

KARLSRUHER BERICHTE ZUM INGENIEURHOLZBAU

42

Sebastian Egner

**ROTATIONSSTEIFIGKEIT
VON FACHWERKKNOTEN MIT
GENEIGT EINGEBRACHTEN
HOLZSCHRAUBEN**

Sebastian Egner

Rotationssteifigkeit von Fachwerkknoten mit geneigt eingebrachten Holzschrauben

BAND 42

Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau

Herausgeber
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Holzbau und Baukonstruktion
Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch

Rotationssteifigkeit von Fachwerk- knoten mit geneigt eingebrachten Holzschrauben

von
Sebastian Egner

Karlsruher Institut für Technologie
Holzbau und Baukonstruktion

Rotationssteifigkeit von Fachwerkknoten
mit geneigt eingebrachten Holzschrauben

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr. -Ing.) von der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) genehmigte Dissertation

von Sebastian Egner, M.Sc.

Tag der mündlichen Prüfung: 2. Juni 2025
Referent: PD Dr.-Ing. Matthias Frese
Korreferent: Prof. Dr. Andrea Frangi

Impressum



Scientific
Publishing

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark
of Karlsruhe Institute of Technology.
Reprint using the book cover is not allowed.

www.bibliothek.kit.edu/ksp.php | E-Mail: info@ksp.kit.edu | Shop: www.ksp.kit.edu



This document – excluding parts marked otherwise, the cover, pictures and graphs – is licensed under a Creative Commons Attribution-Share Alike 4.0 International License (CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.en>



The cover page is licensed under a Creative Commons Attribution-No Derivatives 4.0 International License (CC BY-ND 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-nd/4.0/deed.en>

Print on Demand 2026 – Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 2511-6312

ISBN 978-3-7315-1458-9

DOI 10.5445/KSP/1000185400

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand im Zuge meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine am Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Grundlage dieser Arbeit bilden Untersuchungen im Rahmen des Projekts „FaNaBu – Fachwerkträger aus Nadel- und Buchenholz“, welches durch das Bundesministerium für Ernährung und Landwirtschaft (BMEL) über die Fachagentur Nachwachsende Rohstoffe (FNR) als Projektträger gefördert wurde.

Mein besonderer Dank gilt Herrn PD Dr.-Ing. Matthias Frese für die exzellente fachliche Betreuung und die Übernahme des Hauptreferats.

Herrn Prof. Dr. Andrea Frangi danke ich für die Übernahme des Korreferats und sein Interesse an dieser Arbeit.

Ebenso möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch und Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Bläß für die stetige Bereitschaft zum fachlichen Austausch sowie die freizügige Nutzung der Infrastruktur der Versuchsanstalt herzlich danken.

Ein besonderer Dank gilt auch Herrn Herbert Duttlinger und Benedikt Ganter, Fa. Holzbau Bruno Kaiser GmbH, Bernau im Schwarzwald, für die wertvolle Zusammenarbeit im Rahmen des Forschungsprojekts und die Anfertigung zahlreicher Prüfkörper.

Mein Dank richtet sich auch an meine Kolleginnen und Kollegen des Karl-Möhler-Holzbauabors für ihr großes Engagement bei der Vorbereitung und Durchführung der Versuche.

Den Kolleginnen und Kollegen des Lehrstuhls für Holzbau und Baukonstruktion danke ich für die zahlreichen fachlichen und persönlichen Anregungen, die diese Arbeit bereichert haben.

Ein weiterer Dank gilt Steve Damy, Eva Baldauf, Ronja Loreck, Pieter Zeelenberg, Lukas Zimmermann, Fabian Lang, Leonie Parotat, Jan Schädlich, William Heers, Carla Meiertoberend und Jonas Frohnhöfer für die gewissenhafte Durchführung und Dokumentation der Versuche im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten und hilfswissenschaftlichen Tätigkeiten am Lehrstuhl.

Abschließend möchte ich meiner ganzen Familie, meiner Partnerin Barbara und meinen Freunden für ihren stetigen Zuspruch und ihre beständige Motivation herzlich danken.

Kurzfassung

Moderne Voll- und Teilgewindeschrauben haben den Ingenieurholzbau in den letzten zwei Jahrzehnten geprägt. Sie ermöglichen die einfache Herstellung hochtragfähiger und robuster Verbindungen. Durch das geneigte Einbringen der Schrauben können diese axial beansprucht werden, was die Übertragung höherer Lasten gegenüber lateral beanspruchten Verbindungsmitteln erlaubt. Darüber hinaus zeichnen sich solche Verbindungen durch eine wesentlich höhere Steifigkeit aus, als klassische Verbindungen mit lateral beanspruchten, stiftförmigen Verbindungsmitteln.

Holzbauschrauben sind daher ideale Verbindungsmittel für die Konstruktion von Fachwerkträgern. Dennoch bestehen in diesem Bereich weiterhin Wissenslücken, die im Rahmen dieser Arbeit geschlossen werden sollen. Während die axiale und laterale Steifigkeit von Holzbauschrauben bereits umfangreich untersucht ist und die translatorische Steifigkeit einer Verbindung mit solchen Schrauben rechnerisch bestimmt werden kann, blieb die rotatorische Steifigkeit weitgehend unerforscht. Diese ist jedoch von zentraler Bedeutung, um planmäßige und unplanmäßige Nebenspannungen sowie die Verformung von Verbindungen und Tragwerken zuverlässig berechnen zu können.

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Untersuchung der Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben. Zunächst erfolgt eine ganzheitliche Betrachtung, die vom Gesamttragwerk bis hin zu den einzelnen Schrauben reicht, um die maßgebenden Parameter zu ermitteln. Aspekte wie Schraubentyp, Querdruck in den Bauteilen, Belastungsreihenfolge, aber auch Systemeffekte wie die flächige Reibung zwischen den Bauteilen werden betrachtet. Anschließend wird die Rotationssteifigkeit der Verbindungen experimentell ermittelt. Hierfür wurde ein neuartiger, biaxialer Prüfaufbau entwickelt, der es ermöglicht, Normalkräfte und Biegemomente unabhängig voneinander auf eine Verbindung aufzubringen. Dieser Prüfaufbau wurde zunächst hinsichtlich der Präzision und Reproduzierbarkeit der Versuche validiert. Anschließend wurden die zuvor identifizierten Parameter experimentell untersucht.

Die gewonnenen Versuchsergebnisse dienen als Grundlage für die Entwicklung eines praxisnahen Berechnungsansatzes. Mithilfe analytischer und statistischer Methoden werden verschiedene Ansätze diskutiert und miteinander verglichen. Der abschließende Berechnungsansatz ermöglicht eine hinreichend genaue Abschätzung der Rotationssteifigkeiten und kann direkt in bestehende oder zukünftige Normenwerke integriert werden, wodurch eine unmittelbare Anwendung in der Baupraxis gewährleistet ist.

Abstract

Modern self-tapping screws have revolutionized timber engineering over the past two decades. They provide a simple method to realize high load-bearing and robust connections. By inserting screws at an angled orientation, they can be subjected to axial forces, which allows even higher loads to be transferred. In addition, such connections are characterized by a significantly higher stiffness compared to traditional connections with laterally loaded, dowel-type fasteners.

