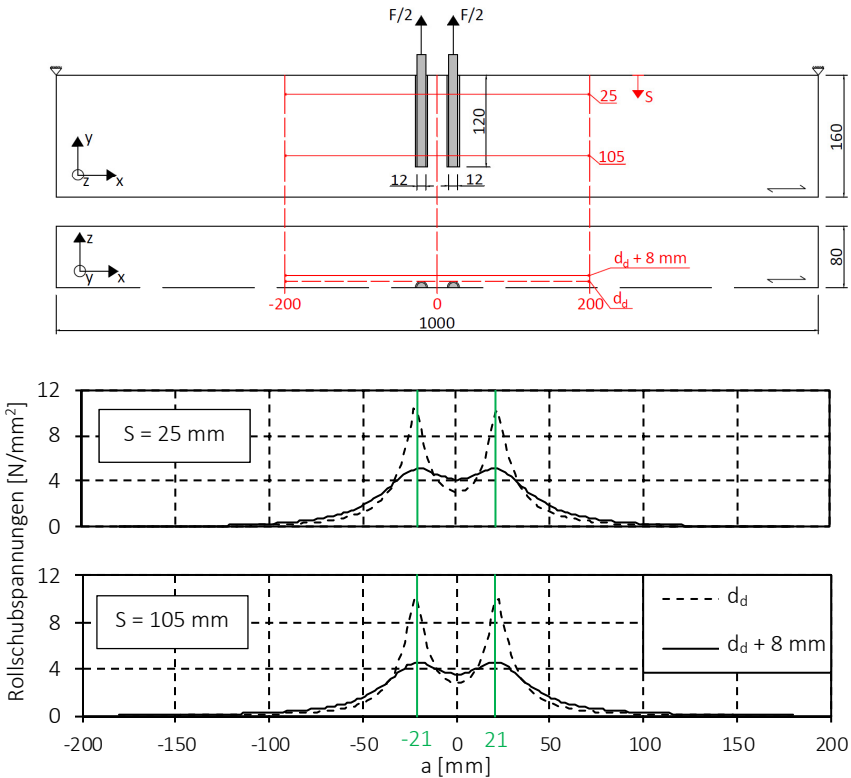


Bild 5-41: Rollschubspannungsverlauf auf Höhe der Bohrlochwand d_d und in einem Abstand von $d_d + 8 \text{ mm}$ entlang der definierten Pfade S (rot). In grün sind die Gewindestangen dargestellt. Maße in mm.

Wie erwartet, ergeben sich große Schubspannungsspitzen im Bereich der Bohrlochwandung. Diese fallen längs und quer zur Faserrichtung schnell ab. Wird der Abstand der Auswertungspfade zum Bohrloch in z-Richtung um 8 mm vergrößert, sind keine Spannungsspitzen mehr festzustellen. Entlang dieser Pfade nähern sich die Rollschubspannungen einem konstanten Verlauf zwischen beiden Gewindestangen an. Die Maximalwerte der Rollschubspannungen liegen im Bereich der mittleren Rollschubfestigkeiten von $4,02 \text{ N/mm}^2$ bzw. $5,54 \text{ N/mm}^2$, vgl. Abschnitt 2. Das beobachtete Versagen des Holzblocks zwischen den Gewindestangen ist somit plausibel. Mit größer werdendem Abstand zur Gewindestangengruppe in Faserrichtung fallen die Rollschubspannungen gleichmäßig ab. In einem Abstand von ca. 100 mm sind keine Rollschubspannungen mehr feststellbar. Um den Spannungsausbreitungsbereich näher einzugrenzen, sind in Bild 5-42 die Rollschubspannungen bis zu einem Abstand von $0,5 \cdot a_1 = 1,75 \cdot d$ außerhalb der Gewindestangengruppe dargestellt.

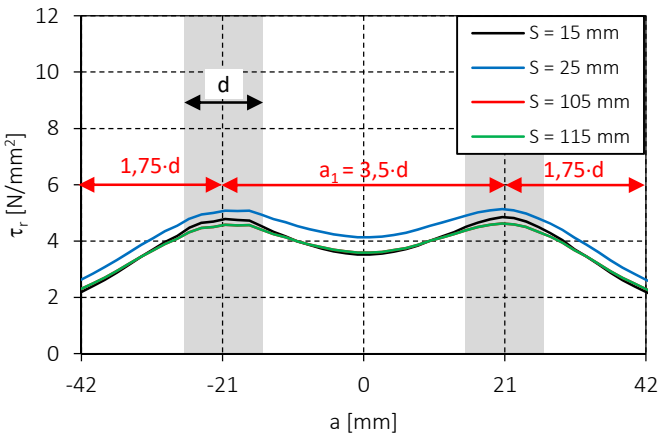


Bild 5-42: Rollschubspannungsverteilung τ_r im Nahbereich der Gewindestangengruppe im Abstand $d_a + 8 \text{ mm}$ von der Bohrlochwandung. Der grau markierte Bereich entspricht den zwei Gewindestangen. (Anmerkung: Die Kurven $S = 105$ und $S = 115 \text{ mm}$ sind hierbei deckungsgleich)

Aufgrund des Abfalls der Rollschubspannungen um 50 % im Abstand von $1,75 \cdot d$ der Gewindestangen in Faserrichtung kann auf eine größere rollschubbeanspruchte Fläche außerhalb der Gewindestangengruppe nicht geschlossen werden. Allerdings können infolge des verwendeten linear-elastischen Materialmodells Spannungsumlagerungen, die infolge lokal auftretender Initialrisse auftreten können, nicht simuliert werden. Ein Versagen gemäß Bild 5-35 kann durch das Finite-Elemente-Modell somit nicht ausgeschlossen werden.

Gleiches gilt bei einer Erhöhung des Verbindungsmittelabstandes auf $a_1 = 5 \cdot d$. Werden die Rollschubspannungen bezüglich des jeweils vorhandenen Maximalwertes normiert ($\tau_r/\tau_{r,max}$), ist bei $a_1 = 5 \cdot d$ zwischen den Gewindestangen ein Abfall von mehr als 40 % ($\tau_r/\tau_{r,max} = 0,58$) gegenüber dem Maximalwert festzustellen, vgl. Bild 5-43. Ein Versagen erscheint aufgrund des starken Abfalls unwahrscheinlich.

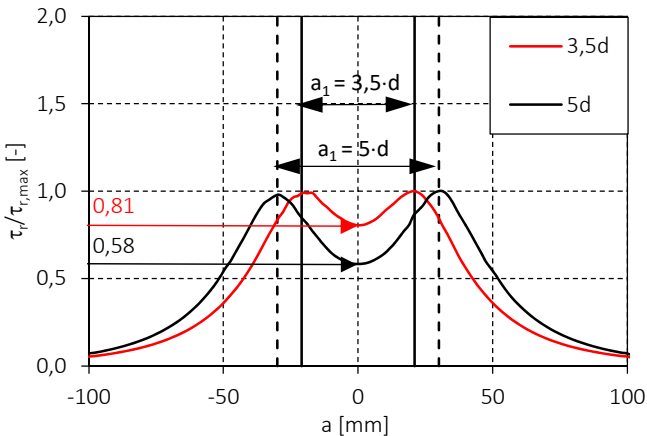


Bild 5-43: Gegenüberstellung der normierten Spannungsverläufe $\tau_r/\tau_{r,max}$ für die Verbindungsmittelabstände $a_1 = 3,5 \cdot d$ und $a_1 = 5 \cdot d$ ($S = 25$ mm; $d_d + 8$ mm).

Zusammenfassung

In welchem Maß der Versuchsaufbau Einfluss auf die in Abschnitt 5.4 ermittelten Tragfähigkeiten hatte, kann nur eingeschränkt mit Hilfe des Finite-Elemente-Modells beurteilt werden. Bestätigt werden kann, dass aufgrund der vorhandenen Auflagersituation die Schubspannungsverteilung entlang der Klebefuge und innerhalb des Holzquerschnitts beeinflusst wird. Die Auswirkungen auf die Traglast und die Versagensart können jedoch nicht abschließend beurteilt werden. Hierzu sind weitere experimentelle Untersuchungen und die Implementierung von Versagenskriterien in das numerische Modell notwendig.

Aufgrund der schnellen Abnahme der Rollschubspannungen wird im Folgenden angenommen, dass eine Lastausbreitung in Faserrichtung nicht erfolgt. Die anzuschließende Kraft wird somit über die zwei Rollschubflächen des Holzblocks zwischen den Gewindestangen und über jeweils die halben Mantelflächen der Klebefuge übertragen. Diese angenommene Bruchebene ist in Bild 5-44 dargestellt. Die am Ende der Einklebelänge wirkende Querkraftkomponente wird vernachlässigt.

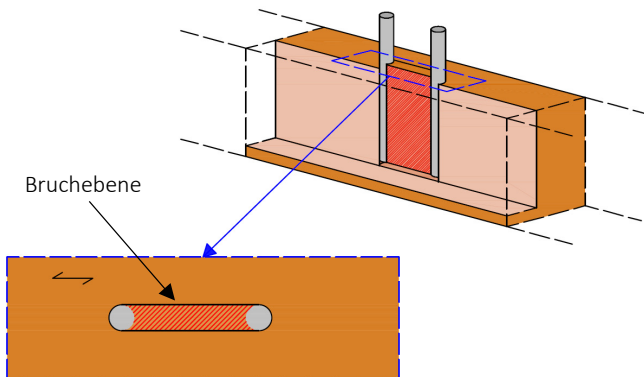


Bild 5-44: Aufgrund der Finite-Elemente-Berechnung definierte Bruchebene.

5.6 Erarbeitung eines Bemessungs- und Konstruktionsvorschlags

Innerhalb dieses Abschnittes werden die Erkenntnisse aus experimenteller und numerischer Untersuchung zusammengeführt und somit ein werkstoffgerechtes Bemessungskonzept für Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen in Bauteilen aus Buchen-FSH hergeleitet.

Im ersten Schritt erfolgt die Erarbeitung eines geeigneten Bemessungsmodells zur Ermittlung der Klebfugenfestigkeit. Um eine möglichst wirtschaftliche Bemessung der Klebfuge zu ermöglichen, wird der höheren Tragfähigkeit von unter einem Winkel zur Faser eingeklebter Gewindestangen Rechnung getragen. Zur Sicherstellung der Tragfähigkeit werden die dazu notwendigen konstruktiven Randbedingungen dargestellt.

Im nächsten Schritt erfolgt die Erweiterung des Bemessungsmodells auf Gewindestangengruppen. Hierbei steht das beobachtete Blockscheren bei unter einem Winkel zur Faser eingeklebter Gewindestangen im Mittelpunkt. Auf Grundlage der experimentellen und numerischen Untersuchungen wird ein Bemessungsmodell zur Ermittlung der Tragfähigkeit erarbeitet und verifiziert.

5.6.1 Bemessung der Klebfuge

Bereits Gustafsson und Serrano [29] schlugen eine Bemessung der Klebfugenfestigkeit in Abhängigkeit des vorhandenen Kraft-Faser-Winkels basierend auf der Gleichung von Hankinson vor. Der charakteristische Wert der Klebfugenfestigkeit für beliebige Kraft-Faser-Winkel $f_{k1,\alpha,k}$ ergibt sich somit gemäß Gl. (5-19). Der Ansatz entspricht damit der Gleichung zur Ermittlung des Ausziehwiderstandes f_{ax} für axial beanspruchte Schrauben gemäß Abschnitt 4.2.3.

$$f_{k1,\alpha,k} = \frac{f_{k1,k}}{\frac{f_{k1,k}}{f_{k1,90,k}} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5-19)$$

Zur Ermittlung der Klebfugenfestigkeit $f_{k1,\alpha,k}$ werden dabei die Klebfugenfestigkeiten $f_{k1,k}$ und $f_{k1,90,k}$ benötigt. Im Folgenden werden die charakteristischen Festigkeitskennwerte auf Grundlage der Versuchsergebnisse ermittelt.

Faserparallel eingeklebte Gewindestangen

Wie bereits in Abschnitt 5.5.1 erläutert, wird die Tragfähigkeit der Klebefuge in Abhängigkeit der vorhandenen Einklebelänge ermittelt. Gemäß Tabelle 5-2 (S.100) kann für Einklebelängen von $L_{ad} < 250$ mm eine konstante rechnerische Klebfugenfestigkeit angenommen werden. Da die größte in Abschnitt 5.3 geprüfte Einklebelänge 240 mm beträgt, wird vereinfachend ebenfalls ein konstanter Klebfugenfestigkeitskennwert in diesem Bereich angenommen. Die daraus resultierenden mittleren und charakteristischen Klebfugen- und Schubfestigkeiten sind in Tabelle 5-10 angegeben. Gegenübergestellt sind dabei die Festigkeitskennwerte bezogen auf den Gewindestangendurchmesser d und über die Gesamtheit der Versuchsergebnisse (grau). Die charakteristischen Festigkeitskennwerte wurden gemäß DIN EN 14358 ermittelt.

Tabelle 5-10: Mittlere und charakteristische Klebfugen- und Schubfestigkeiten bezogen auf den Gewindestangendurchmesser d mit zugehörigem Variationskoeffizient v .

d [mm]	$f_{k1,mean}$ [N/mm ²]	v [%]	$f_{v,mean}$ [N/mm ²]	v [%]	$f_{k1,k}$ [N/mm ²]	$f_{v,k}$ [N/mm ²]	n [-]
12	15,2	8,67	11,4	8,67	12,9	9,70	39
16	13,3	10,4	10,6	10,4	11,0	8,77	45
20	11,5	8,62	9,62	8,62	9,74	8,11	20
Gesamt	13,7	13,6	10,7	11,0	10,7	8,79	104

Wie bereits aus Bild 5-13 (S.107) bekannt, ergibt sich eine Abnahme der Klebfugen- und somit auch der Schubfestigkeit bei größer werdendem Gewindestangendurchmesser. Die erreichten mittleren und charakteristischen Schubfestigkeiten entsprechen dabei der aus den Zulassungsversuchen (vgl. Abschnitt 2) und Zulassung Z-9.1-838 bekannten mittleren Schubfestigkeit $f_{v,mean} = 10,5$ N/mm² und charakteristischen Schubfestigkeit $f_{v,k} = 8$ N/mm². Die

Schubfestigkeit des Bauteils ist daher maßgebend für die Tragfähigkeit der Klebefuge. Der Klebstoff ist somit geeignet, eine tragfähige Verbindung zwischen Gewindestange und Buchen-FSH herzustellen.

Die Schubfestigkeit f_v (in N/mm^2) entlang der Mantelfläche kann folglich zur Ermittlung der Klebfugenfestigkeit herangezogen werden. Diese kann unter der Annahme einer Klebfugendicke von $t_k = 2 \text{ mm}$ entsprechend Gl. (5-20) berechnet werden.

$$f_{k1} = \left(1 + \frac{2 \cdot t_k}{d} \right) \cdot f_v \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-20)$$

In Bild 5-45 sind die experimentell ermittelten mittleren (schwarz) und charakteristischen (rot) Klebfugenfestigkeiten mit den nach Gl. (5-20) berechneten Klebfugenfestigkeitskennwerte gegenübergestellt.

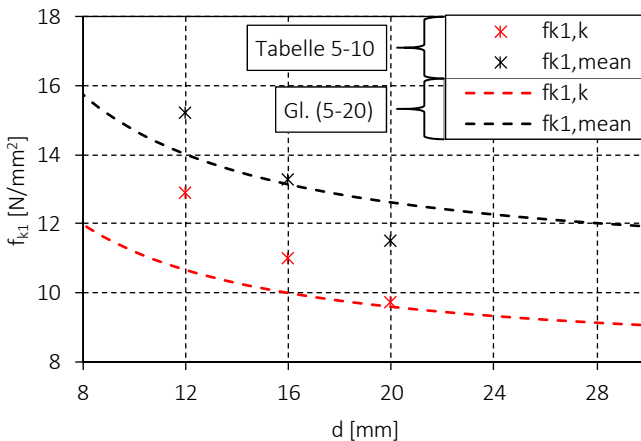


Bild 5-45: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse aus Tabelle 5-10 mit Gl.(5-20).

Durch Ansatz der charakteristischen Schubfestigkeit ergeben sich somit konservative Klebfugenfestigkeitskennwerte. Im Vergleich zu Gl. (5-20) fallen die Versuchswerte mit größer werdendem Durchmesser schneller ab. Da keine Gewindestangendurchmesser $d > 20 \text{ mm}$ untersucht wurden, kann keine Aussage getroffen werden, ob die charakteristische Klebfugenfestigkeit auch unterhalb

des Modells nach Gl. (5-20) abfällt. Die Anwendung wird daher auf einen Gewindestangendurchmesser von $d \leq 20$ mm beschränkt.

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse können zwei Modelle zur Ermittlung des Grundwertes der Klebfugenfestigkeit abgeleitet werden:

- Die charakteristische Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ wird in Abhängigkeit des vorhandenen Gewindestangendurchmessers d (in mm) und unter Verwendung der charakteristischen Schubfestigkeit von $f_{v,k} = 8$ N/mm² ermittelt gemäß Gl. (5-21).

$$f_{k1,k} = \left(1 + \frac{4}{d}\right) \cdot f_{v,k} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-21)$$

- Die charakteristische Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ ergibt sich aus dem 5 %-Quantil der Versuchsergebnisse für $d = 20$ mm zu $f_{k1,k} = 9,74$ N/mm² und findet für alle Durchmesser $d \leq 20$ mm Anwendung.

Diese Festigkeitskennwerte gelten allerdings nur bis zu der experimentell überprüften Einklebelänge von $L_{ad} \leq 240$ mm. Um das gewünschte duktile Versagen der Verbindung und damit das Versagen der Gewindestangen erreichen zu können, sind gegebenenfalls Einklebelängen von $L_{ad} > 240$ mm notwendig.

Da für diesen Bereich keine Versuchsdaten vorhanden sind, wird zunächst auf Grundlage des nach EC 5/NA geregelten bilinearen Verlaufs die Klebfugenfestigkeit bei größer werdender Einklebelänge gemäß Gl. (5-22) festgelegt. Als konstanter Festigkeitskennwert bis zu einer Einklebelänge von 250 mm wird vereinfachend die Klebfugenfestigkeit von $f_{k1,k} = 9,74$ N/mm² verwendet. Die Herleitung des bilinearen Verlaufs kann dem Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden.

$$f_{k1,k} = \begin{cases} 9,74 & L_{ad} \leq 250\text{mm} \\ 12,8 - 0,012 \cdot L_{ad} & 250\text{mm} < L_{ad} \leq 500\text{mm} \\ 8,55 - 0,0037 \cdot L_{ad} & 500\text{mm} < L_{ad} \leq 1000\text{mm} \end{cases} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-22)$$

Zur Einschätzung des erarbeiteten bilinearen Verlaufs wird eine Regressionsanalyse basierend auf den charakteristischen Werten je untersuchter Einklebelänge durchgeführt. Die charakteristischen Werte gemäß DIN EN 14358 können der Tabelle A 60 im Anhang zu Abschnitt 5 entnommen werden. Die daraus resultierende Regressionsgleichung ist in Bild 5-46 mit Gl. (5-22) und den ermittelten charakteristischen Werten der Klebfugenfestigkeiten dargestellt. Aufgrund fehlender Versuchsdaten ist der Verlauf der Regressionsgleichung für Einklebelängen $L_{ad} > 240$ mm nicht aussagekräftig und bildet lediglich einen möglichen Trend ab. Zur Vollständigkeit wird der Verlauf dennoch als gestrichelte Linie dargestellt.

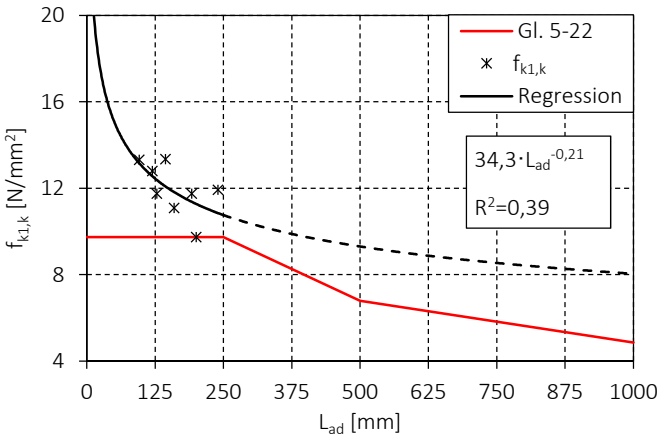


Bild 5-46: Gegenüberstellung der Gl. (5-22) mit dem Ergebnis der Regressionsanalyse basierend auf den charakteristischen Klebfugenfestigkeiten $f_{k1,k}$ je vorhandener Einklebelänge.

Basierend auf dem Trend der in Bild 5-46 dargestellten Regressionsgleichung ergeben sich für Gl. (5-22) stets konservative Festigkeitskennwerte. Ohne weitere zur Verfügung stehende Versuchswerte wird Gl. (5-22) daher als geeignet erachtet, um die Tragfähigkeit bei größeren Einklebelängen abzuschätzen. Durch den Ansatz der mittleren Klebfugenfestigkeiten $f_{k1,mean}$ werden allerdings Einklebelängen $L_{ad,erf}$ von maximal 272 mm benötigt, um die Zugtragfähigkeit der Gewindestangen der Festigkeitsklasse 8.8 ($F_{tens,8.8}$) zu erreichen, vgl. Tabelle 5-11.

Tabelle 5-11: Erforderliche Einklebelängen $L_{ad,erf}$ zum Erreichen der Zugfestigkeit der Gewindestangen (Festigkeitsklasse 8.8) basierend auf den Mittelwerten der Klebfugenfestigkeit.

d	$f_{k1,mean}$	$F_{tens,8.8}$	$L_{ad,erf}$	λ
[mm]	[N/mm ²]	[kN]	[mm]	[-]
12	15,2	67,4	118	9,8
16	13,3	126	188	11,7
20	11,5	196	272	13,6

Die Ermittlung der notwendigen Werte zur Herleitung eines Verlaufs der Klebfugenfestigkeit ist nur mit Gewindestangen mit Zugfestigkeiten $f_{tens,k} > 800 \text{ N/mm}^2$ möglich. Baupraktisch wird durch DIN 1052-10 die zulässige Zugfestigkeit allerdings auf $f_{tens,k} = 800 \text{ N/mm}^2$ (Festigkeitsklasse 8.8) beschränkt. Ein ausreichendes Plastizitätsvermögen der Verbindung soll damit sichergestellt werden. Eine Abminderung der Klebfugenfestigkeit für Einklebelängen $L_{ad} > 250 \text{ mm}$ gemäß Gl. (5-22) erscheint somit baupraktisch nicht zwingend notwendig.

Zum Vergleich sind die zum Erreichen des Bemessungswertes der Zugfestigkeit von Gewindestangen der Festigkeitsklasse 8.8 ($F_{tens,8.8,d}$) erforderlichen Einklebelängen $L_{ad,erf}$ in Tabelle 5-12 angegeben. Zur Ermittlung der Einklebelängen wird der Bemessungswert der Klebfugenfestigkeit gemäß Gl. (5-22) unter Berücksichtigung eines Modifikationswertes von $k_{mod} = 0,9$ (NKL 2, KLED kurz) ermittelt. Zusätzlich sind die Bemessungswerte der Zugtragfähigkeit für Gewindestangen der Festigkeitsklasse 10.9 ($F_{tens,10.9,d}$) und die Zugtragfähigkeit des Buchen-FSH-Bauteils im Nettoquerschnitt $F_{t,0,d,Netto}$ ($a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, $f_{t,0,k} = 55 \text{ N/mm}^2$, Typ S) angegeben.

Auch auf Bemessungsebene werden Einklebelängen von $L_{ad} < 250 \text{ mm}$ benötigt, um ein Versagen der Gewindestangen sicherzustellen. Lediglich bei Gewindestangen mit Durchmesser von $d = 20 \text{ mm}$ und Zugfestigkeiten $f_{tens,k} > 800 \text{ N/mm}^2$ müssen größere Einklebelängen vorgesehen werden. Unter Ansatz der Klebfugenfestigkeit entsprechend Gl. (5-21) ergeben sich dabei nochmals geringere Einklebelängen, vgl. Tabelle 5-13.

Tabelle 5-12: Erforderliche Einklebelängen $L_{ad,erf}$ zum Erreichen der Zugfestigkeit der Gewindestangen beruhend auf den Bemessungswerten gemäß Gl. (5-22).

d [mm]	$F_{tens,8,8,d}$ [kN]	$L_{ad,erf}$ [mm]	$F_{tens,10,9,d}$ [kN]	$L_{ad,erf}$ [mm]	$F_{t,0,Netto}$ [kN]
12	43	169	61	238	65
16	80	237	113	416	117
20	125	323	176	666	190

Tabelle 5-13: Erforderliche Einklebelängen $L_{ad,erf}$ zum Erreichen der Zugfestigkeit der Gewindestangen beruhend auf den Bemessungswerten gemäß Gl. (5-21).

d [mm]	$F_{tens,8,8,d}$ [kN]	$L_{ad,erf}$ [mm]	$F_{tens,10,9,d}$ [kN]	$L_{ad,erf}$ [mm]	$F_{t,0,Netto}$ [kN]
12	43	155	61	218	65
16	80	230	113	324*	117
20	125	300*	176	422*	190

*keine Abminderung der Klebfugenfestigkeit für $L_{ad} > 250$ mm vorgenommen

Infolge der zum Zeitpunkt der Arbeit gültigen bauaufsichtlichen Beschränkung der Festigkeitsklasse werden daher beide vorgestellten Bemessungsmodelle als geeignet erachtet. Der nach Gl. (5-22) erarbeitete Verlauf entspricht der bekannten Abnahme der Klebfugenfestigkeit aus Abschnitt 5.2. Eine größere Abnahme der Klebfugenfestigkeit ist mit zunehmender Einklebelänge aufgrund der bekannten Bemessungskonzepte nicht zu erwarten. Größere Einklebelängen können und müssen allerdings nicht weiter untersucht werden, da ein Stahlversagen maßgebend wird. Um eine möglichst wirtschaftliche Bemessung der Klebfugentragfähigkeit zu ermöglichen wird daher, basierend auf Gl. (5-21) und Gl. (5-22), Gl. (5-23) vorgeschlagen.

Für $12 \text{ mm} \leq d \leq 20 \text{ mm}$ gilt:

$$f_{k1,k} = \begin{cases} 9,74 & L_{ad} \leq 250 \text{ mm} \\ 12,8 - 0,012 \cdot L_{ad} & 250 \text{ mm} < L_{ad} \leq 500 \text{ mm} \\ 8,55 - 0,0037 \cdot L_{ad} & 500 \text{ mm} < L_{ad} \leq 1000 \text{ mm} \end{cases} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-23)$$

Alternativ gilt für $d = 12 \text{ mm}$ und $d = 16 \text{ mm}$:

$$f_{k1,k} = \left(1 + \frac{4}{d}\right) \cdot 8 \quad L_{ad} \leq 250 \text{ mm} \quad [\text{N/mm}^2]$$

Zur Sicherstellung der Klebfugenfestigkeit sind folgende konstruktive und geometrische Randbedingungen einzuhalten:

- Klebfugendicke $t_k = 2 \text{ mm}$,
- Mindesteinklebelänge gemäß Gl. (5-10),
- Zugfestigkeit der Gewindestange $f_{\text{tens},k} \leq 800 \text{ N/mm}^2$,
- Randabstand $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$,
- Spaltbewehrung ist zwingend erforderlich.

Konstruktiv kann dabei ohne weitere Untersuchungen die Anordnung von Vollgewindeschrauben als Spaltbewehrung für eine Verbindung mit einer Gewindestange gemäß Bild A 5 im Anhang zu Abschnitt 5 erfolgen.

Unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen

Für größer werdende Kraft-Faser-Winkel konnten experimentell deutlich größere Klebfugentragfähigkeiten ermittelt werden. Der Ansatz der Klebfugenfestigkeit gemäß Gl. (5-23) ist somit auch für die Bemessung unter einem Winkel zur Faser eingeklebter Gewindestangen geeignet. Um der deutlich höheren Klebfugentragfähigkeit Rechnung zu tragen, soll das Bemessungsmodell nach Gl. (5-23) jedoch erweitert werden.

Grundlage für die Bemessung von unter einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangen bildet Gl. (5-19) nach Gustafsson und Serrano [29] und Gl. (4-3) S. 26 zur Ermittlung des Ausziehwiderstandes von Schrauben. Hierzu ist die Kenntnis der Klebfugenfestigkeit senkrecht zur Faser notwendig. Allerdings konnte nur in Versuchsreihe E90.5 ($d = 16$, $\lambda = 10$) die Tragfähigkeit der Klebfuge erreicht werden. Im Nachgang zu den Versuchen aus Abschnitt 5.4 wurden daher zusätzlich drei Prüfkörper mit geringerer Einklebelänge hergestellt. In diesen Fällen konnte ein Versagen der Klebfuge erreicht und somit die Klebfugen-tragfähigkeit ermittelt werden. Diese bestätigen die Ergebnisse aus Abschnitt 5.4. Gegenüber faserparallel eingeklebten Gewindestangen kann somit mit 39 % höherer Klebfugenfestigkeit gerechnet werden. In Tabelle 5-14 sind die mittleren und charakteristischen Klebfugenfestigkeiten jeder vorhandenen Versuchsreihe nochmals angegeben.

Tabelle 5-14: Mittlere und charakteristische Klebfugenfestigkeiten für Kraft-Faser-Winkel $\alpha > 45^\circ$

Reihe	α [°]	β [°]	d [mm]	λ [-]	$f_{k1,\alpha,\text{mean}}$ [N/mm ²]	n	$f_{k1,k}$ [N/mm ²]
E45.1*	45	90	12	10	19,7	5	17,4
E90.1*	90	90	12	10	20,1	5	17,8
E90.2*	90	0	12	10	20,0	5	17,6
E90.5	90	0	16	10	19,0	5	16,6
E90.1_8	90	90	12	8	21,4	2	-
E90.1_5	90	90	12	5	19,8	1	-

*Versagen der Gewindestange

Für das in Gl. (5-19) enthaltene Verhältnis $f_{k1}/f_{k1,90}$ ergibt sich auf Grundlage der charakteristischen Klebfugenfestigkeiten ein Wert von $f_{k1,k}/f_{k1,90,k} = 0,7$. Die daraus resultierenden Verläufe der Klebfugenfestigkeit bei größer werdendem Kraft-Faser-Winkel sind für die Gewindestangendurchmesser $d = 12$ mm und $d = 16$ mm in Bild 5-47 *links* dargestellt und den korrespondierenden Versuchswerten (Tabelle 5-10, S. 149) gegenübergestellt.

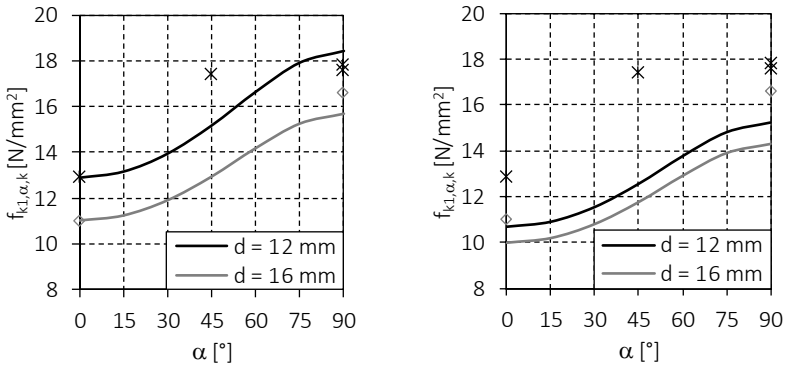


Bild 5-47: Gegenüberstellung der Klebfugenfestigkeit $f_{k1,\alpha,k}$ mit dem gewählten Verlauf der Klebfugenfestigkeit mit größer werdendem Kraft-Faser-Winkel α unter Annahme eines Verhältnisses von $f_{k1,k}/f_{k1,90,k} = 0,7$. links: Ansatz von $f_{k1,\alpha,k}$ gemäß Tabelle 5-10; rechts: Ansatz von $f_{k1,\alpha,k}$ gemäß Gl. (5-23).

Durch den gewählten Verhältnswert von $f_{k1,k}/f_{k1,90,k} = 0,7$ wird die Klebfugenfestigkeit für $d = 12 \text{ mm}$ überschätzt. Allerdings sind aufgrund des erreichten Zugversagens der Gewindestange höhere Klebfugenfestigkeiten zu erwarten. Dagegen ergibt sich für $\alpha = 45^\circ$ ein konservativerer Wert. Infolge des erreichten Stahlversagens ist auch in diesem Fall mit einer höheren Klebfugentragfähigkeit zu rechnen. Unter Verwendung des vorgeschlagenen Grundwertes der Klebfugenfestigkeit gemäß Gl. (5-23) ergeben sich hingegen stets konservative Werte, vgl. Bild 5-47 rechts.

Die Bemessung der Klebefuge für beliebige Kraft-Faser-Winkel und beliebige Winkel zur Deckfläche kann daher nach Gl. (5-24) unter Verwendung des Grundwertes der Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ entsprechend Gl. (5-23) erfolgen. Aufgrund fehlender Versuchswerte wird die Klebfugenfestigkeit für $\alpha < 45^\circ$ auf den Grundwert gemäß Gl. (5-23) beschränkt. Alternativ kann auf der sicheren Seite liegend der Grundwert der Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ für alle Kraft-Faser-Winkel angesetzt werden.

$$f_{k1,\alpha,k} = \begin{cases} f_{k1,k} & 0^\circ \leq \alpha < 45^\circ \\ \frac{f_{k1,k}}{0,7 \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} & 45^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ \end{cases} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5-24)$$

Zur Sicherstellung der Klebfugentragfähigkeit sind folgende konstruktive und geometrische Randbedingungen entsprechend einzuhalten:

- Klebfugendicke $t_k = 2 \text{ mm}$,
- Zugfestigkeit der Gewindestange $f_{\text{tens},k} \leq 800 \text{ N/mm}^2$,
- der Einsatz von eingeklebten Gewindestangen im Hirnholzbereich für $\alpha \geq 45^\circ$ ist nicht zulässig,
- das Bewehren gegenüber Spalten ist bei Anordnung der Gewindestangen in Deck- und Schmalfläche nicht notwendig.

Die Randabstände werden im Abschnitt 5.6.2 im Zuge der Bemessung einer Gewindestangengruppe genauer betrachtet.

5.6.2 Bemessung von Gewindestangengruppen

Im Gegensatz zur Klebfugenfestigkeit konnte bei größer werdendem Kraft-Faser-Winkel ein Abfall der Tragfähigkeit der Gewindestangengruppe, infolge des beobachteten Gruppenversagens, festgestellt werden. Meyer und Blaß [37] haben auf Grundlage der Versuchswerte für Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ aus Abschnitt 5.4 ein Bemessungsmodell erarbeitet. Dieses wird innerhalb dieses Abschnitts nochmals genauer beleuchtet und für beliebige Kraft-Faser-Winkel erweitert.

Der Klebfugenfestigkeit aus Abschnitt 5.6.1 entsprechend, wird zunächst gesondert der Fall einer faserparallel angeordneten Gewindestangengruppe betrachtet.

Tragfähigkeit von parallel zur Faser angeordneten Gewindestangengruppen

Während der Versuchsdurchführung konnte bei faserparallel angeordneten Gewindestangengruppen ein Gruppeneffekt, vgl. Bild 5-17 S.114, oder ein Blockscherversagen, wie in Bild 5-48 *links* dargestellt, nicht festgestellt werden.

Trotz eines mehrheitlich nicht feststellbaren Gruppeneffektes, sollte im Falle einer maßgebenden Klebefuge die vorhandene Verbindungsmittelanzahl n_{VM} dennoch durch Berücksichtigung einer effektiven Verbindungsmittelanzahl n_{ef} abgemindert werden. Dabei kann auf die Regelungen für axial beanspruchte Schrauben $n_{ef} = n_{VM}^{0,9}$ zurückgegriffen werden. Allerdings ist entsprechend EC 5/NA stets ein duktiler Versagen der Gewindestangen sicherzustellen. In diesem Fall kann auf n_{ef} verzichtet werden.

Aufgrund der geringen Abstände zwischen Gewindestangen und Querschnittsrand von $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, konnte ein Blockscherversagen bereits im Vorfeld ausgeschlossen werden. Ein Blockscherversagen ist erst bei größeren Holzquerschnitten und gleichzeitig kompaktem Verbindungsmittelbild (geringe Verbindungsmittelabstände), bspw. Bild 5-48 *rechts*, zu erwarten.

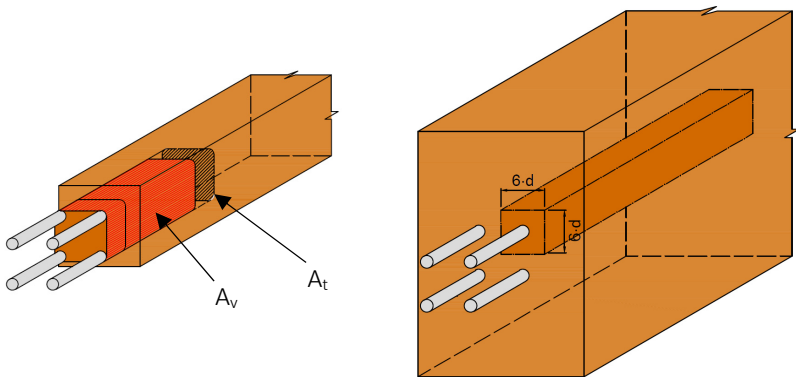


Bild 5-48: *links*: Mögliches Blockscherversagen faserparallel angeordneter Gewindestangen gemäß Tlustochowicz et al. [9]. *rechts*: Maximal ansetzbare zugbeanspruchte Querschnittsfläche des Holzbauteils für eine axial beanspruchte Gewindestange gemäß EC 5/NA.