Therefore, timber screws are ideal fasteners for the construction of truss structures. Nevertheless, there are still knowledge gaps in this field, which should be closed within the scope of this work. While the axial and lateral stiffness of timber screws has already been well investigated and the translational stiffness of a connection with such screws can be determined by calculation, the rotational stiffness remains largely unexplored. Due to the presence of unplanned secondary stresses and deformations inside the connection, it is of central importance to elaborate reliable calculation methods.

The following thesis is dedicated to the investigation of the rotational stiffness of connections with inclined fully and partially threaded screws. As a first step, analytical considerations are carried out, that range from the overall structure to the individual screws. This is a necessary step to determine decisive parameters for further investigations. Aspects such as screw type, load perpendicular to the shear plane, load sequence, but also system effects, such as the areal friction between the components, are considered.

The rotational stiffness of the connection is then determined experimentally. For this purpose, a new type of biaxial test setup was developed. With this new test setup, it is now possible to apply normal forces and bending moments to a connection independently of each other. This method was first validated regarding its accuracy and reproducibility. The previously identified parameters were then investigated experimentally.

The obtained test results serve as foundation for the development of a practical calculation approach. Throughout this thesis, different approaches are discussed and compared using analytical and statistical methods. The final calculation approach enables a sufficiently accurate estimation of the rotational stiffness. It can be directly integrated into existing or future standards, and in consequence ensures the direct application into engineering and construction practice.

Inhalt

Vorwort	I
Kurzfassung	III
Abstract	V
Abkürzungs- und Symbolverzeichnis	XI
1 Motivation	1
1.1 Einführung	1
1.2 Ziel der Arbeit	4
1.3 Relevanz der Verbindungssteifigkeiten für Fachwerkträger	8
2 Steifigkeit von Verbindungen mit Holzschrauben	13
2.1 Geometrische und mechanische Definitionen	14
2.2 Normative Regelungen	17
2.2.1 Steifigkeitsermittlung nach Prüfnorm EN 26891:1991-07	17
2.2.2 Verbindungsmittelsteifigkeit nach EN 1995-1-1:2010-12	18
2.2.3 Verbindungsmittelsteifigkeit nach SIA 265:2012	19
2.2.4 Verbindungsmittelsteifigkeit nach prEN 1995-1-1	20
2.3 Laterale Steifigkeit	21
2.3.1 Ermittlung der Steifigkeit über den Bettungsmodul	22
2.3.2 Laterale Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln	23
2.4 Axiale Steifigkeit	24
2.4.1 Ermittlung axialer Steifigkeiten durch Kevarinmäki	24

2.4.2	Berechnungsansatz nach Bejtka	26
2.4.3	Berechnungsansatz in der Zulassung von SFS-Schrauben	27
2.4.4	Berechnungsansätze nach Blaß und Steige	28
2.4.5	Berechnungsansätze nach Ringhofer et al.	30
2.4.6	Weitere Berechnungsansätze für die axiale Steifigkeit	31
2.5	Interaktion zwischen lateraler und axialer Steifigkeit	32
2.5.1	Kombination von axialer und lateraler Belastung	33
2.5.2	Berechnungsansatz nach Tomasi et al.	33
2.5.3	Berechnungsansatz nach De Santis und Fragiaco	34
2.5.4	Zug rechtwinklig zur Scherfuge	36
2.6	Rotationssteifigkeit	38
2.6.1	Biegestarre Verbindungen	38
2.6.2	Biegesteife Stabdübelverbindungen und Stabdübelkreis	39
2.6.3	Nichtlinearer Ansatz nach Noguchi und Komatsu	42
3	Einflussfaktoren auf die Rotationssteifigkeit	43
3.1	Material	45
3.1.1	Schubfeld und Biegung zwischen den Verbindungsmitteln	45
3.1.2	Bauteilkontakt in der Scherfuge und Reibung	46
3.2	Verbindungsmittel	47
3.2.1	Verbindungsmittelsteifigkeit	47
3.2.2	Verbindungsmittelart	47
3.3	Experimentelle Prüfung	49
3.3.1	Verdrehwinkel und Messbereich	50
3.3.2	Lastrichtung	50
3.3.3	Lastwechsel und Lastumkehr	51
3.4	Belastungsverfahren und Vorspannung	52
3.5	Einflussfaktoren aus dem Prüfaufbau	54
4	Experimentelle Untersuchungen	55
4.1	Verschiebungsmodul selbstbohrender Schrauben	56
4.1.1	Material	59

4.1.2	Versuchsaufbau	61
4.1.3	Beobachtung	62
4.1.4	Auswertung	63
4.1.5	Diskussion der Ergebnisse	66
4.2	Ermittlung von Reibungskoeffizienten	68
4.2.1	Material und Methode	69
4.2.2	Versuchsumfang	71
4.2.3	Beobachtung	72
4.2.4	Auswertung	79
4.3	Zugscherversuche	82
4.3.1	Material und Methode	83
4.3.2	Beobachtung	85
4.3.3	Auswertung	87
4.3.4	Fazit	91
4.4	Rotationsversuche	92
4.4.1	Entwicklung eines neuen Prüfkonzpts	92
4.4.2	Vorüberlegungen	93
4.4.3	Prüfaufbau	96
4.4.4	Einfluss des Prüfaufbaus auf die Versuchsergebnisse	99
4.4.5	Hauptversuche	108
4.4.6	Beobachtungen	113
5	Quantifizierung der Rotationssteifigkeit	127
5.1	Analyse und Auswahl von Berechnungsmodellen	128
5.2	Einfluss der Belastungsreihenfolge	132
5.3	Spannungsverteilung unter geneigten Schrauben	135
5.4	Diskussion der Berechnungsmodelle	137
5.4.1	Stand der Technik und Normung	138
5.4.2	Berücksichtigung einer angepassten axialen Steifigkeit	142
5.4.3	Direkte Berücksichtigung der projizierten axialen Steifigkeit	147
5.4.4	Kombinationen von axialer und lateraler Steifigkeit	149
5.4.5	Entwürfe für die normative Neufassung	153

5.5	Geometrie und Richtungsabhängigkeit der Verbindungsmittelsteifigkeit	156
5.6	Vergleich mit translatorischen Steifigkeiten	160
5.7	Statistische Untersuchung - Regressionsanalyse	163
5.8	Auswirkungen der Rotationssteifigkeiten auf Verbindungen und Bauteile	167
5.8.1	Einfluss auf die Zugdiagonale	167
5.8.2	Einfluss auf die Verbindungsmittel.....	168
5.8.3	Weiterführende Überlegungen zur Verbindungsmittelbelastung	170
5.9	Empfehlungen für ein Rechenmodell	171
6	Zusammenfassung und Fazit.....	173
6.1	Empfehlungen für die Praxis	174
6.2	Offene Fragen	175
7	Literaturverzeichnis.....	177
Anhang A		181
Anhang B		199
Anhang C		207
Anhang D		213
Anhang E		215
Anhang F		249
Anhang G		253

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

Lateinische Buchstaben

A	Fläche
a	Abstand
b	Breite
BSH	Brettschichtholz
Bu	Buche
c_h	Elastischer Bettungsmodul
COV	Variationskoeffizient
d	Nenndurchmesser = Außendurchmesser
d_1	Gewindekerndurchmesser
d_s	Schaftdurchmesser
E	Elastizitätsmodul
e	Hebel / Ausmitte
F	Kraft
F_{est}	Schätzlast
f_h	Lochleibungsfestigkeit
F_{Max}	Höchstlast
F_N	Normalkraft in der Reibfläche
$F_{pull,k}$	Char. Zugkraft bei Kopfdurchziehen
$F_{Q,zul,\mu}$	Grenzgleitkraft
F_R	Schubkraft in der Reibfläche
F_V	Querkraft
$F_{v,roll}$	Rollschubfestigkeit
G	Schubmodul / Gewichtskraft

H	Höhe
I	Flächenträgheitsmoment
I_p	Polares Trägheitsmoment
K	Verschiebungsmodul (analytisch)
K_{90}	Verschiebungsmodul bei einer Verbindung mit Kraft-Scherfugen-Winkel 90°
K_{ax}	Verschiebungsmodul in axialer Richtung
k_i	Anfangsverschiebungsmodul (experimentell)
k_k	Steifigkeitsverhältnis
K_{lat}	Verschiebungsmodul in lateraler Richtung
K_R	Rotationssteifigkeit
k_s	Verschiebungsmodul (experimentell)
$K_{s,ax}$	Verschiebungsmodul in Projektionsrichtung der Achse in der Scherfläche
K_{ser}	Verschiebungsmodul in Lastrichtung
K_T	Torsionssteifigkeit
K_u	Verschiebungsmodul für Nachweis
l	Länge
l_{ef}	Einbindelänge des Gewindes
LVL	Furnierschichtholz
M	Moment
$M_{Q,zul,\mu}$	Grenzgleitmoment
N	Normalkraft
n	Anzahl
Na	Nadelholz
PP	Polypropylen
r	Radius
R^2	Bestimmtheitsmaß
SLS	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
t	Dicke

TGS	Teilgewindeschraube
TKS	Tellerkopfscheibe
ULS	Grenzzustand der Tragfähigkeit
V	Querkraft
v	Geschwindigkeit
VGS	Vollgewindeschraube
VIF	Varianzinflationsfaktor
w	Durchbiegung / Verformung
WS	Winkelscheibe
x	Abstand (i.d.R. in Faserrichtung)
y	Abstand (i.d.R. quer zur Faserrichtung)

Griechische Buchstaben

α	Kraft-Faser-Winkel
γ	Kraft-Achs-Winkel
γ_m	Teilsicherheitsbeiwert Material
δ	Achs-Scherfugen-Winkel
ε	Achs-Faser-Winkel
μ	Reibungskoeffizient allgemein auch Gleitreibung [-]
μ_0	Reibungskoeffizient Haftreibung [-]
v	Verschiebung
ρ	Rohdichte
σ	Spannung
φ	Verdrehwinkel

Indizes

0	In Faserrichtung
90	Quer zur Faserrichtung
ax	Axial
c	Druck / druckbeansprucht
cal	Rechnerisch
ef	Effektiv
EG	Eigengewicht
i	Teil i
k	Charakteristisch
lat	Lateral
m	Mittelwert (Literatur)
mean	Mittelwert (aus Versuchen)
mod	Modifiziert
Pre	Vorlast
r	Rotatorisch
ser	In Lastrichtung
t	Translatorisch
tot	Gesamt
zul	Zulässig

1 Motivation

Ressourceneffizienz ist ein zentrales Thema unserer Zeit. Insbesondere die Bauindustrie hat großen Anteil am Ressourcenverbrauch und entsprechend Potenziale diese einzusparen, Abfälle zu vermeiden und den Bedarf von sogenannter grauer Energie bei der Erstellung von Bauwerken zu reduzieren. Einen großen Vorteil bietet der Einsatz nachhaltiger Materialien wie beispielsweise des Holzes. Jedoch sind wir auch bei der Nutzung solcher Materialien zur Effizienz und Einsparung angehalten. Die Nutzung von Holz in Form von Fachwerkträgern ermöglicht eine besonders materialsparende Bauweise, bei der der Werkstoff Holz optimal genutzt werden kann. Dank der zunehmenden Automatisierung von Fertigungsprozessen wie etwa durch CNC-Abbund können diese Strukturen mit höchster Präzision hergestellt werden. Der Umbau der Forstwirtschaft bringt darüber hinaus neue Herausforderungen mit sich. Eine stärkere Nutzung von Laubholz anstelle von Nadelholz ist eine der Herausforderungen, in der jedoch auch eine Chance zu sehen ist. Neue Materialien und Holzwerkstoffe wie beispielsweise Buchenfurnierschichtholz (Bu-LVL) ermöglichen auch Innovationen bei alt-hergebrachten Bauweisen.

1.1 Einführung



Abbildung 1: Fachwerkträger mit außenliegenden Zuglaschen auf dem Abbundtisch

Fachwerkkonstruktionen sind Tragsysteme, deren einzelne Systemkomponenten sich an die primär wirkenden Beanspruchungen anpassen lassen. Die verwendeten Materialien lassen sich dort konzentrieren, wo sie zum Lastabtrag benötigt werden und ungünstige Belastungen

können konstruktiv umgangen werden. Gegenüber Vollwandträgern lässt sich somit ein großer Anteil an Material einsparen, der dort herstellungsbedingt erforderlich ist, jedoch kaum Beanspruchung erfährt. Der Materialeinsparung steht allerdings auch ein größerer Fertigungsaufwand gegenüber, weshalb Fachwerkträger erst bei längeren Spannweiten wirtschaftlich attraktiv werden. Geschlossene oder zumindest überdachte Bauwerke in Holzbauweise wie beispielsweise Messehallen, stützenfreie Industriehallen, Arenen, Hangars und Brücken sind die vorherrschenden Anwendungsfälle. Durch die Vorfertigung von transportablen Segmenten und den Zusammenbau am Aufstellort sind zudem auch wesentlich größere Spannweiten realisierbar als mit Vollwandträgern. Primäres Augenmerk ist auf die Anschlüsse und Verbindungen der Fachwerkträger zu legen. Beispielsweise sind die Querschnittsdimensionen des in Abbildung 1 dargestellten Fachwerkträgers fast ausschließlich von den Anschlusspunkten abhängig. Die Bruttoquerschnitte werden trotz optimierter Verbindungen nur zu 20 % bis 80 % ausgenutzt. Verschiedene Lösungen zur Knotenausbildung und Übertragung der Lasten wurden für unterschiedliche Anwendungsfälle entwickelt. Die einfachste Verbindung ist die Kontaktverbindung bei druckbeanspruchten Bauteilen. Sie vereint große Tragfähigkeit und Steifigkeit mit einer einfachen Herstellung. Entsprechende Verbindungen können als Stumpfstoße mit zusätzlicher Lagesicherung oder beispielsweise als Versatz hergestellt werden. Wesentlich komplexer ist die Ausführung von Zugverbindungen. Einfache Systeme für kleinere Spannweiten sind beispielsweise Nagelplatten- oder Nagelbinder, bei denen eine Vielzahl kleiner stiftförmiger Verbindungsmittel und dünne Stahlbleche zur Anwendung kommen. Diese einfachen Systeme weisen entsprechend geringe Tragfähigkeiten und Steifigkeiten auf und werden meist im Verbund vieler Fachwerkbinder mit geringen Achsabständen eingesetzt. Montagefehler, unplanmäßige Exzentrizitäten, Fehler bei der Auswahl der Holzwerkstoffe und die geringen Querschnittsabmessungen machen diese Konstruktionen anfällig und beschränken ihre Einsatzmöglichkeiten. Für hochtragfähige und weitgespannte Fachwerkstrukturen im Ingenieurholzbau kommen hingegen heutzutage meist Stabdübelverbindungen mit Schlitzblechen zur Anwendung. Die Berechnung entsprechender Verbindungen ist relativ einfach. Brandschutzanforderungen sind durch die innenliegenden Stahlbauteile leicht zu erfüllen und auch komplexe Knotenpunkte lassen sich durch entsprechende Geometrien der Stahlbleche realisieren. Diesen Vorteilen stehen zusätzliche Stahlbauarbeiten gegenüber. Entsprechende Schlitzbleche sind meist Sonderanfertigungen. Außerdem ist der Abbund aufwändig und lässt nur geringe Toleranzen zu. Auch können insbesondere zugbeanspruchte Bauteile nur zu einem geringen Grad in ihrer Tragfähigkeit ausgenutzt werden. Eine Alternative bieten geklebte Verbindungen. Hierunter fallen sowohl biegestarre Holz-Holz-Verbindungen als auch Verbindungen mit eingeklebten Gewindestangen. Geklebte Verbindungen ermöglichen sehr hohe Tragfähigkeiten und Steifigkeiten. Die Steifigkeiten beziehungsweise die Rotationssteifigkeiten sind jedoch ein unerwünschter Nebeneffekt, da sie Nebenspannungen in den angeschlossenen Bauteilen verursachen und wenig duktilen Bauteilverhalten begünstigen. Außerdem sind beim Verkleben besonders hohe Anforderungen an den Herstellprozess einzuhalten, was die Zahl der möglichen Produzenten entsprechender Konstruktionen stark einschränkt. Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben bilden