In diesem Fall wird lediglich ein geringer Teil des zur Verfügung stehenden Holzquerschnitts auf Zug beansprucht. Gemäß EC 5/NA darf je vorhandener Gewindestange eine Fläche von maximal $36 \cdot d^2$ zur Übertragung der Zugkräfte herangezogen werden, vgl. Bild 5-48 *rechts*.

Diese Regelung geht auf Untersuchungen von Riberholt [34] zur Lastausbreitung in durch axial beanspruchte Gewindestangen angeschlossene Holzbauteile aus Nadelholz zurück. Ist der umgebende Holzquerschnitt größer als die rechnerisch ansetzbare Fläche, muss die Verbindung auf ein mögliches Blockscherversagen nachgewiesen werden. Dies gilt unabhängig vom sichergestellten duktilen Versagen der einzelnen Gewindestange.

Die Blockschertragfähigkeit $F_{bs,Rk}$ kann aufbauend auf den Blockschernachweis für auf Abscheren beanspruchte Verbindungen gemäß EC 5 (Anhang A) berechnet werden. Übertragen auf Verbindungen mit axial beanspruchten Verbindungsmitteln (eingeklebte Gewindestangen und Schrauben) kann die Berechnung gemäß Gl. (5-25) erfolgen.

$$F_{bs,Rk} = \max \begin{cases} 1,5 \cdot A_t \cdot f_{t,D,k} \\ 0,7 \cdot A_v \cdot f_{v,k} \end{cases} \quad [\text{N}] \quad (5-25)$$

Dabei sind:

- A_t Querschnittsfläche in mm^2 rechtwinklig zur Faserrichtung am Ende der Einklebelänge, vgl. Bild 5-48 *links*. Dabei kann die zugbeanspruchte Fläche gemäß den Regelungen EC 5/NA um maximal 3-d erweitert werden.
- A_v Scherfläche in mm^2 entlang der Gewindestangengruppe in Faserrichtung, vgl. Bild 5-48 *rechts*.

Weiterhin müssen zur Sicherstellung der Tragfähigkeit von axial beanspruchten faserparallel eingeklebten Gewindestangengruppen in Buchen-FSH folgende konstruktiven Randbedingungen eingehalten werden:

- Die konstruktiven Randbedingungen zur Sicherstellung der Tragfähigkeit der Klebefuge gelten im gleichen Maße für Gewindestangengruppen.
- Ein duktiler Versagen der Gewindestangen ist sicherzustellen. In diesem Falle gilt entsprechend EC 5/NA $n_{ef} = n$.
- Rand- und Verbindungsmittelabstände gemäß Bild 5-49:

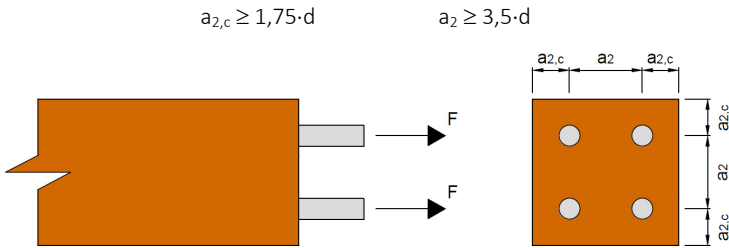


Bild 5-49: Rand- und Verbindungsmittelabstände faserverparallel eingeklebter Gewindestangen.

- Bei Randabständen $a_{2,c} > 3 \cdot d$ ist ein Blockschernachweis nach Gl. (5-25) für die Gewindestangengruppe zu führen. Eine nachzuweisende Gruppe beinhaltet alle Gewindestangen welche einen Abstand von $a_2 < 6 \cdot d$ aufweisen.

Tragfähigkeit von unter einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangenreihen

Aufbauend auf den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 5.4, wurde bereits von Meyer und Blaß [37] ein Bemessungsvorschlag für dieses Gruppenversagen erarbeitet. Da es sich hierbei um eine Verbindung mit in Faserrichtung hintereinander angeordneten Gewindestangen handelt, ist dies eine Variante des Blockscherens, der in der Literatur als Reihenscheren (row shear failure) bezeichnet wird. Die Berechnung des Widerstandes gegenüber Reihenscheren für einen Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ kann nach Meyer und Blaß [37] gemäß Gl. (5-26) erfolgen.

$$F_{rs} = f_{k1} \cdot d \cdot \pi \cdot L_{od} + 2 \cdot (n_{VM} - 1) \cdot f_{v,r} \cdot a_1 \cdot L_{od} \quad (5-26)$$

Dahinter steht die Annahme, dass die eingeleitete Zugkraft über die rollschubbeanspruchten Flächen zwischen den Gewindestangen und jeweils die halben Mantelflächen der beiden außenliegenden Gewindestangen abgetragen wird, vgl. Bild 5-44 S.147. Der über Querzug einzuleitende Anteil der angreifenden Kraft wird dabei vernachlässigt.

Auf Grundlage der numerischen Betrachtungen in Abschnitt 5.5.3 kann ein zum Lastabtrag beitragender Querschnitt außerhalb der Verbindung nicht eindeutig abgeleitet werden. Daher wird eine Lastausbreitung in Faserrichtung zunächst vernachlässigt und das mechanische Modell nach Gl. (5-26) den Versuchsergebnissen gegenübergestellt und diskutiert.

Zum Vergleich wird ein zweites Modell mit dem Ansatz einer effektiven Verbindungsmittellanzahl $n_{ef} = n_{VM}^{0,9}$ (vgl. faserparallel angeordnete Gewindestangengruppen) betrachtet. Die Tragfähigkeit der Gewindestangengruppe ergibt sich dann gemäß Gl. (5-27).

$$F_{ax,group} = n_{VM}^{0,9} \cdot F_{k1}$$

Mit: (5-27)

$$F_{k1} = f_{k1} \cdot d \cdot \pi \cdot L_{ad}$$

Zur Überprüfung beider Modelle sind in Tabelle 5-15 die erreichten Höchstlasten der Einzelversuche mit den nach Gl. (5-26) und Gl. (5-27) berechneten mittleren und charakteristischen Tragfähigkeiten gegenübergestellt. Zunächst werden nur Versuche mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ betrachtet.

Für die Berechnung der mittleren und charakteristischen Traglasten werden in Abhängigkeit des Gewindestangendurchmessers d und des Deckflächenwinkels β folgende Eingangsparameter verwendet:

- für $d = 12 \text{ mm}$: $f_{k1,90,mean} = 20 \text{ N/mm}^2$ und $f_{k1,90,k} = 15,2 \text{ N/mm}^2$,
- für $d = 16 \text{ mm}$: $f_{k1,90,mean} = 19 \text{ N/mm}^2$ und $f_{k1,90,k} = 14,3 \text{ N/mm}^2$,
- für $\beta = 0^\circ$: $f_{v,r,mean} = 4,06 \text{ N/mm}^2$ und $f_{v,r,k} = 2,44 \text{ N/mm}^2$,
- für $\beta = 90^\circ$: $f_{v,r,mean} = 5,54 \text{ N/mm}^2$ und $f_{v,r,k} = 4,18 \text{ N/mm}^2$.

Weiterhin mit angegeben sind die sich ergebenden Verhältniszerte der Höchstlast zur rechnerischen Tragfähigkeit nach Gl.(5-26) Δ_{rs} und Gl. (5-27) Δ_{group} . Auf Grundlage der Verhältniszerte Höchstlast zu charakteristischen Tragfähigkeiten ($\Delta_{rs,k}$ und $\Delta_{group,k}$) werden zusätzlich die charakteristischen Verhältniszerte gemäß DIN 14358 ermittelt.

Unter Annahme der mittleren Festigkeitskennwerte ergibt sich nach Gl. (5-26) ein mittlerer Verhältniswert von $\Delta_{rs,mean} = 1,09$ und somit eine gute Übereinstimmung des Rechenmodells mit den Versuchswerten. Durch Ansatz der charakteristischen Werte der Klebfugenfestigkeit $f_{k1,90,k}$ und der Rollschubfestigkeit $f_{v,r,k}$ ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert $\Delta_{rs,k} = 1,32$. Gegenübergestellt mit einem angestrebten Verhältniswert $\Delta_{rs,k} = 1,00$ bildet das Rechenmodell nach Gl. (5-26) die Tragfähigkeit somit hinreichend ab.

Tabelle 5-15: Gegenüberstellung der Höchstlasten aus den Versuchen mit Gl. (5-26) und Gl. (5-27)

Versuch	F_{max} [kN]	F_{rs} [kN]	Δ_{rs}^* [-]	$F_{ax,group}$ [kN]	Δ_{group}^{**} [-]	$F_{rs,k}$ [kN]	$\Delta_{rs,k}^*$ [-]	$F_{ax,group,k}$ [kN]	$\Delta_{group,k}^{**}$ [-]
E90.3-1	168		1,15		1,00		1,65		1,31
E90.3-2	153		1,05		0,91		1,50		1,19
E90.3-3	163	146	1,12	169	0,97	111	1,60	129	1,27
E90.3-4	159		1,09		0,94		1,56		1,24
E90.3-5	162		1,11		0,96		1,59		1,26
E90.4-1	146		1,11		0,87		1,57		1,14
E90.4-2	141		1,07		0,84		1,51		1,10
E90.4-3	158	131	1,20	169	0,94	93,2	1,69	129	1,23
E90.4-4	159		1,21		0,94		1,70		1,23
E90.4-5	148		1,13		0,88		1,59		1,15
E90.4-6	166		1,26		0,98		1,78		1,29
E90.6-1	213		1,01		0,80		1,44		1,06
E90.6-2	205		0,98		0,78		1,39		1,02
E90.6-3	215	210	1,02	265	0,81	148	1,45	201	1,07
E90.6-4	194		0,92		0,73		1,31		0,96
E90.6-5	213		1,01		0,80		1,44		1,06
E90.6-6	230		1,10		0,87		1,55		1,14

$$^* \Delta_{rs} = F_{max}/F_{rs}$$

$$^{**} \Delta_{group} = F_{max}/F_{ax,group}$$

Untersuchungen von Blaß und Flaig [49] an Queranschlüssen mit Schraubengruppen bestehend aus drei hintereinanderliegenden Voll- und Teilgewindeschrauben (d = 6 mm und 8 mm) in Brettschichtholz aus Fichte bestätigen die Gültigkeit des Rechenmodells nach Gl. (5-26).

In Bild 5-50 sind die von Blaß und Flaig beobachteten Versagensarten dargestellt. Dabei konnten während der Versuchsdurchführung analog zu den betrachteten Gewindestangengruppen ein Reihenscher- und ein Blockscherversagen beobachtet werden.



Bild 5-50: Versagte Schraubengruppen nach Erreichen der Höchstlast: Reihenscheren *links* und Blockscheren *rechts*, Quelle: [49] .

Auf Grundlage der ermittelten Höchstlasten ergaben sich für die untersuchte Verbindung ein charakteristischer Verhältniswert von $\Delta_{rs,k} = 1,14$ und somit nochmals eine bessere Übereinstimmung. Dem gegenüber konnten Blaß und Flaig durch Ansatz von n_{ef} gemäß Gl. (5-27) einen charakteristischen Verhältniswert von $\Delta_{group,k} = 1,03$ und damit ebenfalls eine ausreichende Tragfähigkeit ermitteln. Auch für die untersuchten Gewindestangengruppen ergeben sich mit einem charakteristischen Verhältniswert von $\Delta_{group,k} = 0,97$ eine noch ausreichende Tragfähigkeit.

Zum Nachweis einer unter $\alpha = 90^\circ$ angeordneten Gewindestangengruppe sind somit beide Modellansätze geeignet. Der Modellansatz des Reihenscherens nach Gl. (5-26) ist dabei als konservativer zu bewerten.

Um für beliebige Kraft-Faser-Winkel das Reihenschermodell gemäß Gl. (5-26) anwenden zu können, ist eine Modifizierung der Gleichung erforderlich. Mit abnehmendem Winkel α geht eine Abnahme der Rollschubverursachenden Kraftkomponente einher. Um dieser Abnahme Rechnung zu tragen, wird die Rollschub-

festigkeit $f_{v,r}$ durch die winkelabhängige Scherfestigkeit $f_{v,\alpha}$ ersetzt und die Tragfähigkeit somit erhöht. Zwei Ansätze werden dabei betrachtet:

- Analog zur abnehmenden Kraftkomponente in Rollschubebene mit abnehmenden Kraft-Faser-Winkel ergibt sich die ansetzbare Scherfestigkeit. Eine Interaktion zwischen Längs- und Rollschub wird dabei vernachlässigt. Der Grenzwert bildet die Schubfestigkeit parallel zur Faser.

$$f_{v,\alpha} = \min \begin{cases} f_v \\ \frac{f_{v,r}}{\sin \alpha} \end{cases} \quad (5-28)$$

- Die rechnerisch ansetzbare Scherfestigkeit wird entsprechend der geometrischen Interaktion nach Hankinson berechnet.

$$f_{v,\alpha} = \frac{f_v}{\frac{f_v}{f_{v,r}} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (5-29)$$

Zum Vergleich sind in Bild 5-51 die Gl. (5-28) und Gl. (5-29) ausgewertet und unter Verwendung der mittleren Schub- und Rollschubfestigkeit gegenübergestellt.

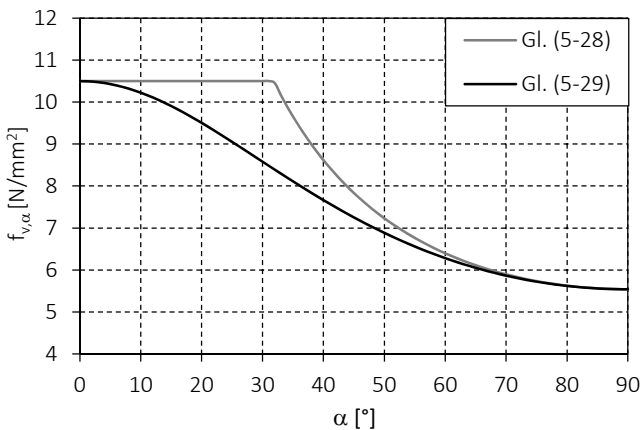


Bild 5-51: Gegenüberstellung von Gl. (5-28) und Gl. (5-29) über den Kraft-Faser-Winkel α mit $f_{v,r} = 5,54 \text{ N/mm}^2$ und $f_v = 10,5 \text{ N/mm}^2$.

Gl. (5-29) liefert dabei geringere Rechenwerte $f_{v,\alpha}$ und wird daher ohne nähere Kenntnis der Interaktionsbeziehung zwischen Längs- und Rollschubfestigkeit zur Berechnung der Traglasten herangezogen.

In Tabelle 5-16 sind die Versuchswerte der Reihe E45.2 mit den berechneten mittleren und charakteristischen Tragfähigkeiten gemäß Gl. (5-26) und Gl. (5-29) gegenübergestellt.

Tabelle 5-16: Gegenüberstellung der Versuchswerte mit den mittleren und charakteristischen Tragfähigkeiten gemäß Gl. (5-26) und Gl. (5-27).

Versuch	F_{\max} [kN]	F_{rs} [kN]	Δ_{rs} [-]	$F_{ax,group}$ [kN]	Δ_{group} [-]	$F_{rs,k}$ [kN]	$\Delta_{rs,k}$ [-]	$F_{ax,group,k}$ [kN]	$\Delta_{group,k}$ [-]
E45.2-1	166		1,01		0,99		1,74		2,22
E45.2-2	175		1,07		1,04		1,84		2,34
E45.2-3	164	164	1,00	169	0,97	95,5	1,71	75	2,18
E45.2-4	178		1,08		1,05		1,86		2,37
E45.2-5	171		1,04		1,01		1,79		2,28
E45.2-5	179		1,09		1,06		1,88		2,39

Unter Annahme der mittleren Festigkeitskennwerte ergibt sich nach Gl. (5-26) ein mittlerer Verhältniswert von $\Delta_{rs} = 1,05$ und nach Gl. (5-27) ein Verhältniswert von $\Delta_{group} = 1,02$ und damit eine gute Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Auf charakteristischer Ebene liefert dagegen Gl. (5-26) eine bessere Übereinstimmung mit einem Minimum von $\Delta_{rs,k,min} = 1,71$. Unter Einbeziehung der Ergebnisse aus Tabelle 5-15 ergibt sich ein charakteristischer Verhältniswert für das Reihenschermodell zu $\Delta_{rs,k} = 1,33$.

Der Ansatz unter Berücksichtigung einer effektiven Verbindungsmittellanzahl ergibt dagegen mit $\Delta_{group,k,min} = 2,18$ eine konservativere Abschätzung der Tragfähigkeit.

Auf Grundlage der vorhandenen Versuchsdaten sind somit beide Ansätze in der Lage, die Tragfähigkeit einer Verbindungsmittelgruppe abzuschätzen. Zur Verifizierung der dargestellten Interaktionsbeziehung nach Gl. (5-29) sind allerdings weiterführende Versuche notwendig.

Zur Sicherstellung der Tragfähigkeit von in einer Reihe angeordneten Gewindestangengruppen mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha > 0^\circ$ ist daher der Nachweis gemäß Gl. (5-30) zu führen und die Einklebelänge gegebenenfalls anzupassen.

Für $\alpha > 0^\circ$ gilt:

$$F_{rs,Rk} = f_{k1,k} \cdot d \cdot \pi \cdot L_{ad} + 2 \cdot (n_{VM} - 1) \cdot f_{v,\alpha,k} \cdot a_1 \cdot L_{ad} \quad (5-30)$$

Mit:

$$f_{v,\alpha,k} = \frac{f_{v,k}}{\frac{f_{v,k}}{f_{v,r,k}} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha}$$

Eine ungleichmäßige Spannungsverteilung entlang der Scherfläche ist nicht berücksichtigt. Ob ein negativer Einfluss auf das erarbeitete Bemessungsmodell bei größer werdender Einklebelänge vorliegt, kann nur durch weitere Untersuchungen geklärt werden.

Dieser Nachweis gilt ebenfalls für Gewindestangengruppen mit großem Abstand zwischen den vorhandenen Verbindungsmittelreihen. Entsprechend der Regelung für faserparallel angeordneten Gewindestangengruppen tritt dieser Fall ab einem Abstand von $a_2 > 6 \cdot d$ ein.

In der konstruktiven Durchbildung sind die Mindestabstände gemäß EC 5/NA einzuhalten, da eine differenzierte Untersuchung der Randabstände nicht stattfand. Ausnahme bildet der Verbindungsmittelabstand a_1 und a_2 . Dieser kann entsprechend den faserparallel angeordneten Abständen a_2 zu $a_1 \geq 3,5 \cdot d$ gewählt werden. Somit ergeben sich die in Bild 5-52 dargestellten Verbindungsmittel- und Randabstände.

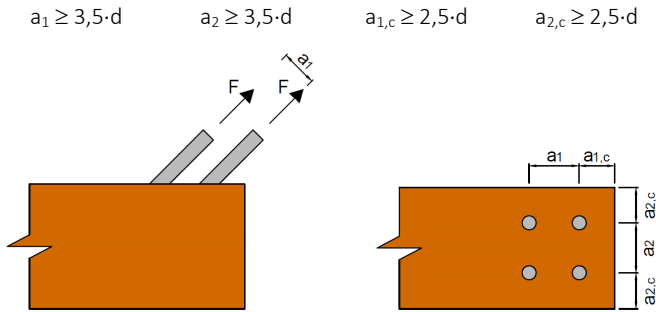


Bild 5-52: Mindestabstände für unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen.

Tragfähigkeit von unter einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangengruppen

In der Regel wird das Verbindungsmittelbild von Gewindestangengruppen aus mehreren senkrecht zur Faser angeordneten Reihen bestehen, vgl. Bild 5-52. In diesem Fall ist mit einem Blockscherversagen der gesamten Gewindestangengruppe zu rechnen und nicht einer einzelnen Reihe. Strahm [50] konnte bspw. bei Versuchen an Fachwerkknoten mit eingeklebten Gewindestangen mit Hilfe des GSA-Systems (Zulassung Z-9.1-778) ein Blockscherversagen innerhalb eines aus Fichten-BSH bestehenden Gurtes beobachten, vgl. Bild 5-53 *links*. Durch Einsatz von Buchen-FSH als Gurtbauteil konnte dagegen ein Versagen der Gewindestangen erreicht werden, vgl. Bild 5-53 *rechts*.



Bild 5-53: Beobachtete Versagensmechanismen von Strahm [50] bei Versuchen an Fachwerkknoten: *links*: Blockscheren, *rechts*: Zugversagen der Gewindestangen.

Da keine Versuchsergebnisse an Gewindestangengruppen mit mehreren senkrecht zur Faser angeordneten Gewindestangenreihen zur Verfügung stehen, ist eine Erweiterung des Reihenschermodells nicht ohne Weiteres möglich. Allerdings wurden durch Blaß und Flaig [49] ebenfalls Queranschlüsse bestehend aus zwei Schraubenreihen und zwei bis vier in Faserrichtung angeordneten Voll- und Teilgewindeschrauben auf Herausziehen geprüft. Analog zur Überprüfung des Reihenschermodells wurden die Schraubengruppen 90° zur Faser in Bauteile aus Brettchichtholz aus Fichte eingebracht.

Während der Versuchsdurchführung konnte nach Erreichen der Höchstlast sowohl Reihenscherversagen, Blockscherversagen sowie die Kombination aus Reihenscheren bzw. Blockscheren und Ausziehversagen beobachtet werden. Die beobachteten Versagensmechanismen nach [49] sind in Bild 5-54 dargestellt.

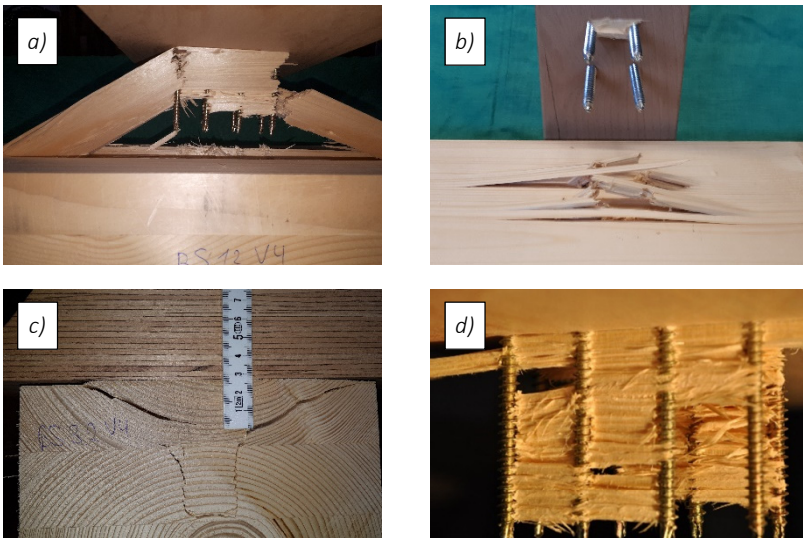


Bild 5-54: Beobachtete Versagensmechanismen von Blaß und Flaig [49]: *a)* Auszieh-Blockscherversagen, *b)* Auszieh- und Reihenscherversagen, *c)* Blockscherversagen, *d)* Reihenscherversagen.

Abweichend von den Beobachtungen während der Versuche an Verbindungsmittelreihen wurde eine Ausdehnung der auf Rollschub versagten Flächen in Faserrichtung über die Verbindungsmittelgruppe hinaus beobachtet, vgl. Bild 5-54 a). Aus diesen Versuchsbeobachtungen ergibt sich die in Bild 5-55 dargestellte mögliche Versagensform und die nach Blaß und Flaig [49] definierten Bruchflächen, übertragen auf eine Verbindung mit unter $\alpha = 90^\circ$ axial beanspruchten Gewindestangen. Die Ausdehnung der Bruchflächen wurde von Blaß und Flaig dabei zu $0,75 \cdot L_{ad}$ je Anschlussseite abgeschätzt.

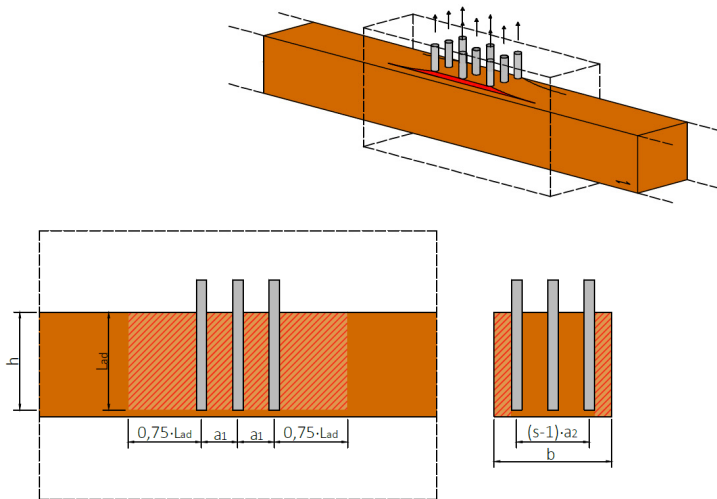


Bild 5-55: Auf Rollschub beanspruchte Flächen bei einem Versagen der Gewindestangengruppe auf Grundlage des Modells nach Blaß und Flaig [49].

Auf Grundlage der beobachteten und definierten Bruchflächen kann unter Vernachlässigung eines zusätzlichen Lastabtrages über Querzug der Widerstand gegenüber Blockscheren nach Blaß und Flaig [49] gemäß Gl. (5-31) ermittelt werden.

$$F_{bs,Rk} = \frac{f_{v,r,k} \cdot 2 \cdot b \cdot L_{od} \cdot (1,5 \cdot L_{od} + (r-1) \cdot a_1)}{(b - (s-1) \cdot a_2)} \quad (5-31)$$

Dabei sind:

r Anzahl der Gewindestangen in Faserrichtung

s Anzahl der Gewindestangen senkrecht zur Faserrichtung.

Hinter Gl. (5-31) steht die Annahme, dass nur ein Teil der zu übertragenden Kraft über Rollschub in das anzuschließende Bauteil eingeleitet werden muss. Dieser Anteil bewirkt eine gleichmäßige Durchbiegung der in Bild 5-55 rot schraffierten äußeren Bereiche des Querschnitts mit der Verbindungsmittelgruppe in Querschnittsmitte. Wird die Tragfähigkeit dieser Flächen überschritten, erfolgt ein Herausziehen der Verbindungsmittelgruppe entsprechend Bild 5-55. Zwar wurde Gl. (5-31) für Anschlüsse mit einem Kraft-Faser-Winkel von $\alpha = 90^\circ$ hergeleitet, allerdings kann diese auf beliebige Kraft-Faser-Winkel angewendet werden. Hierbei ist die rollschubverursachende Kraftkomponente der Verbindungsmittelgruppe zu verwenden. Die über Längsschub übertragene Kraftkomponente wird dabei nicht betrachtet.

Bei größeren Randabständen a_2 zwischen den vorhandenen Verbindungsmittelreihen ist allerdings mit einem Herausziehen der einzelnen Reihen und nicht eines Blockes, gemäß Bild 5-55, zu rechnen. In diesen Fällen kann auf das Modell des Reihenscherens zurückgegriffen werden. Hierzu muss lediglich die Anzahl der vorhandenen Reihen n_r mit der Tragfähigkeit $F_{rs,Rk}$ multipliziert werden, vgl. Gl. (5-32).

$$F_{rs,Rk,mod} = n_r \cdot (f_{k1} \cdot d \cdot \pi \cdot L_{od} + 2 \cdot (n_{VM} - 1) \cdot f_{v,\alpha} \cdot a_1 \cdot L_{od}) \quad (5-32)$$

Zum Vergleich sind in Bild 5-56 für verschiedene Gewindestangengruppen ($n_{VM} = 6$ bis 12) mit unterschiedlichen Kraft-Faser-Winkeln ($\alpha = 45^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$) und unterschiedlichen Winkeln zwischen Schmal- und Deckfläche ($\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$) nach Gl. (5-31) und Gl. (5-32) ausgewertet und gegenübergestellt. Die zur Berechnung notwendigen Annahmen können Bild 5-56 entnommen werden.

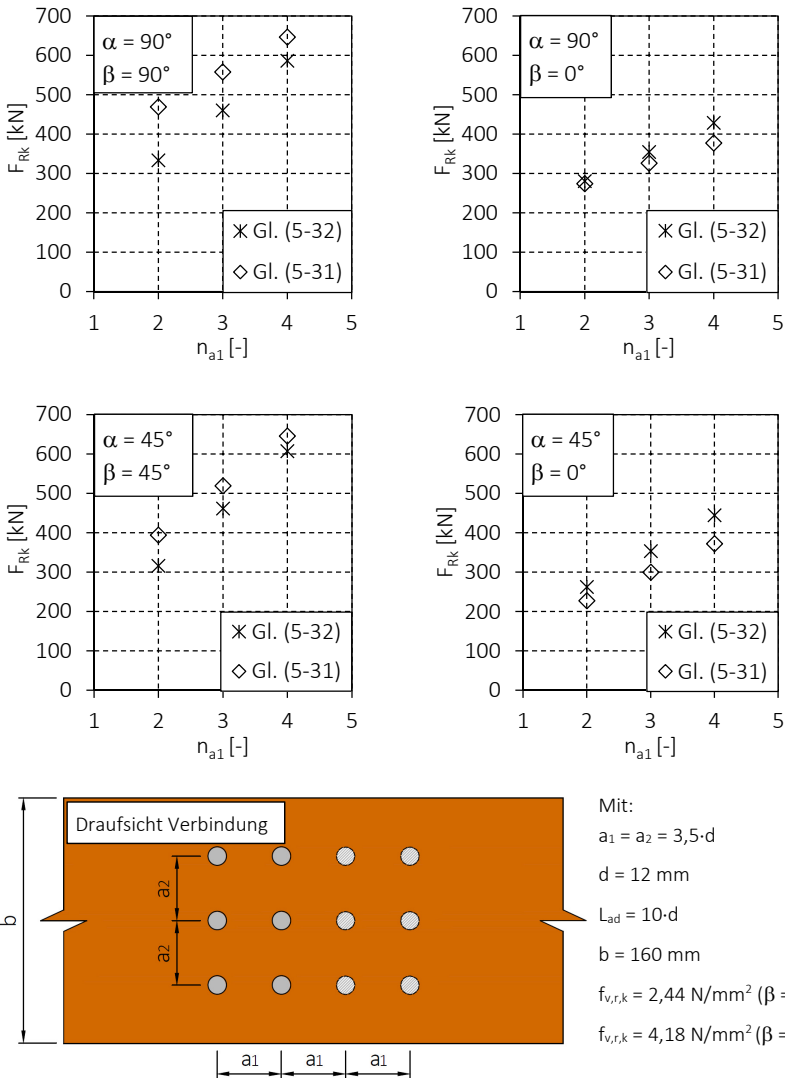


Bild 5-56: Vergleich der rechnerischen charakteristischen Tragfähigkeiten einer Gewindestangengruppe mit zunehmender Gewindestangenanzahl in Faserrichtung gemäß des modifizierten Reihenschermodells nach Gl. (5-32) und gemäß des Blockschermodells nach Gl. (5-31) für $\alpha = 45^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ sowie $\beta = 0^\circ$ und $\beta = 90^\circ$.

Bereits bei Betrachtung des für Gewindestangen geregelten minimalen Verbindungsmittelabstandes a_2 ergeben sich in Abhängigkeit der angesetzten Rollschubfestigkeit und des Deckflächenwinkels, entweder für Gl. (5-31) oder für Gl. (5-32) geringere Tragfähigkeiten. Für $\beta = 0^\circ$ (Schmalfläche) ergeben sich allgemein nur geringe Unterschiede zwischen beiden Berechnungsmodellen.

Werden die Versuchsergebnisse von Blaß und Flaig [49] für beide Berechnungsmodelle ausgewertet, ergeben sich ebenfalls für beide Modelle ähnliche Tragfähigkeiten. Zur Veranschaulichung sind in Bild 5-57 die berechneten charakteristischen Tragfähigkeiten mit den erreichten Höchstlasten der Einzelversuche dargestellt.

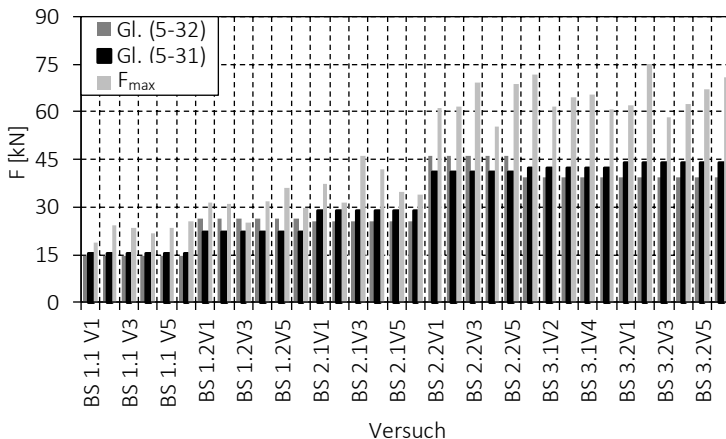


Bild 5-57: Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse nach Blaß und Flaig [49] mit den berechneten Tragfähigkeiten gemäß des modifizierten Reihenschersmodells nach Gl. (5-32) und gemäß des Blockschermodells nach Gl. (5-31).

Mit einem charakteristischen Verhältniswert von $\Delta_{bs,k} = 1,16$ für Gl. (5-31) und $\Delta_{rs,k} = 1,09$ für Gl. (5-32) erscheinen beide Bemessungsmodelle geeignet, um die Tragfähigkeit einer Schrauben- bzw. Gewindestangengruppe vorherzusagen. In Abhängigkeit der vorhandenen Rollschubfestigkeit, Breite des Bauteils, der Abstände und Anzahl der Verbindungsmittel senkrecht und parallel zur Faser, ergeben sich jeweils für das eine oder andere Modell geringere Tragfähigkeiten. Zur Bemessung von Gewindestangengruppen in Bauteilen aus Buchen-FSH wird daher empfohlen, den Nachweis des Reihenschers Gl. (5-32) und den Nachweis

des Blockscherens Gl. (5-31) zu führen. Allerdings wird rechnerisch bereits bei einem Verbindungsmittelabstand von $a_2 \geq 4 \cdot d$ (mit $a_1 = 3,5 \cdot d$) stets Reihenscheren maßgebend, unabhängig von den Winkeln α und β .

Zu beachten ist, dass für kleiner werdende Kraft-Faser-Winkel die in Faserrichtung wirkende Kraftkomponente zunimmt und somit der Blockschernachweis entsprechend faserparallel eingeklebten Gewindestangen geführt werden muss. Weiterhin ist ein Querkzugnachweis zu führen, wenn das Verhältnis Bauteilhöhe zu Einklebelänge $h / L_{ad} < 0,7$ (vgl. EC 5/NA) beträgt.

Für Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen $n_{VM} > 1$ wird der Bemessungswert der Tragfähigkeit somit gemäß Gl. (5-33) ermittelt.

$$F_{ax,d} = \min \{ n \cdot F_{tens,d}, n_r \cdot F_{rs,d}, F_{bs,d}, F_{t,90,d} \} \quad [N] \quad (5-33)$$

Ein Zugversagen der Gewindestangen $F_{tens,d} > F_{k1,d}$ ist dabei stets anzustreben. Die einzuhaltenden Rand- und Verbindungsmittelabstände wurden bereits in Bild 5-52 dargestellt.

5.7 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Abschnittes wurden die zur Bemessung und Konstruktion von Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen notwendigen Festigkeitskennwerte und konstruktiven Randbedingungen ermittelt, diskutiert und festgelegt. Dabei konnte gegenüber den zum Zeitpunkt dieser Arbeit vorhandenen bauaufsichtlichen Regelungen und Zulassungen um bis zu 50 % höhere Klebfugenfestigkeiten ermittelt werden. Die Einleitung großer Kräfte bei gleichzeitig geringen Einklebelängen, Rand- und Verbindungsmittelabständen in Bauteile aus Buchen-FSH wird somit ermöglicht. Die Bestimmung der Klebfugenfestigkeit orientierte sich an dem derzeit verbreiteten Bemessungsmodell. Zwar ist die Einklebelänge der maßgebende Einflussfaktor auf die Tragfähigkeit der Klebefuge, allerdings ist auch ein Einfluss des Gewindestangendurchmessers bzw. des Bohrlochs vorhanden. Die Kombination der beiden Parameter innerhalb des dimensionslosen Schlankheitswerts ergäbe eine exaktere Bestimmung der Klebfugentragfähigkeit. Infolge der vorhandenen Datengrundlage war dies jedoch nicht möglich.

Eine Verbindung mit eingeklebten Gewindestangen ist stets derart zu dimensionieren, dass ein Versagen des Stahlstabes gewährleistet ist. Eine ungleichmäßige Lasteinleitung kann somit ausgeglichen und weitere Tragreserven geschaffen werden. Zur Sicherstellung eines ausreichenden Plastizitätsvermögens ist der Einsatz von Gewindestangen mit $f_u > 800 \text{ N/mm}^2$ bauaufsichtlich nicht geregelt. Allerdings könnte durch den Einsatz entsprechender Festigkeitsklassen die Ausnutzung der Bauteile nochmals deutlich gesteigert werden. Hierzu wären weitere Versuche notwendig, um die damit größeren Einklebelängen zu überprüfen.

Die ermittelten Klebfugenfestigkeitskennwerte gelten unter der Voraussetzung einer gegenüber Spalten gesicherten Verbindung. Dies kann in Form von Vollgewindeschrauben, welche senkrecht zur Faserrichtung eingebracht sind, erfolgen oder mittels vorhandener Querlagen. Generell ist Buchen-FSH Typ Q bei dem Einsatz von eingeklebten Gewindestangen vorzuziehen. Neben der Formstabilität und der gleichzeitig vorhandenen Spaltbewehrung wird eine wirtschaftlichere Ausnutzung des Querschnittes erzielt.

Bei größeren Kraft-Faser-Winkeln ist eine Bewehrung nicht notwendig. Allerdings ist in diesen Fällen, aufgrund der geringen Rollschubfestigkeit, ein besonderes Augenmerk auf ein mögliches Gruppenversagen zu richten. Auf Grundlage der Versuche konnten hierzu Bemessungsvorschläge erarbeitet und diskutiert werden, welche eine Bemessung gegenüber Reihen- und Blockscheren erlauben. Das Bemessungsmodell von Blaß und Flaig [49] kann dabei zur Berechnung der Blockschertragfähigkeit herangezogen werden. Allerdings sind weiterführende Versuche notwendig, aufgrund des Werkstoffs Buchen-FSH ist gegebenenfalls eine Anpassung der auf Rollschub beanspruchten Flächen denkbar. Weiterhin ist auch eine Erweiterung des Reihenschermodells mit der Anzahl der senkrecht zur Faser befindlichen Reihen möglich.

Neben der Bewehrung gegenüber Spalten und einem möglichen spröden Gruppenversagen sind auch die Umgebungsbedingungen der Konstruktionen in der Planung zu berücksichtigen. Grundsätzlich ist der Einsatz auf die Nutzungsklassen 1 und 2 beschränkt. Allerdings sind infolge erhöhter Temperaturen, welche bspw. unterhalb der Dacheindeckung vorhanden sein können, mit einem Abfall der Klebfugentragfähigkeit zu rechnen. Zwar ist der Klebstoff nach Z-9.1-705 für eine Bauteiltemperatur von 60°C nachgewiesen, dennoch verliert der Klebstoff infolge der Temperatureinwirkung an Tragfähigkeit. Grund hierfür

ist die Glasübergangstemperatur von ca. 52°C (gemäß Grunwald et al. [39]). Wenn mit Temperaturen von $T > 50^\circ\text{C}$ zu rechnen ist, ist eine Wärmebehandlung des Klebstoffes notwendig, um eine dauerhafte Tragfähigkeit der Klebefuge sicherzustellen. Gemäß Stapf und Aicher [36] kann damit die Glasübergangstemperatur wirksam erhöht und eine Entfestigung verhindert werden.

6 Versuche an Fachwerkträgern

6.1 Allgemein

Ziel dieses Abschnittes ist es, die Leistungsfähigkeit der zuvor in Bauteilversuchen untersuchten Verbindungsmittel innerhalb von Fachwerkträgern zu verifizieren. Weiterhin können mögliche Nebenspannungen, die zu einer zusätzlichen Beanspruchung der Anschlüsse und der Bauteile führen, identifiziert und der angenommene Kraftfluss und damit die Beanspruchung der Verbindungsmittel, kontrolliert werden. Neben der Tragfähigkeit wird auch die Robustheit der Verbindungen und damit des gesamten Fachwerkträgers sichergestellt und kann darüber hinaus gesteigert werden.

Die folgenden Versuche wurden bereits teilweise von Meyer und Blaß [51] dargestellt. In diesem Abschnitt werden die Versuche nochmals dargestellt, diskutiert und weitere Knotenpunktvarianten untersucht.

6.2 Material und Methode

Das Prüfprogramm umfasste insgesamt 10 Vier-Punkt-Biegeversuche an parallelgurtigen Fachwerkträgern aus Buchen-FSH Typ S mit unterschiedlicher Knotenpunktausbildung. Die Furnierlagen wurden bei allen Bauteilen stehend angeordnet, um somit die größere Schub- und Lochleibungsfestigkeit ($\beta = 90^\circ$) dieser Anordnung auszunutzen, vgl. Abschnitt 2.

Die Spannweite L der Träger betrug 10 m und die statische Höhe 1,25 m ($L/H = 8$). Der Versuchsaufbau ist in Bild 6-1 dargestellt. Die Lasten wurden jeweils im Abstand von 3,75 m von den Auflagerpunkten entfernt unmittelbar in die Knotenpunkte eingeleitet. Zur Ermittlung der Durchbiegung des Trägers und der Relativverschiebungen innerhalb der Knotenpunkte wurden Wegaufnehmer in Trägermitte w_{Mitte} und an den Anschlusspunkten angebracht. Um ein seitliches Ausweichen des Druckgurtes zu verhindern, wurde dieser mittels einer kontinuierlichen Lagerung im Bereich zwischen den Lasteinleitungspunkten gehalten.

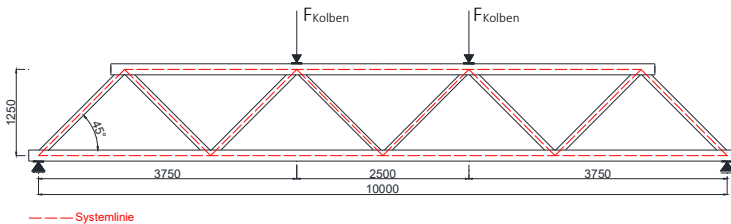
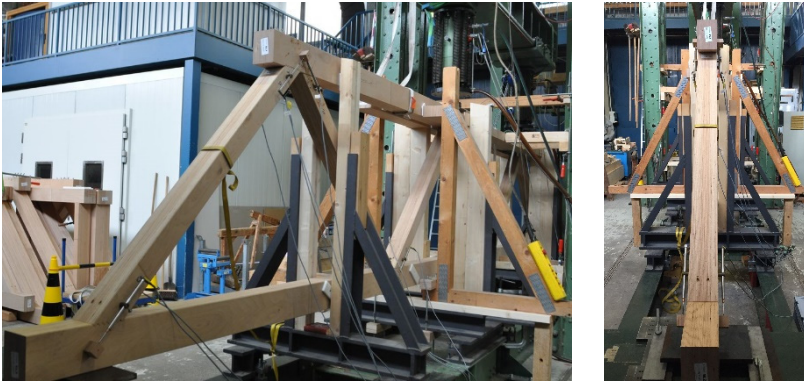
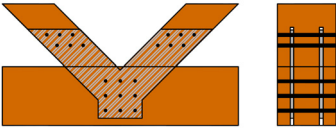
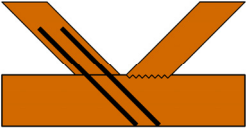
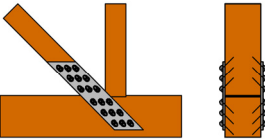
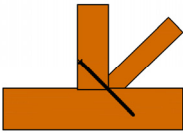
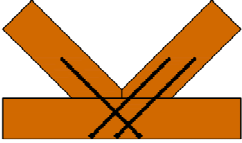
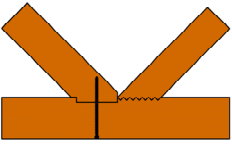


Bild 6-1: *oben*: Ansichten eines in der Prüfmaschine eingebauten Fachwerkträgers
unten: Prinzipskizze des Versuchsaufbaus mit den gewählten Lasteinleitungs- und Auflagerpunkten, Maße in mm.

Das Versuchsprogramm umfasste acht unterschiedliche Knotenpunktvarianten. Der Fokus lag dabei auf Verbindungen mit axial beanspruchten Verbindungsmitteln. In Tabelle 6-1 sind die jeweiligen Knotenpunkte und gewählten Verbindungsmittel dargestellt. Die detaillierten Konstruktionszeichnungen der höchstbelasteten und damit maßgebenden Knotenpunkte können dem Anhang zu Abschnitt 6 entnommen werden. Die Knotenpunkte in Trägermitte wurden der Belastung entsprechend mit einer geringeren Verbindungsmittelanzahl ausgeführt. Unabhängig von den Knotenpunktvarianten wurden die Verbindungen derart dimensioniert, dass ein Versagen der Verbindungsmittel (Stahlversagen) erreicht werden sollte.

Tabelle 6-1: Übersicht des Versuchsprogramms

Träger	Zug- / Druckanschluss	Skizze	n
Ref	6 x Stabdübel S355 d = 8 mm vierschnittig		1
Gewi_ref	4 x eingeklebte M12 8.8 / Treppenversatz		1
Gewi_opt	4 x eingeklebte M12 8.8 / Treppenversatz		2
VG-1	4 x Würth ASSY plus VG d = 12 mm / Treppenversatz		2
VG-2	18 x Würth ASSY plus VG d = 6 mm / Kontaktanschluss		1
VG-3	5 x Würth ASSY plus VG d = 12 mm		1
VG-4	3 / 4 x Würth ASSY plus VG d = 14 mm		1
VG-5	5 x Würth ASSY plus VG d = 10 mm / Treppenversatz		1

Da in dieser Arbeit eingeklebte Gewindestangen im Fokus stehen, wurde besonderes Augenmerk auf den Vergleich der Leistungsfähigkeit zu einer üblichen Stabdübelverbindung gelegt. Hierzu dienten die Träger Ref und Gewi_ref. Beide Träger wiesen identische Querschnittsabmessungen der Streben und Gurte auf. Diese ergaben sich aus der Forderung, dass sich je Stabdübel zwei Fließgelenke je Scherfuge einstellen sollten. Die Verbindungsmittel- und Randabstände wurden entsprechend dem EC 5 gewählt. Zur Sicherstellung der Tragfähigkeit der eingeklebten Gewindestangen wurden analog zu Abschnitt 5 Vollgewindeschrauben als Verstärkung gegenüber Spalten vorgesehen. Auf eine Verstärkung der Stabdübelverbindung wurde verzichtet.

Die Versuchsreihen Gewi_opt und VG-1 dienten zum Vergleich der Leistungsfähigkeit von faserparallel eingeklebten Gewindestangen und eingebrachten Vollgewindeschrauben. Die Abmessungen der Prüfkörper ergaben sich dabei aus den Mindestabständen nach Abschnitt 5. Die Zuganschlüsse beider Versuchsreihen wurden ebenfalls gegen vorzeitiges Spalten verstärkt. Um möglichst kleine Querschnittsabmessungen im Gurt realisieren zu können, wurden die Druckanschlüsse mittels Treppenversätzen ausgeführt, vgl. Enders-Comberg [5] und Abschnitt 3. Dieser kam ebenfalls im Träger Gewi_ref zur Anwendung.

Alle weiteren Prüfkörper VG-2 bis VG-5 dienten zur Untersuchung unterschiedlicher Knotenpunktvarianten mit axial beanspruchten Vollgewindeschrauben. Alle Verbindungen wurden entsprechend ETA-11/0190 konstruiert, wodurch sich die Querschnittsabmessungen ergaben. Es wurden keine zusätzlichen Verstärkungen vorgesehen.

Wie im Träger Gewi_opt bzw. VG-1 erfolgt bei der Mehrheit der Träger VG-2 bis VG-5 der Kraftausgleich im Gurtquerschnitt. Entsprechend Abschnitt 3 handelt es sich somit um Varianten des direkten Anschlusses. Ausgenommen ist Träger VG-3. Infolge der Anordnung der Verbindungsmittel erfolgt lediglich die Einleitung der Differenzkraft in die Gurte. Entsprechend den Knotenpunkten des Trägers Ref handelt es sich somit um einen indirekten Anschluss.

6.3 Versuchsergebnisse

Planmäßig wurde bei allen Prüfkörpern ein Versagen in einer der Zugdiagonalen erreicht. Im Folgenden werden die Versagensursachen der Träger Ref, Gewi_ref, Gewi_opt und VG-1 genauer betrachtet. Hierbei werden die erreichten Höchstlasten pro Kolben F_{\max} und die Zugnormkraft F_t den erwarteten Lasten F_{est} bzw. $F_{t,\text{est}}$ gegenübergestellt. Für eine möglichst genaue Vorhersage der Höchstlasten wurden im Vorfeld die Fließmomente und Zugtragfähigkeiten der verwendeten Verbindungsmittel bestimmt.

Die erwartete Last F_{est} wurde im Vorfeld mit Hilfe des Stabwerksprogramms Dlubal RSTAB ermittelt. Die Nachgiebigkeit der einzelnen Knotenpunkte hat dabei einen Einfluss auf die Zugnormkraft F_t und auf die Stabendmomente. Da diese lediglich durch Bauteilversuche abgeschätzt werden können, wurde eine Parameteranalyse mit Hilfe des Stabwerkprogramms durchgeführt. Die Füllstäbe wurden dabei mittels einer Drehfeder und einer Dehnfeder an die Gurte angeschlossen. Innerhalb der Parameterstudie wurde die Drehfedersteifigkeit K_ϕ und die Dehnfedersteifigkeit K_{ax} (mit: $K_{\text{ax}} > 0$) schrittweise erhöht. Die Ergebnisse der Parameteranalyse und das statische System können Bild 6-2 entnommen werden.

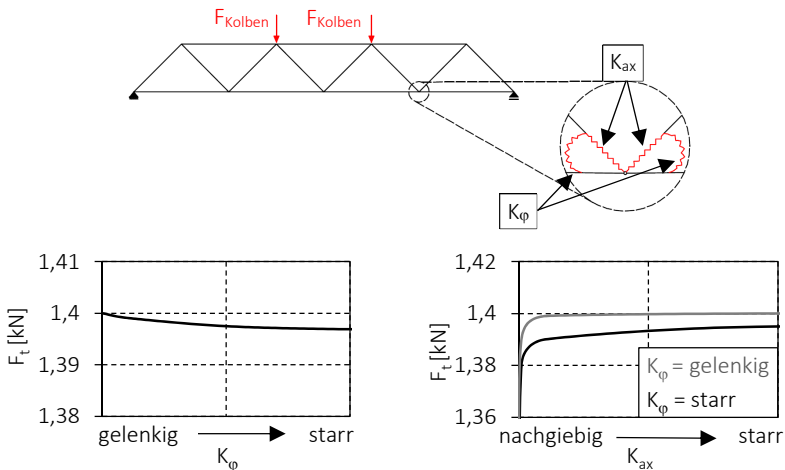


Bild 6-2: oben: Statisches System mit implementierten Federsteifigkeiten mit $F = 1$ kN
unten: Einfluss der Dreh- K_ϕ und Dehnfedersteifigkeit K_{ax} auf die Normkraft F_t .

Durch die Parameteranalyse kann die Dehnsteifigkeit K_{ax} als die maßgebende Einflussgröße auf die Zugnormalkraft identifiziert werden. Bei größer werdendem K_{ax} steigt entsprechend die Normalkraft in der Zugdiagonale. Entsprechend der Annahme der Drehfedersteifigkeit K_{ϕ} fällt wiederum die Normalkraft ab und die Momentenbeanspruchung steigt. Bei Annahme von $K_{ax} = 100 \text{ kN/mm}$ und $K_{\phi} = \infty$ ergeben sich theoretisch die größten Differenzen bei F_t von lediglich 1 % zu einer Volleinspannung. Dies ist allerdings als unrealistisch zu bewerten, da K_{ϕ} und K_{ax} eine Abhängigkeit zueinander aufweisen. Allgemein sind die Unterschiede zwischen einem gelenkigen, nachgiebigen und volleingespannten Anschluss bei den hier betrachteten Fachwerkträgern als gering zu bewerten. Vereinfachend wird für die gesamte Versuchsauswertung daher von einem gelenkigen Anschluss der Diagonalen ausgegangen. Diese Annahme wurde auch für die übrigen untersuchten Fachwerkformen überprüft und beibehalten.

Träger Ref

Bei Erreichen der Höchstlast von $F_{max} = 195 \text{ kN}$ ($F_{t,max} = 273 \text{ kN}$) und einer Durchbiegung in Trägermitte von $w_{Mitte} = 77,2 \text{ mm}$ trat ein Aufspalten im Anschlussbereich einer Zugstrebe ein. Trotz des plötzlichen Versagens war ein Abflachen der Last-Verschiebungskurve bereits erkennbar. Das Versagensbild des Anschlusses und eines Stabdübels sowie die Last-Verschiebungskurve sind in Bild 6-3 dargestellt.

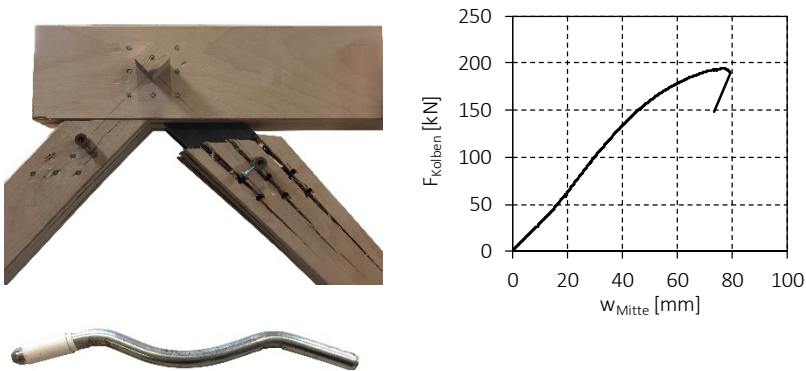


Bild 6-3: *links*: Knotenpunkt des Trägers Ref nach Erreichen der Höchstlast mit verformten Stabdübel. *rechts*: Last-Verschiebungskurve in Trägermitte des Trägers Ref.

Abweichend von den angestrebten zwei Fließgelenken je Scherfuge bildete sich in den Seitenhölzern lediglich ein Fließgelenk aus. Dennoch wurde die erwartete Tragfähigkeit des Trägers von $F_{\text{est}} = 158 \text{ kN}$ ($F_{t,\text{est}} = 221 \text{ kN}$) um 23 % übertroffen. Die Tragfähigkeit der Verbindung wurde mit Hilfe der Theorie von Johansen (gemäß EC 5) unter Annahme eines mittleren Fließmomentes von 46125 Nmm (experimentell ermittelt) und einer Rohdichte von $\rho = 800 \text{ kg/m}^3$ berechnet. Als möglicher Grund sind Reibeffekte zu nennen, welche sich infolge der Schrägstellung der Verbindungsmittel und dem damit einhergehenden Aneinanderpressen von Holz und Stahlblech aufbauen können, vgl. Colling und Blaß [52]. Bei Stabdübelverbindungen dürfen diese nach EC 5 derzeit noch nicht in Rechnung gestellt werden.

Träger Gewi_ref und Gewi_opt

Bei fast allen Prüfkörpern konnte planmäßig die Zugfestigkeit aller Gewindestangen in einer der Zugdiagonalenanschlüsse erreicht werden, vgl. Bild 6-4.

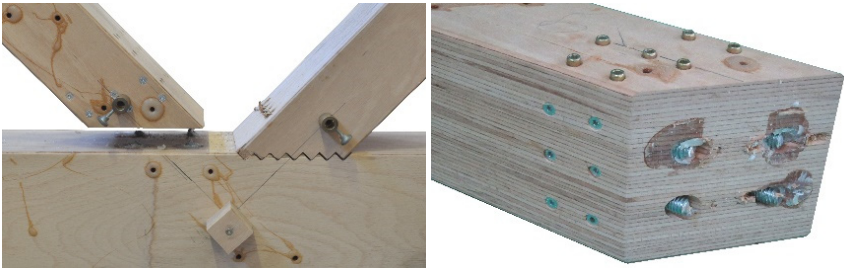


Bild 6-4: *links:* Knotenpunkt des Trägers Gewi_ref nach Erreichen der Höchstlast.
rechts: Ausgebaute Zugstrebe mit versagten Gewindestangen.

Eine Ausnahme bildet Träger Gewi_opt-1. Bei Erreichen der Höchstlast trat nur bei zwei der vier Gewindestangen ein Zugversagen ein. Die beiden anderen Gewindestangen wurden infolge eines Schubversagens entlang der Bohrlochwandung aus der Zugstrebe herausgezogen, vgl. Bild 6-5 *links*. Ursache für dieses Versagen ist eine fehlerhafte Verklebung der betreffenden Gewindestangen. Bild 6-5 *rechts* zeigt die aufgetrennte Zugstrebe dieser Verbindung.



Bild 6-5: *links*: Versagter Zuganschluss des Trägers Gewi_opt-1. *rechts*: Aufgetrennte Zugstrebe mit erkennbarer Fehlverklebung (rot markiert).

Infolgedessen war gegenüber den übrigen Trägern ein Tragfähigkeitsverlust zu verzeichnen. Mit einer Höchstlast von $F_{\max} = 185$ kN liegt diese um 7 % unter der erwarteten Last. Die übrigen erreichten Höchstlasten stimmen hingegen sehr gut mit der erwarteten Last ($F_{\max}/F_{\text{est}} = 0,99$ bzw. 1,01) überein. In Tabelle 6-2 sind die Ergebnisse der Einzelversuche zusammengefasst. $F_{t,\text{est}}$ ergibt sich unter der Annahme einer mittleren Zugfestigkeit der Gewindestange von $F_{\text{tens,mean}} = 69,9$ kN.

Tabelle 6-2: Versuchsergebnisse der Träger mit eingeklebten Gewindestangen.

Träger	F_{\max} [kN]	$F_{t,\max}$ [kN]	$w(F_{\max})$ [mm]	F_{est} [kN]	$F_{t,\text{est}}$ [kN]	F_{\max}/F_{est} [-]
Gewi_ref	200	280	52,1			1,01
Gewi_opt-1	185	259	55,9	198	280	0,93
Gewi_opt-2	196	274	63,4			0,99

Obwohl Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen gemäß den bauaufsichtlichen Regelungen vereinfachend als starr angenommen werden dürfen, ist trotz der Annahme einer gelenkigen Verbindung in diesem Fall eine gute Übereinstimmung von F_{\max} gegenüber F_{est} vorhanden. Ein negativer Einfluss von zusätzlich wirkenden Nebenspannungen kann aufgrund der Ergebnisse nicht festgestellt werden. Aufgrund der Geometrie ergibt sich unter Ansatz des maximalen Stabendmomentes von 0,05 kNm bei Annahme einer Einspannung der Streben

eine zusätzliche Zugkraft von 1,19 kN. Da die Gewindestangen über ein gewisses Plastizitätsvermögen verfügen, ist ein Abbau dieser geringen Zusatzlast möglich.

Trotz des plastischen Verhaltens der Gewindestangen bildete sich in den Trägerversuchen lediglich ein geringer duktiler Bereich aus, vgl. Bild 6-6. Grund sind die trotz des duktilen Verhaltens sehr geringen Relativverschiebungen der Verbindungen, vgl. Abschnitt 5. Das Versagen des Tragsystems ist daher trotz des duktilen Charakters der einzelnen Verbindungskomponenten als spröde zu bezeichnen.

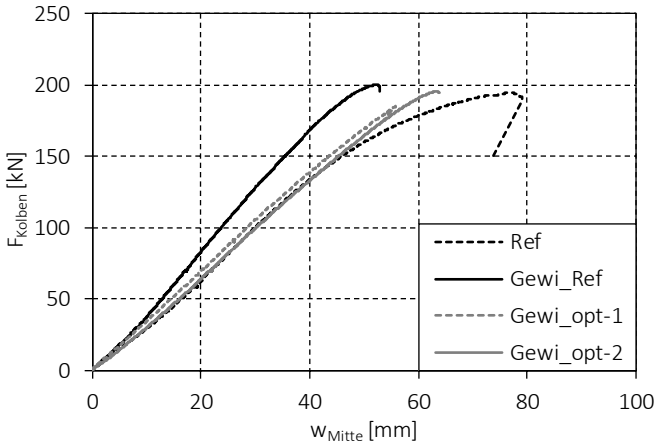


Bild 6-6: Vergleich der Last-Verschiebungskurven der Träger mit einer Stabdübelverbindung (Ref) und mit eingeklebten Gewindestangen (Gewi_Ref und Gewi_opt).

Im direkten Vergleich der Last-Verschiebungskurven der Träger Ref und Gewi_ref zeigt sich die Leistungsfähigkeit der Gewindestangen. An dieser Stelle sei nochmals erwähnt, dass beide Träger sich lediglich in der Wahl der Verbindungsmittel unterschieden, aber in der Wahl der Querschnitte identisch waren. Zwar weisen beide Träger ähnliche Höchstlasten auf, dennoch konnte durch den Einsatz von eingeklebten Gewindestangen über den gesamten Traglastbereich hinweg die Durchbiegung reduziert und damit die Steifigkeit des Trägers erhöht werden. Bei Höchstlast war die Durchbiegung in Trägermitte mit 52,1 mm um 33 % geringer.

Träger VG-1

Beide Träger der Reihe VG-1 versagten schlagartig infolge des Erreichens der Ausziehtragfähigkeit der Schraubengruppe im Hirnholz einer der Zugdiagonalen, vgl. Bild 6-7.



Bild 6-7: Knotenpunkte der Träger VG-1.1 *links* und VG-1.2 *rechts* nach Erreichen der Höchstlast.

Wie bereits erwähnt, wurde das Erreichen der Zugtragfähigkeit der Vollgewindschrauben angestrebt. Da dieses Versagen nicht eintrat, unterschreiten die erreichten Höchstlasten die erwartete Bruchlast um bis zu 24 %. In Tabelle 6-3 sind die Versuchsergebnisse dargestellt. $F_{t,est}$ ergibt sich unter der Annahme einer mittleren Zugfestigkeit der Schrauben von $F_{tens,mean} = 45,9 \text{ kN}$.

Tabelle 6-3: Versuchsergebnisse der Trägerreihe VG-1.

Träger	F_{max} [kN]	$F_{t,max}$ [kN]	$w(F_{max})$ mm	F_{est} [kN]	$F_{t,est}$ [kN]	F_{max}/F_{est} [-]
VG-1.1	99,2	139	32,7	130	184	0,76
VG-1.2	110	154	36,8			0,84

Als Ursache für dieses unerwartete Versagen sind unter anderem Produktionsungenauigkeiten zu nennen. Zum Zeitpunkt des Einbaus der Träger konnten große Abweichungen in der Schraubenposition an den Gurtaußenseiten gegenüber der geplanten Position festgestellt werden. Diese resultieren unter anderem aus einem Verlaufen der im Abbund durchgeführten Bohrungen. Bereits

während der Planung der Prüfkörper wurde mit einem Verlaufen der Bohrungen gerechnet. Um dennoch eine möglichst hohe Passgenauigkeit zwischen Streben und Gurten zu garantieren, wurden die Bohrungen von den Anschlusspunkten Diagonale und Gurt (Gurt Innenseite) ausgehend durchgeführt. Dennoch traten an der abgewandten Seite (Gurt Außenseite) und an den Anschlusspunkten große Abweichungen von der geplanten Schraubenposition ein. In dem in Bild 6-8 dargestellten Knotenpunkt waren die Abweichungen der Schrauben derart, dass es zu einem Berühren der Schrauben in der Zugstrebe kam. Dieser Knotenpunkt entspricht dem Knotenpunkt des Trägers VG-1.1 aus Bild 6-7 *links*.

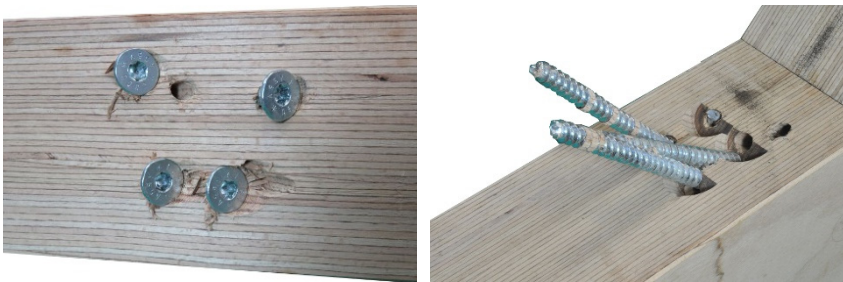


Bild 6-8: Dokumentierte Abweichungen der Schraubenposition.

In dem versagten Knotenpunkt des Trägers VG-1.2 (Bild 6-7 *rechts*) war ein derartiges Verlaufen im Verbindungsbereich jedoch nicht vorhanden. Es konnten ebenfalls keine Abweichungen in der vorhandenen Verankerungslänge der Schrauben in der Zugstrebe gegenüber der planmäßigen Verankerungslänge festgestellt werden. Eine mögliche Erklärung für die vergleichsweise geringe Ausziehtragfähigkeit in diesem Fall, wäre eine unzureichende Schubtragfähigkeit des Holzes oder eine unzureichende Verankerung der Schrauben infolge eines zu großen Vorbohrdurchmessers. Allerdings konnten keine Abweichungen gegenüber den zulässigen Bohrlochdurchmessern festgestellt werden.

Trotz unerwartet geringer Tragfähigkeiten konnten durch den Einsatz von Vollgewindeschrauben ähnliche Steifigkeiten wie mit Hilfe von eingeklebten Gewindestangen erzielt werden. Vergleicht man die in Bild 6-9 dargestellten Last-Verchiebungskurven, so sind besonders im Gebrauchlastbereich zwischen 10 % und 40 % der erwarteten Höchstlast nur geringe Unterschiede feststellbar.

Bei Höchstlast des Trägers VG-1.2 beträgt die Durchbiegung in Trägermitte $w_{\text{Mitte}} = 36,8 \text{ mm}$ bei Träger Gewi_opt-1 im Vergleich $w_{\text{Mitte}} = 31,2 \text{ mm}$.

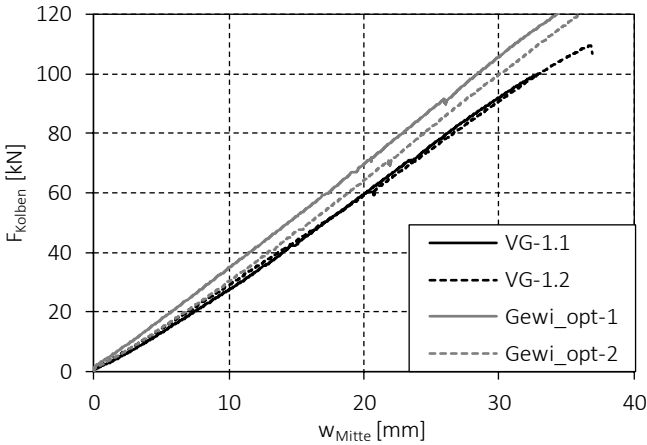


Bild 6-9: Vergleich der Last-Verschiebungskurven der Reihe VG-1 und Gewi_opt im Bereich der erreichten Höchstlasten der Reihe VG-1.

Aufgrund des unerwarteten Versagens kann in diesem Fall keine Aussage über die Auswirkungen möglicher Nebenspannungen getroffen werden. Auch im Falle zusätzlich wirkender Momente hätte ein Zugversagen der Schrauben erfolgen müssen.

Träger VG-2 bis VG-5

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse der Träger VG-2 bis VG-5 gemeinsam betrachtet. Die Last-Verschiebungsdiagramme sind mit dem zugehörigen versagten Knotenpunkt in Tabelle 6-4 dargestellt.

Ähnlich den Prüfkörpern der Reihe VG-1 trat bei allen Trägern ein schlagartiger Lastabfall bei Erreichen der Höchstlast auf. Mit Ausnahme des Trägers VG-4 wurde bei allen Trägern in einem der Knotenpunkte die Zugfestigkeit der verwendeten Schrauben erreicht. Träger VG-4 versagte analog zu den Trägern der Reihe VG-1 infolge des Erreichens der Ausziehtragfähigkeit der Schrauben in der Zugdiagonale.

Tabelle 6-4: Last-Verschiebungsdiagramme mit zugehörigen versagter Knotenpunkten der Träger VG-2 bis VG-5.

Träger	Last-Verschiebungsdiagramm	Versagter Knotenpunkt
VG-2		
VG-3		
VG-4		
VG-5		

Im Vergleich der vier Last-Verschiebungskurven zeigt lediglich Träger VG-5 ein nichtlineares Verhalten vor dem Erreichen der Höchstlast. Grund war das Abscheren eines Teils der Zugdiagonale in der Kontaktfläche des Gurtes mit der Strebe, vgl. versagter Knotenpunkt in Tabelle 6-4. Daraus resultierten plastische Verformungen infolge Druck unter einem Winkel zur Faser im Kontaktbereich der Diagonale und des Gurtes. Resultierend aus der größer werdenden Verformung wurden die planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben zusätzlich auf Biegung beansprucht. Trotzdem wurde die erwartete Last F_{est} von 160 kN erreicht. Mit Ausnahme von Träger VG-4 erreichten alle weiteren Träger ebenfalls die erwartete Last F_{est} . Bei Träger VG-2 wurde zusätzlich eine effektive Verbindungsmittelanzahl n_{ef} und ein Reibbeiwert von $\mu = 0,5$ angenommen. Allgemein können die ermittelten Ausziehfestigkeiten aus Abschnitt 4 damit in den Systemversuchen weitestgehend bestätigt werden. In Tabelle 6-5 sind die Versuchsergebnisse der Träger VG-2 bis VG-5 dargestellt.

Tabelle 6-5: Versuchsergebnisse der Träger VG-2 bis VG-5.

Träger	F_{max} [kN]	$F_{\text{t,max}}$ [kN]	$w(F_{\text{max}})$ [mm]	F_{est} [kN]	$F_{\text{t,est}}$ [kN]	$F_{\text{max}}/F_{\text{est}}$ [-]
VG-2	156	218	63,6	144	202 ¹	1,08
VG-3		235	56,1		174 ²	1,35
VG-4	118	165	26,8	158	221 ³	0,75
VG-5	162	227	56,2	160	224 ⁴	1,01

¹ $F_{\text{tens,mean}} = 14,1$ kN; ² $F_{\text{tens,mean}} = 49,3$ kN; ³ $F_{\text{tens,mean}} = 73,6$ kN; ⁴ $F_{\text{tens,mean}} = 37,4$ kN

Wie bereits erwähnt bildet der Träger VG-4 als Folge des Herausziehens der Vollgewindeschrauben aus der Zugdiagonalen eine Ausnahme. Ähnlich den Trägern der Reihe VG-1 wurde die erwartete Last F_{est} um 25 % unterschritten. Auch hier ergab eine nach den Versuchen durchgeführte Überprüfung der vorhandenen Eindringtieftiefen keine Abweichungen gegenüber der vorgesehenen. Das Erreichen der Zugfestigkeit hätte somit rechnerisch erfolgen müssen.

Aufgrund der guten Passung der Versuchsergebnisse mit den erwarteten Lasten genügt somit die Annahme eines gelenkigen Anschlusses zur Ermittlung der Schnittgrößen. Ein Einfluss von Nebenspannungen auf die Tragfähigkeit der Fachwerkträger kann nicht festgestellt werden.

6.4 Zusammenfassung

Ziel der Fachwerkträgerversuche war es, die in den Bauteilversuchen ermittelten Tragfähigkeiten innerhalb des später vorgesehenen Tragsystems Fachwerkträger zu überprüfen. Hierzu wurden Fachwerkträger mit unterschiedlichen Knotenpunktausbildungen geprüft und die Versuchsergebnisse diskutiert. Die Annahme von gelenkigen Anschlüssen der Zug- und Druckdiagonalen mit den Gurten führte dabei zu plausiblen Tragfähigkeiten.

Trotz teilweise vorhandener Fehlverklebung konnten die Zuganschlüsse mit eingeklebten Gewindestangen die erwarteten Lasten erreichen und die Steifigkeit gegenüber einer üblichen Stahlblech-Holz-Verbindung deutlich gesteigert werden. Ein Spaltversagen konnte wie bei den Verbindungsversuchen durch den Einsatz von Vollgewindeschrauben verhindert werden. Das Einbringen dieser Verstärkungsmaßnahmen in der Zugdiagonale brachte jedoch einen erhöhten Planungsaufwand mit sich, um eine Kollision der sich kreuzenden Schrauben zu vermeiden. Der Einsatz von Buchen-FSH Typ Q hätte diesen Planungsaufwand und die Anzahl der notwendigen Verstärkungsschrauben deutlich minimiert.

Allgemein ist für Zugdiagonalen der Einsatz von Buche-FSH Typ Q dem Typ S vorzuziehen. Damit hätte auch das Spaltversagen der Stabdübelverbindung bei Träger Ref verhindert werden können. Neben einem duktileren Versagen wäre entsprechend Kobel et al. [54] auch eine Steigerung der Tragfähigkeit die Folge gewesen. Dennoch zeigt Träger Ref noch ungenutzte Tragreserven bei der Verwendung von Stabdübeln innerhalb mehrschnittiger Verbindungen auf.

In Bezug auf den Einsatz faserparallel beanspruchter Schrauben zeigen die Trägerversuche, dass weiterer Forschungsbedarf insbesondere im Rahmen von Systemversuchen notwendig ist. Nach ETA-11/0190 geregelte Schrauben dürfen zwar faserparallel eingebracht und axial beansprucht werden, allerdings sollte die darin geregelte Abminderung der Ausziehtragfähigkeit besonders beachtet werden.

Trotz der noch ungeklärten Ursache für das frühzeitige Erreichen der Ausziehtragfähigkeit der faserparallel angeordneten Schrauben zeigen die hier vorgestellten Knotenpunktvarianten, wie mit Hilfe von Schrauben leistungsfähige und einfach zu montierende Verbindungen realisiert werden können. Insbesondere bei Träger VG-3 konnte durch die Wahl der Anordnung der Schrauben die erwartete Tragfähigkeit deutlich übertroffen werden.

Allerdings sind besonders bei der Montage noch einige Problemstellungen vorhanden, um ein zuverlässiges und planmäßiges Montieren zu ermöglichen. Insbesondere aufgrund der hohen Einschraubdrehmomente, auch bei vorgebohrten Löchern, wurden teilweise die Bruchdrehmomente der verwendeten Schrauben erreicht, was zu einem Versagen der Schraube beim Einbringen führte, vgl. Bild 6-10.



Bild 6-10: Schrauben mit erreichtem Bruchdrehmoment in Träger VG-3.

Zwar konnte die erwartete Last in diesem Fall erreicht werden, dennoch sollte eine mögliche Fehlverschraubung in der Planung mit Buchen-FSH berücksichtigt werden. Dies kann vereinfachend durch eine Erhöhung der Verbindungsmittelanzahl berücksichtigt werden.