einen Kompromiss zwischen diesen Bauweisen. Relativ hohe Tragfähigkeiten werden vereint mit variablen Steifigkeiten. Die Herstellung erfordert eine genaue Planung, ist aber mit einfachen Mitteln zu realisieren. Jede Zimmerei, die in der Lage ist, Holzständerwände abzubinden kann auch Fachwerkträger in diesem System fertigen. Die Schrauben können sowohl lateral als auch axial beansprucht werden. Lasten können somit nicht nur über Kontakt wie bei Nägeln und Stabdübeln, sondern auch über das Gewinde und den Schraubenkopf in Schraubenachsrichtung übertragen werden. Entsprechende Verbindungen mit axial beanspruchten Teil- und Vollgewindeschrauben erweitern die Möglichkeiten des Ingenieurholzbaus sowohl bei den Verbindungen als auch bei Verstärkungen. Moderne Werkstoffe des Ingenieurholzbaus wie Laubfurnierschichtholz und klassisches Brettschichtholz als Massenware, können in dieser Bauweise variabel kombiniert werden. Das Erfassen und modellhafte Abbilden der Knotenpunkte ist essentiell für die statische Berechnung weit gespannter Fachwerkträger. Reale Fachwerkknoten liegen zwischen den beiden in Abbildung 2 dargestellten Grenzen eines Vollgelenks und einer starren Verbindung in den Knoten.

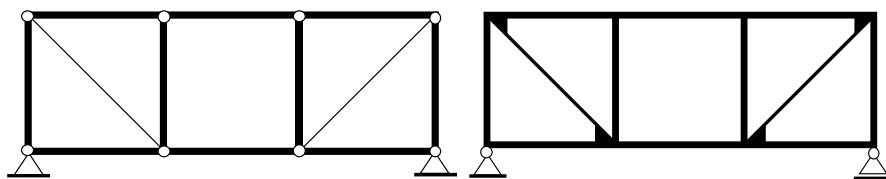


Abbildung 2: Modellhafte Fachwerkträger mit gelenkigen (links) und starren (rechts) Knotenpunkten

Eine anspruchsvolle ingenieurtechnische Aufgabe bei der statischen Analyse und Auslegung von Fachwerkträgern ist die Abschätzung der Verbindungssteifigkeiten und Nebenspannungen, die infolge von eingeschränkt gelenkigen Verbindungen hervorgerufen werden. Unter Auflast kommt es, wie in Abbildung 3 dargestellt, zu Verformungen und Verdrehungen in den Verbindungen wie auch zu Dehnungen und Biegung in den angeschlossenen Bauteilen. Da es sich meist um statisch überbestimmte Systeme handelt, haben die Steifigkeiten der Bauteile und Verbindungen entscheidenden Einfluss auf Lastverteilung und Verformung. Darüber hinaus sind die Steifigkeiten von Verbindungen und Bauteilen essentiell für deren Eigenfrequenz und somit auch für die Erdbebenbemessung.

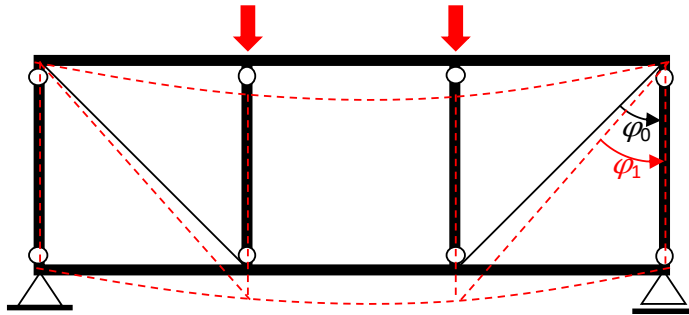


Abbildung 3: Modellhafte Verformung eines Fachwerkträgers mit durchlaufenden Gurten

1.2 Ziel der Arbeit

An dieser Stelle soll das Hauptaugenmerk auf zugbeanspruchte Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben gelegt werden. Eine solche Verbindung in einem Fachwerkträger ist in Abbildung 4 exemplarisch dargestellt. Zur Bemessung einer Konstruktion müssen neben der Tragfähigkeit auch die Steifigkeiten bekannt sein. Zum einen, um das Verformungsverhalten abbilden zu können und somit die Gebrauchstauglichkeit nachweisen zu können. Zum anderen, um planmäßige wie auch unplanmäßige Nebenspannungen berücksichtigen zu können und Knotenpunkte wie auch die Bauteile selbst entsprechend zu dimensionieren.



Abbildung 4: Knotenpunkt mit geneigt eingebrachten Schrauben

Die Steifigkeit einer Verbindung mit stiftförmigen Verbindungsmitteln hängt dabei wesentlich von den Einzelsteifigkeiten der Verbindungsmittel ab. Eine Verbindung lässt sich zweidimensional anhand zweier translatorischer und einer rotatorischen Steifigkeit abbilden. Ziel dieser Arbeit ist zum einen, das mechanische Knotenverhalten mit möglichst nachvollziehbaren und eingängigen Modellen zu beschreiben, um eine praxisgerechte Anwendung zu ermöglichen. Zum anderen sollen Verbindungen mit möglichst geringer Rotationssteifigkeit entwickelt werden, um einem idealen Fachwerk nahe zu kommen und Nebenspannungen, aus Primär- und Sekundärbeanspruchung, in den einzelnen Bauteilen zu reduzieren.