Die Tragfähigkeit der verwendeten Treppenversätze wurde bei keinem der Träger erreicht. Die in Abschnitt 3.2 ermittelte Tragfähigkeit der im Nachgang geprüften Versätze zeigt dabei die Leistungsfähigkeit insbesondere in Verbindung mit Buchen-FSH. Zur Ausbildung direkter Anschlüsse bilden diese somit eine wirtschaftliche Methode zur Einleitung von Druckkräften.

7 Versuche an Fachwerkknoten

7.1 Allgemein

Versuche an vollständigen Fachwerkträgern, wie in Abschnitt 6 vorgestellt, sind versuchs- und herstellungstechnisch aufwändig. Im Regelfall tritt das Versagen innerhalb eines Knotenpunktes ein. Die übrigen Knotenpunkte dienen lediglich zur Herstellung des gewünschten Lastzustandes. Dennoch können mit ihrer Hilfe wichtige Erkenntnisse in Bezug auf die spätere Bemessung und Konstruktion der Knotenpunkte gewonnen werden.

Auf Grund von gleichzeitig wirkenden Druck- und Zugkräften sowie möglicher Nebenspannungen infolge von Zwängungen liegen innerhalb der Knotenpunkte komplexe Lastzustände vor, welche ungünstige aber auch günstige Auswirkungen auf die Tragfähigkeit der Verbindungen haben können. Daher führten bspw. Gehri [53] und Kobel et al. [54], ähnlich zu den in Abschnitt 6, Versuche an vollständigen Fachwerkträgern aus Buchen-FSH durch.

Um den Versuchsaufwand zu minimieren, wäre es wünschenswert, einen Versuchsaufbau zur Verfügung zu haben, der es erlaubt, einzelne Knotenpunkte gezielt prüfen zu können. Bei gleichbleibendem Aufwand wäre somit eine größere Prüfkörperanzahl möglich und eine stabilere Datengrundlage bzw. aussagekräftigere Versuchsergebnisse vorhanden. Allerdings ist die Prüfung einzelner Fachwerkknoten für den Ingenieurholzbau eine bisher kaum beachtete Prüfmethode. Als Grund hierfür ist insbesondere der Aufwand zu nennen, um den gewünschten Lastzustand in den Knotenpunkten herzustellen. Die hierzu benötigte zusätzliche Versuchsvorrichtung macht eine selektive Untersuchung unwirtschaftlich, sodass Versuche an vollständigen Trägern einfacher und wirtschaftlicher sind. Im Folgenden soll eine Prüfmethode nach Meyer und Blaß [55] nochmals genauer vorgestellt werden, die es erlaubt, mit deutlich geringerem Aufwand die Tragfähigkeit der Verbindungen innerhalb von Knotenpunkten aus Holz zu untersuchen. Neben der experimentellen Anwendung des Versuchsaufbaus und der Interpretation der Ergebnisse erfolgt eine numerische Überprüfung des Versuchsaufbaus. Hierzu wird ein besonderes Augenmerk auf die Spannungsausbreitung innerhalb eines Knotens gelegt.

7.2 Entwicklung eines Versuchsaufbaus

7.2.1 Kenntnisstand und Vorüberlegungen

Aus dem Bereich des Ingenieurholzbaus konnte lediglich eine Quelle gefunden werden, in der Versuche an einzelnen Fachwerkknoten beschrieben wurden. Gehri [53] und Strahm [50] führten neben Trägerversuchen ebenfalls Versuche an Fachwerkknoten durch, um die Tragwirkung von eingeklebten Gewindestangen in Fachwerkträgern aus Buchen-FSH genauer zu untersuchen. Das Prinzip und der daraus entstandene Versuchsaufbau können Bild 7-1 entnommen werden.

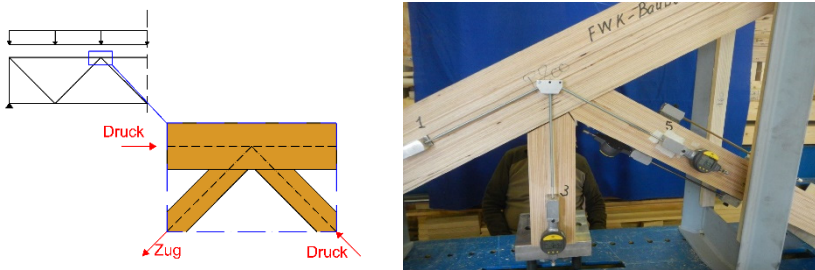


Bild 7-1: Prüfprinzip und realisierter Versuchsaufbau nach Gehri [53].

Aufgrund der vorhandenen Prüfeinrichtung, vgl. Bild 7-1 *rechts*, konnte der gewünschte Lastzustand im Knoten, vgl. Bild 7-1 *links*, vergleichsweise einfach hergestellt werden. Mit Hilfe eines im Prüftisch integrierten vertikalen Prüfzylinders war die Möglichkeit gegeben, den Prüfkörper nach unten gegen den Prüftisch zu spannen. Die im Gurt und in der Druckstrebe gewünschten Druckkräfte ergaben sich durch das Anpressen der Prüfkörper an auf dem Prüftisch installierten Widerlagern. Die dazu benötigten Zugkräfte wurden mittels eingeklebten Gewindestangen in den Zugstreben eingeleitet. Ein weiterer Vorteil dieses Versuchsaufbaus ist die Möglichkeit, verschiedene Strebenneigungswinkel prüfen zu können. Hierzu müssen lediglich die Widerlager entsprechend angeordnet werden. Da allerdings eine derartige Versuchseinrichtung nicht in jeder Versuchsanstalt vorhanden ist, muss im Regelfall eine zusätzliche Konstruktion bzw. ein Prüfrahmen vorgesehen werden.

Zusätzlich ist es versuchstechnisch einfacher, Druckkräfte einzuleiten, da dies über Kontakt erfolgen kann. Zur Einleitung von Zugkräften werden hingegen Verbindungen benötigt, deren Konstruktion sich bei entsprechender Verbindungsmittelwahl und -anzahl einschränkend auf die Querschnittswahl auswirken können. Die von Gehri [53] genutzten eingeklebten Gewindestangen führten zwar zu einem zusätzlichen Aufwand in der Vorbereitung, beeinflussten jedoch die Querschnittsabmessungen nicht.

Ein möglicher Prüfaufbau mit einer Einleitung von Druckkräften ist in Bild 7-2 dargestellt. Diese Art der Fachwerkknotenprüfung ist besonders im Stahlbau bei der Untersuchung der Tragfähigkeit bzw. des Tragverhaltens von Hohlprofilkonstruktionen zu finden, vgl. bspw. Fleischer [56]. Dies hat vornehmlich wirtschaftliche Gründe. Gegenüber Fachwerkträgern aus Holz sind Fachwerke aus Hohlprofilen technisch aufwändiger herzustellen und mit höheren Materialkosten verbunden.

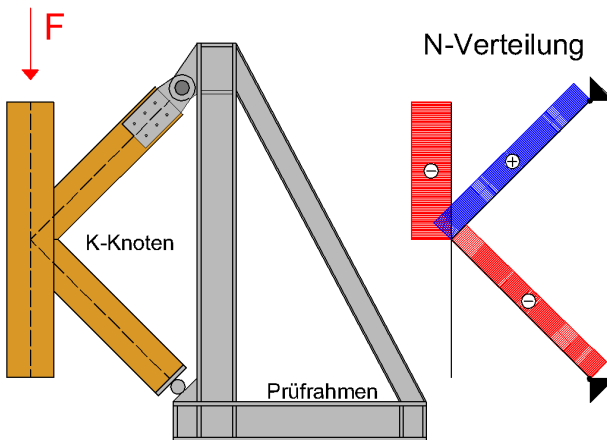


Bild 7-2: Versuchsaufbau mit Prüfrahm und den daraus resultierenden Schnittgrößen.

Für den Holzbau stellt hingegen ein derartiger Versuchsrahmen einen höheren wirtschaftlichen Aufwand dar. Besonders die begrenzte Möglichkeit, mittels eines Rahmens unterschiedliche Strebenneigungswinkel, Querschnitte und Verbindungsmittel untersuchen zu können, sind als nicht praktikabel zu bewerten.

Es müssten somit mehrere Prüfrahmen vorgesehen werden. Dies stellt im Vergleich zu der Prüfung ganzer Fachwerke aus Holz wiederum einen deutlichen Mehraufwand dar.

7.2.2 Neues Prüfkonzzept

Ziel der Entwicklung der neuen Prüfmethode ist die einfache und wirtschaftliche Prüfung von Fachwerkknoten ohne die zuvor genannten Einschränkungen. Hierzu soll auf aufwendige Prüfrahmenkonstruktionen, wie in Bild 7-2 dargestellt, verzichtet werden und die Lasteinleitung mittels Druckkräften erfolgen können.

Dem neuen Prüfkonzzept liegt die Idee zugrunde, dass die in einem mittels Querkraft beanspruchten Fachwerkträger die Diagonalen zum Abtrag der daraus resultierenden Schubkräfte dienen. Anstatt der indirekten Schubbeanspruchung mittels eines üblichen Biegeversuches, vgl. Bild 7-3, kann dies auch direkt mittels einer horizontalen Lasteinleitung in den Ober- und Untergurt erfolgen.

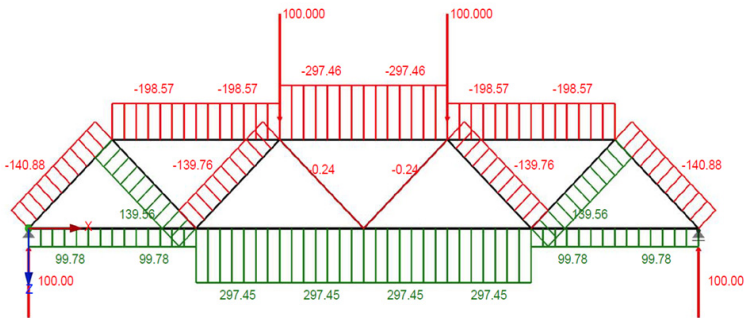


Bild 7-3: Resultierende Normalkräfte in kN infolge eines Vierpunkt-Biegeversuches entsprechend Abschnitt 6, Quelle: Dlubal RSTAB.

Damit lässt sich die Länge des Trägers reduzieren und die Anzahl der zur Herstellung des Lastzustandes notwendigen Knoten auf eine Mindestanzahl von vier verringern. Der auf diesen Gedanken basierende Prüfkörper kann nun stehend in der Prüfmaschine angeordnet werden, vgl. Bild 7-4 links. Der Versuchsaufbau ist somit einem Druck-Scherversuch gemäß DIN EN 789 ähnlich.

Um auf einen zusätzlichen Prüfrahmen verzichten zu können, muss die Wirkungslinie (rot) der einzuleitenden Kraft mit der Auflagerkraft deckungsgleich sein. Hierzu wird der Prüfkörper um den Winkel α zwischen der Vertikalen und der Verbindungslinie zwischen Lasteinleitung und Auflager geneigt. Der Betrag des Winkels ergibt sich aus der Geometrie des jeweiligen Prüfkörpers, vgl. Bild 7-4 rechts.

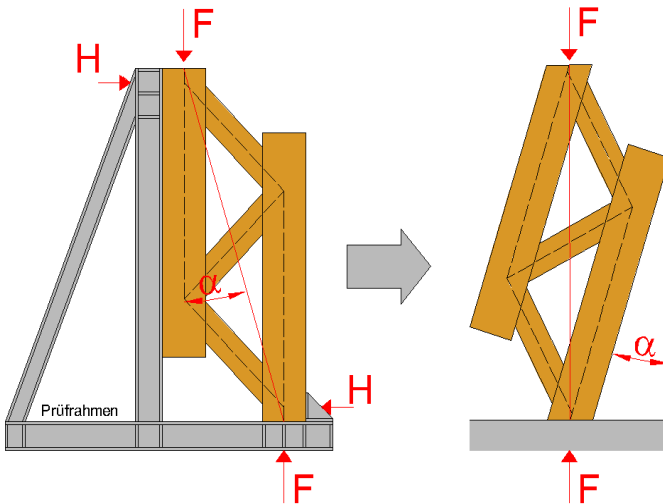


Bild 7-4: Prinzip der neuen Prüfmethode mit und ohne Prüfrahmen.

Aufgrund der nun erfolgenden Lasteinleitung unter einem Winkel zur Faser und der möglichen Knickgefahr der Gurte, muss eine ausreichende Dimensionierung der Gurtquerschnitte vorgenommen werden. Zusätzlich sollte eine seitliche Stabilisierung der Prüfkörper vorgesehen werden.

Im Vergleich zu einem Fachwerkträger stellen sich nun theoretisch dieselben Schnittgrößen- und damit auch Spannungsverteilungen in den Knotenpunkten ein. Die Einleitung von Druckkräften erlaubt allerdings nur Knoten aus dem Bereich des Druckgurtes zu untersuchen. Mögliche negative Effekte von Zugkräften im Gurt können dementsprechend nicht identifiziert werden.

Im Vergleich zu den oben genannten Nachteilen bietet dieses Konzept viele Vorteile. Insbesondere ist dies in der großen Variabilität der möglichen Prüfkörpergeometrie zu sehen. Der Strebenneigungswinkel und die Geometrie werden durch den Prüfaufbau nicht beeinflusst. Weiterhin ist eine unterschiedliche Knotenanzahl und Strebenlänge denkbar. Die damit beeinflusste Höhe und Breite des Prüfkörpers wird lediglich durch den zur Verfügung stehenden Prüfraum begrenzt.

7.3 Anwendung des Versuchsaufbaus

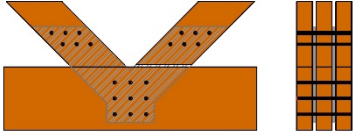

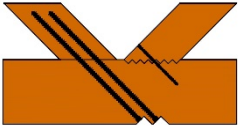
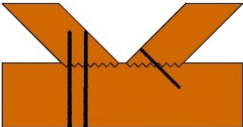

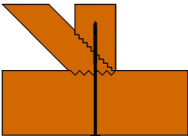
7.3.1 Versuchsprogramm

Zur Anwendung kam der Versuchsaufbau bei der Untersuchung der Tragfähigkeit von sieben unterschiedlichen Knotenpunktvarianten. Neben neuen Konstruktionsvarianten wurden zwei Knotenpunkte aus den zuvor gezeigten Trägerversuchen übernommen. Tabelle 7-1 zeigt das Versuchsprogramm. Detaillierte Angaben zu den Knotenpunkten können dem Anhang zu Abschnitt 7 entnommen werden.

Im Fokus dieser Untersuchungen steht der Anschluss der Zugdiagonalen mittels faserparallel eingebrachter Vollgewindeschrauben, vgl. Reihe TR-1. Das unerwartet frühe Versagen dieses Anschlusses während der Trägerversuche in Abschnitt 6 soll auf diesem Weg nochmals überprüft werden. Weiterhin erlaubt die Beibehaltung der Knotenpunktgeometrie den direkten Vergleich zwischen Trägerversuch und dem hier vorgestellten neuen Prüfkonzept.

Ebenfalls wurde die in den Trägerversuchen untersuchte Stabdübelverbindung in das Versuchsprogramm aufgenommen. Ziel ist die Untersuchung des Effektes von Querlagen (Buchen-FSH Typ Q) auf die Tragfähigkeit dieser Knotenpunktvariante. Hierzu wurden zwei Versuchsreihen vorgesehen: STD-S mit Bauteilen aus Buchen-FSH Typ S und STD-Q mit Bauteilen aus Buchen-FSH Typ Q. Ein direkter Vergleich zu den Trägerversuchen ist allerdings nicht möglich. Die Anschlussgeometrie ist zwar identisch, die Verbindungsmittellanzahl in den Anschlüssen wurde allerdings reduziert und die Querschnitte des Prüfkörpers sind aus drei nachgiebig verbundenen Platten aufgebaut. Bei allen anderen Versuchsreihen wurden Brettschichtholzquerschnitte aus Buchen-FSH Typ S verwendet.

Tabelle 7-1: Untersuchte Knotenpunktvarianten.

Reihe	Zuganschluss	Skizze	n
STD-S	4 x Stabdübel S355 d = 8 mm vierschnittig		2
STD-Q*	4 x Stabdübel S355 d = 8 mm vierschnittig		3
TR-1	4 x ASSYplus VG 12 x 380 mm		4
TR-2a	Treppenversatz mit 8 x ASSY 3.0 8 x 240 mm TG		2
TR-2b	Treppenversatz mit 8 x ASSYplus VG 8 x 240 mm		2
TR-3	Treppenversatz mit 4 x ASSY 3.0 8 x 280 mm TG		4

*Buchen-FSH Typ Q

In den Versuchsreihen TR-2 und TR-3 wurde der Treppenversatz zum Anschluss der Zugdiagonale verwendet. Ziel war es die Auswirkungen fehlender Druckkräfte auf die Tragfähigkeit des Versatzes zu untersuchen. Infolge der sonst vorhandenen Überlagerung von Druck- und Schubkräften ergeben sich gegenüber der Annahme deutlich höhere Tragfähigkeiten, vgl. Enders-Comberg [6]. Außerdem wurde die Möglichkeit untersucht, Treppenversätze in Bereichen mit geringer Zugbeanspruchung einzusetzen. Dabei sollten die horizontalen Anteile aus Zug- bzw. Differenzkräfte über den Kontaktanschluss in den Gurt eingeleitet werden. Die eingebrachten Schrauben dienen zur Aufnahme der Vertikalanteile aus den Zugkräften (vgl. Reihe TR-2) oder als Lagesicherung (vgl. Reihe TR-3). Bei allen Prüfkörpern wurden Querschnitte mit stehenden Furnierlagen verwendet.

Hierdurch sollte die maximale Tragfähigkeit der Verbindungen, insbesondere der Treppenversätze, erzielt werden.

In Bild 7-5 ist der realisierte Versuchsaufbau mit eingebautem Prüfkörper dargestellt. Es wurden zusätzliche seitliche Abstützungen vorgesehen, um ein mögliches Ausweichen zu verhindern.

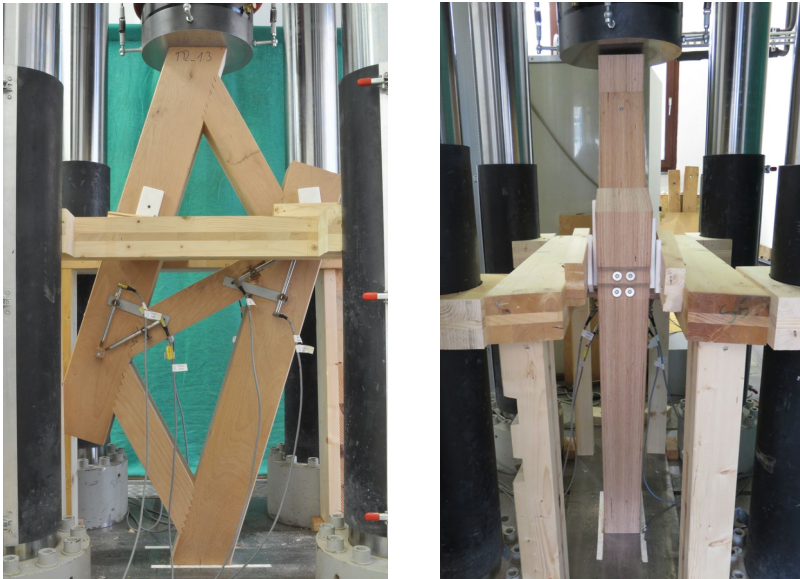


Bild 7-5: Versuchsaufbau der Knotenpunktversuche mit angebrachten Wegaufnehmern.

Zur Messung der Relativverschiebungen zwischen Gurt und Zugdiagonale wurden je Zuganschluss zwei Wegaufnehmer in Strebenrichtung vorgesehen. In den Versuchsreihen TR-2 und TR-3 wurden zusätzlich Wegaufnehmer zur Messung der horizontalen Verschiebung der Treppenversätze angebracht. Auf eine Auswertung des Verschiebungsmoduls wird an dieser Stelle verzichtet. Hauptaugenmerk liegt auf der Prüfmethode und den erreichten Höchstlasten.

7.3.2 Versuchsergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse der einzelnen Versuchsreihen genauer betrachtet und diskutiert. Hierbei werden die erreichten Höchstlasten F_{\max} und die daraus resultierenden Zugnormalkräfte $F_{t,\max}$ in den Diagonalen den erwarteten Lasten F_{est} bzw. $F_{t,\text{est}}$ gegenübergestellt. Die Zugnormalkraft wird dabei entsprechend Abschnitt 6 mit Hilfe eines Stabwerkmodells berechnet.

Auch in diesem Fall wird die Nachgiebigkeit der einzelnen Knotenpunkte einen Einfluss auf die Zugnormalkraft F_t und auf die Stabendmomente aufweisen. Entsprechend Abschnitt 6 wurde eine Parameteranalyse mit Hilfe des Stabwerkprogramms Dlubal RSTAB durchgeführt. Die Ergebnisse der Parameteranalyse und das statische System können Bild 7-6 entnommen werden.

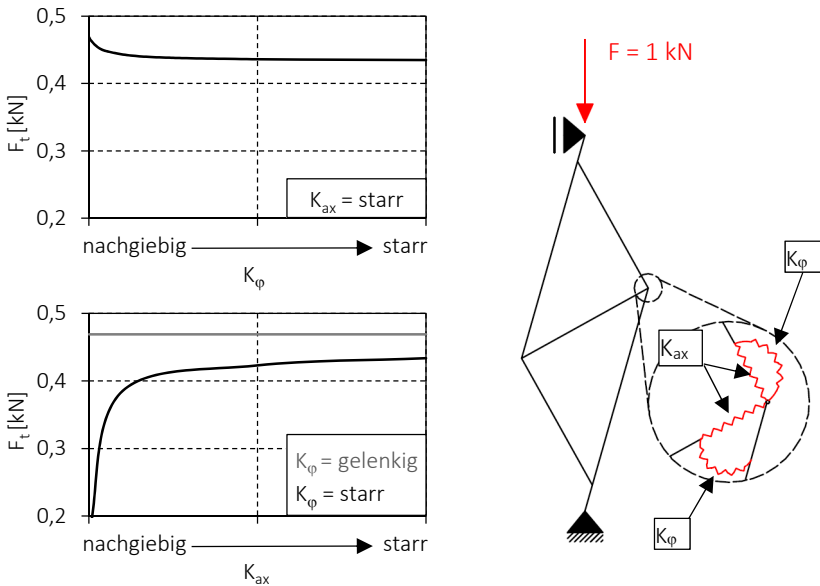


Bild 7-6: links: Einfluss der Drehfedersteifigkeit K_ϕ und Dehnfedersteifigkeit K_{ax} auf die Normalkräfte der Zugstrebe F_t , rechts: Zugehöriges statisches System mit den implementierten Federsteifigkeiten.

Durch die Parameteranalyse kann wiederum die Dehnfedersteifigkeit K_{ax} als die maßgebende Einflussgröße auf die Normalkräfte und Momente in der Zugstrebe identifiziert werden. Die Größe der Momente ist dabei abhängig von der jeweils gewählten Drehfedersteifigkeit K_{φ} . Mit einem Abfall von F_t um 9 % ist die Differenz zwischen gelenkig, nachgiebig und Volleinspannung als gering anzusehen. Für die Ermittlung der maximalen Zugnormalkraft wird zunächst vereinfachend angenommen, dass alle Stäbe gelenkig ohne Nachgiebigkeit angeschlossen sind.

Daraus ergibt sich für beide vorhandenen Prüfkörpergeometrien aus der ermittelten Höchstlast die Zugkraft in der Strebe $F_{t,max}$ entsprechend Gl. (7-1).

$$F_{t,max} = \begin{cases} 0,47 \cdot F_{max} & \text{für Prüfkörper STD, TR-1 und TR-2} \\ 0,64 \cdot F_{max} & \text{für Prüfkörper TR-3} \end{cases} \quad (7-1)$$

Reihe STD-S und STD-Q

In Tabelle 7-2 sind die erreichten Höchstlasten der Prüfkörper und die daraus berechneten Strebenkräfte gemäß Gleichung (7-1) angegeben und den erwarteten Lasten $F_{t,est}$ gegenübergestellt.

Tabelle 7-2: Versuchsergebnisse der Reihe STD-Q und STD-S.

Versuch	F_{max} [kN]	$F_{t,max}$ [kN]	$F_{t,est}$ [kN]	$F_{t,max}/F_{t,est}$ [-]
STD-Q.3	751	352	165	2,13
STD-Q.4	664	311		1,88
STD-S.1	381	179	150	1,19
STD-S.2	396	186		1,24
STD-S.3	363	170		1,13

Die erwarteten Lasten $F_{t,est}$ wurden gemäß der Theorie von Johansen mit den im Vorfeld bestimmten mittleren Fließmoment von $M_{y,mean} = 45610 \text{ Nmm}$ und unter der Annahme einer mittleren Rohdichte von $\rho_{mean} = 800 \text{ kg/m}^3$ ermittelt. Die Versuchsergebnisse von Kobel et al. [5] und [54], vgl. Abschnitt 4.3, wurden bei der Berechnung der erwarteten Tragfähigkeit $F_{t,est}$ der Versuchsreihe STD-Q berücksichtigt.

Mit den Versuchsergebnissen wurde der positive Effekt der Querlagen von Buchen-FSH Typ Q bestätigt. Die Höchstlasten der Verbindungen in Buchen-FSH Typ S wurden dabei verdoppelt, vgl. Tabelle 7-2. Kobel et al. entsprechend war ein deutlich duktileres Versagen der Verbindungen gegeben, vgl. Bild 7-7.

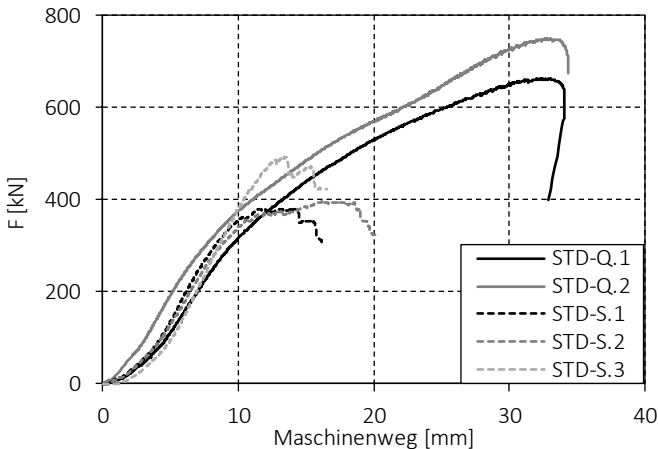


Bild 7-7: Gegenüberstellung der Last-Maschinenwegkurven der Reihe STD-Q und STD-S.

Ursache für das deutlich duktilere Versagen und die höhere Tragfähigkeit ist unter anderem in den unterschiedlichen Versagensformen der Zugdiagonalen zu finden. Während bei den Prüfkörpern der Reihe STD-Q reine Lochleibungsverformungen festzustellen waren, traten bei den Zugdiagonalen der Reihe STD-S Spaltrisse in den Mittelhölzern ein, vgl. Bild 7-8 *links*. Diese führten zu einem Tragverlust der Mittelhölzer, was zu einer Lastumlagerung in die Seitenlaschen führte und diese schließlich ebenfalls spalteten. Lochleibungsverformungen waren bei diesen Bauteilen nur geringfügig feststellbar.

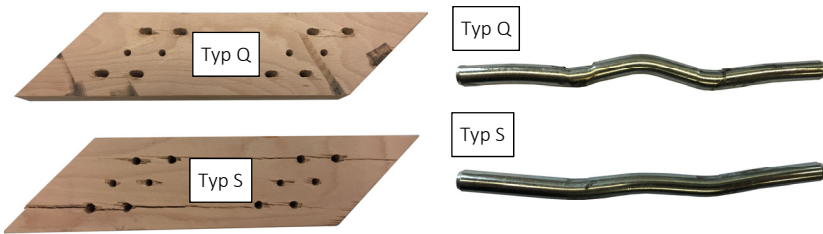


Bild 7-8: Vergleich der Zugdiagonalen und der Stabdübel der Versuchsreihen STD-Q und STD-S nach Erreichen der Höchstlast.

Obwohl das Spalten ein sprödes Versagen darstellt, kann durch die Lastumlagerung zwischen den Einzelquerschnitten der nicht vollständige erfolgte Lastabfall in Bild 7-7 erklärt werden. Infolge dieser verschiedenen Versagensformen stellten sich unterschiedlich ausgeprägte Verformungsfiguren der Stabdübel ein, vgl. Bild 7-8 *rechts*.

Auf Grundlage der Vordimensionierung war in beiden Versuchsreihen von zwei Fließgelenken je Scherfuge auszugehen. Infolge des frühzeitigen Aufspaltens konnten sich in Reihe STD-S nur kleine Biegewinkel in den Seitenhölzern einstellen. Da das Versagen in den Mittelhölzern zuerst eintrat, waren dort keine Fließgelenke feststellbar. Innerhalb der Versuchsreihe STD-Q stellten sich je zwei Fließgelenke pro Scherfuge in den Seitenlaschen und in den Mittelhölzern ein. Zusätzlich war ein beginnendes Scherversagen der Verbindungsmittel zu erkennen, vgl. Abschnitt 4.4.

Trotz des beobachteten Spaltversagens in Reihe STD-S konnten die erwarteten Lasten deutlich übertroffen werden, vgl. Tabelle 7-2. Grund ist unter anderem die Unterschätzung der vorhandenen Lochleibungsfestigkeit, vgl. Abschnitt 4. Weiterhin werden Reibeffekte zwischen dem Stahlblech und dem Holz in der Berechnung nicht berücksichtigt. Ein deutlicher Einfluss von Reibung bzw. eines Seileffektes ist in der Versuchsreihe STD-Q erkennbar. Im hinteren Bereich der Last-Verschiebungskurve ist nochmals ein Anstieg und damit eine erhöhte Steifigkeit vorhanden. Auch Kobel et al. konnten diese Steigerung beobachten.

Infolge der dargestellten Versuchsergebnisse wird der positive Effekt des Einsatzes von Querlagen deutlich. Neben dem duktilen Versagen der Verbindung und

dem damit verhinderten spröden Spaltversagen ist eine höhere Tragfähigkeit der Verbindung gegenüber Bauteilen des Typ S gegeben. Auf Grund der geringeren Zugfestigkeit des Typs Q parallel zur Faser wird zudem die Querschnittstragfähigkeit rechnerisch höher ausgenutzt. Negative Auswirkungen möglicher Nebenspannungen sind aufgrund der erhaltenen Höchstlasten nicht erkennbar.

Reihe TR-1

In Tabelle 7-3 sind die erreichten Höchstlasten der Reihe TR-1 dargestellt. Diesen gegenübergestellt ist die erwartete Last $F_{t,est}$. Diese ergibt sich auf Grundlage der im Vorfeld ermittelten mittleren Zugfestigkeit ($F_{tens,mean} = 49 \text{ kN}$) und der mittleren Ausziehfestigkeit ($f_{ax,mean} = 31,4 \text{ N/mm}^2$) der Schrauben anhand von jeweils fünf Versuchen. Analog zu den Trägerversuchen der Reihe VG-1 wurde die Verbindung derart dimensioniert, dass die Zugtragfähigkeit der Schrauben erreicht werden sollte.

Tabelle 7-3: Versuchsergebnisse der Reihe TR-1.

Versuch	F_{max} [kN]	$F_{t,max}$ [kN]	$F_{t,est}$ [kN]	$F_{t,max}/F_{t,est}$ [-]
TR-1.1	495	232		1,18
TR-1.2	415	195		0,99
TR-1.3	420	197	197	1,00
TR-1.4	395	185		0,93

Im Vergleich zu den Trägerversuchen mit einer maximalen Strebenkraft von 156 kN (Träger VG-1.2) konnten bei identischer Knotenpunktausbildung in den hier durchgeführten Knotenpunktversuchen deutlich höhere Normalkräfte in den Streben erzielt werden. Dennoch wurde auch in diesem Fall die Zugtragfähigkeit der Schrauben nicht erreicht. Bei allen Prüfkörpern trat ein schlagartiger Lastabfall infolge Herausziehens der Schraubengruppe aus den Zugstreben ein, vgl. Bild7-9.

Eine Ausnahme bildet der Prüfkörper TR-1.1. Bei Erreichen der Höchstlast wurde bei zwei Schrauben der maßgebenden Verbindung ein Zugversagen erreicht.

Grund für das Erreichen der Ausziehtragfähigkeit der beiden anderen Schrauben war die Beschädigung des Gewindes infolge einer Kollision mit den als Spaltzugbewehrung eingebrachten Vollgewindeschrauben. Trotz der Beschädigung der Gewinde erreichte der Prüfkörper die höchste Tragfähigkeit der Versuchsreihe TR-1. In Bild 7-10 ist die entsprechende Verbindung mit den auf Zug versagten Schrauben und den beschädigten Schrauben dargestellt.

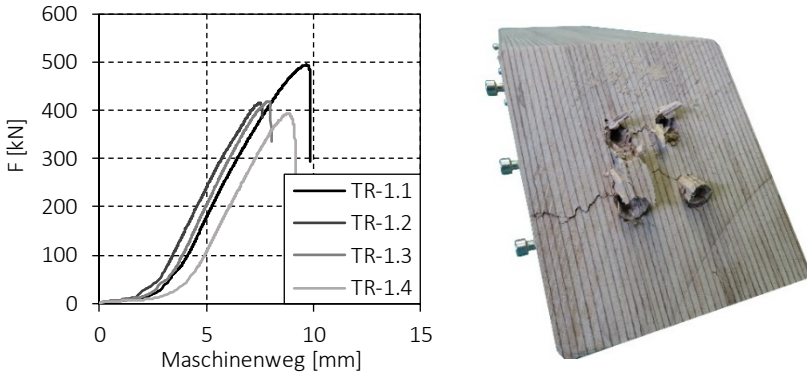


Bild7-9: Last-Maschinenwegkurven und auf Herausziehen versagte Schraubengruppe.



Bild 7-10: Zugstrebe des Prüfkörpers TR-1.1 mit auf Zug versagten Schrauben und der beschädigte Bereich des Schraubengewindes.

Mit der Annahme $n = n_{ef}$ ergibt sich aus den Versuchsergebnissen in Tabelle 7-3 ein mittlerer Ausziehparameter von $f_{ax,mean} = 27,4 \text{ N/mm}^2$. Dieser liegt 13 % unter der im Vorfeld ermittelten Ausziehfestigkeit. Eine Überprüfung der vorhandenen Eindringtiefen ergab keine Abweichung von der Planung. Weiterhin konnten kein Verlaufen und keine weiteren Beschädigungen der Schrauben festgestellt werden. Somit können Montagefehler für die übrigen Prüfkörper ausgeschlossen werden.

Die gute Übereinstimmung der Schätzlast mit den Versuchsergebnissen und eine höhere erreichte Maximallast als die Schätzlast bei Prüfkörper TR-1.1 legt die Vermutung nahe, dass die Zugtragfähigkeit der Schrauben nahezu erreicht wurde. Herstellungsbedingt kann die Zugtragfähigkeit über die Schraubenlänge variieren, sodass höhere Tragfähigkeiten an der Versagensstelle möglich sind. Diese befindet sich immer im Übergang von Gurt zur Strebe. Das Nichterreichen der zuvor ermittelten Ausziehtragfähigkeit kann damit allerdings nicht erklärt werden. Schwankungen in den Materialeigenschaften des verwendeten Buchen-FSH und Gruppeneffekte innerhalb der Verbindung stellen weitere mögliche Ursachen dar.

Die gewählte Eindringtiefe von $L_{ef} = 13 \cdot d$ stellt den Grenzfall dar, in dem ein Versagen der Schrauben auf Zug rechnerisch erreicht werden kann, vgl. Prüfkörper TR-1.1. Entsprechend ETA-11/0190 ist jedoch eine MindestEindringtiefe von $L_{ef,min} = 20 \cdot d$ einzuhalten. Weiterhin ist der Ausziehparameter nochmals auf ca. 30 % des charakteristischen Wertes zu reduzieren, vgl. Abschnitt 4.4.2. Im Regelfall ergeben sich somit deutlich größere Eindringtiefen als $20 \cdot d$. Das Erreichen der Zugtragfähigkeit ist somit sichergestellt. Weitere Untersuchungen sind jedoch notwendig, um eine effektive wirtschaftliche Verbindung mit faserparallel eingebrachten Schrauben zu gewährleisten. Die Anfälligkeit von Buchenholz gegenüber Feuchteänderungen ist hierbei besonders zu beachten.

Reihe TR-2

Tabelle 7-4 zeigt die erreichten Höchstlasten und die Schätzlast $F_{t,est}$ der beiden Versuchsreihen Reihen TR-2a und TR-2b. Die Verbindung wurde dabei derart dimensioniert, dass die Schubtragfähigkeit des Treppenversatzes maßgebend werden sollte. Diese sollte ohne zusätzlich günstig wirkende Druckkraft ermittelt

werden. Aus diesem Grund ergeben sich für die Verbindungen mit Vollgewindeschrauben (TR-2a) und mit Teilgewindeschrauben (TR-2b) identische Traglasten. Für die Dimensionierung wurde den Zulassungsversuchen entsprechend (vgl. Abschnitt 2) eine mittlere Schubfestigkeit von $f_{v,mean} = 10,5 \text{ N/mm}^2$ angenommen.

Tabelle 7-4: Versuchsergebnisse der Reihe TR-2a und TR-2b.

Versuch	F_{max} [kN]	$F_{t,max}$ [kN]	$F_{t,est}$ [kN]	$F_{t,max}/F_{t,est}$ [-]
TR-2a.1	459	215	252	0,85
TR-2a.2	447	210		0,83
TR-2b.1	435	204		0,81
TR-2b.2	445	209		0,83

Die Schätzlast der Verbindung wurde bei allen Versuchen im Mittel um 17 % unterschritten. Aufgrund der fehlenden, auf die Schubtragfähigkeit günstig wirkenden Druckkraftkomponente war ein Unterschreiten zu erwarten.

Signifikante Unterschiede bezogen auf die Tragfähigkeit konnten zwischen den zwei verwendeten Schraubentypen nicht festgestellt werden. Bei Reihe TR-2b mit Teilgewindeschrauben war eine größere Verformung bei Höchstlast zu beobachten, vgl. Bild 7-11 *oben*. Grund hierfür ist die Stahldehnung des Schaftes und die Querdruckverformungen des Holzes unterhalb des Scheibenkopfes.

Weiterhin wurden keine Unterschiede im Verhalten während der Belastung und im Bruchzustand festgestellt. Vor Erreichen der Höchstlast wurde bei allen Prüfkörpern die Schubtragfähigkeit des Treppenversatzes erreicht. Dabei trat das Schubversagen der Treppen schrittweise ein. Der damit verbundene Verlust an Tragfähigkeit resultierte in einem Abflachen der Last-Maschinenwegkurve, vgl. Bild 7-11 *oben*. Letztlich erfolgte ein schlagartiger Lastabfall infolge eines kombinierten Zug- und Ausziehversagens der Schraubengruppe in der Zugstrebe. Bild 7-11 *unten* zeigt die versagte Zugstrebe des Prüfkörpers TR-2a.1.

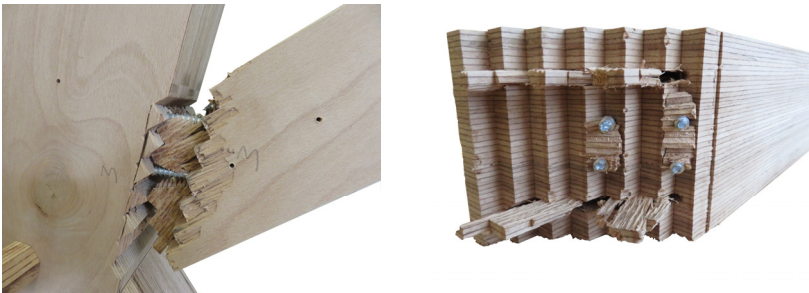
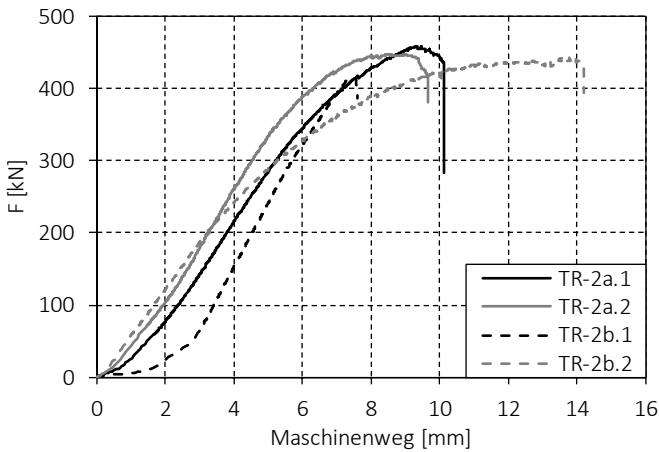


Bild 7-11: *oben*: Last-Maschinenwegkurven der Reihe TR-2. *unten*: Prüfkörper TR-2a.1 nach Erreichen der Höchstlast mit auf Zug- und auf Herausziehen versagten Schrauben.

Bild 7-12 zeigt eine Detailaufnahme des Versatzbereichs nach Erreichen der Höchstlast. Zu erkennen ist, dass das Abscheren nicht im Treppengrund erfolgte. Ursache ist ein Aufklaffen der Verbindung durch die Zugkraft und einer gleichzeitigen Verdrehung der Diagonale. Besonders im vorderen Bereich des Versatzes war dies ausgeprägt. Teilweise konnte kein oder nur ein Scherversagen im oberen Drittel der Treppen festgestellt werden. Es ist anzunehmen, dass in diesem Bereich lediglich geringe Kräfte übertragen wurden. Der größere Anteil der einwirkenden Zugkraft wurde im hinteren Bereich des Versatzes in den Gurt eingeleitet. In diesem Bereich konnte dementsprechend im unteren Drittel der einzelnen Stufen ein Scherversagen festgestellt werden.



Bild 7-12: Versagensbild der Treppen im Gurtbereich.

Damit einher geht eine Reduzierung der zum Schubabtrag zur Verfügung stehenden Fläche des Versatzes. Eine überschlägige Kontrolle ergab dabei eine Fehlfläche von 5 % bis 10%. Neben der nicht vorhandenen Druckkraftkomponente ist dies eine weitere Ursache für die Abweichung von der Schätzlast. Zudem konnten Passungengenauigkeiten der Treppenversätze, welche auf Fehler im Abbund zurückzuführen waren, festgestellt werden. Bild 7-13 zeigt exemplarisch eine Nahaufnahme eines Treppenversatzes mit einem Scherversagen nur im hinteren Drittel. Besonders im vorderen Bereich des Versatzes ist dieser nicht passgenau.

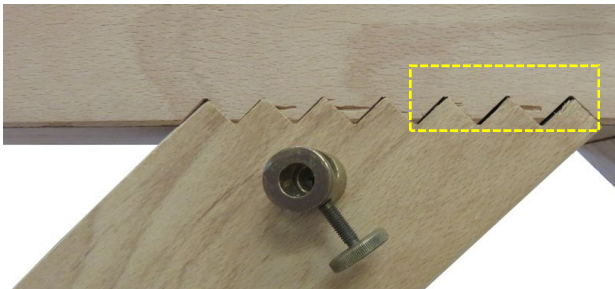


Bild 7-13: Passungengenauigkeiten des Treppenversatzes im vorderen Bereich.

Die Untersuchung des Spannungsverlaufs innerhalb der Zugstrebe im Bereich des Versatzes mit Hilfe des numerischen Modells gemäß Abschnitt 7.4 bestätigt diese Beobachtungen. In Bild 7-14 sind die Spannungen in Faserrichtung σ_x und senkrecht σ_z zur Faser dargestellt. Dabei ist insbesondere im vorderen Bereich des Treppenversatzes keine Kraftübertragung infolge Kontakt feststellbar.

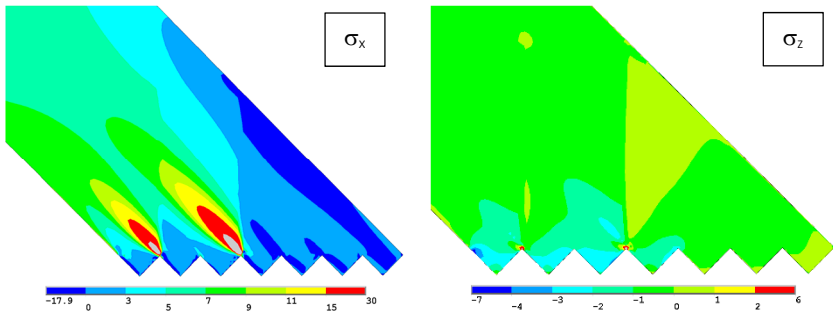


Bild 7-14: Längs- σ_x und Querspannungen σ_z in Zugstrebe der Versuchsreihe TR-2, Werte in N/mm^2 .

Im Mittel ergeben sich aus den ermittelten Zugkräften eine Schubfestigkeit von $f_{v,\text{mean}} = 8,72 \text{ N/mm}^2$, die damit unterhalb der angenommenen Schubfestigkeit von $f_{v,\text{mean}} = 10,5 \text{ N/mm}^2$ liegt.

Bei zugbeanspruchten Treppenversätzen sollte daher die Schubtragfähigkeit um pauschal 20 % abgemindert werden. Planmäßig zugbeanspruchte Treppenversätze sind allerdings als wenig effektiv anzusehen. Mit einer mittleren Zugspannung von $f_{t,\text{mean}} = 17,4 \text{ N/mm}^2$ liegt die erreichte Ausnutzung bezogen auf die mittlere Zugtragfähigkeit des Bauteils bei lediglich 19 %. In Fachwerkträgern ist allerdings je nach Laststellung mit Wechselstäben zu rechnen, sodass Treppenversätze auch auf Zug beansprucht werden können. Im Regelfall wird diese Kraft vollständig über zusätzlich eingebrachte Verbindungsmittel aufgenommen. Je nach Höhe der Belastung und Knotenpunktausbildung kann dies allerdings ausgeschlossen sein. Die Abtragung eines Teils der Zugkraft über Schub erhöht die Möglichkeiten der Knotenpunktausbildung und die Redundanz.

Reihe TR-3

Im Gegensatz zu Reihe TR-2 werden in Reihe TR-3, wie bereits erwähnt, infolge der Überlappung der Druck- und Zugstrebe ausschließlich die Differenzkräfte durch den Versatz in den Gurt eingeleitet. Somit ist auch in diesem Fall eine positiv wirkende Druckkraftkomponente nicht planmäßig vorhanden. Die Versuchsergebnisse und die Schätzlasten sind in Tabelle 7-5 gegenübergestellt.

Tabelle 7-5: Versuchsergebnisse der Reihe TR-3.

Versuch	F_{\max} [kN]	$F_{t,\max}$ [kN]	$F_{t,\text{est}}$ [kN]	$F_{t,\max}/F_{t,\text{est}}$ [-]
TR-3.1	262	167		0,83
TR-3.2	275	175		0,87
TR-3.1	273	174	202	0,87
TR-3.2	288	184		0,91

Ähnlich zu Versuchsreihe TR-2 konnten auch in diesem Fall die Schätzlasten nicht erreicht werden. Die Abweichung beträgt im Mittel 13 % und liegt gegenüber TR-2 auf einem identischen Niveau. In den Versuchen wurde eine mittlere Schubfestigkeit von $f_{v,\text{mean}} = 9,13 \text{ N/mm}^2$ erreicht.

Das Verhalten war bis zum Erreichen der Höchstlast mit der Reihe TR-2 vergleichbar. Bei kontinuierlicher Laststeigerung versagten die Versatzstufen einzeln auf unterschiedlichen Lastniveaus. Ausnahme bildet das Versatzende. Hier war eine ausreichende Scherfläche gegeben, sodass der Lastabtrag in diesem Bereich weiter erfolgen konnte. Daraus ergaben sich große Druckverformungen im Bereich der Strebe und des Gurtes. Da es sich hierbei um ein duktileres Versagen handelt trat ein schlagartiger Lastabfall ähnlich der Prüfreihe TR-2 nicht ein. Das schrittweise bzw. auch nur teilweise Versagen der einzelnen Versatzstufen trat gleichzeitig mit einem Lastabfall in der Last-Maschinenwegkurve ein. In Bild 7-15 ist ein Knotenpunkt nach Erreichen der Höchstlast und das Last-Verschiebungsdiagramm der Versuche dargestellt.

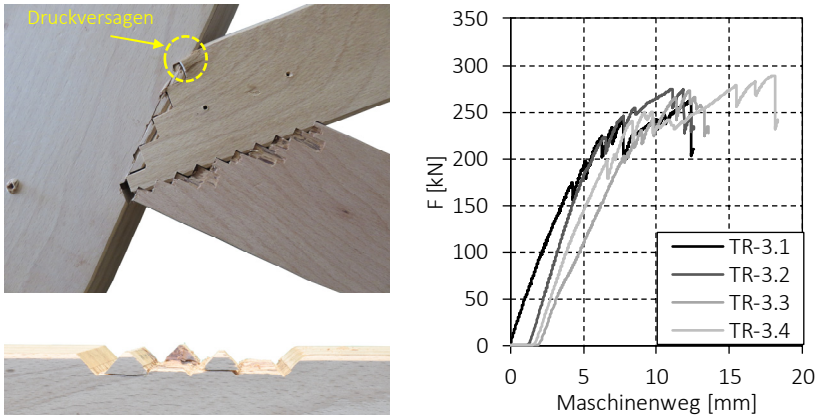


Bild 7-15: Knotenpunkt der Reihe TR-3 nach Erreichen der Höchstlast und die Last-Maschinenwegkurven der Einzelversuche.

In Bild 7-15 ist zudem ein Ausschnitt der Scherfläche dargestellt. Ähnlich den Treppenversätzen in Versuchsreihe TR-2 war auch hier teilweise ein Abscheren oberhalb des Treppengrundes festzustellen. Im Gegensatz zu Versuchsreihe TR-2 war das Versagen über die gesamte Scherfläche gleichmäßig. Ursachen für das Abscheren oberhalb des Treppengrundes sind wiederum Ungenauigkeiten im Abbund, die zu einer geringeren Passgenauigkeit führten. In Bild 7-16 ist repräsentativ ein Versatz mit nicht vollständiger Passung dargestellt. Insbesondere im Treppengrund sind größere Spaltmaße zu erkennen. Die in der Zugstrebe herrschende Normalkraft vergrößerte die Spaltmaße entsprechend.

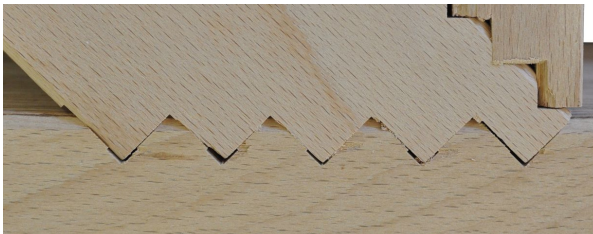


Bild 7-16: Passungsgenauigkeiten der Treppenversätze der Reihe TR-3.

Basierend auf den dargestellten Versuchsergebnissen ist eine Abminderung der Schubtragfähigkeit, entsprechend der Versuchsreihe TR-2, in der Bemessung derartiger Anschlüsse in Betracht zu ziehen. Hierbei sind insbesondere mögliche Passungenauigkeiten als Folge von Fehlern im Abbund und der Montage zu berücksichtigen.

Obwohl das untersuchte Anschlusskonzept planmäßig funktionierte, erlaubt dieses lediglich eine geringe Ausnutzung der angeschlossenen Zugstrebe. Die Schubtragfähigkeit des Gurtes bildet dabei den limitierenden Faktor. Ähnlich der Reihe TR-2 konnte auch hier lediglich eine Zugspannung von $18,2 \text{ N/mm}^2$ in die Zugstrebe eingeleitet werden. Dies entspricht einer Ausnutzung von 20 % bezogen auf die mittlere Zugtragfähigkeit des Bauteils und ist somit als unwirtschaftlich anzusehen. Der Einsatz dieses Anschlusskonzepts kann dennoch eine Alternative für gering belastete Knotenpunkte darstellen, in denen aus ästhetischen oder konstruktiven Gründen entsprechende Querschnitte vorhanden sind.

7.4 Überprüfung des Versuchsaufbaus

7.4.1 Allgemein

Im Folgenden wird mit Hilfe des Finite-Elemente-Programms ANSYS Mechanical überprüft, ob die vorgestellte Prüfmethode die Herstellung des im Fachwerkträger vorherrschenden Last- und Spannungszustandes innerhalb der Knotenpunkte und Streben ermöglicht.

Hierzu werden die Prüfkörper der Reihe VG-1 aus Abschnitt 6 und die Prüfkörper der Reihe TR-1 (im Folgenden Knotenpunktprüfkörper) aus Abschnitt 7.3 herangezogen. Aufgrund des identischen Knotenpunktaufbaus in beiden Versuchsreihen ist ein direkter Vergleich der Ergebnisse möglich. Der Fokus wird dabei auf die Spannungsverteilung in den Knotenpunkten und die Kräfte in den Verbindungsmitteln gelegt. Bei einem identischen Verhalten beider Knotenpunkte kann die Prüfmethode als geeigneter Ersatz für Versuche an Fachwerkträger angesehen werden.

Die nun vorgestellten Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnung erfolgten auf Grundlage der Modelle von Strübel [57]. Innerhalb dieses Abschnitts werden die erarbeiteten Modelle vorgestellt und die daraus resultierenden Ergebnisse dargestellt und diskutiert.

7.4.2 Modellbildung

Der Fachwerkträger und auch der Knotenpunktprüfkörper werden mit Hilfe eines zweidimensionalen Modells idealisiert. Hierbei wird die Symmetrie des Fachwerkträgers ausgenutzt. Die Geometrie des Knotenpunktprüfkörpers wird hingegen vollständig abgebildet. Die Lagerungsbedingungen und die Lasteinleitung werden entsprechend dem Versuchsaufbau aus Abschnitt 6 und Abschnitt 7 gewählt. In Bild 7-17 sind die resultierenden numerischen Modelle ohne Belastung und Lagerungsbedingungen dargestellt.

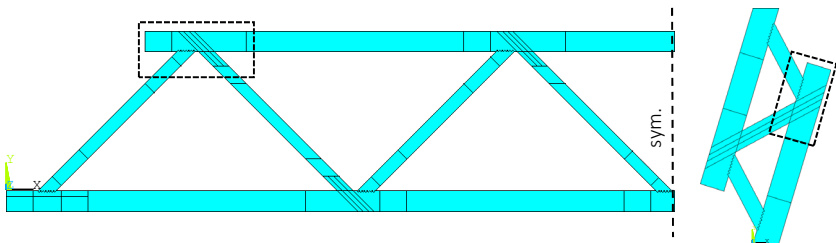


Bild 7-17: Numerische Modelle des Fachwerkträgers und des Knotenpunktprüfkörpers ohne Lagerungsbedingungen und Belastung.

Die Vernetzung erfolgt mittels eines 8-Knoten Rechteckelementes. Dem Elementtyp werden die Materialeigenschaften von Buchen-FSH gemäß Anhang zu Abschnitt 5 zugewiesen. Die Vernetzung wird schrittweise zum Knotenpunktbereich verkleinert. Zwischen den Knotenpunkten beträgt die Kantenlänge der Elemente 8 mm und wird im Knotenpunktbereich auf 3 mm verkleinert. Im direkten Kontaktbereich der Vollgewindeschrauben und der Treppenversätze erfolgt dabei eine nochmalige Verfeinerung auf 1,5 mm. Eine detaillierte Darstellung des Spannungszustandes im Knotenpunktbereich bei gleichzeitig akzeptablem Rechenaufwand wird somit gewährleistet.

Die zur Verbindung der Zugdiagonale verwendeten Vollgewindeschrauben werden mittels Balkenelementen idealisiert. Diese Vereinfachung ist ausreichend, da die Spannungsverteilung im direkten Kontaktbereich Schraube zu Buchen-FSH in diesem Fall nicht von Interesse ist. Die Knotenpunkte der Balkenelemente der Schrauben werden starr mit den Knotenpunkten des umgebenden Materials gekoppelt. Zur Abbildung eines realistischen Verhaltens müssen daher den Balkenelementen die aus den Versuchen ermittelten Steifigkeitskennwerte K zwischen Gurt und Strebe zugewiesen werden. Die ermittelten Steifigkeitskennwerte und die daraus resultierenden Eingangsgrößen der Balkenelemente können dem Anhang zu Abschnitt 7 entnommen werden.

Um die Verbindung des Treppenversatzes zu realisieren, werden die im Verbindungsbereich vorhandenen Flächen mittels Kontaktelementen gekoppelt. Eine Durchdringung der Bauteile wird dadurch verhindert. Dennoch wird eine Relativverschiebung insbesondere parallel zur Faserrichtung der Gurtbauteile weiter gewährleistet. Die Kraftübertragung findet nur über Formschluss statt.

Analog zu Abschnitt 5 liegt der Fokus auf der Untersuchung der Spannungsverteilung innerhalb der Buchen-FSH-Querschnitte. Aus diesem Grund erfolgt die Berechnung im linear-elastischen Bereich bis maximal 50 % der experimentell ermittelten Höchstlast. Die Auswertung der Spannungen erfolgt in den in Bild 7-17 markierten Knotenpunkten. Innerhalb der Knotenpunkte werden die in Bild 7-18 definierten Auswertungspfade S genauer untersucht.

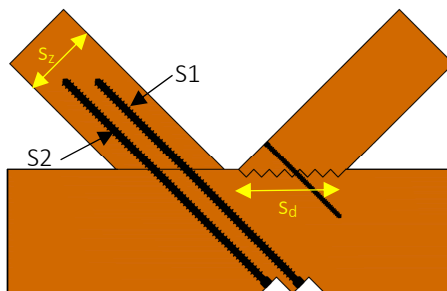


Bild 7-18: Gewählte Auswertungspfade S und Schraubenbezeichnungen innerhalb des Knotenpunktes. Der gewählte Abstand des Pfades S_2 zu den Schraubenspitzen beträgt 35 mm und der gewählte Abstand des Pfades S_d zum Treppengrund beträgt 2 mm.

7.4.3 Vergleich der Spannungsverteilung im Knoten

Um die beiden Modelle miteinander vergleichen zu können, wird die Kraft F derart gewählt, dass in den Zugstreben beider Prüfkörper dieselbe Normalkraft vorliegt. In Tabelle 7-6 sind die gewählte Belastung und die sich daraus ergebenden Normalkräfte in Zug- und Druckstrebe angegeben. Zusätzlich angegeben sind die mit Hilfe des in Abschnitt 7.3.2 dargestellten Stabwerkmodells berechneten Normalkräfte.

Dabei ergibt sich eine gute Übereinstimmung des Stabwerkmodells mit der Finite-Elemente-Berechnung unter der Annahme einer starren Verbindung zwischen den Diagonalen und dem Gurt. Dies weicht von der Annahme einer gelenkigen Verbindung ab, die für die Auswertung der Versuche getroffen wurde. Die Differenz zwischen den Kräften beträgt wie bereits erwähnt lediglich 9 %. Für die in Abschnitt 7.3.2 dargestellten Versuchsergebnisse ergäbe sich dadurch eine Reduzierung der dargestellten Traglasten. An den getroffenen Aussagen ergibt sich allerdings keine Änderung.

Tabelle 7-6: Vergleich der Normalkräfte in Druck- und Zugstrebe in Knoten 3.

	VG-1	TR-1	Stabwerk	
			starr	gelenkig
F [kN]	55	179	179	
Zug [kN]	74,6	74,2	77,2	83,5
Druck [kN]	-75,5	-78,5	-79,1	-78,6

Zugdiagonale und Zuganschluss

In Bild 7-19 sind die Normalspannungsverteilungen innerhalb der Zugstrebe für die Prüfkörper VG-1 und TR-1 gegenübergestellt. Im Bereich des Übergangs zwischen Zugstrebe und Gurt zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Spannungsverteilung. Aufgrund der geringen Länge der Zugstrebe innerhalb des Knotenpunktprüfkörpers TR-1 befinden sich die Schraubenspitzen beider Zuganschlüsse in unmittelbarer Nähe zueinander. Eine Spannungsausbreitung, wie sie in der Zugstrebe von VG-1 vorliegt ist somit nicht möglich.

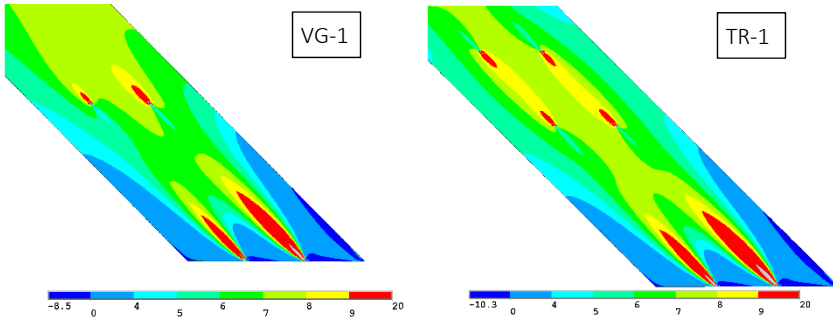
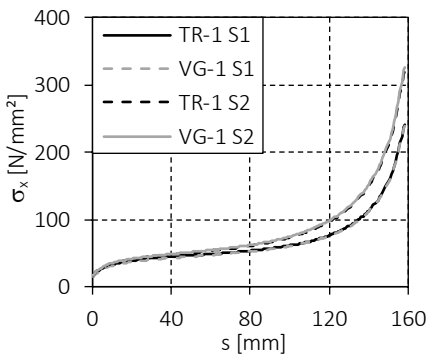


Bild 7-19: Gegenüberstellung der Normalspannungen σ_x innerhalb der Zugstrebe, Werte in N/mm^2 .

Innerhalb beider Zugstreben zeigt sich eine Spannungskonzentration im Bereich der Schraube S1, vgl. Bild 7-19. Eine ungleichmäßige Einleitung der Zugkraft in die Strebe über das modellierte Verbindungsmittelpaar ist somit gegeben. Bestätigt wird dies bei der Betrachtung der Normalspannungen innerhalb der Verbindungsmittel und der daraus ermittelten Normalkräfte in Bild 7-20. Weiterhin angegeben ist das sich auf Grundlage der Differenz der Verbindungsmittelkräfte $F_{x,s1}$ und $F_{x,s2}$ ergebende Moment M . Entsprechend dem Stabwerkmodell ist auch hier das resultierende Moment als gering zu bewerten.



Prüfkörper	TR-1	VG-1
$F_{x,s1}$ [kN]	42,3	43,1
$F_{x,s2}$ [kN]	31,9	31,5
F_{ges} [kN]	74,2	74,6
M [kNm]	0,15	0,17

Bild 7-20: Vergleich der Normalspannungen und Normalkräfte innerhalb der Verbindungsmittel S1 und S2.

Folge der ungleichmäßigen Zugkrafteinleitung in die Strebe ist eine ungleichmäßige Normalspannungsverteilung über die Querschnittsbreite entlang des Pfades S_z , vgl. Bild 7-21. Dies gilt allerdings nur für den Prüfkörper VG-1. Aufgrund der geringeren Strebenlänge bei Prüfkörper TR-1 von 390 mm und der damit bereits erwähnten Nähe zu den Verbindungsmitteln des gegenüberliegenden Anschlusses ist eine derartige Spannungsausbreitung in diesem Fall nicht möglich. Eine negative Auswirkung der Strebenlänge auf die Versuchsergebnisse konnte während der Versuche jedoch nicht festgestellt werden.

Wird die Strebenlänge und damit der Abstand zwischen den gegenüberliegenden Verbindungsmitteln schrittweise vergrößert, nähert sich die Spannungsverteilung derjenigen des Trägers an, vgl. Bild 7-21.

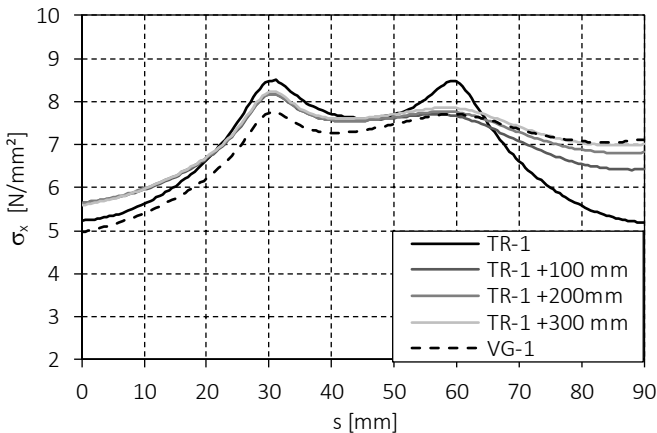


Bild 7-21: Normalspannungsverteilung entlang des Pfades S_z bei zunehmender Strebenlänge.

Entsprechend den Versuchen aus Abschnitt 5 sollte daher ein Mindestabstand zwischen den gegenüberliegenden Anschlüssen mit axial beanspruchten Verbindungsmitteln eingehalten werden. Eine Spannungsverteilung wie im späteren Fachwerkträger kann somit angenähert werden. Dabei ist in diesem Fall ein Abstand von 100 mm bereits ausreichend.

Spannungsverlauf im Bereich des Knotenpunktes und Druckstrebe

Auch im Knotenpunktbereich des Gurtes ergeben sich für beide Prüfkörpervarianten ähnliche Spannungsverteilungen. Aufgrund der gewählten Anschlussvarianten für Druck- und Zugdiagonale sind in diesem Fall besonders die Spannungen senkrecht zur Faserrichtung σ_z innerhalb Gurtes von Interesse, vgl. Bild 7-22.

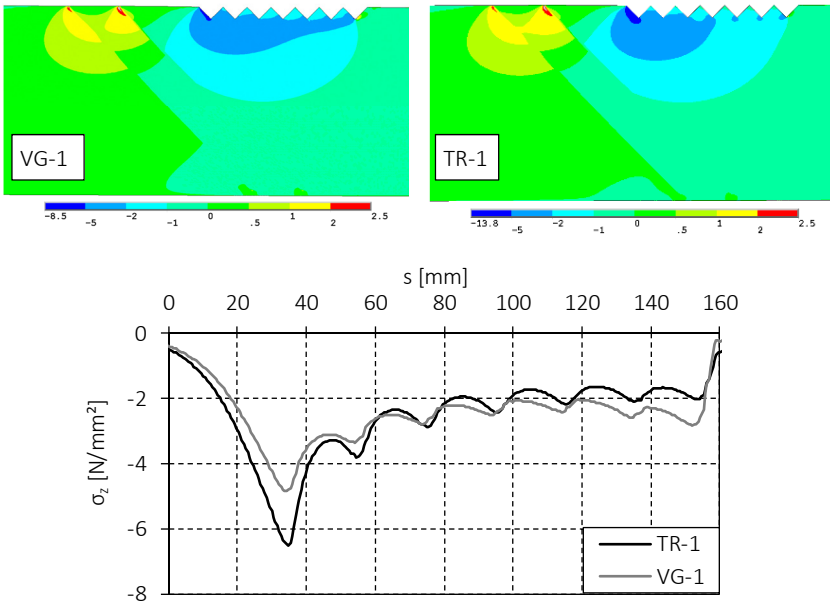


Bild 7-22: Gegenüberstellung der Querdruck- bzw. Querkzugspannungen σ_z im Knotenpunktbereich der Versuchsreihen VG-1 und TR-1, Werte in N/mm².

Im direkten Vergleich sind bei beiden Prüfkörpervarianten ähnliche Spannungsverteilungen und -ausbreitungen festzustellen. Ausnahme bildet der auf Querdruck beanspruchte Bereich unterhalb des Treppenversatzes. Bei Prüfkörper TR-1 ist eine Spannungskonzentration im vorderen Bereich des Versatzes und dementsprechend eine Entlastung des hinteren Versatzbereiches festzustellen. Im Knotenpunkt des Trägers erfolgt eine deutlich gleichmäßigere Druckkräftein-

leitung. Wird die Querdruckspannung σ_{90} entlang des definierten Pfades S_d ausgewertet, so wird die Spannungskonzentration im vorderen Bereich nochmals deutlich, vgl. Bild 7-22. Dementsprechend ist ebenfalls eine Spannungskonzentration innerhalb der Druckstrebe im Stirnbereich vorhanden, vgl. Bild 7-23.

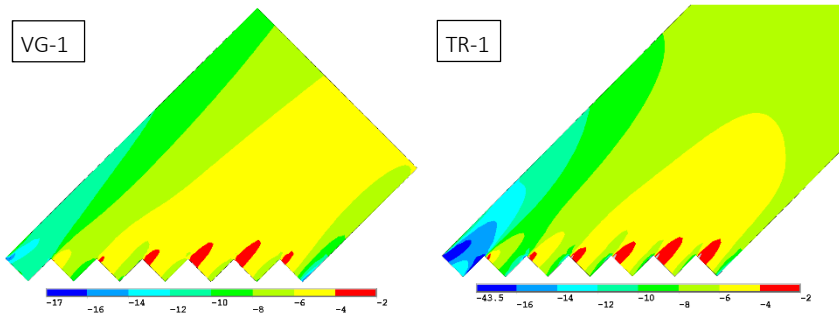


Bild 7-23: Verteilung der Normalspannungen σ_x innerhalb der Druckdiagonale im Bereich des Treppenversatzes, Werte in N/mm^2 .

Anhand des Verlaufs der Spannungen und der Konzentration im Stirnbereich des Versatzes kann eine Verdrehung der Druckstrebe innerhalb der Versuchsreihe TR-1 abgeleitet werden. Diese Verdrehung wurde bereits während der Versuchsdurchführung beobachtet. Ein negativer Einfluss auf die Tragfähigkeit des Treppenversatzes wurde allerdings nicht festgestellt. Allerdings war der Treppenversatz derart dimensioniert, dass ein Versagen ausgeschlossen werden konnte. Daher kann die Abweichung im unmittelbaren Kontaktbereich Strebe zu Gurt in diesem Fall toleriert werden. Auf den Spannungsverlauf im Bereich der Vollgewindeschrauben hatte dies keinen Einfluss, vgl. Bild 7-22.

7.5 Zusammenfassung

Anhand der Versuche hat das vorgestellte Prüfkonzept gezeigt, dass dieses eine einfache und wirtschaftliche Untersuchung unterschiedlicher Knotenpunktvarianten ermöglicht. Bei gleichbleibendem Aufwand konnte die Anzahl der Prüfkörper erhöht und die Datengrundlage somit verbessert werden. Bei

allen Prüfkörpern konnte das gewünschte Versagen in den Zuganschlüssen erzielt werden.

Auf Grundlage der Finite-Elemente-Berechnung konnte die Spannungsverteilung innerhalb der Knotenpunkte näher untersucht und mit den Trägerversuchen verglichen werden. Die betrachteten Spannungsverläufe und die ermittelten Verbindungsmittelkräfte zeigen dabei eine gute Übereinstimmung mit dem Spannungszustand innerhalb des Fachwerkträgers. Das Prüfkonzept scheint somit geeignet, Biegeversuche an vollständigen Fachwerkträgern zu ersetzen.

Im Vorfeld ist ein größeres Augenmerk auf die Auslegung der Prüfkörper zu richten. Um ein Versagen in den Knotenpunkten zu erzielen, müssen die Auflager- und Lasteinleitungsbereiche sowie die Gurte ausreichend dimensioniert werden. Beispiel hierfür bilden zwei Prüfkörper der Reihe STD-Q. In Bild 7-24 ist ein infolge einer kombinierten Druck- und Biegebeanspruchung versagter Auflagerpunkt dargestellt. Die darauffolgenden Versuche wurden daher mit einer verminderten Verbindungsmittelanzahl in den Streben durchgeführt. Ein direkter Vergleich mit den übrigen Versuchen war somit nicht mehr möglich und wurde daher in diesem Abschnitt nicht weiterverfolgt.

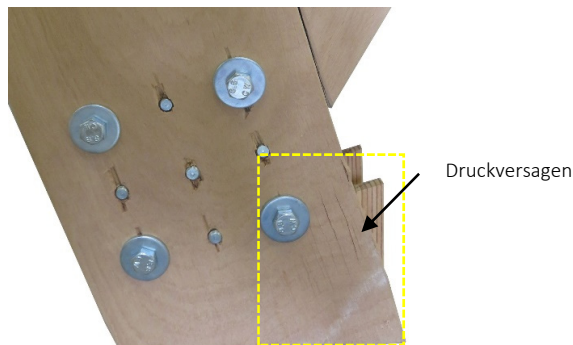


Bild 7-24: Druckversagen im Auflagerbereich eines Prüfkörpers der Reihe STD-Q.

Die beschriebenen und diskutierten Versuchsergebnisse basieren auf der Annahme, dass die Kräfte innerhalb der Prüfkörper sich dem gewählten Stabwerkmodell entsprechend einstellen. Die Größe der Schnittkräfte innerhalb des Stabwerkmodells hängen dabei von den Anschlusssteifigkeiten der Stäbe ab. Diese können auf Grundlage vorangegangener Untersuchungen abgeschätzt werden. Die daraus ermittelten Anschlusskräfte geben dabei lediglich eine Tendenz wieder, da die genauen Steifigkeitsverhältnisse unbekannt sind. Die Auswirkungen der Unterschiede zwischen den angenommenen und den vorhandenen Steifigkeiten sind allerdings als gering zu bewerten. Der Einfluss möglicher Nebenspannungen kann somit dennoch abgebildet werden.

Neben der Verifizierung des Versuchsaufbaus konnten ebenfalls die erwarteten positiven Einflüsse der vorhandenen Querlagen von Buchen-FSH Typ Q auf die Tragfähigkeit bestätigt werden. Neben einer deutlichen Tragfähigkeitssteigerung konnte ein wesentlich duktileres Versagen erreicht werden. Das bereits während der Trägerversuche diskutierte unerwartete Versagen auf Herausziehen faserparallel eingebrachter und axialbeanspruchter Vollgewindeschrauben trat auch während der Knotenpunktversuche ein. Die Ursache konnte allerdings nicht eindeutig ermittelt werden und führt zu weiterem Untersuchungsbedarf. Allerdings bietet der jetzige Stand der Technik infolge der Abminderung des Ausziehparameters ausreichende Sicherheit, um ein unplanmäßiges Versagen auf Herausziehen zu verhindern.

Die Versuche an Treppenversätzen zur Übertragung von Zugkräften bzw. Differenzkräften haben gezeigt, dass in diesen Fällen mit einer verminderten Tragfähigkeit zu rechnen ist. Allerdings war dies oftmals Folge einer mangelnden Passgenauigkeit. Dennoch sollte der Treppenversatz nur in gering belasteten Anschlüssen auf Zug beansprucht werden.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel der Arbeit war es, die zur materialgerechten Dimensionierung und Konstruktion von Verbindungen in Bauteilen aus Buchen-FSH notwendigen Kennwerte zu ermitteln. Zwar ermöglichten die zu Beginn der Arbeit gültigen bauaufsichtlichen Regelungen grundsätzlich die Dimensionierung von Verbindungen in Buchen-FSH, allerdings wird die Tragfähigkeit damit weitgehend unterschätzt. Eine wirtschaftliche Nutzung dieses neuen Werkstoffs ist dadurch nicht gegeben. Auf Grundlage experimenteller Untersuchungen konnten innerhalb dieser Arbeit materialgerechte Bemessungs- und Konstruktionsgrundlagen geschaffen werden.