Bisher werden planmäßige wie auch unplanmäßige Nebenspannungen oft gar nicht betrachtet, obwohl der Einfluss auf Tragfähigkeit und Verformung schon lange bekannt ist [1]. Exzentrizitäten, hohe rotatorische Steifigkeiten oder gar Einspannungen führen in normalkraftbeanspruchten Bauteilen zu Nebenspannungen und reduzieren die Tragfähigkeit [2], [3]. Ursächlich für die Nichtbetrachtung solcher Effekte kann einerseits die mangelnde Sensibilisierung ausführender Ingenieure sein. Andererseits, und genau hier soll diese Arbeit ansetzen, besteht eine Wissenslücke, wie die Steifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten, axial beanspruchten Verbindungsmitteln berücksichtigt werden kann. Untersuchungen an einzelnen Verbindungsmitteln sind parallel zur Entwicklung moderner Schrauben des Ingenieurholzbaus aufgekommen und finden bis heute statt. Doch die Betrachtung ganzer Systeme aus Bauteilen und Verbindungsmitteln ist, insbesondere bezogen auf die Rotationssteifigkeit, bisher nicht erfolgt. Dies führt dazu, dass entsprechende Verbindungen rechnerisch, wenn überhaupt, nur sehr grob abgeschätzt werden. Mitunter führt es sogar dazu, dass Verbindungen bei der Bemessung als Vollgelenk berücksichtigt werden und Tragfähigkeiten pauschal abgemindert werden. Baupraktische Anschlüsse und Verbindungen sind jedoch fast nie ideale Gelenke. Dies kann in der Praxis speziell vor dem Hintergrund immer größerer und leistungsfähigerer Verbindungen zu Schäden führen.

Mit der genauen Ermittlung der Verbindungssteifigkeiten geht noch ein weiterer Punkt einher. Die Lastverteilung innerhalb der Verbindungen (vgl. Abbildung 5) mit mehreren Verbindungsmitteln wird in der Regel bei der Bemessung nicht genau betrachtet. Entweder es wird nur das maßgebende Verbindungsmittel betrachtet (z.B. bei einem Stabdübelkreis) oder es erfolgt eine pauschale Abminderung der rechnerisch ansetzbaren Verbindungsmittel (z.B. n_{ef}). Dies wirkt sich insbesondere bei Verbindungen mit selbstbohrenden Schrauben negativ aus. Dort wird oft eine große Anzahl an Verbindungsmitteln eingebaut, da die Schrauben, bedingt durch die Handhabbarkeit bei der Montage, nur in einer begrenzten Größe verfügbar und technisch sinnvoll sind. Auch grundsätzliche mechanische Aspekte beschränken die Schraubengröße, speziell bei axial beanspruchten Schrauben. Beispielsweise wächst der Querschnitt und damit korrelierend die Zugtragfähigkeit der Schraube mit zunehmendem Durchmesser quadratisch. Die Oberfläche der Schraube, die zur Verankerung dient, steigt jedoch nur linear. Zunehmende Verankerungslängen bei größeren Schraubendurchmessern sind die logische Folge. Die Verankerungslängen sind jedoch auch wiederum aus einer Vielzahl an Gründen beschränkt. Der offensichtlichste limitierende Faktor ist die Bauteilgeometrie. Aber auch die zunehmende Lageabweichung mit zunehmender Schraubenlänge [4] machen größere Verbindungsmittelabstände zur Vermeidung von Kontakt zwischen den

Verbindungsmitteln notwendig. Zuletzt stellt auch die Montierbarkeit einen begrenzenden Faktor dar. Je größer und länger insbesondere Vollgewindeschrauben sind, desto größer sind die Einschraubmomente. Dieser Sachverhalt in Verbindung mit modernen Holzwerkstoffen mit höheren Rohdichten (z.B. Bu-LVL) stellt eine Herausforderung für die Ausführenden dar.

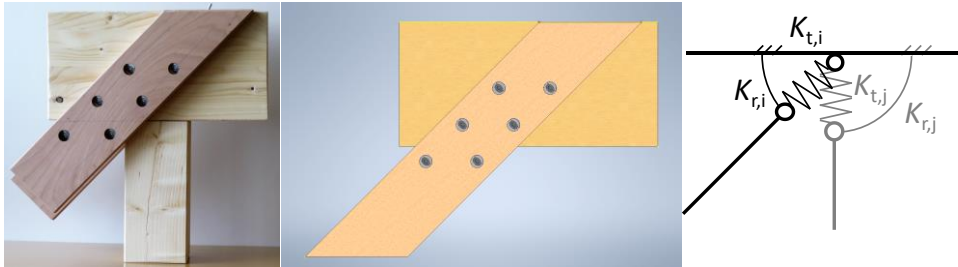


Abbildung 5: Musterknotenpunkt real (links), Rendering (Mitte) und mechanisches Modell mit translatorischer Steifigkeit K_t und rotatorischer Steifigkeit K_r (rechts)



Abbildung 6: Musterknoten perspektivisch dargestellt - real (links) und Rendering (rechts)

Unter diesen Rahmenbedingungen kann die Zielsetzung weiter eingegrenzt werden. Die rotatorische Steifigkeit von Verbindungen mit axial beanspruchten Verbindungsmitteln soll genauer abgebildet werden. Die Modellansätze sollen dabei möglichst nachvollziehbar sein, um einen Gewinn für die Praxis im Ingenieurholzbau darzustellen. Es sollen Optimierungspotenziale bei Verbindungen mit Schrauben und mögliche Reserven der Tragfähigkeit nachgiebiger Systeme untersucht werden. Die Ergebnisse können auch zur Untersuchung von Optimierungspotenzialen in weiteren Anwendungen wie beispielsweise bei Systemverbindern oder Stützenanschlüssen herangezogen werden. Abbildung 6 zeigt einen Fachwerkträgerknoten mit geneigt eingebrachten Schrauben. Abbildung 7 und Abbildung 8 ermöglichen den Blick ins Innere des Knotens. Die Schraubenlänge wird so gewählt, dass es zu einer Überkreuzung der beiden Schraubengruppen im Trägerinneren kommt, um sicherzustellen, dass keine unzuträglichen Querkzugkräfte auftreten. Die Position der Schrauben ist

darüber hinaus so gewählt, dass der Mittelpunkt der Schraubengruppe in der Scherfugenebene jeweils im Schnittpunkt der Schwerlinien der angeschlossenen Bauteile liegt. Planmäßige Nebenspannungen können so ausgeschlossen werden. Aus den geometrischen Zwängen der Verbindungen (Rand- und Mindestabstände, Einbindelängen, Einbindetiefen aufgrund von Brandschutzanforderungen) lassen sich die erforderlichen Querschnitte ableiten.