Mit dem Ziel, Buchen-FSH innerhalb weitgespannter Fachwerkstrukturen einzusetzen, wurde der Fokus auf axial beanspruchte Schrauben und eingeklebte Gewindestangen gelegt. Bereits in Bauteilen aus Nadelholz erlauben diese das Übertragen großer Kräfte bei gleichzeitig kleinen Querschnittsabmessungen sowie -schwächungen. Dementsprechend lag der Schwerpunkt dieser Arbeit auf der Ermittlung der axialen Tragfähigkeit. Die zur Bemessung notwendigen charakteristischen Parameter – Auszieh Widerstand, Kopfdurchzieh Widerstand und Klebfugenfestigkeit – wurden auf Grundlage experimenteller Untersuchungen hergeleitet. Für faserparallel eingebrachte Schrauben und eingeklebte Gewindestangen (Festigkeitsklasse 8.8) ist auf Bemessungsebene bereits bei Verankerungslängen von $L_{ef} = L_{ad} \approx 13 \cdot d$ mit einem Zugversagen der Verbindungsmittel zu rechnen. Aufgrund dieser geringen Verankerungslänge wird somit die maximal übertragbare Kraft durch die Zugfestigkeit der verwendeten Verbindungsmittel begrenzt. Die Ausnutzung des Bauteils ergibt sich somit durch die Wahl der Verbindungsmittel- und Randabstände.

Für faserparallel eingeklebte Gewindestangen können mit Hilfe einer zusätzlichen Spaltbewehrung deutlich geringere Abstände gegenüber EC 5/NA angewendet werden. Für Buchen-FSH Typ S wird somit eine Ausnutzung des Bruttoquerschnitts von ca. 70 % bei Verwendung von Gewindestangen der Festigkeitsklasse 8.8 erreicht. Für axial beanspruchte Schrauben werden die gemäß den bauaufsichtlichen Regelungen gültigen Verbindungsmittel- und Randabstände empfohlen. Zur Realisierung kleinerer Abstände sind weiterführende Untersuchungen notwendig.

Weiterer Forschungsbedarf ist in Bezug auf das noch unbekanntes Tragverhalten bei Langzeitbeanspruchung von faserparallel eingebrachten Schrauben gegeben. Auch der Einfluss erhöhter Temperaturen, wie sie bspw. in Dachkonstruktionen vorkommen können, auf die Tragfähigkeit des Klebstoffs bei eingeklebten Gewindestangen ist noch nicht ausreichend untersucht. Aufgrund der Glasübergangstemperatur von $T \approx 52^\circ\text{C}$ (vgl. Grunwald et al. [39]) des in dieser Arbeit verwendeten Klebstoffs, ist mit einem Abfall der Klebfugentragfähigkeit in diesen Bereichen zu rechnen.

Bei größeren Kraft-Faser-Winkeln, wie sie bspw. im Gurt von Fachwerkträgern vorliegen, ist ein besonderes Augenmerk auf ein mögliches Gruppenversagen zu richten. Bei Versuchen an Gewindestangenreihen mit Kraft-Faser-Winkeln von $\alpha \geq 45^\circ$ konnte stets ein frühzeitiges Reihenscherversagen beobachtet werden. Aufbauend auf diesen Versuchsergebnissen wurde ein Bemessungsvorschlag erarbeitet, mit dem eine konservative Abschätzung der Tragfähigkeit möglich ist. Dieser kann auch bei einem Blockscherversagen einer Gewindestangengruppe mit mehreren Reihen zur Anwendung kommen. Eine Verifizierung des Modells bei Blockscheren steht noch aus. Die erarbeiteten Bemessungsmodelle können dabei auf Verbindungen mit axial beanspruchten Schrauben übertragen werden.

Außer in Achsrichtung können Schrauben auch lateral beansprucht werden. Um eine vollständige Bemessung von Schrauben in Buchen-FSH zu ermöglichen, wurde die Lochleibungsfestigkeit von Schrauben bestimmt. Eingeklebte Gewindestangen wurden für diese Anwendung innerhalb dieser Arbeit als unwirtschaftlich angesehen und daher nicht betrachtet.

Die Festlegung der zur Konstruktion von Verbindungen notwendigen Rand- und Verbindungsmittelabstände steht allerdings noch aus. Auf Grundlage der durchgeführten Versuche an Schraubengruppen konnte noch keine Empfehlung abgeleitet werden. Ursache sind die geringen Relativverschiebungen, die während der Versuchsdurchführung erzielt wurden. Die nach EAD für Schrauben geforderte Relativverschiebung wurde von der Mehrheit der Prüfkörper nicht erreicht. Ein sprödes Versagen der Verbindungen war somit gegeben. Allerdings konnten die nach EC 5 erwarteten Tragfähigkeiten mehrheitlich erzielt werden. Eine ausreichende Tragfähigkeit ist damit sichergestellt. Weiterführende Untersuchungen sind notwendig, um eine ausreichende Duktilität der Verbindung zu gewährleisten.

Neben Schrauben wurden auch Rillennägel untersucht und deren laterale und axiale Tragfähigkeit ermittelt. Während der Verbindungsversuche wurde ein Abscheren und somit ein unerwartetes Stahlversagen der Verbindungsmittel im Bereich der Scherfuge festgestellt. Die nach EC 5 erwartete Tragfähigkeit der Verbindungen wurde dabei deutlich unterschritten. Das vorgestellte iterative Berechnungsmodell von Blaß et al. [25] erlaubt bereits die Abschätzung der Tragfähigkeit eines derartigen Versagens. Um ein einfach anzuwendendes Bemessungsmodell herleiten zu können und weitere gefährdete Verbindungsmittel zu identifizieren, sind weiterführende Untersuchungen notwendig.

Abschluss der Arbeit bildet die Verifizierung der in den Einzel- und Verbindungsversuchen ermittelten Parameter und konstruktiven Randbedingungen. Hierzu wurden Versuche an vollständigen Fachwerkträgern und – mittels eines neuen Prüfkonzepts – an einzelnen Knotenpunkten durchgeführt. Dieses erlaubt gegenüber Versuchen an vollständigen Fachwerkträgern eine einfachere und wirtschaftlichere Untersuchung unterschiedlicher Knotenpunktvarianten. Mit Hilfe einer Finite-Elemente-Berechnung wurde dabei gezeigt, dass die Verteilung der Spannungen und Verbindungsmittelkräfte im Knotenpunktbereich mit denen eines Fachwerkträgers praktisch übereinstimmen.

Innerhalb dieser Systemversuche konnten die untersuchten Verbindungsmittel nochmals weitestgehend ihre zuvor ermittelten Tragfähigkeiten bestätigen. Weiterhin konnten Tragreserven, aber auch traglastmindernde Effekte, identifiziert werden. Insbesondere in Bezug auf den Einsatz von faserparallel eingebrachten Schrauben zeigte sich weiterer Forschungsbedarf. Entgegen den Erwartungen konnte die Tragfähigkeit auf Herausziehen nicht bestätigt werden. Die Ursache dafür ist noch unklar. Auch zeigte die Montage der Träger weitere Problemstellungen auf. Insbesondere bei der Verwendung von Vollgewindeschrauben wurde oftmals das Bruchdrehmoment der Schraube trotz Vorbohrrens erreicht. Bei der Planung von Fachwerkträgern aus Buchen-FSH und Laubholz im Allgemeinen ist dies zu berücksichtigen.

Innerhalb der Arbeit wurde Buchen-FSH Typ Q nur am Rande betrachtet. Grund dafür ist, dass dieser Typ bisher lediglich als Plattenwerkstoff verfügbar ist. Eine Anwendung in Fachwerkträgern ist somit wirtschaftlich noch nicht möglich. Dennoch konnten die positiven Einflüsse der Querlagen auf die Tragfähigkeit insbesondere bei lateral beanspruchten Verbindungsmitteln bestätigt werden. Neben

einer Tragfähigkeitssteigerung wurde ein deutlich duktileres Versagen der Verbindungen gegenüber Typ S erreicht. Durch die Verwendung von Buchen-FSH Typ Q wären zudem geringere Verbindungsmittelabstände aufgrund der geringeren Spaltempfindlichkeit denkbar. Um das Potenzial ausnutzen zu können sind weitere Untersuchungen notwendig, mit dem Ziel der Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit und der Mindestabstände der Verbindungsmittel.

Auch in Bezug auf faserparallel eingeklebte Gewindestangen und Schrauben bietet Buchen-FSH Typ Q die Vorteile einer geringeren Spaltempfindlichkeit, einer höheren Formstabilität und einer höheren Ausnutzung der Querschnittstragfähigkeit. Buchen-FSH Typ Q ist aufgrund der genannten Eigenschaften ein idealer Werkstoff zur Ausbildung der Zug- und Druckdiagonalen.

Literaturverzeichnis

- [1] Weimar, H.; Jochem, D. (2013): "Holzverwendung im Bauwesen – Eine Marktstudie im Rahmen der „Charta für Holz“". Johann Heinrich von Thünen-Institut, Thünen Report 9, Braunschweig.
- [2] Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (2012): "Ergebnisse der Bundeswaldinventur 2012".
- [3] Gehri, E. (1998): "Glued-laminated timber: Use of hardwoods". Proc., World Conference on Timber Engineering (WCTE 1998), 17. - 20. August 1998. Montreux. Switzerland.
- [4] Frese, M. (2006): "Die Biegefestigkeit von Brettschichtholz aus Buche". Dissertation, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Bd. 5, Universitätsverlag Karlsruhe, Karlsruhe.
- [5] Kobel, P.; Frangi, A.; Steiger, R. (2014): "Dowel-type connections in LVL made of beech". Proc., International Network on Timber Engineering Research, INTER 2014, United Kingdom, paper 47-7-2.
- [6] Enders-Comberg, M. (2015): "Leistungsfähige Verbindungen des Ingenieurholzbaus: Einsatzmöglichkeiten für Nadel- und Laubholz". Dissertation, Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Bd. 28, Karlsruhe KIT Scientific Publishing, Karlsruhe.
- [7] Knorz, M.; van de Kuilen, J. W. (2012): "Development of a high-capacity engineered wood product - LVL made of european Beech (*Fagus sylvatica*)". Proc., World Conference on Timber Engineering (WCTE 2012), 15. - 19. July 2012. Auckland. New Zealand.
- [8] Knorz, M.; van de Kuilen, J. W. (2012): "Ergebnisse der Zulassungsversuche für eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung (abZ) von Furnierschichtholz aus Buche". Prüfbericht Nr. 10511. Holzforschung München. TU München.

- [9] Knorz, M.; Xia, Z.; van de Kuilen, J. W. (2013): "Ergebnisse der Zulassungsversuche für eine Erweiterung der beantragten allgemeinen bauaufsichtlichen Zulassung (abZ) von Furnierschichtholz aus Buche". Prüfbericht Nr. 11513. Holzforschung München. TU München.
- [10] Görlacher, R. (2002): "Ein Verfahren zur Ermittlung des Rollschubmoduls von Holz". Holz als Roh- und Werkstoff 60 (5). S. 317-322.
- [11] Frese, M.; Blaß, H. J. (2018): "Entwicklung von selbstbohrenden Schrauben für Laubholz höherer Dichte". Schlussbericht für die Öffentlichkeit (FKZ 031A437J), Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe.
- [12] Neuhaus, H. (2017): "Ingenieurholzbau: Grundlagen – Bemessung – Nachweise – Beispiele". Lehrbuch. 4. Auflage. Springer Vieweg, Wiesbaden.
- [13] Misconel, A.; Ballerini, M.; van de Kuilen, J. W. (2016): "Steel-to-timber joints of Beech-LVL with very high strength steel dowels". Proc., World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016), 22. - 25. August 2016. Vienna. Austria.
- [14] Krüger, O.; Blaß, H. J.; Meyer, N. (2015): "Auszieh- und Lochleibungsversuche von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Furnierschichtholz aus Buche". Prüfbericht Nr. 116128-a. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine. Karlsruher Institut für Technologie, unveröffentlicht.
- [15] Meyer, N.; Blaß, H. J. (2016): "Bestimmung der Tragfähigkeit von Schrauben in nicht vorgebohrtem Buchenfurnierschichtholz". Prüfbericht Nr. 156131. Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine. Karlsruher Institut für Technologie, unveröffentlicht.
- [16] Blaß, H. J.; Bejtka, I.; Uibel, T. (2006): "Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde". Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Bd. 4, Karlsruhe KIT Scientific Publishing, Karlsruhe.
- [17] Frese, M.; Fellmoser, P.; Blaß, H. J. (2010): "Modelle für die Berechnung der Ausziehtragfähigkeit von selbstbohrenden Holzschrauben". European Journal of Wood and Wood Products 68 (4), S. 373-384.

- [18] Hübner, U. (2013): "Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile". Dissertation. Verlag der Technischen Universität Graz.
- [19] Westermayr, M.; van de Kuilen, J. W. (2019): "Withdrawal strength of screws and screw groups in European beech (*Fagus s.*) parallel to the grain". Proc. International Network on Timber Engineering Research, INTER, Tacoma, USA, Paper 52-07-2.
- [20] Hartung, J; Elpelt, B.; Klösener, K. H. (2005): "Statistik", 14. Aufl., Oldenbourg Verlag, München, Wien.
- [21] Whale, L.; Smith, I. (1986): "The derivation of design clauses for nailed and bolted joints in Eurocode 5". Proc. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, CIB-W18, Bd. 1., Florence, Italy, Paper 19-7-6.
- [22] Ehlbeck, J.; Werner, H. (1992): "Softwood and hardwood embedding strength for dowel-type fasteners". Proc. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, CIB-W18, Berlin, Germany, Paper 22-7-2.
- [23] Meyer, N. (2016): "Zugbeanspruchte Verbindungen in Buchenfurnierschichtholz". Proc. Karlsruher Tage 2016 - Holzbau : Forschung für die Praxis, Karlsruhe, 06. Oktober - 07. Oktober 2016, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe, S. 1-18.
- [24] Brandner, R.; Ringhofer, A.; Sieder, R. (2019): "Duration of Load Effect on Axially-Loaded Self-Tapping Screws Inserted Parallel to Grain in Soft- and Hardwood". Proc. International Network on Timber Engineering Research, INTER, Tacoma, USA, Paper 52-09-1.
- [25] Blaß, H. J.; Sandhaas, C.; Meyer, N. (2017): "Steel-to-timber connections: Failure of laterally loaded dowel-type fasteners". Proc. International Network on Timber Engineering Research, INTER, Kyoto, Japan, Paper 50-07-1.
- [26] Tlustochowicz, G.; Serrano, E.; Steiger, R. (2011): "State-of-the-art review on timber connections with glued-in steel rods". Materials and Structures 44, S. 997-1020.

- [27] Volkersen, O. (1953): "Die Schubkraftverteilung in Leim-, Niet- und Bolzenverbindungen". Teile 1 bis 3. Energie und Technik. 5(3): S. 68-71; 5(5): S. 103-108; 5(7): S. 150-154.
- [28] Aicher, S. (2003): "Structural Adhesive Joints Including Glued-in Bolts". In: Timber Engineering, Chapter: 18, John Wiley & Sons, S. 333-363.
- [29] Gustafson, Per J.; Serrano, E. (2001): "Glued-in rods for timber structures – development of a calculation model." Report TVSM-3056, Lund University, Division of Structural Mechanics, Lund.
- [30] Jensen, J. L.; Koizumi, A.; Sasaki, T.; Tamura, Y.; Iijima, Y. (2001): "Axially loaded glued-in hardwood dowels". Wood Science and Technology 35, S. 73-83.
- [31] Steiger, R.; Gehri, E.; Widmann, R. (2006): "Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam parallel to the grain". Materials and Structures 40, S. 69-78.
- [32] Bengtsson, C.; Johansson, C.-J. (2002): "GIROD – glued-in rods for timber structures". Research report, SMT4–CT97-2199.
- [33] Riberholt, H. (1986): "Glued bolts in glulam". Proc. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, CIB-W18, Florence, Italy, Paper 19-7-2.
- [34] Riberholt, H. (1988): "Glued bolts in glulam - Proposals for CIB code". Proc. International Council for Research and Innovation in Building and Construction, CIB-W18, Parksville, Canada, Paper 21-7-2.
- [35] Aicher, S.; Höfflin, L.; Wolf, M. (1998): "Influence of specimen geometry on stress distributions in pull-out tests of glued-in steel rods in wood". Otto-Graf-Journal, Volume 9, Stuttgart.
- [36] Aicher, S.; Stapf, G. (2017): „Eingeklebte Stahlstäbe - state-of-the-art - Einflussparameter, Versuchsergebnisse, Zulassungen, Klebstoffnormung, Bemessungs- und Ausführungsregeln“. Proc., 23. Internationales Holzbau-Forum (IHF 2017) - Aus der Praxis - Für die Praxis, Garmisch-Partenkirchen, 6. - 8. Dezember 2017. Bd. 2, S. 193-208, Forum-Holzbau, Biel.

- [37] Meyer, N.; Blaß, H. J. (2018): "Connections with glued-in rods in trusses made of Beech-LVL". Proc. World Conference on Timber Engineering (WCTE 2018), 20. - 23. August 2018. Seoul, Südkorea.
- [38] Widmann, R.; Steiger, R.; Gehri, E. (2007): "Pull-out strength of axially loaded steel rods bonded in glulam perpendicular to the grain". *Materials and Structures* 40, S. 827-838.
- [39] Grunwald, C.; Vallée, T.; Fecht, S.; Bletz-Mühldorfer, O.; Diehl, F.; Bathon, L.; Myslicki, S.; Scholz, R.; Walther, F. (2019): "Rods glued in engineered hardwood products part I: Experimental results under quasi-static loading". *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Volume 90, S. 163-181.
- [40] Habenicht, G. (2009): "Kleben. Grundlagen, Technologien, Anwendungen." VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- [41] Ozyhar, T. (2013): "Moisture and time dependent orthotropic mechanical characterization of beech wood". Dissertation. ETH Zürich. Schweiz.
- [42] Hirsch, H. (2016): "Untersuchung des Tragverhaltens von eingeklebten Gewindestangen in Furnierschichtholz aus Buche". Masterarbeit, KIT Holzbau und Baukonstruktionen. Karlsruhe, unveröffentlicht.
- [43] Lartigau, J.; Coureau, J.-L.; Morel, S.; Galimard, P.; Maurin, E. (2015): "Mixed mode fracture of glued-in rods in timber structures". *International Journal of Fracture*, Volume 192, S. 76-86.
- [44] Tannert, T.; Hehl, S.; Vallée, T. (2010): "Probabilistische Bemessung von geklebten Anschlüssen im Holzbau". *Bautechnik* 87, H. 10, S. 623-629.
- [45] Grunwald, C.; Vallée, T.; Fecht, S.; Bletz-Mühldorfer, O.; Diehl, F.; Bathon, L.; Myslicki, S.; Scholz, R.; Walther, F. (2019): "Rods glued in engineered hardwood products part II: Numerical modelling and capacity prediction". *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Volume 90, S. 182-198.
- [46] Barz, A. (2018): "Untersuchung des Tragverhaltens von in einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangen in Furnierschichtholz aus Buche". Masterarbeit. KIT Holzbau und Baukonstruktionen. Karlsruhe.

- [47] Ehlbeck, J.; Görlacher, R. (1995): "Tension perpendicular to the grain in joints". In: Timber Engineering STEP 1, Basis of design, material properties, structural components and joints. Lecture C2. Centrum Hout, The Netherlands, ISBN 90-5645-001-8.
- [48] Van der Put, T. A. C. M. and Leijten, A. J. M. (2000). "Evaluation of perpendicular to grain failure of beams caused by concentrated loads of joints." Proc., International council for research and innovation in building and construction, CIB-W18, The Netherlands, paper 33-7-7.
- [49] Blaß, H. J.; Flaig, M. (2019): "Blockscheren von Holzbauteilen im Verbindungsbereich axial beanspruchter Vollgewindeschrauben". Forschungsbericht. KIT Holzbau und Baukonstruktionen. Karlsruhe.
- [50] Strahm, T. (2017): "Die neue Pilatus-Produktionshalle Stans: Fachwerkträger aus Buchenfurnierschichtholz mit eingeklebten Gewindestangen". Proc., 23. Internationales Holzbau-Forum (IHF 2017) - Aus der Praxis - Für die Praxis, Garmisch-Partenkirchen, 6. - 8. Dezember 2017. Bd. 2, S. 215-224, Forum-Holzbau, Biel.
- [51] Meyer, N.; Blaß, H. J. (2017): "Fachwerkträger aus Buchenfurnierschichtholz". Bautechnik 94, H. 11, S.751-759.
- [52] Colling, F.; Blaß, H. J. (2014): "Tragfähigkeit von Stabdübelverbindungen". Karlsruher Tage 2014 - Holzbau. Forschung für die Praxis: Karlsruhe, 09. Oktober - 10. Oktober 2014. Karlsruhe, KIT Scientific Publishing.
- [53] Gehri, E. (2016): "Performant connections - a must for veneer-based products". Proc., World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016), 22. - 25. August 2016. Wien. Österreich.
- [54] Kobel, P.; Frangi, A.; Steiger, R. (2016): "Timber trusses made of European beech LVL". Proc., World Conference on Timber Engineering (WCTE 2016), 22. - 25. August 2016. Wien. Österreich.
- [55] Meyer, N.; Blaß, H. J. (2018): "Eine neue Prüfmethode für Fachwerkknoten aus Holz". Bautechnik 95, H. 11, S.793-800.

- [56] Fleischer, O. (2014): "Axial beanspruchte K-Knoten aus dünnwandigen Rechteckhohlprofilen". Dissertation, Berichte zum Stahl- und Leichtbau, Bd. 1, Karlsruhe KIT Scientific Publishing.
- [57] Strübel, S. (2019): "Numerische Beurteilung einer neuen Prüfmethode für Fachwerkknoten aus Holz". Masterarbeit, KIT Holzbau und Baukonstruktionen. Karlsruhe, unveröffentlicht.

Zitierte Normen

- DIN 1052:2008-12 Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN 1052-10:2012-05 Herstellung und Ausführung von Holzbauwerken - Teil 10: Ergänzende Bestimmungen, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 350:2016-12 Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten - Prüfung und Klassifizierung der Dauerhaftigkeit von Holz und Holzprodukten gegen biologischen Angriff, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin.
- DIN EN 383:2007-3 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel; Deutsche Fassung EN 383:2007, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 789:2005-1 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von Holzwerkstoffen; Deutsche Fassung EN 789:2004, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 1380:2009 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Tragende Verbindungen mit Nägeln, Schrauben, Stabdübeln und Bolzen; Deutsche Fassung 1380:2009, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 1382:2016 Holzbauwerke – Prüfverfahren - Ausziehtragfähigkeit von Holzverbindungsmitteln; Deutsche Fassung EN 1382:2016, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 1383:2016 Holzbauwerke – Prüfverfahren – Prüfung von Holzverbindungsmitteln auf Kopfdurchziehen; Deutsche Fassung EN 1383:2016, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin
- DIN EN 1995 1-1:2010-12 Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1995-1-1:2004 + AC2006 + A1:2008, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin.

- DIN EN 1995 1-1/NA:2013-08 Nationaler Anhang Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten – Teil 1-1: Allgemeines – Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau; DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin.
- DIN EN 14358:2016-11 Holzbauwerke – Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte; Deutsche Fassung EN 14358:2016, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin.
- DIN EN 26891:1991 Holzbauwerke. Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln. Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO 6891:1983); Deutsche Fassung 26891:1991, DIN Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin

Zitierte Zulassungen

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-679 vom 27. Oktober 2014. BS-Holz aus Buche und BS-Holz Buche-Hybridträger. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-705 vom 4. Juni 2018. 2K-EP-Klebstoff WEVO-Spezialharz EP 32 S mit WEVO-Härter B 22 TS zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-707 vom 2. Juni 2016. 2K-EP-Klebstoff LOCTITE CR 421 PURBOND zum Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-778 vom 11. Dezember 2017. 2K-EP-Klebstoff GSA-Harz und GSA-Härter für das Einkleben von Stahlstäben in Holzbaustoffe. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-9.1-791 vom 16. Juni 2016. Verbindungen mit faserparallel in Brettschichtholz eingeklebten Gewindestangen für den Holzbau. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Allgemeine Bauartgenehmigung Z-9.1-838 vom 19. September 2018. Furnierschichtholz aus Buche zur Ausbildung stabförmiger und flächiger Tragwerke "Platte BauBuche S" und "Platte BauBuche Q". Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Europäische Technische Zulassung ETA-11/0190 vom 27. Juni 2013. Selbstbohrende Schrauben als Holzverbindungsmittel. Deutsches Institut für Bautechnik, Berlin.

Europäische Technische Zulassung ETA-13/0523 vom 28.05.2013. Annular ring shank nails and connector screws. ETA-Danmark, Charlottenlund.

Europäische Technische Zulassung ETA-14/0354 vom 11. Juli 2018. Brettschichtholz aus Laubholz - Buchenfurnierschichtholz für tragende Zwecke. Österreichisches Institut für Bautechnik, Wien.

European Assessment Document EAD 130118-00-0603. October 2016. Screws for use in timber constructions.

Sonstige Hilfsmittel

Verwendetes Programm zur Durchführung und Darstellung der Ergebnisse der Regressionsanalysen:

SAS 9.4 TS Level 1M5
SAS Institut Inc.
100 SAS Campus Drive
Cary, NC, USA
www.sas.com

Verwendetes Programm zur Durchführung der numerischen Simulationen in den Abschnitten 5 und 7:

ANSYS Mechanical APDL 19.2 und ANSYS Workbench 19.2
ANSYS, Inc.
Southpointe
2600 Ansys Drive
Cansonsburg, PA 15317, USA
www.ansys.com

Verwendetes Programm zur Durchführung der Parameterstudie zum Einfluss der Anschlusssteifigkeiten im Knotenpunktbereich:

RSTAB Version 8.19
Dlupal Software GmbH
Am Zellweg 2
D-93464 Tiefenbach
www.dlupal.com

Bezeichnungen

a	Abstand
a_1	Mindestabstand der Verbindungsmittel in Faserrichtung
$a_{1,c}$	Mindestabstand in Faserrichtung von axial beanspruchten rechtwinklig zur Faserrichtung eingeklebter Stahlstäbe
a_2	Mindestabstand der Verbindungsmittel rechtwinklig zur Faserrichtung
$a_{2,c}$	Mindestabstand rechtwinklig zur Faserrichtung von axialbeanspruchten parallel und rechtwinklig zur Faserrichtung eingeklebter Stahlstäbe
$a_{3,t}$	Mindestabstand vom beanspruchten Hirnholz
$a_{4,c}$	Mindestabstand vom unbeanspruchten Rand
A	Fläche des Querschnitts, erklärende Regressionsvariable
A_{ef}	wirksame Querzugfläche
A_s	Spannungsquerschnitt
A_t	Querschnittsfläche rechtwinklig zur Faserrichtung am Ende der Einklebelänge
A_v	Scherfläche entlang der Gewindestangengruppe in Faserrichtung
b	Bauteilbreite
B	Bauteilbreite des Fachwerkträgers, erklärende Regressionsvariable, Blockscheren
B_{ef}	effektive Breite zur Berechnung der wirksamen Querzugfläche
BSH	Brettschichtholz
C	erklärende Regressionsvariable
d	Nenndurchmesser Verbindungsmittel
d_d	Bohrlochdurchmesser

d_{equ}	äquivalenter Durchmesser
d_h	Kopfdurchmesser des Verbindungsmittels, Schraubenkopfdurchmesser
d_k	Kerndurchmesser der Schraube
e	Residuum bzw. Fehler
E	Elastizitätsmodul (E-Modul), erklärende Regressionsvariable
E_i	Elastizitätsmodul des Baustoffes i
EA	Dehnsteifigkeit
f_{ax}	Ausziehparameter
f_c	Druckfestigkeit
f_h	Lochleibungsfestigkeit
f_{head}	Kopfdurchzieh widerstand
f_{k1}	Klebfugenfestigkeit
f_m	Biegefestigkeit
f_{shear}	Abschertragfähigkeit
f_t	Zugfestigkeit
f_{tens}	Zugfestigkeit des Verbindungsmittels
f_u	Zugfestigkeit Stahl
f_v	Schubfestigkeit
$f_{v,r}$	Rollschubfestigkeit
f_y	Streckgrenze Stahl
F	Kraft, erklärende Regressionsvariable
F_{ax}	Auszieh widerstand
F_{bs}	Blockschertragfähigkeit
F_h	Lochleibungskraft
F_{head}	Kopfdurchzieh widerstands des Verbindungsmittels

F_{k1}	Klebfugenwiderstand
F_{rs}	Tragfähigkeit gegenüber Reihenscheren
F_t	Zugnormalkraft einer Fachwerkzugstrebe
F_{tens}	Zugfestigkeit des Verbindungsmittel
F_v	Abschertragfähigkeit
$F_{x,s1}$	Normalkraft im ersten Verbindungsmittel
$F_{x,s2}$	Normalkraft im zweiten Verbindungsmittel
FSH	Furnierschichtholz
G	Schubmodul
G_k	Schubmodul der Klebefuge
G_r	Rollschubmodul
h_s	Bauteilhöhe der Strebe
H	Bauteilhöhe, statische Höhe, Holzversagen, Horizontalkraft
k_d	Korrekturfaktor
k_{mod}	Modifikationsbeiwert
k_{nv}	Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses einer Vorbohrung
k_α	Korrekturfaktor für den Kraft-Faser-Winkel α
k_β	Korrekturfaktor für den Deckflächenwinkel β
k_ϵ	Korrekturfaktor für den Einschraubwinkels ϵ
k_{90}	Korrekturfaktor für den Durchmesser- und Holzwerkstoffeinfluss
K	Verschiebungsmodul, Versagen in der Klebefuge
K_{ax}	Axiale Dehnfedersteifigkeit einer Verbindung
K_i	Anfangsverschiebungsmodul, Bettungsmodul
K_s	Modifizierte Verschiebungsmodul, Bettungsmodul
K_φ	Drehfedersteifigkeit einer Verbindung

KLED	Klasse der Lasteinwirkungsdauer
L	Länge
L_{ad}	Einklebelänge
$L_{ad.erf}$	Erforderliche Einklebelänge zum Erreichen der Zugtragfähigkeit der Gewindestange einer bestimmten Festigkeitsklasse
L_{ef}	Eindringtiefe
L_{nom}	Schraubenlänge
L_0	Messlänge zwischen Fachwerkfurt und -strebe
M	Moment
M_y	Fließmoment
MAX	Maximalwert
MEAN	Mittelwert
MIN	Minimalwert
MNV	Interaktionsbeziehung aus Moment, Normal- und Querkraft
n	Anzahl, Verbindungsmittelanzahl
n_{a1}	Verbindungsmittelanzahl in Faserrichtung
n_r	Verbindungsmittelanzahl innerhalb einer Reihe
nv	Nicht vorgebohrt
N	Anzahl, Normalkraft
NKL	Nutzungsklasse
p	Gewindesteigung
Q_{05}	charakteristische Festigkeitskennwert
r	Radius, Gewindestangenanzahl in Faserrichtung
r_h	Außenradius des Holzquerschnitts
r_s	Außenradius der Gewindestange
R_{ax}	axiale Tragfähigkeit von Verbindungsmittel

R^2	Bestimmtheitsmaß
s	Auswertungspfad für Spannungen, Spannungspfad, Gewindestangenanzahl senkrecht zur Faser
S	Startpunkt des Spannungspfades s
S_d	Auswertungspfad entlang des Treppengrund
S_i	Startpunkt des Spannungspfades s an der Position i
S_z	Auswertungspfad innerhalb der Zugstrebe
S_p	Spaltversagen
St	Stahlversagen
Std	Standardabweichung
t	Prüfkörperdicke
t_k	Klebefugendicke
t_v	Versatztiefe
T	Temperatur
TG	Teilgewindeschraube
u	Holzfeuchte
v	Variationskoeffizient, vorgebohrt
V	Querkraft
VG	Vollgewindeschraube
w	Relativverschiebung
w_{Mitte}	Relativverschiebung in Fachwerkträgermitte
x	Laufkoordinate, Koordinate in Faserrichtung
y	Koordinate senkrecht zur Deckfläche
z	Koordinate senkrecht zur Schmalfläche
\bar{x}	Mittelwert

α	Kraft-Faser-Winkel / Anschlusswinkel / Strebenwinkel
β	Winkel zwischen Verbindungsmittelachse und Deckfläche
Δ	Differenz bzw. Verhältniswert
Δ_{bs}	Verhältniswert der Blockschertragfähigkeiten
Δ_{rs}	Verhältniswert der Reihenscherwiderstände
ε	Winkel zwischen Verbindungsmittelachse Faser und der Hirnholzfläche
λ	Anschlusschlankheit
λ_d	Bohrlochschlankheit
μ	Reibbeiwert
ρ	Rohdichte
ρ_a	Bezugsrohndichte
σ_x	Normalspannung
σ_z / σ_{90}	Querdruck- und Querzugspannung
τ	Schubspannung
τ_m	Rechnerische Schubspannung
τ_r	Rollschubspannung
τ_{xy}	Schubspannung entlang der Bohrlochwandung
$\tau(x)$	Schubspannung in abhängig der Laufkoordinate x
ν	Querdehnzahl
φ	Dehnsteifigkeitsverhältnis der Füge-teile
ω	Parameter zur Berücksichtigung der Bruchenergie des Klebstoffs, der Steifigkeit und Geometrie des Anschlusses
ϖ	Volkersen-Term

Erklärende Indizes

A	Position A
B	Position B
Brutto	Bruttowert
d	Bemessungswert
edge	Decklage in Plattenebene
ef	wirksam
est	Schätzwert
EC5	Ermittelt gemäß Eurocode 5
FE	Werte aus einer Finite-Elemente-Modell Berechnung
ges	gesamt
group	Verbindungsmittelgruppe
i	Reihe i / Bauteil i
k	Charakteristischer Wert
korr	korregiert
Kolben	pro Kolben
l	lateral
max	Maximalwert
mean	Mittelwert
min	Minimalwert
mod	Modellwert
M	Moment
nVM	pro eine bestimmte Anzahl n an Verbindungsmittel
N	Normalkraft
Netto	Nettowert

o	obere Verbindung
Q	Furnierschichtholz mit Querlage (Typ Q)
r	radial
reg	Ergebnis gemäß Regression
R	Widerstand
s	Spannung
S	Furnierschichtholz ohne Querlage (Typ S)
t	tangential
u	untere Verbindung
V	Querkraft
VM	pro Verbindungsmittel
α	in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels
β	in Abhängigkeit des Deckflächenwinkels
0	in Faser Richtung
5 mm	bei einer Relativverschiebung von 5 mm
8.8	Festigkeitsklasse 8.8 des Verbindungsmittels
10.9	Festigkeitsklasse 10.9 des Verbindungsmittels
90	Quer zu Faserrichtung
95	95 %-Quantil
250	Einklebelänge L_{ad} von 250 mm
500	Einklebelänge L_{ad} von 500 mm
1000	Einklebelänge L_{ad} von 1000 mm

Anhang zu Abschnitt 3

Tabelle A 1: Ergebnisse der Versuche an Treppenversätze (Tabelle ist darauffolgend erläutert).

Versatz	F_{max} [kN]	$w(F_{max})$ [mm]	K [kN/mm]	h_s [mm]	b [mm]	t_v [mm]	α [°]	f_v [N/mm ²]	F_{mean} [kN]	F_{max}/F_{mean} [-]	F_k [kN]	F_{max}/F_k [-]
1	393	3,55	201	100	120	10	45	16,4	252	1,56	192	2,05
2	449	3,74	152	100	120	10	45	18,7	252	1,78	192	2,34
3	436	3,82	130	100	120	10	45	18,1	252	1,73	192	2,27
4	475	4,40	218	100	120	10	45	19,8	252	1,88	192	2,47
5	459	3,79	222	100	120	10	45	19,1	252	1,82	192	2,39
6	426	3,31	168	100	120	10	45	17,8	252	1,69	192	2,22
7	424	3,62	124	100	120	10	45	17,7	252	1,68	192	2,21
8	383	3,20	138	100	120	10	45	15,9	252	1,52	192	1,99
9	478	4,46	234	100	120	10	45	19,9	252	1,90	192	2,49
10	412	3,33	141	100	120	10	45	17,2	252	1,63	192	2,14
11	486	4,54	222	100	120	10	45	20,2	252	1,93	192	2,53
12	497	6,30	114	100	120	10	45	20,7	252	1,97	192	2,59
13	428	4,44	120	100	120	10	45	17,8	252	1,70	192	2,23
14	433	3,63	199	100	120	10	45	18,0	252	1,72	192	2,25
15	421	3,82	129	100	120	10	45	17,5	252	1,67	192	2,19
16	355	2,50	164	100	120	10	45	14,8	252	1,41	192	1,85
17	409	3,59	183	100	120	10	45	17,0	252	1,62	192	2,13
18	425	2,88	215	100	120	10	45	17,7	252	1,69	192	2,21
19	414	4,09	117	100	120	10	45	17,3	252	1,64	192	2,16
20	398	4,09	133	100	120	10	45	16,6	252	1,58	192	2,07
21	405	3,21	169	100	120	10	45	16,9	252	1,61	192	2,11
22	385	3,70	113	100	120	10	45	16,1	252	1,53	192	2,01
23	400	3,71	206	100	120	10	45	16,7	252	1,59	192	2,08
24	659	4,09	259	120	160	10	45	17,2	699	1,64	307	2,15
25	662	1,87	746	120	160	10	45	17,2	699	1,64	307	2,15
26	687	3,64	345	120	160	10	45	17,9	699	1,70	307	2,24
27	630	3,08	318	120	160	10	45	16,4	699	1,56	307	2,05
28	564	2,86	326	120	160	10	45	14,7	699	1,40	307	1,84
29	717	3,51	313	120	160	10	45	18,7	699	1,78	307	2,33
30	648	4,64	239	120	160	10	45	16,9	699	1,61	307	2,11

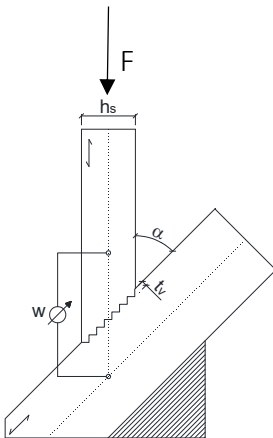
Tabelle A 2: Maximal-, Mittel- und Minimalwerte von Tabelle A 1.

Versatz	f_v [N/mm ²]	$F_{\max} / F_{\text{mean}}$ [-]	F_{\max} / F_k [-]
max	20,7	1,97	2,59
\bar{x}	17,6	1,67	2,20
min	14,7	1,40	1,84
Q_{05}^*	15,0		1,88

*5 %-Quantilwert ermittelt gemäß DIN EN 14358:2016

Erläuterungen zu den Versuchsergebnissen

Die in Tabelle A 1 angegebenen Abmessungen sind in Bild A 1 definiert. Weiterhin angegeben sind die Gleichungen zur Berechnung der mittleren F_{mean} und charakteristischen Erwartungslast F_k . Die verwendeten Festigkeitskennwerte können Tabelle 2-1 entnommen werden. Die Furnierlagen wurden stehend angeordnet, um somit die größtmögliche Schubtragfähigkeit zur Verfügung zu haben.



$$F_{\text{mean}} = \frac{f_{v,\text{mean}} \cdot h_s \cdot b}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} \quad [\text{kN}]$$

$$F_k = \frac{f_{v,k} \cdot h_s \cdot b}{\sin \alpha \cdot \cos \alpha} \quad [\text{kN}]$$

Mit:

h_s = Strebenhöhe

t_v = Versatztiefe

b = Strebenbreite

α = Anschlusswinkel

Bild A 1: Bauteilbezeichnungen Treppenversatz und Gleichungen zur Berechnung der mittleren und charakteristischen Traglast F_{mean} und F_k .

Weiterhin angegeben ist in Tabelle A 1 auf Grundlage der gemessenen Verschiebungen der berechnete Verschiebungsmodul K in Richtung der Strebe. Hierzu wurden die Verschiebungen bei 10 % und 40 % der jeweils erreichten Höchstlast F_{\max} ausgewertet. Zusätzlich ist die Verschiebung bei Höchstlast w (F_{\max}) angegeben. In Bild A 2 ist eine repräsentative Last-Verschiebungskurve eines Versatzes dargestellt.

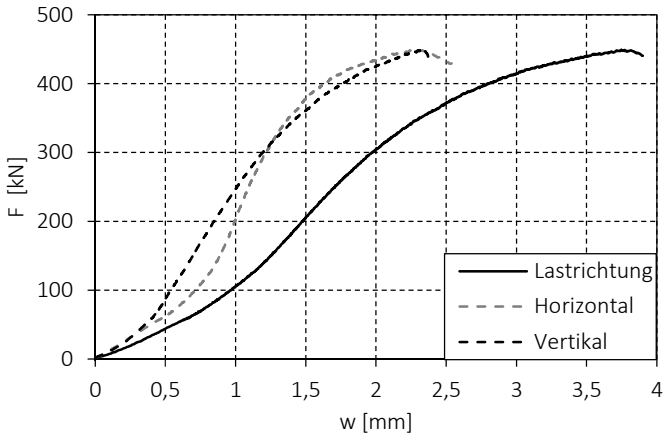


Bild A 2: Last-Verschiebungskurven eines Treppenversatzes.

Anhang zu Abschnitt 4

Auszieh widerstand

Tabelle A 3: Ermittelte Ausziehparameter bei nicht vorgebohrten Rillennägeln 4,0 x 35 mm.

Nr.	α [°]	β [°]	f_{ax} [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	$f_{ax,k}$ [N/mm ²]	Δ^* [-]
1	90	90	32,9	824	29,6	1,34
2	90	90	35,3	669	29,6	1,43
3	90	90	32,5	771	29,6	1,32
4	90	90	30,5	775	29,6	1,24
5	90	90	38,8	818	29,6	1,57
6	90	90	37,2	669	29,6	1,51
7	90	90	32,0	824	29,6	1,30
8	90	90	29,2	775	29,6	1,19
9	90	90	24,9	771	29,6	1,01
10	90	90	38,7	818	29,6	1,57
1	90	0	42,7	824	24,7	2,07
2	90	0	34,3	669	24,7	1,67
3	90	0	21,4	771	24,7	1,04
4	90	0	33,5	775	24,7	1,63
5	90	0	29,6	818	24,7	1,44
6	90	0	40,3	669	24,7	1,96
7	90	0	32,1	824	24,7	1,56
8	90	0	31,7	775	24,7	1,54
9	90	0	24,1	771	24,7	1,17
10	90	0	30,7	818	24,7	1,49

* $\Delta = f_{ax} / f_{ax,k}$

Tabelle A 4: Mittlere und charakteristische Ausziehparameter bei vorgebohrten Schrauben.

d	n	α	β	$f_{ax,mean}$	v	ρ	$f_{ax,k}$
[mm]	[-]	[°]	[°]	[N/mm ²]	[%]	[kg/m ³]	[N/mm ²]
3,5	20	15	15	23,8	17,5	820	17,1
3,5	20	45	45	43,6	13,0	835	33,2
3,5	20	75	75	48,2	6,72	804	42,2
3,5	20	90	90	46,5	10,7	804	37,2
4	20	15	15	30,5	16,0	830	21,9
4	20	45	45	47,7	10,3	835	38,7
4	20	75	75	49,7	8,49	801	42,2
4	20	90	90	48,9	7,99	804	41,7
4,5	20	15	15	42,4	9,77	832	34,9
4,5	20	45	45	50,3	9,17	836	41,9
4,5	20	75	75	51,6	13,3	801	37,5
4,5	20	90	90	53,4	6,26	804	47,3
5	40	0	0	30,7	14,5	825	14,5
5	40	45	45	37,4	18,8	832	18,8
5	20	75	75	46,9	6,26	809	6,26
5	100	90	90	45,8	9,71	824	9,71
5,3	10	0	0	24,4	7,73	823	20,6
5,3	20	90	90	41,1	9,02	832	34,6
5,6	10	0	9	23,8	8,55	820	19,7
5,6	20	90	90	42,1	8,98	832	35,2
6	50	0	0	31,3	24,5	818	19,2
6	20	15	15	26,0	12,2	819	20,5
6	20	45	45	41,8	11,9	834	33,0
6	20	75	75	44,1	4,15	804	40,7

Tabelle A 5: Fortsetzung Tabelle A 4.

d	n	α	β	$f_{ax,mean}$	v	ρ	$f_{ax,k}$
[mm]	[-]	[°]	[°]	[N/mm ²]	[%]	[kg/m ³]	[N/mm ²]
6	20	90	0	54,0	8,61	840	45,8
6	100	90	90	43,6	10,9	827	35,6
6,5	20	0	0	30,5	14,7	822	22,7
6,5	40	90	90	40,4	4,66	826	37,0
7	20	0	0	28,1	12,0	829	22,1
7	40	90	90	38,8	8,44	824	33,0
7,5	10	90	90	42,6	6,15	820	37,4
8	50	0	0	26,2	17,8	828	18,8
8	10	0	45	31,5	1,04	825	30,8
8	10	90	0	34,9	8,56	825	29,0
8	10	90	45	31,5	6,83	816	26,9
8	82	90	90	37,7	11,0	823	30,8
8,2	20	0	0	27,9	16,6	816	20,4
8,2	80	90	90	43,8	20,2	818	28,9
9	10	0	0	27,0	10,6	837	21,5
9	20	90	90	40,7	7,29	828	35,0
10	60	0	0	28,2	21,4	18,751	821
10	19	90	0	42,6	12,3	33,1	838
10	100	90	90	36,9	15,1	28,2	827
11	10	0	0	33,4	7,76	28,4	833
11	20	90	90	39,7	5,18	35,9	824
12	10	0	0	27,3	13,0	19,3	829
12	30	90	90	37,7	6,20	33,5	828

Tabelle A 6: Mittlere und charakteristische Ausziehparameter bei nicht vorgebohrten Schrauben.

d	n	α	β	$f_{ax,mean}$	v	ρ	$f_{ax,k}$
[mm]	[-]	[°]	[°]	[N/mm ²]	[%]	[kg/m ³]	[N/mm ²]
5	10	0	0	31,0	10,2	806	24,9
5	20	90	90	49,3	7,92	829	42,5
6	30	0	0	36,0	15,0	822	26,5
6	20	45	0	48,9	16,5	807	34,0
6	20	45	45	51,0	8,48	836	43,3
6	20	90	0	60,0	9,47	840	49,4
6	20	90	45	45,2	8,44	805	38,3
6	40	90	90	52,6	8,62	836	44,7
6,5	10	0	0	30,9	13,7	814	23,2
6,5	40	90	90	50,0	10,9	822	40,8
7,5	10	90	90	52,9	5,86	820	46,9
8	10	0	0	29,7	10,2	809	24,2
8	10	90	0	45,9	10,3	825	37,2
8	30	90	90	50,4	7,63	826	43,5
8,2	10	0	0	29,2	30,9	815	17,2
8,2	20	90	90	58,4	3,39	827	54,7
10	30	0	0	34,0	13,7	811	26,0
10	20	45	0	49,1	12,6	807	37,8
10	20	45	45	48,5	9,10	836	40,3
10	20	90	0	43,9	16,1	840	31,6
10	20	90	45	37,9	10,4	805	30,8
10	40	90	90	47,6	12,4	834	37,4

Tabelle A 7: Pearsonsche Korrelationskoeffizienten aller Versuchsdaten, Anzahl Daten n = 1871.

	α	β	d	d_k	ρ	ρ	f_{ax}
α	1	0,83931	0,04215	0,04174	-0,01210	0,02338	0,60878
β	0,83931	1	-0,03554	-0,03694	-0,03967	-0,00917	0,46631
d	0,04215	-0,03554	1	0,98543	0,77627	0,07008	-0,20562
d_k	0,04174	-0,03694	0,98543	1	0,77857	0,06633	-0,20569
ρ	-0,01210	-0,03967	0,77627	0,77857	1	0,03726	-0,27399
ρ	0,02338	-0,00917	0,07008	0,06633	0,03726	1	0,09181
f_{ax}	0,60878	0,46631	-0,20562	-0,20569	-0,27399	0,09181	1

Tabelle A 8: Pearsonsche Korrelationskoeffizienten des Datensatzes mit nicht vorgebohrten Schrauben, Anzahl Daten n = 471.

	α	β	d	ρ	f_{ax}
α	1	0,70395	-0,01691	0,22472	0,65131
β	0,70395	1	-0,09652	0,20253	0,48374
d	-0,01691	-0,09652	1	-0,02088	-0,16490
ρ	0,22472	0,20253	-0,02088	1	0,36706
f_{ax}	0,65131	0,48374	-0,16490	0,36706	1

Tabelle A 9: Pearsonsche Korrelationskoeffizienten von Datensatz mit vorgebohrten Schrauben, Anzahl Daten n = 1401.

	α	β	d	ρ	f_{ax}
α	1	0,89908	0,05004	-0,04586	0,62449
β	0,89908	1	0,00630	-0,08909	0,55422
d	0,05004	0,00630	1	0,09898	-0,31428
ρ	-0,04586	-0,08909	0,09898	1	-0,00612
f_{ax}	0,62449	0,55422	-0,31428	-0,00612	1

Lochleibungsfestigkeit

Tabelle A 10: Mittelwerte der Ausgewerteten Parameter der Lochleibungsversuche an Rillennägeln.

d	n	α	β	ε	$F_{\max,5,\text{mm}}$	K_i	K_s	f_h	ρ
[mm]	[-]	[°]	[°]	[°]	[kN]	[kN/mm]	[kN/mm]	[N/mm ²]	[kg/m ³]
4	12	0	0	90	2,33	85,2	93,3	98,6	821
4	12	0	90	90	2,63	60,8	67,0	112	851
4	11	90	0	90	3,06	97,7	138	132	822
4	11	90	90	90	4,07	81,3	104	170	855

Tabelle A 11: Mittlere und charakteristische Parameter der Lochleibungsversuche an Schrauben.

d	n	α	β	ε	$F_{\max,5,\text{mm}}$	f_h	v	ρ	$f_{h,k}$
[mm]	[-]	[°]	[°]	[°]	[kN]	[N/mm ²]	[%]	[kg/m ³]	[N/mm ²]
6	31	0	0	90	3,40	57,7	12,9	817	44,9
6	30	0	90	90	3,96	66,7	15,1	855	49,7
6	30	90	0	90	4,94	82,4	15,8	805	61,2
6	37	90	90	90	5,80	99,9	14,7	839	75,2
6	34	90	0	0	2,03	33,9	19,9	775	22,9
10	20	0	0	90	7,60	51,0	6,64	816	44,9
10	18	0	90	90	9,43	63,8	8,52	862	54,0
10	20	90	0	90	10,3	68,8	6,82	811	60,3
10	20	90	90	90	12,9	86,2	9,44	872	71,2
10	23	90	0	0	4,49	30,9	12,0	771	23,5

Tabelle A 12: Mittlere Bettungsmodule K_i und K_s der Lochleibungsversuche an Schrauben.

d [mm]	n [-]	α [°]	β [°]	ε [°]	$F_{\max,5,mm}$ [kN]	K_i [kN/mm]	K_s [kN/mm]
6	31	0	0	90	3,40	41,8	47,6
6	30	0	90	90	3,96	66,0	70,7
6	30	90	0	90	4,94	43,2	45,1
6	37	90	90	90	5,80	74,2	75,5
6	34	90	0	0	2,03	26,0	28,3
10	20	0	0	90	7,60	32,9	39,9
10	18	0	90	90	9,43	31,3	50,9
10	20	90	0	90	10,3	25,6	34,6
10	20	90	90	90	12,9	36,7	48,5
10	23	90	0	0	4,49	22,7	23,4

Tabelle A 13: Pearsonsche Korrelationskoeffizienten der betrachteten erklärenden Parameter.

	d	ρ	α	β	ε
d	1,0	0,08976	0,01234	-0,01313	-0,03135
ρ	0,08976	1,0	-0,32149	0,57472	0,62078
α	0,01234	-0,32149	1,0	-0,42020	-0,1444
β	-0,01313	0,57472	-0,42020	1,0	0,43060
ε	-0,03135	0,62078	-0,1444	0,43060	1,0

Zug-Scher-Versuche

Tabelle A 14: Versuchsergebnisse der Zug-Scher-Versuche von Stahlblech-Holz-Verbindungen mit Rillennägeln 4,0 x 35 mm.

β [°]	F_{\max} [kN]	$w_o(F_{\max})$ [mm]	$w_u(F_{\max})$ [mm]	$K_{i,o,\text{mean}}$ [kN/mm]	$K_{s,o,\text{mean}}$ [kN/mm]	$K_{i,u,\text{mean}}$ [kN/mm]	$K_{s,u,\text{mean}}$ [kN/mm]	ρ_o [kg/m ³]	ρ_u [kg/m ³]
90	39,6	3,37	3,21	15,6	13,0	23,9	20,8	851	815
90	36,4	3,32	3,06	16,6	13,8	18,9	16,7	802	819
90	38,8	3,48	3,41	17,1	15,0	18,6	16,6	824	835
90	36,9	3,87	3,54	14,4	12,4	17,2	15,6	792	794
90	36,1	3,25	3,63	17,0	14,7	16,6	14,7	794	791
0	36,2	4,24	3,12	10,0	8,40	19,5	17,8	835	835
0	35,2	4,12	3,52	9,6	8,10	16,3	14,7	826	827
0	38,0	3,84	4,33	14,9	12,7	17,4	16,4	839	819
0	38,4	4,16	3,46	12,6	10,4	27,7	23,9	806	793
0	37,3	4,03	2,94	12,0	10,2	20,7	18,3	804	800

o = obere Verbindung; u = untere Verbindung

Tabelle A 15: Zur Berechnung von F_{est} angenommene Mittelwerte des Fließmomentes $M_{y,\text{mean}}$ und der Zugfestigkeit $f_{\text{tens},\text{mean}}$.

d [mm]	$M_{y,\text{mean}}$ [Nmm]	$f_{\text{tens},\text{mean}}$ [kN]
5	7760	10700
8	26950	25360
12	71000	48000

Tabelle A 16: Versuchsergebnisse Zug-Scher-Versuche mit nicht vorgebohrten Schrauben
($a_1 = 15 \cdot d$; $a_{3,t} = 20 \cdot d$; $a_{4,c} = 7 \cdot d$; $t = 7 \cdot d$).

Versuch	d	β	F_{\max}	$w_o(F_{\max})$	$w_u(F_{\max})$	$K_{i,o,\text{mean}}$	$K_{s,o,\text{mean}}$	$K_{i,u,\text{mean}}$	$K_{s,u,\text{mean}}$
	[mm]	[°]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]
1-1	5	0	50,7	7,14	6,22	88,7	67,4	136	104
1-2	5	0	37,9*	3,47	4,01	256	197	214	164
1-3	5	0	62,8	13,1	14,8	44,1	33,3	36,7	27,7
1-4	5	0	70,7	15,3	16,3	60,6	45,7	95,8	72,6
2-1	8	0	135	17,7	13,1	97,0	72,8	179	39,2
2-2	8	0	133	17,0	13,3	89,4	68,5	166	35,2
2-3	8	0	75,3*	5,78	5,94	105	80,2	114	85,4
2-4	8	0	114	13,3	12,2	144	110	192	105
2-5	8	0	128	13,6	14,2	148	113	114	99,8
2-6	8	0	106	8,21	10,4	242	187	190	327
3-1	12	0	153	4,80	4,32	911	705	818	632
3-2	12	0	155	10,5	7,62	387	297	625	481

o = obere Verbindung; u = untere Verbindung

*Bruchdrehmoment einer oder mehrerer Schrauben erreicht

Tabelle A 17: Versuchsergebnisse Zug-Scher-Versuche mit vorgebohrten Schrauben

(a₁ = variiert a_{3,t} = 12·d; a_{4,c} = 3·d; t = 40 mm = 5·d).

Versuch	d	β	a ₁	F _{max}	w _o (F _{max})	w _u (F _{max})	K _{i,o,mean}	K _{s,o,mean}	K _{i,u,mean}	K _{s,u,mean}
	[mm]	[°]	[-]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]
4-1	8	0	5·d	52,9	2,74	2,38	119	97,0	101	81,0
4-2	8	0	5·d	50,3	2,96	2,64	67,9	53,3	55,4	43,0
4-3	8	0	5·d	33,9	1,89	1,13	61,8	48,4	132	109
5-1	8	90	5·d	69,4	5,20	4,75	45,6	36,0	42,3	32,5
5-2	8	90	5·d	69,5	4,47	4,42	43,6	33,6	39,2	30,2
5-3	8	90	5·d	69,4	4,26	4,30	56,7	44,2	50,1	38,9
6-1	8	90	7·d	92,7	10,7	9,57	38,5	29,8	35,6	27,4
6-2	8	90	7·d	84,0	7,62	8,34	36,2	28,0	34,8	26,9
6-3	8	90	7·d	78,2	8,85	9,18	18,7	17,1	24,4	21,4

o = obere Verbindung; u = untere Verbindung

Anhang zu Abschnitt 5

Faserparallel eingeklebte Gewindestangen

Tabelle A 18: Versuchsprogramm zur Bestimmung der Tragfähigkeit von eingeklebten Gewindestangen in Buchen-FSH (* unverstärkte Verbindungen).

Reihe	d [mm]	L _{ad} [-]	a _{2,c} [-]	Furnierlagenaufbau [-]	n _{VM} [-]	n [-]
E1*	16	10-d	1,5-d	Typ S	1	5
E2	16	10-d	1,5-d	Typ S	1	5
E3*	16	15-d	1,75-d	Typ S	1	5
E4	16	15-d	1,75-d	Typ S	1	5
E4-8	16	8-d	1,75-d	Typ S	1	5
E4.1-8	16	8-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E4-12	16	12-d	1,75-d	Typ S	1	5
E4.1-12	16	12-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E4-15	16	15-d	1,75-d	Typ S	1	5
E5.1	12	10-d	1,5-d	Typ S	1	5
E5.2	12	10-d	1,75-d	Typ S	1	5
E5.2-8	12	8-d	1,75-d	Typ S	1	5
E5.2-8H	12	8-d	1,75-d	Typ S	1	5
E5.2-12	12	12-d	1,75-d	Typ S	1	5
E5.3	12	10-d	1,5-d	Typ Q	1	5
E5.4	12	10-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E5.4-8	12	8-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E5.4-12	12	12-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E6.1	20	10-d	1,5-d	Typ S	1	5
E6.2	20	10-d	1,75-d	Typ S	1	5
E6.3	20	10-d	1,5-d	Typ Q	1	5
E6.4	20	10-d	1,75-d	Typ Q	1	5
E7	16	10-d	1,75-d	Typ Q	2	5
E8	16	10-d	1,75-d	Typ Q	3	5
E9	16	10-d	1,75-d	Typ Q	4	5

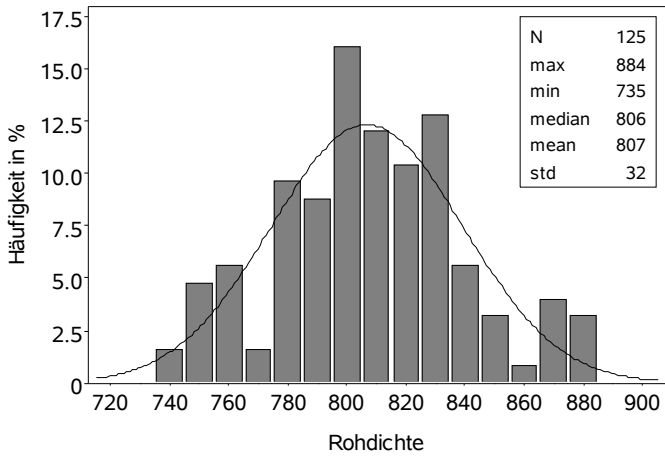


Bild A 3: Rohdichteverteilung aller verwendeter Buchen-FSH-Bauteile: $\bar{x} = 807 \text{ kg/m}^3$; $v = 4,02 \%$.

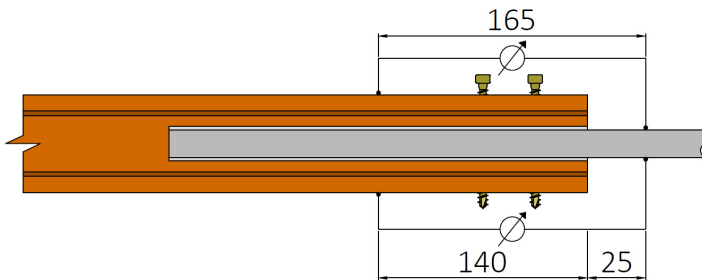


Bild A 4: Anordnung der Wegaufnahme, Maße in mm.

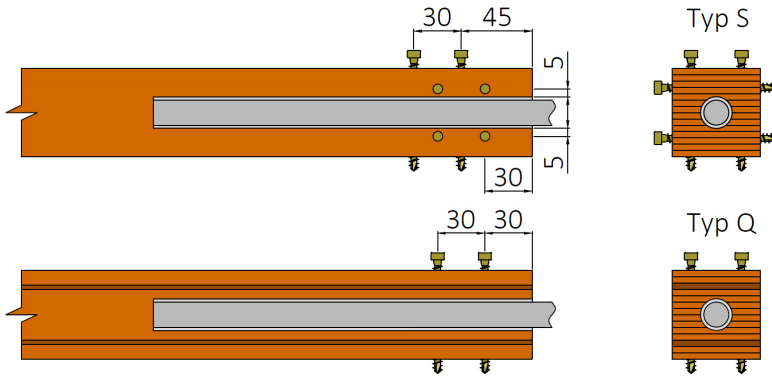


Bild A 5: Anordnung der Verstärkungsmaßnahmen beispielhaft an Hand einer Verbindung mit einer Gewindestange für Buchen-FSH Typ S (oben) und Typ Q (unten), Maße in mm.

Tabelle A 19: Versuchsergebnisse der Reihe E1 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ S unverstärkt).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	89,4	238	229	11,1	8,89	746	Sp
2	93,2	249	219	11,6	9,27	764	Sp
3	86,6	264	292	10,8	8,62	768	Sp
4	92,5	255	241	11,5	9,20	752	Sp
5	100	222	227	12,4	9,94	747	Sp
\bar{x}	92,3	244		11,5	9,18	755	
s	5,00	22,4		0,62	0,50	10,0	
v [%]	5,42	9,2		5,42	5,42	1,33	

Tabelle A 20: Versuchsergebnisse der Reihe E2 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	105	258	246	13,0	10,4	758	Sp und H
2	98,1	259	243	12,2	9,76	735	Sp und H
3	111	236	234	13,8	11,1	753	Sp und H
4	97,9	258	238	12,2	9,74	740	Sp und H
5	100	240	251	12,5	9,97	781	Sp und H
\bar{x}	102	246	246	12,7	10,7	755	
s	5,57	9,55	9,55	0,69	0,55	10,0	
v [%]	5,43	3,88	3,88	5,43	5,43	1,33	

Tabelle A 21: Versuchsergebnisse der Reihe E3 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 15 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S unverstärkt).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	112	251	237	9,31	7,45	780	Sp
2	103	229	232	8,52	6,81	822	Sp
3	114	297	236	9,41	7,53	777	Sp
4	105	295	241	8,69	6,95	812	Sp
5	99,6	246	210	8,26	6,61	755	Sp
\bar{x}	106,6	247	247	8,84	7,07	789	
s	6,05	27,9	27,9	0,50	0,40	27,4	
v [%]	5,68	11,3	11,3	5,68	5,68	3,47	

Tabelle A 22: Versuchsergebnisse der Reihe E4 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 15 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	123	231	241	10,2	8,16	810	St
2	124	238	240	10,3	8,20	745	St
3	125	241	237	10,4	8,29	768	St
4	121	245	231	10,0	7,99	820	St
5	123	271	248	10,2	8,19	762	St
\bar{x}	123	242		10,2	8,17	781	
s	1,64	11,5		0,14	0,11	32,4	
v [%]	1,33	4,74		1,33	1,33	4,14	

Tabelle A 23: Versuchsergebnisse der Reihe E4-8 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 8 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	97,5	206	186	14,8	11,8	808	H
2	82,2	210	227	15,7	12,6	806	H
3	76,1	207	214	16,1	12,8	798	H
4	91,6	183	208	16,7	13,4	802	H
5	97,0	198	205	16,1	12,9	801	H
\bar{x}	102	204		15,9	12,7	803	
s	4,58	12,9		0,71	0,57	4,00	
v [%]	4,49	6,30		4,49	4,49	0,50	

Tabelle A 24: Versuchsergebnisse der Reihe E4.1-8 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 8 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	97,5	175	178	15,2	12,1	782	H
2	82,2	179	184	12,8	10,2	789	H
3	76,1	177	171	11,8	9,46	782	H
4	91,6	177	198	14,2	11,4	756	H
5	97,0	181	173	15,1	12,1	779	H
\bar{x}	88,9	179	179	13,8	11,1	778	
s	9,43	7,63	7,63	1,47	1,17	12,6	
v [%]	10,6	4,26	4,26	10,6	10,6	1,62	

Tabelle A 25: Versuchsergebnisse der Reihe E4-12 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 12 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	135	204	210	14,0	11,2	808	H
2	138	220	204	14,3	11,4	800	H
3	131	211	216	13,6	10,8	798	H
4	146	206	202	15,1	12,1	801	H
5	141	217	219	14,6	11,7	796	H
\bar{x}	138	211	211	14,3	11,5	801	
s	5,67	6,79	6,79	0,59	0,47	4,56	
v [%]	4,10	3,22	3,22	4,10	4,10	0,57	

Tabelle A 26: Versuchsergebnisse der Reihe E4.1-12 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 12 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	132	191	206	13,7	10,9	796	H
2	124	208	203	12,9	10,3	783	H
3	120	194	193	12,4	9,92	790	H
4	118	197	184	12,2	9,76	791	H
5	130	187	210	13,4	10,7	791	H
\bar{x}	125	197		12,9	10,3	790	
s	6,10	9,14		0,63	0,51	4,66	
v [%]	4,90	4,69		4,90	4,90	0,59	

Tabelle A 27: Versuchsergebnisse der Reihe E4-15 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 15 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	155	218	215	12,8	10,2	825	H
2	170	225	238	14,1	11,2	805	H
3	167	244	241	13,8	11,1	791	H
4	162	233	222	13,5	10,8	807	H
5	153	240	260	12,7	10,1	795	H
\bar{x}	161	234		13,4	10,7	805	
s	7,38	13,8		0,61	0,49	13,2	
v [%]	4,57	5,93		4,57	4,57	1,64	

Tabelle A 28: Versuchsergebnisse der Reihe E5.1 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	(58,4)	115	131	(12,9)	(9,69)	818	St
2	(57,7)	131	107	(12,8)	(9,57)	803	St
3	66,1	114	111	14,6	11,0	808	H
4	63,6	112	113	14,1	10,5	826	H
5	63,5	121	131	14,0	10,5	848	H
\bar{x}	64,4	119		14,2	10,7	821	
s	1,50	9,20		0,33	0,25	17,7	
v [%]	2,33	7,76		2,33	2,33	2,16	

() Werte in Auswertung nicht berücksichtigt

Tabelle A 29: Versuchsergebnisse der Reihe E5.2 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	(58,6)	127	132	(13,0)	(9,72)	820	St
2	(58,1)	163	126	(12,8)	(9,63)	825	St
3	73,4	131	114	16,2	12,2	811	H
4	62,3	135	114	13,8	10,3	820	H
5	63,7	116	153	14,1	10,6	826	H
\bar{x}	63,2	131		14,7	11,0	820	
s	6,05	16,1		1,34	1,00	5,94	
v [%]	9,76	12,3		9,11	9,11	0,72	

() Werte in Auswertung nicht berücksichtigt

Tabelle A 30: Versuchsergebnisse der Reihe E5.2-8 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 8 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	61,3	118	121	16,9	12,7	805	H
2	61,7	124	136	17,0	12,8	776	H
3	60,3	128	112	16,7	12,5	806	H
4	62,0	116	143	17,1	12,9	787	H
5	60,9	120	152	16,8	12,6	799	H
\bar{x}	61,2	127		16,9	12,7	795	
s	0,65	12,8		0,18	0,14	12,9	
v [%]	1,07	10,1		1,07	1,07	1,62	

Tabelle A 31: Versuchsergebnisse der Reihe E5.2-8H ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 8 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o^* [kN/mm]	K_u^* [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	51,9	-	-	14,3	10,8	835	H
2	54,6	-	-	15,1	11,3	849	H
3	59,7	-	-	16,5	12,4	862	H
4	45,7	-	-	12,6	9,47	836	H
5	58,9	-	-	16,3	12,2	808	H
\bar{x}	54,2	-	-	15,0	11,2	838	
s	5,68	-	-	1,57	1,18	20,1	
v [%]	10,5	-	-	10,5	10,5	2,39	

*keine Wegaufnahme angebracht

Tabelle A 32: Versuchsergebnisse der Reihe E5.2-12 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 12 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	77,6	113	126	14,3	10,7	800	H
2	83,0	123	133	15,3	11,5	759	H
3	71,8	127	126	13,2	9,93	787	H
4	83,0	132	128	15,3	11,5	797	H
5	88,5	119	125	16,3	12,2	798	H
\bar{x}	80,8	125	125	14,9	11,2	788	
s	6,29	5,97	5,97	1,16	0,87	17,1	
v [%]	7,79	4,77	4,77	7,79	7,79	2,17	

Tabelle A 33: Versuchsergebnisse der Reihe E5.3 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	60,2	133	117	13,3	9,98	818	H
2	63,7	115	112	14,1	10,6	825	H
3	60,3	110	128	13,3	9,99	831	H
4	67,0	139	109	14,8	11,1	811	H
5	61,3	103	105	13,5	10,2	816	H
\bar{x}	62,5	117	117	13,8	10,4	820	
s	2,89	12,3	12,3	0,64	0,48	7,85	
v [%]	4,62	10,5	10,5	4,62	4,62	0,96	

Tabelle A 34: Versuchsergebnisse der Reihe E5.4 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	70,5	129	130	15,6	11,7	826	H
2	65,1	113	111	14,4	10,8	842	H
3	68,4	122	125	15,1	11,3	837	H
4	72,6	145	117	16,0	12,0	819	H
5	65,7	186	108	14,5	10,9	866	H
\bar{x}	68,4	128		15,1	11,4	838	
s	3,16	22,9		0,70	0,52	18,1	
v [%]	4,62	17,8		4,62	4,62	2,16	

Tabelle A 35: Versuchsergebnisse der Reihe E5.4-8 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 8 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	61,4	111	139	17,0	12,7	836	H
2	58,7	133	134	16,2	12,2	881	H
3	(25,5)	83,4	135	(7,1)	(5,29)	825	H / K
4	(46,6)	92,1	148	(12,9)	(9,67)	830	H / K
5	62,9	117	123	17,4	13,0	883	H
\bar{x}	61,0	121		16,9	12,6	851	
s	2,13	21,0		0,59	0,44	25,6	
v [%]	3,49	17,4		3,49	3,49	3,36	

() Werte in Auswertung nicht berücksichtigt

K = Klebstoffversagen

Tabelle A 36: Versuchsergebnisse der Reihe E5.4-12 ($d = 12 \text{ mm}$, $L_{ad} = 12 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	84,4	117	110	15,6	11,7	868	H
2	82,8	118	126	15,3	11,4	833	H
3	82,1	115	116	15,1	11,3	800	H
4	83,7	102	109	15,4	11,6	826	H
5	89,1	107	116	16,4	12,3	872	H
\bar{x}	84,4	114		15,6	11,7	840	
s	2,74	6,83		0,51	0,38	30,2	
v [%]	3,25	6,01		3,25	3,25	3,60	

Tabelle A 37: Versuchsergebnisse der Reihe E6.1 ($d = 20 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	153	342	347	12,1	10,1	837	H
2	149	361	355	11,9	9,88	826	H
3	147	343	357	11,7	9,77	821	H
4	145	323	364	11,6	9,64	795	H
5	145	343	330	11,6	9,63	776	H
\bar{x}	148	346		11,8	9,81	811	
s	3,07	13,2		0,24	0,20	24,9	
v [%]	2,08	3,80		2,08	2,08	3,07	

Tabelle A 38: Versuchsergebnisse der Reihe E6.2 ($d = 20 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ S).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	160	337	317	12,7	10,6	819	H
2	151	329	336	12,0	10,0	795	H
3	174	322	326	13,8	11,5	831	H
4	158	322	340	12,5	10,5	803	H
5	153	343	354	12,2	10,2	819	H
\bar{x}	159	332		12,7	10,5	813	
s	8,86	11,4		0,70	0,59	14,3	
v [%]	5,57	3,42		5,57	5,57	1,76	

Tabelle A 39: Versuchsergebnisse der Reihe E6.3 ($d = 20 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,5 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{\max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	134	336	336	10,6	8,85	802	H
2	128	334	347	10,2	8,50	854	H
3	144	348	357	11,5	9,55	868	H
4	128	326	356	10,2	8,47	822	H
5	137	346	336	10,9	9,05	812	H
\bar{x}	134	342		10,7	8,89	832	
s	6,69	10,0		0,53	0,44	28,2	
v [%]	4,99	2,92		4,99	4,99	3,39	

Tabelle A 40: Versuchsergebnisse der Reihe E6.4 ($d = 20 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	128	345	356	10,2	8,46	875	H
2	139	365	321	11,0	9,19	814	H
3	126	361	343	10,0	8,34	884	H
4	151	335	352	12,0	10,0	819	H
5	153	355	359	12,2	10,1	871	H
\bar{x}	139	349		11,1	9,23	853	
s	12,7	13,4		1,01	0,84	33,3	
v [%]	9,10	3,83		9,10	9,10	3,91	

Tabelle A 41: Versuchsergebnisse der Reihe E7 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q, $n_{VM} = 2$).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	206	445	343	12,8	10,2	782	H
2	191	506	477	11,9	9,48	793	H
3	198	466	620	12,3	9,84	760	H
4	181	459	528	11,2	8,98	747	H
5	188	424	570	11,7	9,36	787	H
\bar{x}	193	484		12,0	9,58	774	
s	9,68	77,7		0,60	0,48	19,5	
v [%]	5,02	16,1		5,02	5,02	2,52	

Tabelle A 42: Versuchsergebnisse der Reihe E8 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q, $n_{VM} = 3$).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o [kN/mm]	K_u [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	295	531	709	12,2	9,79	786	H
2	284	613	597	11,8	9,40	784	H
3	310	612	416	12,8	10,3	798	H
4	304	667	496	12,6	10,1	788	H
5	315	774	843	13,0	10,4	784	H
\bar{x}	301	626		12,5	9,99	788	
s	12,3	129		0,51	0,41	5,83	
v [%]	4,09	20,6		4,09	4,09	0,74	

Tabelle A 43: Versuchsergebnisse der Reihe E9 ($d = 16 \text{ mm}$, $L_{ad} = 10 \cdot d$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$, Typ Q, $n_{VM} = 4$).