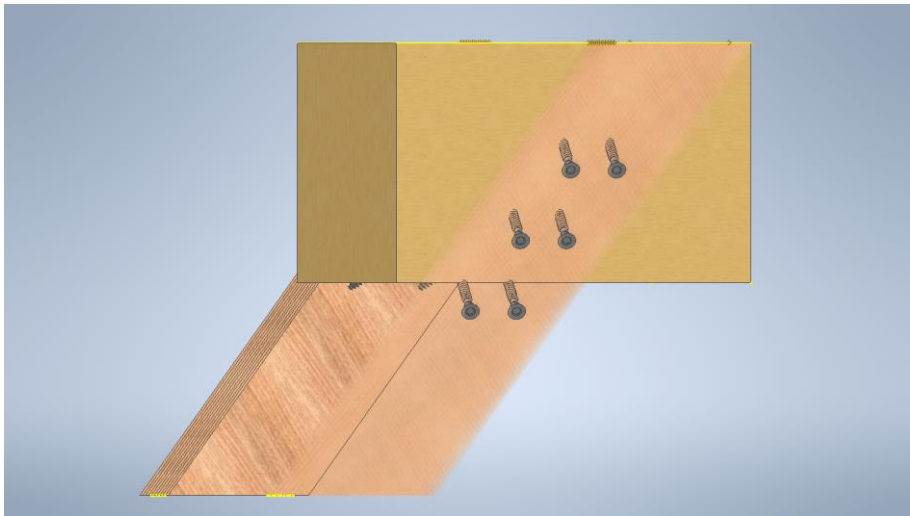


Abbildung 7: Durchdringungspunkt der Schrauben in der Scherfugenebene

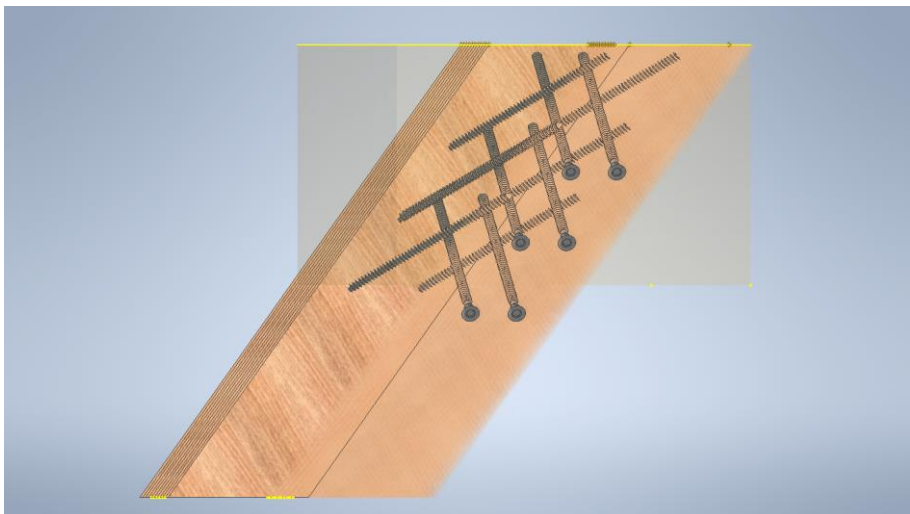


Abbildung 8: Überkreuzung der Schrauben im Mittelholz

1.3 Relevanz der Verbindungssteifigkeiten für Fachwerkträger

Bei Fachwerkträgern, die im Fokus der hier angestellten Untersuchungen stehen, handelt es sich um statisch bestimmte beziehungsweise statisch überbestimmte Systeme. Grund für die Überbestimmtheit ist, dass zwischen den Bauteilen keine Vollgelenke ausgebildet sind und dass Ober- und Untergurt meist als durchlaufende Träger ausgebildet und nicht an jedem Gelenkpunkt gestoßen sind. Der Einfluss der Verbindungssteifigkeiten auf entsprechende Fachwerkträger soll daher zunächst mithilfe von Stabwerksmodellen und mit Versuchsergebnissen an Fachwerkträgern von etwa 11 m Länge aus dem Projekt FaNaBu [5] untersucht werden. Wie in Abbildung 9 dargestellt, wird an jedem Knotenpunkt des Obergurts eine Einzellast eingeleitet. Dies hat versuchstechnische Gründe, da die Aufbringung einer Streckenlast mit einzelnen Hydraulikzylindern nicht möglich ist. Die Lasteinleitung orientiert sich aber auch an der Baupraxis, wo Hauptträger durch Einzellasten aus den angeschlossenen Pfetten belastet werden.

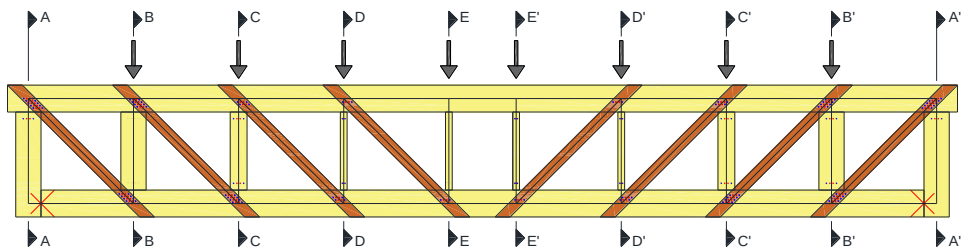


Abbildung 9: Musterfachwerkträger

Hierzu soll in einer Sensitivitätsanalyse der Einfluss der translatorischen und der rotatorischen Verbindungssteifigkeiten auf globale Verformungen sowie auf lokale Verdrehungen untersucht werden. Außerdem soll der Einfluss auf die Spannungsverteilungen im Fachwerkträger untersucht werden. Insbesondere von Interesse sind Nebenspannungen in den Zugdiagonalen und die Auswirkung dieser Nebenspannungen auf die Verbindungen. Zu diesem Zweck werden etwa 11 m lange Modellfachwerkträger und 54 m lange Fachwerkträger als Stabwerksmodell abgebildet. Die Konstruktionsprinzipien sind jeweils gleich: Durchlaufende Gurte, vertikale Druckstreben aus Brett-schichtholz und unter 45° angeordnete Zugstreben aus Bu-LVL. Druckanschlüsse werden als Kontaktverbindungen ausgeführt. Zugverbindungen werden mit unter 45° geneigten Vollgewinde-schrauben ausgeführt. Jeder Verbindung wird eine translatorische und eine rotatorische Steifigkeit zugewiesen. Die translatorischen Steifigkeiten der Druckstützen werden über den Stützenquer-schnitt und den E-Modul quer zur Faser E_{90} der Gurte ermittelt. Die rotatorischen Steifigkeiten der Verbindungen der Druckstreben werden zu Null gesetzt. Die translatorischen und rotatorischen