Versuch	F_{max} [kN]	K_o^* [kN/mm]	K_u^* [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	391	-	-	12,1	9,72	847	H
2	371	-	-	11,5	9,23	834	H
3	399	-	-	12,4	9,93	825	H
4	399	-	-	12,4	9,93	840	k.V.
5	378	-	-	11,8	9,40	829	H
\bar{x}	389	-	-	12,1	9,64	835	
s	12,7	-	-	0,40	0,32	8,75	
v [%]	3,28	-	-	3,28	3,28	1,05	

*keine Wegaufnehmer angebracht

k.V. kein Versagen

Unter einem Winkel eingeklebte Gewindestangen

Tabelle A 44: Versuchsprogramm und Prüfkörpergeometrie zur Bestimmung der Tragfähigkeit von in einem Winkel zur Faser eingeklebten Gewindestangen in Buchen-FSH.

Reihe	d [mm]	L_{ad} [-]	b [mm]	h [mm]	α [°]	β [°]	n_{VM} [-]	n [-]
E45.1	12	10-d	100	130	45	90	1	5
E45.2	12	10-d	100	130	45	90	2	6
E90.1	12	10-d	100	160	90	90	1	5
E90.2	12	10-d	160	160	90	0	1	6
E90.3	12	10-d	100	160	90	90	2	5
E90.4	12	10-d	160	160	90	0	2	6
E90.5	16	10-d	160	160	90	0	1	6
E90.6	16	10-d	160	160	90	0	2	6

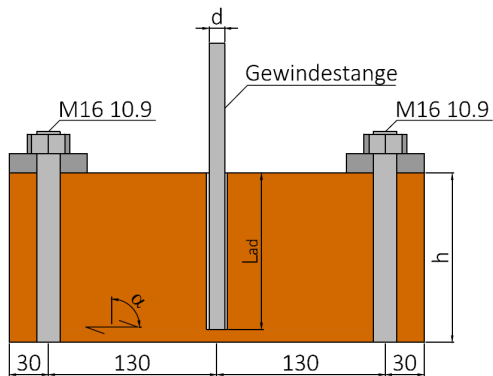


Bild A 6: Abmessungen der Prüfkörper mit einer Gewindestange, alle Maße in mm.

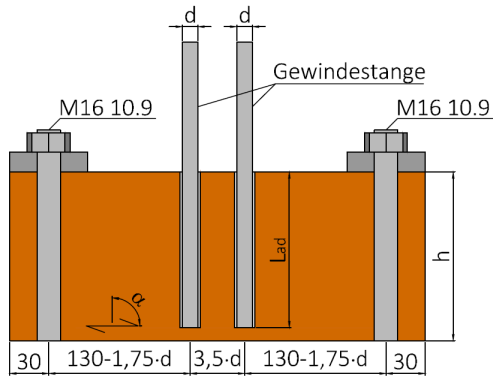


Bild A 7: Abmessungen der Prüfkörper mit zwei Gewindestangen, alle Maße in mm.

Tabelle A 45: Positionierung der Wegaufnehmer.

Reihe	L ₁ [mm]	L ₂ [mm]
E45.1	40	65
E45.2	40	80
E90.1	30	80
E90.2	30	80
E90.3	30	80
E90.4	30	80
E90.5	30	80
E90.6	30	80

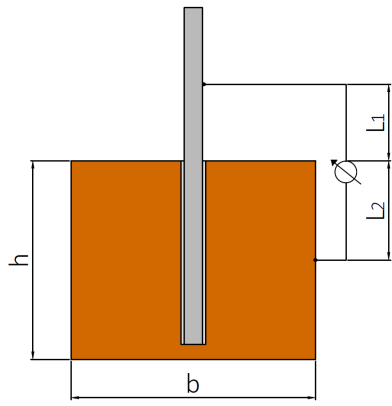


Tabelle A 46: Versuchsergebnisse der Reihe E45.1 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 90^\circ$, $n_{VM} = 1$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	86,7	115	19,2	14,4	840	H
2	92,0	99,2	20,3	15,3	822	H
3	93,0	97,7	20,6	15,4	836	St
4	85,1	87,6	18,8	14,1	810	St
5	88,6	96,0	19,6	14,7	825	St
\bar{x}	89,1	99,1	19,7	14,8	827	
s	3,38	9,84	0,75	0,56	11,9	
v [%]	3,79	9,94	3,79	3,79	1,44	

Tabelle A 47: Versuchsergebnisse der Reihe E45.2 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 45^\circ$, $\beta = 90^\circ$, $n_{VM} = 2$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	166	188	18,4	13,8	814	B
2	176	194	19,4	14,5	839	B
3	164	199	18,1	13,6	851	B
4	178	183	19,6	14,7	845	B
5	171	189	18,9	14,2	829	B
6	179	193	19,8	14,8	930	B
\bar{x}	172	191	19,0	14,3	851	
s	6,27	5,32	0,69	0,52	40,7	
v [%]	3,64	2,79	3,64	3,64	4,78	

Tabelle A 48: Versuchsergebnisse der Reihe E90.1 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 90^\circ$, $n_{VM} = 1$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	92,3	92,3	20,4	15,3	825	St
2	91,7	99,4	20,3	15,2	821	St
3	89,0	94,3	19,7	14,8	790	St
4	88,2	97,6	19,5	14,6	822	St
5	93,2	96,8	20,6	15,5	827	St
\bar{x}	90,9	96,1	20,1	15,1	817	
s	2,17	2,77	0,48	0,36	15,3	
v [%]	2,39	2,89	2,39	2,39	1,87	

Tabelle A 49: Versuchsergebnisse der Reihe E90.2 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$, $n_{VM} = 1$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	89,8	78,5	19,8	14,9	800	H
2	88,3	86,2	19,5	14,6	833	St
3	89,7	85,1	19,8	14,9	805	St
4	90,2	82,1	19,9	14,9	821	St
5	90,4	85,5	20,0	15,0	814	St
6	93,0	80,6	20,5	15,4	806	St
\bar{x}	90,2	83,0	19,9	15,0	813	
s	1,52	3,09	0,34	0,25	12,2	
v [%]	1,69	3,73	1,69	1,69	1,50	

Tabelle A 50: Versuchsergebnisse der Reihe E90.3 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 90^\circ$, $n_{VM} = 2$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	168	157	18,6	13,9	834	B
2	153	161	16,9	12,7	817	B
3	164	151	18,1	13,6	841	B
4	159	192	17,6	13,2	840	B
5	162	165	18,0	13,5	823	B
\bar{x}	161	165	17,8	13,4	831	
s	5,54	16,2	0,61	0,46	10,6	
v [%]	3,43	9,84	3,43	3,43	1,28	

Tabelle A 51: Versuchsergebnisse der Reihe E90.4 ($d = 12 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$, $n_{VM} = 2$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	146	140	16,2	12,1	816	B
2	141	131	15,6	11,7	822	B
3	158	145	17,5	13,1	799	B
4	159	144	17,6	13,2	768	B
5	148	133	16,3	12,3	837	B
6	166	148	18,4	13,8	811	B
\bar{x}	153	140	16,9	12,7	809	
s	9,44	6,84	1,04	0,74	23,6	
v [%]	6,17	4,88	6,17	6,17	2,92	

Tabelle A 52: Versuchsergebnisse der Reihe E90.5 ($d = 16 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$, $n_{VM} = 1$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	131	121	17,4	13,9	813	H
2	141	106	18,7	15,0	816	H
3	145	120	19,2	15,3	794	H
4	145	109	19,3	15,4	803	H
5	140	132	18,5	14,8	826	H
6	147	117	19,5	15,6	799	H
\bar{x}	142	118	18,8	15,0	809	
s	5,62	9,50	0,74	0,60	12,0	
v [%]	3,97	8,09	3,97	3,97	1,48	

Tabelle A 53: Versuchsergebnisse der Reihe E90.6 ($d = 16 \text{ mm}$, $\alpha = 90^\circ$, $\beta = 0^\circ$, $n_{VM} = 2$).

Versuch	F_{\max} [kN]	K [kN/mm]	f_{k1} [N/mm ²]	f_v [N/mm ²]	ρ [kg/m ³]	Versagen [-]
1	213	193	14,1	11,3	822	B
2	205	192	13,6	10,9	792	B
3	215	178	14,2	11,4	817	B
4	194	199	12,8	10,3	804	B
5	213	186	14,1	11,3	821	B
6	230	202	15,3	12,2	810	B
\bar{x}	212	192	14,0	11,2	811	
s	11,9	8,72	0,79	0,63	11,6	
v [%]	5,63	4,55	5,63	5,63	1,43	

Numerische Betrachtung

Materialmodell

Stahl und Klebstoff werden jeweils als isotropes Material modelliert. In Tabelle A 54 sind die verwendeten Parameter aufgelistet. Die Querdehnzahl ν und der Elastizitätsmodul (E-Modul) E des Stahls entsprechen dabei den in der Literatur angegebenen Werten. Der Elastizitätsmodul des Klebstoffs entspricht dem von Grunwald et al. [39] veröffentlichten Wert für Wevo Spezialharz EP 32. Habenicht [40] gibt für die häufigsten angewendeten Klebstoffgrundstoffe Querdehnzahlen der Größenordnung 0,25 bis 0,45 an. Somit wird für die Querdehnzahl ein mittlerer Wert von 0,35 angenommen. Dieser deckt sich mit den von Grunwald et al. verwendeten Wert von 0,37.

Tabelle A 54: Materialparameter für Gewindestange und Klebstoff.

Parameter	Stahl	Klebstoff
E [N/mm ²]	210000	3300
ν [-]	0,3	0,35

Aufgrund der richtungsabhängigen Eigenschaften des Werkstoffes Holz werden den Bauteilen aus Buchen-FSH orthotrope Materialeigenschaften zugewiesen. Die gewählten Steifigkeitskennwerte und die dazugehörigen Querdehnzahlen können der Tabelle A 55 entnommen werden. Das zugehörige gewählte Koordinaten System ist in Bild A 8 dargestellt. Die Steifigkeitskennwerte entsprechen den mittleren Werten gemäß der Zulassung Z-9.1-838 für Buchen-FSH Typ S. Nicht in der Zulassung enthalten ist dabei der mittlere Rollschubmodul $G_{tr(zy),mean}$. Dieser wird dem Abschnitt 2 entsprechend angenommen. Auf eine Unterscheidung zwischen stehenden und liegenden Furnieren wird dabei verzichtet. Ebenfalls nicht in der Zulassung mit angegeben sind die gewählten Querdehnzahlen. Da zum Zeitpunkt der Untersuchungen keine Querdehnzahlen für Buchen-FSH bekannt sind, werden die Querdehnzahlen für Buchenvollholz gemäß Ozyhar et al. [41] angenommen.

Tabelle A 55: Materialkennwerte für Buchenfurnierschichtholz.

Steifigkeitskennwerte	[N/mm ²]	Querdehnzahlen	[-]
$E_{l(x),mean}$	16800	$\nu_{lt,xz}$	0,59
$E_{t(z),mean}$	470	$\nu_{lr,xy}$	0,43
$E_{r(y),mean}$	470	$\nu_{rt,yz}$	0,53
$G_{lt(xz),mean}$	760	$\nu_{tr,zy}$	0,53
$G_{lr(xy),mean}$	850	$\nu_{tl,zx}$	0,017
$G_{tr(zy),mean}$	281	$\nu_{rl,yx}$	0,012

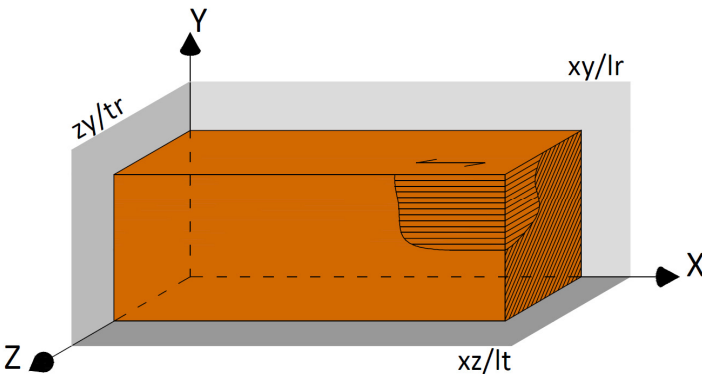


Bild A 8: Definition des Koordinatensystems für die Steifigkeitskennwerte von Buchen-FSH.

Konvergenzanalyse und Überprüfung des numerischen Modells für faserparallel eingeklebte Gewindestangen

Das Ergebnis der Konvergenzanalyse ist in Tabelle A 56 dargestellt. Auf Grundlage der Ergebnisse wird eine Elementlänge von 1 mm gewählt. Dabei wird das Netz im Bereich der Klebefuge nochmals auf 0,33 mm verfeinert. Dies stellt den besten Kompromiss zwischen Rechenzeit und der Genauigkeit der Ergebnisse dar.

Tabelle A 56: Ergebnis der Konvergenzanalyse am Beispiel einer Verbindung mit einer Gewindestange $d = 16 \text{ mm}$, $\lambda = 10$, $\alpha = 0^\circ$, $a_{2,c} = 1,75 \cdot d$ und $F = 100 \text{ kN}$.

Variante	Elementgröße [mm]	τ_{\max} [N/mm ²]
1	3	17,8
2	1	18,8
3 ¹	1 / 0,33	20,0
4	0,33	19,7
5	0,15	20,1
6 ²	0,05	20,4

¹im Bereich der der Klebefuge verfeinert auf 0,33 mm

²wird als genaueste Lösung betrachtet

Zur Überprüfung des numerischen Modells dienen die aus den Versuchsergebnissen berechneten mittleren Verschiebungsmoduln K . Die in den Versuchen gewählten Messpunkte nach Bild A 4 im Anhang zu Abschnitt 5 werden auf das Finite-Elemente-Modell entsprechend übertragen und der Verschiebungsmodul K_{FE} auf Grundlage der erhaltenen Relativverformung ermittelt. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse können für ausgewählte Verbindungen Tabelle A 57 entnommen werden.

Tabelle A 57: Gegenüberstellung der experimentell ermittelten mittleren Verschiebungsmodule K_{mean} mit den Verschiebungsmodulen der Finite-Elemente-Berechnung K_{FE} .

Reihe	d [mm]	L_{ad} [mm]	K_{mean} [kN/mm]	K_{FE} [kN/mm]	K_{FE}/K_{mean} [-]
E4-12	16	12·d	211	247	1,17
E4-15	16	15·d	234	258	1,10
E5.2-8	12	8·d	127	129	1,02
E5.2	12	10·d	131	137	1,05
E5.2-12	12	12·d	125	144	1,15

Im direkten Vergleich ergeben sich innerhalb des numerischen Modells um bis zu 17 % größere Steifigkeitskennwerte gegenüber den betrachteten experimentell bestimmten Werten. Die Abweichungen ergeben sich aufgrund der nicht berücksichtigten möglichen Materialfehlern und Steifigkeitsschwankungen im Holz und innerhalb der Klebefuge (bspw. aufgrund von Fehlverklebung).

Um dies zu berücksichtigen wird von Lartigau et al. [43] der Vergleich des 95 %-Quantils der experimentell ermittelten Verschiebungsmoduln mit den Ergebnissen aus der Finite-Elemente-Berechnung vorgeschlagen. Aufgrund der geringen Prüfkörperanzahl je Versuchsreihe ist das 95 %-Quantil in diesem Fall nicht aussagekräftig. Eine Abweichung der Steifigkeitskennwerte von 2 % bis 17 % wird daher als eine ausreichend genaue Abbildung der Prüfkörper und der Materialeigenschaften durch das gewählte Finite-Elemente-Modell angesehen.

Konvergenzanalyse und Überprüfung des numerischen Modells für unter einem Winkel zur Faser eingeklebte Gewindestangen

Das Ergebnis der Konvergenzanalyse ist in Tabelle A 58 dargestellt. Dabei wird sich auf eine Verfeinerung im Bereich der Klebefuge beschränkt und eine Elementgröße von 1 mm gewählt.

Tabelle A 58: Ergebnis der Konvergenzanalyse am Beispiel einer Verbindung mit einer eingeklebten Gewindestange $d = 12 \text{ mm}$, $\lambda = 10$, $\alpha = 90^\circ$ und $F = 91 \text{ kN}$.

Variante	Elementgröße [mm]	τ_{\max} [N/mm ²]
1	2	18,8
2	1	20,4
3	0,5	20,9
4	0,25	21,2
5*	0,2	21,2

*eine weitere Verfeinerung war nicht möglich, da die maximal zur Verfügung stehende Elementanzahl ausgeschöpft war

Zur Überprüfung des numerischen Modells dienen wiederum die aus den Versuchsergebnissen berechneten mittleren Verschiebungsmoduln K_{mean} . Da im numerischen Modell auf eine Verlängerung der Gewindestange über den Holzquerschnitt hinaus verzichtet wird (vgl. Bild 5-30), erfolgt eine Korrektur der ermittelte Verschiebungsmoduln um die frei Dehnung der Gewindestange ($K_{\text{mean,korr}}$).

Die in den Versuchen gewählten Messpunkte nach Tabelle A 45 werden auf das Finite-Elemente-Modell entsprechend übertragen und der Verschiebungsmodul K_{FE} auf Grundlage der erhaltenen Relativverformung ermittelt. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse können für die betrachteten Verbindungen der Tabelle A 59 entnommen werden.

Tabelle A 59: Gegenüberstellung der experimentell bestimmten mittleren Verschiebungsmoduln K_{mean} mit den Verschiebungsmodulen der Finite-Elemente-Berechnung K_{FE} .

Reihe	d [mm]	α [°]	$K_{\text{mean,korr}}$ [kN/mm]	K_{FE} [kN/mm]	$K_{\text{FE}}/K_{\text{mean}}$ [-]
E45.1	12	45	133	166	1,25
E90.1	12	90	119	143	1,20
E90.2	12	90	100	138	1,38
E90.5	16	90	134	151	1,13

Im Vergleich zu faserparallel eingeklebten Gewindestangen ergeben sich für die betrachteten Versuchsreihen um bis zu 38 % größere Steifigkeiten im numerischen Modell. Neben den nicht berücksichtigen Materialfehlern und Steifigkeitsschwankungen können sich ebenfalls die unbekanntenen Querdehnzahlen für Buchen-FSH, aufgrund der dreidimensionalen Modellierung, auf die Ergebnisse auswirken. Eine Variation der Querdehnzahlen von Buchen-FSH ν_{FSH} ergab allerdings nur eine Differenz von 1 % zwischen dem maximalen und minimalen Steifigkeitskennwert K_{FE} , vgl. Bild A 9.

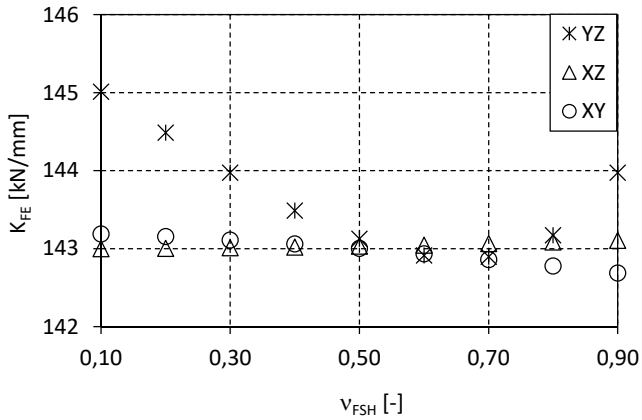


Bild A 9: Auswirkung der Querdehnzahl auf den Verschiebungsmodul K_{FE} bei einer Verbindung E90.1 entsprechend.

Der Einfluss ist damit als gering zu bewerten. Auswirkungen auf den Spannungsverlauf waren nicht festzustellen und werden daher nicht weiter diskutiert. Die Differenz zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen wird daher akzeptiert.

Herleitung des bilinearen Verlaufs der Klebfugenfestigkeit

Bilinearer Verlauf der Klebfugenfestigkeit gemäß EC 5/NA:

$$f_{k1,k} = \begin{cases} 4,0 & L_{ad} \leq 250\text{mm} \\ 5,25 - 0,005 \cdot L_{ad} & 250\text{mm} < L_{ad} \leq 500\text{mm} \\ 3,5 - 0,0015 \cdot L_{ad} & 500\text{mm} < L_{ad} \leq 1000\text{mm} \end{cases}$$

Ermittlung der Verhältniszerte an den Stützstellen $L_{ad} = 250$ mm und $L_{ad} = 500$ mm:

$$\left. \begin{array}{l} f_{k1,k,250} = 4,0 \\ f_{k1,k,500} = 2,75 \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{4,0}{2,75} = 1,45$$

$$\left. \begin{array}{l} f_{k1,k,500} = 2,75 \\ f_{k1,k,1000} = 2,0 \end{array} \right\} \Rightarrow \frac{2,75}{2,0} = 1,375$$

Übertrag der Verhältniszerte auf die Klebfugenfestigkeit für Buchen-FSH

$$f_{k1,k} = 9,74 \text{ N/mm}^2:$$

$$f_{k1,k,500} = \frac{9,74}{1,45} = 6,72$$

$$f_{k1,k,1000} = \frac{6,72}{1,375} = 4,89$$

Bereich $250\text{mm} < L_{ad} \leq 500\text{mm}$:

$$\left. \begin{array}{l} 9,74 = x_1 - x_2 \cdot 250 \\ 6,72 = x_1 - x_2 \cdot 500 \end{array} \right\} x_1 = 12,8 \text{ u. } x_2 = 0,012$$

$$\Rightarrow f_{k1,k} = 12,8 - 0,012 \cdot L_{ad}$$

Bereich $500\text{mm} < L_{ad} \leq 1000\text{mm}$:

$$\left. \begin{aligned} 6,72 &= x_3 - x_4 \cdot 500 \\ 4,89 &= x_3 - x_4 \cdot 1000 \end{aligned} \right\} x_3 = 8,55 \text{ u. } x_4 = 0,00366$$

$$\Rightarrow f_{k1,k} = 8,55 - 0,0037 \cdot L_{ad}$$

Ergebnis:

$$f_{k1,k} = \begin{cases} 9,74 & L_{ad} \leq 250\text{mm} \\ 12,8 - 0,012 \cdot L_{ad} & 250\text{mm} < L_{ad} \leq 500\text{mm} \\ 8,55 - 0,0037 \cdot L_{ad} & 500\text{mm} < L_{ad} \leq 1000\text{mm} \end{cases}$$

In Bild A 10 sind der Verlauf der charakteristischen Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ und der daraus resultierende Verlauf der charakteristischen Klebfugentragfähigkeit $F_{k1,k}$ für $d = 12\text{ mm}$ über die Einklebelänge dargestellt.

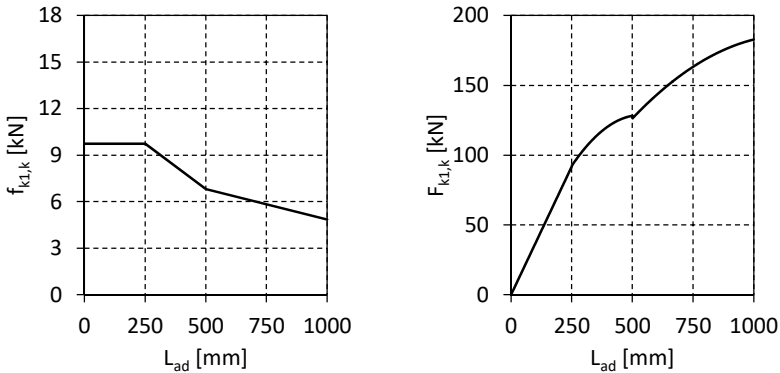


Bild A 10: Verlauf der charakteristischen Klebfugenfestigkeit $f_{k1,k}$ und Klebfugentragfähigkeit $F_{k1,k}$ (mit $d = 12\text{ mm}$) über die Einklebelänge.

Tabelle A 60: Charakteristische Klebfugenfestigkeiten $f_{k1,k}$ je untersuchter Einklebelänge L_{ad} .

d	L_{ad}	λ	λ_d	$f_{k1,k}$	n
[mm]	[mm]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[-]
12	96	8	6	13,3	13
12	120	10	7,5	12,8	16
12	144	12	9	13,3	10
16	128	8	6,4	11,8	10
16	160	10	8	11,2	20
16	192	12	9,6	11,3	10
16	240	15	12	11,9	5
20	200	10	8,33	9,74	20

Anhang zu Abschnitt 6

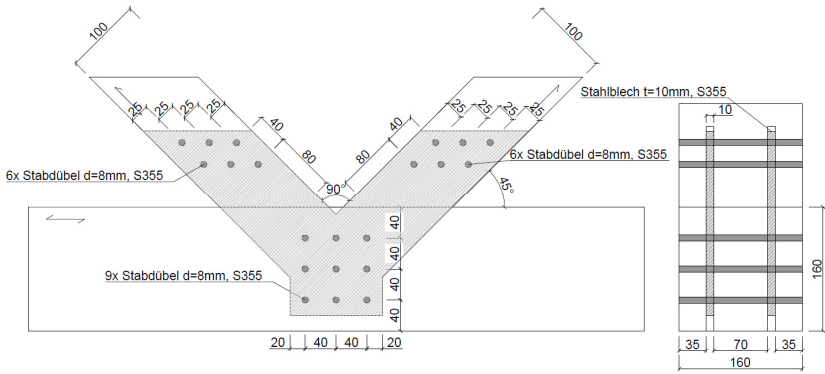


Bild A 11: Knotendetail Träger Ref, Maße in mm (Trägerbreite B = 160 mm).

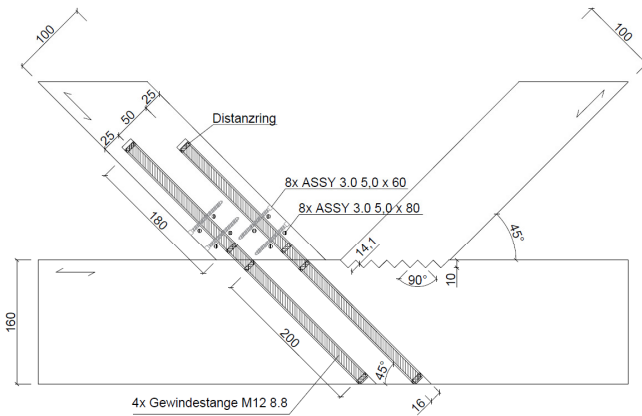


Bild A 12: Knotendetail Träger Gewi_ref, Maße in mm (Trägerbreite B = 160 mm).

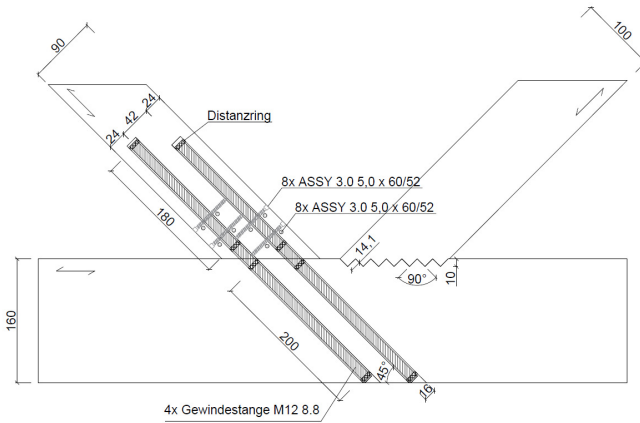


Bild A 13: Knotendetail Träger Gewi_opt, Maße in mm (Trägerbreite B = 120 mm).

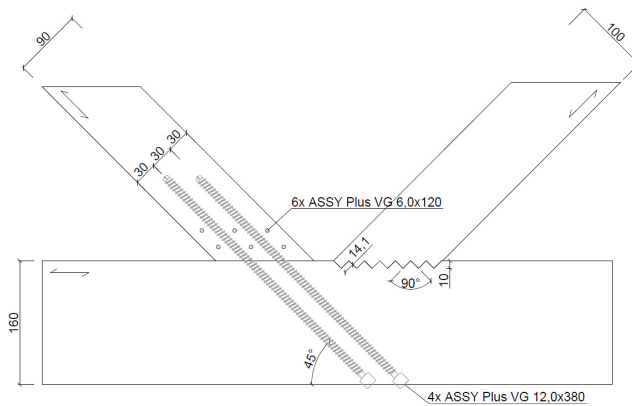


Bild A 14: Knotendetail Träger VG-1, Maße in mm (Trägerbreite B = 120 mm).

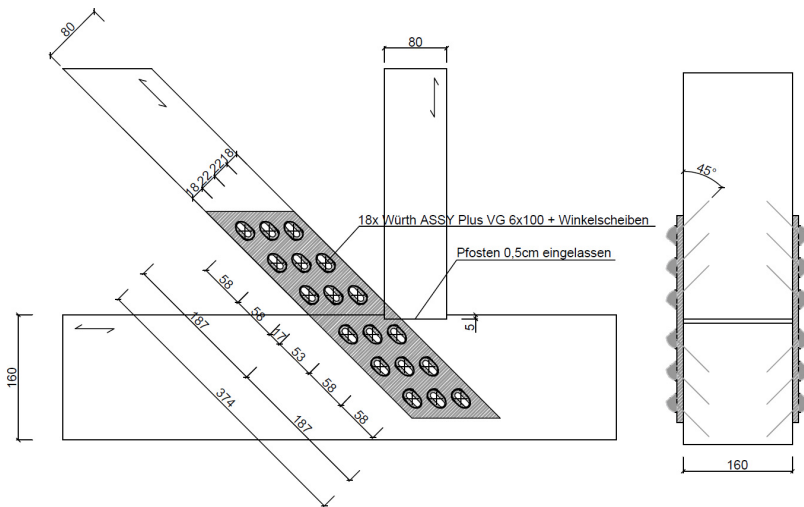


Bild A 15: Knotendetail Träger VG-2, Maße in mm (Trägerbreite B = 160 mm).

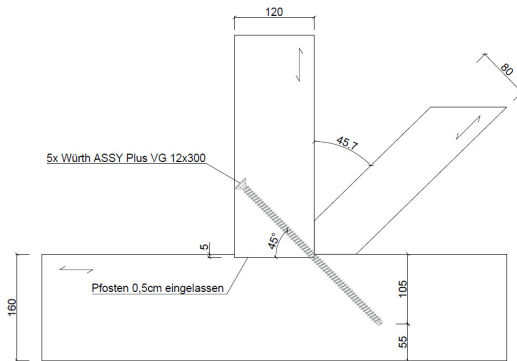


Bild A 16: Knotendetail Träger VG-3, Maße in mm (Trägerbreite B = 200 mm).

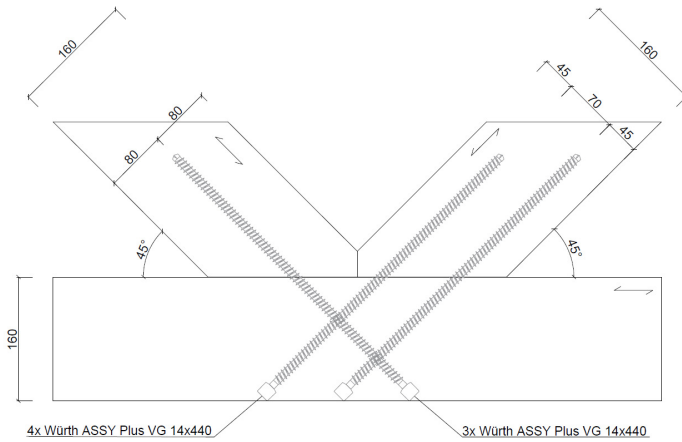


Bild A 17: Knotendetail Träger VG-4, Maße in mm (Trägerbreite B = 160 mm).

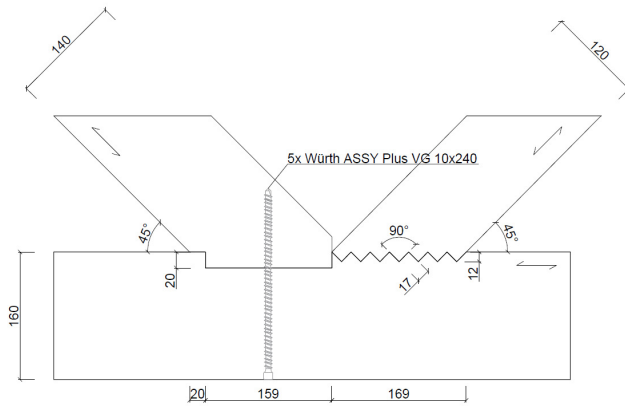


Bild A 18: Knotendetail Träger VG-5, Maße in mm (Trägerbreite B = 160 mm)

Anhang zu Abschnitt 7

Knotenpunktgeometrie

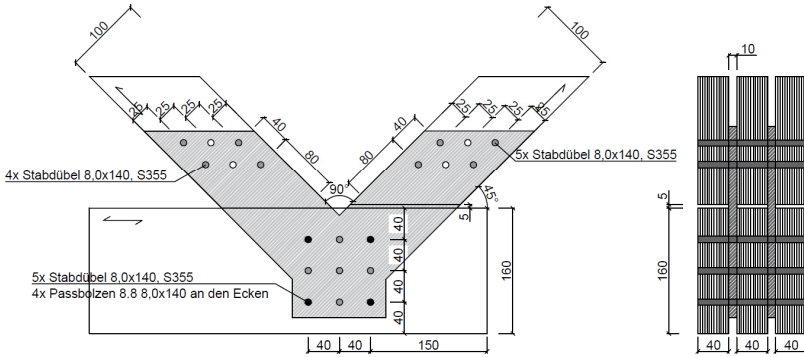


Bild A 19: Knotendetail Versuchsreihe STD-S und STD-Q, Maße in mm.

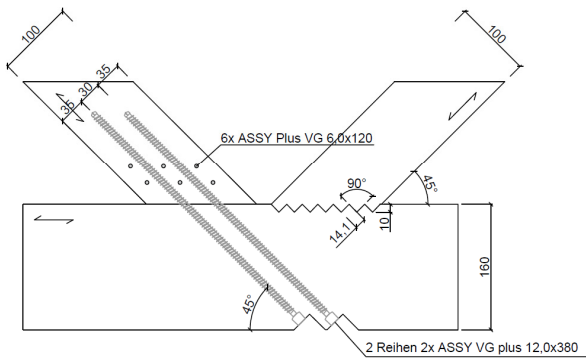


Bild A 20: Knotendetail Versuchsreihe TR-1, Maße in mm (Trägerbreite B = 120 mm).

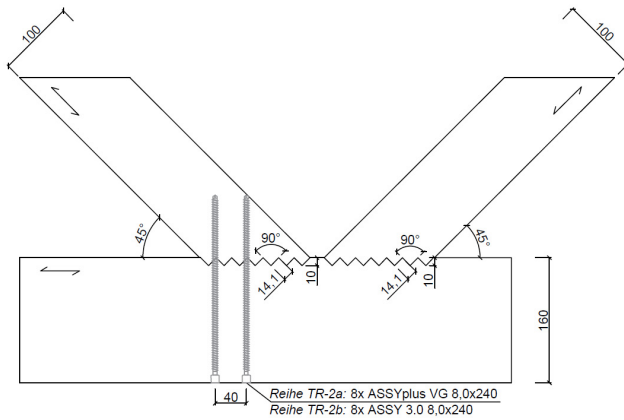


Bild A 21: Knotendetail Versuchsreihe TR-2, Maße in mm (Trägerbreite B = 120 mm).

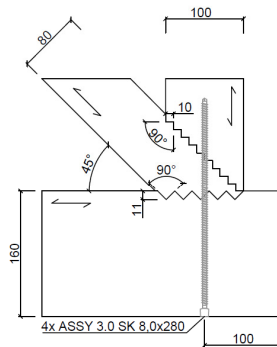


Bild A 22: Knotendetail Versuchsreihe TR-2, Maße in mm (Trägerbreite B = 120 mm).

Grundlage der numerischen Untersuchungen

Grundlage für die als Balkenelement idealisierten Vollgewindeschrauben dienen die aus den Fachwerkversuchen ermittelten Steifigkeitseigenschaften K im Knotenpunktbereich. Der zur Modellierung benötigte Elastizitätsmodul kann somit berechnet durch die Bedingung:

$$K_1 = \frac{E \cdot A}{L_0} \rightarrow E = \frac{K_1 \cdot L_0}{A}$$

Mit:

L_0 Messlänge zwischen Gurt und Strebe

A Fläche Verbindungsmittel

K_1 Steifigkeitskennwert einer Schraube

Die in den Versuchen ermittelten Steifigkeitskennwerte K zwischen 10 % und 40 % der Höchstlast können Tabelle A 61 entnommen werden.

Tabelle A 61: Aus den Trägerversuchen ermittelte Steifigkeitskennwerte K aller vorhandener Zuganschlüsse Z1 bis Z4

Prüfkörper	Z1 [kN/mm]	Z2 [kN/mm]	Z3 [kN/mm]	Z4 [kN/mm]
VG-1.1	138	121	115	99,0
VG-1.2	129	140	115	136
			\bar{x}	124
			K_{95}	139

Entsprechend den numerischen Untersuchungen in Abschnitt 5 wird zur Implementierung das 95 %-Quantil der ermittelten Steifigkeitskennwerte K_{95} verwendet. Da infolge der zweidimensionalen Modellierung nur zwei Balkenelemente je Verbindung vorhanden sind, obwohl vier Schrauben je Verbindung vorhanden sind muss dies durch die Verdopplung des Elastizitätsmoduls des Balkenelements berücksichtigt werden. Der Elastizitätsmodul ergibt sich damit zu:

$$E = \frac{K_{95} \cdot L_0}{n_s \cdot A} = \frac{139 \cdot 10^3 \cdot 190}{2 \cdot 113} = 116858 \text{ N/mm}^2$$

Weiterhin wird die Querdehnzahl ν zur Definition des Balkenelementes benötigt. Da es sich dabei um Bauteile aus Stahl handelt wird diese entsprechend zu $\nu = 0,3$ gewählt.