Steifigkeiten der Zugverbindungen werden untersucht. Ausgewertet wird jeweils die globale Mittendurchbiegung w am Untergurt, sowie im Fall der rotatorischen Steifigkeit, das Moment in der höchstbelasteten (äußersten) Zugdiagonale zwischen den Schnitten A und B beziehungsweise A' und B'. Abbildung 10 zeigt den Einfluss der lateralen Steifigkeit auf die globale Mittendurchbiegung des 11 m langen Modellträgers. Es wird allen Verbindungen, unabhängig von der rechnerisch erforderlichen Schraubenzahl, dieselbe Steifigkeit zugewiesen. Es wird deutlich, dass die globale Mittendurchbiegung regressiv von der lateralen Steifigkeit abhängt. Dies deckt sich mit den Erwartungen an ein statisch (über-) bestimmtes Fachwerksystem. Dieses ist hauptsächlich von den Steifigkeiten der einzelnen Bauteile und Verbindungen in Lastrichtung abhängig. Eine Verbindung mit vier geneigt eingebrachten Schrauben ($d = 8 \text{ mm}$) je Seite weist eine rechnerische Steifigkeit nach Zulassung [6] von etwa 70 kN/mm auf. Eine deutliche Steigerung der Steifigkeit reduziert die Durchbiegung nur noch minimal, da dann die Dehnsteifigkeit der Bauteile in den Vordergrund tritt. Die Durchbiegung liegt etwa bei $1/500$. Deutlich geringere Steifigkeiten sind jedoch zu vermeiden, da sonst schon bei kleinen Spannweiten sehr große Durchbiegungen bis zu $1/200$ auftreten können. Bei größeren Spannweiten, in denen die Biegesteifigkeiten der Gurte keinen großen Einfluss auf die globale Durchbiegung haben, verstärkt sich dieser Effekt weiter. Bei Fachwerkträgern mit Vollgelenken wird darüber hinaus die lokale Verdrehung der Bauteile der einzelnen Anschlüsse zueinander ermittelt, um diese als Eingangsgröße für Folgeversuche zu ermitteln. Unter Gebrauchslasten liegen die lokalen Verdrehungen bei maximal etwa $0,3^\circ$.

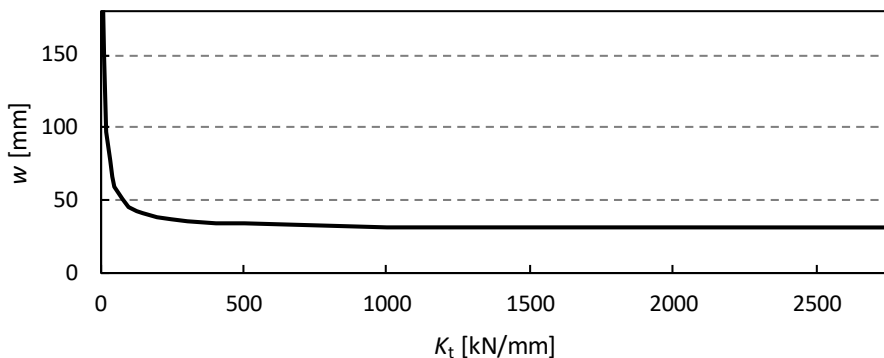


Abbildung 10: Einfluss K_t auf Mittendurchbiegung w

Den rechnerischen Werten aus dem Stabwerksmodell sind in Abbildung 11 die Versuchsergebnisse von drei Großversuchen aus dem Projekt FaNaBu gegenübergestellt. Im Großversuch ist die Schraubenzahl entsprechend der erwarteten Belastung abgestuft. Die angegebenen translatorischen Steifigkeiten sind jeweils Mittelwerte über alle Zugdiagonalen. Es sind drei Niveaus von translatorischen Steifigkeiten dargestellt. Die drei Berechnungen erfolgen nach Zulassung der Schrauben [6] (Kreuze), nach prEN 1995-1-1:2024-09 [7]

(Dreiecke) und nach der Berechnungsmethode von [8] (Quadrate). Die Ergebnisse der numerischen Sensitivitätsanalyse decken sich mit den Versuchsergebnissen.

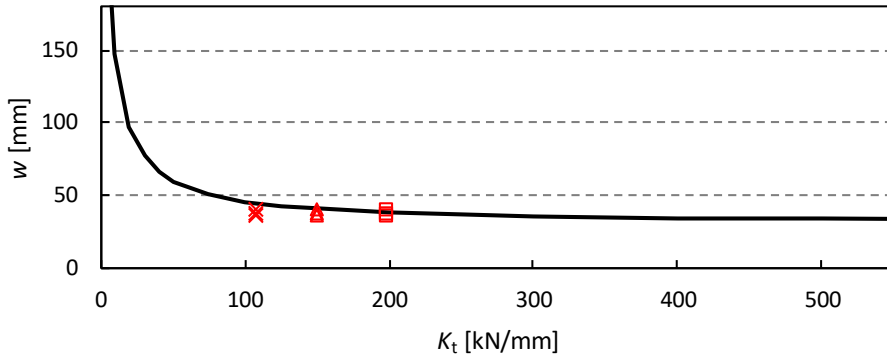


Abbildung 11: Vergleich des Einflusses von K_t auf die Mittendurchbiegung w (Rechenmodell und Versuchsergebnisse)

Der Einfluss der rotatorischen Steifigkeit auf die globale Mittendurchbiegung ist hingegen nicht signifikant. Abbildung 12 macht deutlich, wie die Mittendurchbiegung durch eine Variation der rotatorischen Steifigkeit kaum beeinflusst wird. Sogar eine Ausführung als Vollgelenk ($K_r = 0$) führt nicht zu nennenswert höheren Durchbiegungen.

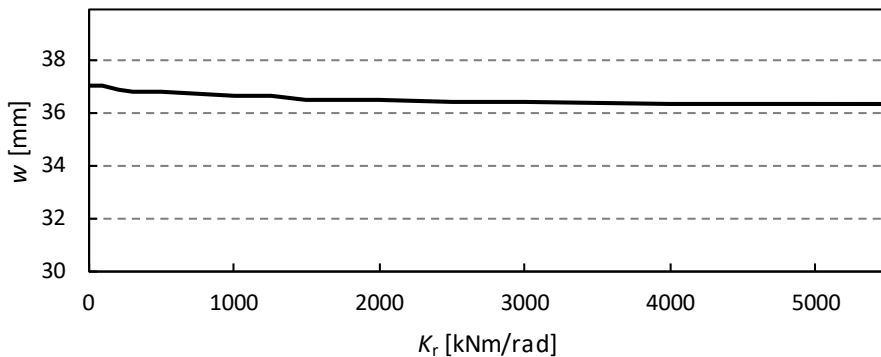


Abbildung 12: Einfluss von K_r auf die Mittendurchbiegung w

Ein deutlicher Einfluss der Rotationssteifigkeit zeigt sich jedoch auf die (sekundären) Biegemomente in den Zugdiagonalen. Wie Abbildung 13 verdeutlicht, führen schon sehr geringe Rotationssteifigkeiten zu deutlichen Biegemomenten. Weiter zunehmende Steifigkeiten

vergrößern die Biegemomente hingegen nur noch geringfügig. Es handelt sich um ein degressives, beschränktes Wachstum. Die Obergrenze wird dabei durch die Fachwerkträgergeometrie beziehungsweise durch die Biegesteifigkeiten der Bauteile definiert. Diese Sekundärmomente aufgrund der Rotationssteifigkeit führen sowohl zu Zusatzbeanspruchungen in den Holzquerschnitten als auch zu zusätzlichen Beanspruchungen der Verbindungsmittel. Auch relativ kleine Sekundärmomente können dabei zur Überlastung von Knotenpunkten oder spröden Versagen führen und so das globale Gleichgewicht des Systems stören. Die sekundären Biegemomente erscheinen gegenüber den Normalkräften in einer entsprechenden diagonalen Zugverbindung quantitativ als klein, jedoch muss bedacht werden, dass die Verbindungsmittel meist so kompakt, wie durch die Mindestabstände zugelassen, angeordnet werden. In der Folge sind die Hebelarme zwischen den Verbindungsmitteln sehr gering und ein quantitativ kleines Moment kann zu großen Lasten auf die einzelnen Schrauben führen.

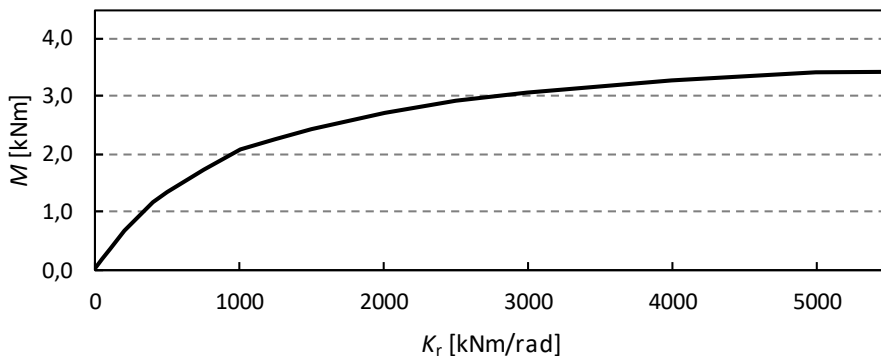


Abbildung 13: Einfluss von K_r auf die sekundären Biegemomente in der Zugdiagonale

Die Sensitivitätsanalyse zeigt, dass die Rotationssteifigkeit bei Fachwerkkonstruktionen hauptsächlich Auswirkungen auf die auftretenden Momente hat. Ihr Einfluss auf Verformungen und damit die Gebrauchstauglichkeit ist gering. Diese Momente müssen beim Entwurf und bei der Bemessung eines Fachwerkträgers berücksichtigt werden. Eine Annahme von Vollgelenken greift zu kurz. Insbesondere die Verbindungen müssen für die Aufnahme entsprechender Lasten ausgelegt sein oder es muss durch die Ausführung der Verbindungen eine annähernd gelenkige Verbindung hergestellt werden. Ideal ist an dieser Stelle eine Verbindung, die sehr hohe laterale Steifigkeiten mit minimalen rotatorischen Steifigkeiten verbindet. Hierbei öffnet sich jedoch ein Konfliktfeld, da translatorische und rotatorische Steifigkeiten direkt voneinander abhängig sind. Im Weiteren sollen daher allgemeine Konstruktionsregeln für Verbindungen mit geneigten Schrauben benannt und ein Berechnungsmodell für die rotatorische Steifigkeit hergeleitet werden.

2 Steifigkeit von Verbindungen mit Holzschrauben

Das axiale Tragverhalten von geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben unterscheidet sich grundlegend von lateral beanspruchten, stiftförmigen Verbindungsmitteln [9]. Aufgrund dieser grundlegender Unterschiede wurden umfangreiche Untersuchungen durchgeführt. Neben der Tragfähigkeit der Verbindungen wurden auch die Steifigkeiten der axial beanspruchten Schrauben untersucht. Hierzu wird in diesem Kapitel ein kurzer Überblick gegeben. Mit verschiedenen Rechenansätzen und Methoden werden die Einflussfaktoren auf die axiale Steifigkeit qualitativ und quantitativ ermittelt [8], [10], [11], [12], [13], [14], [15], [16]. Sowohl Ansätze zur getrennten Betrachtung von axialer und lateraler Steifigkeit als auch Ansätze zur Kombination der beiden Steifigkeiten wurden entwickelt. Verschiedene Prüfmethode zur experimentellen Ermittlung von Steifigkeiten kommen zur Anwendung. Neben klassischen Ausziehversuchen mit einem Versuchsablauf, angelehnt an EN 26891:1991-07 [17], kommen auch Druck- und Diagonalscherversuche mit geneigter und gekreuzter Schraubenanordnung sowie Biegeversuche mit verschiedenen Verbindungsmittelanordnungen zur Anwendung. Als Einflussparameter wurden unter anderem der Schraubendurchmesser, die Einbindelänge des Gewindes, die Rohdichte der Hölzer, der Reibungskoeffizient und die Winkelbeziehungen zwischen Schraubenachse, Kraftrichtung, Faserichtung und Scherfläche identifiziert. Die Liste der untersuchten Einflussparameter ist an dieser Stelle nicht erschöpfend abgedeckt, jedoch sind die für die Fragestellung relevanten genannt. Auch berücksichtigen nicht alle Berechnungsansätze alle potenziellen Einflussfaktoren. Weiter hat sich gezeigt, dass der Prüfaufbau und die Messmethodik großen Einfluss auf die ermittelten Verformungen und daraus resultierend auch auf die errechneten Steifigkeiten und die resultierenden rechnerischen Ansätze zur Ermittlung der Steifigkeit haben. Neben der axialen Steifigkeit soll an dieser Stelle auch ein Überblick gegeben werden über die Berechnung der lateralen Steifigkeit, sowie über die Interaktion zwischen rein lateraler und rein axialer Steifigkeit [9], [12], [18].

Zuletzt wird an dieser Stelle die translatorische und insbesondere die rotatorische Steifigkeit ganzer Verbindungen betrachtet. Ausgehend vom mechanischen Ansatz der Ermittlung einer Drehfedersteifigkeit über ein Rotationszentrum und die Abstände der Verbindungsmittel [19] zu diesem erfolgt eine Erweiterung auf Verbindungsmittel mit richtungsabhängiger Steifigkeit. Nicht außer Acht gelassen werden dabei die Schubfeldausbildung und die Belastungen im einzelnen Verbindungsmittel [20], [21], [22], [23].

2.1 Geometrische und mechanische Definitionen

Die axiale Tragfähigkeit und Steifigkeit von Schrauben ist ein aktuelles Forschungsthema. In verschiedenen Veröffentlichungen werden die in die rechnerische Steifigkeit eingehenden Parameter häufig unterschiedlich benannt. Grund hierfür sind zum einen sprachliche Unterschiede, zum anderen aber auch die Festlegung von sehr unterschiedlichen Parametern. Insbesondere die Winkelbeziehungen sind hier relevant. Bei lateral beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln ist hauptsächlich der Kraft-Faser-Winkel α relevant für die Tragfähigkeit und untergeordnet auch für die Steifigkeit der Verbindung. Die Last wird immer im Winkel von 90° zur Verbindungsmittelachse aufgebracht und der Winkel zwischen Schraubenachse und Faser ϵ beträgt in der Regel auch 90° . Bei geneigt eingebrachten Schrauben hingegen, hängt die Tragfähigkeit auch vom Achs-Faser-Winkel ϵ ab. Außerdem kann die Schraube nicht nur in ihrer Achsrichtung oder lateral zu ihrer Achsrichtung beansprucht werden, sondern auch in jedem Winkel dazwischen. Aus diesem Grund, muss auch der Winkel zwischen Schraubenachse und Kraftrichtung γ betrachtet werden. Darüber hinaus wird insbesondere für die Berücksichtigung des Einflusses von Reibung zwischen den Bauteilen auch noch der Winkel der Schraubenachse zur Scherfuge δ betrachtet. Dieser Winkel entspricht in den experimentellen Untersuchungen, da es sich um Bauteile konstanter Dicke mit parallelen Oberflächen handelt, dem Einbringwinkel der Schraube zur Oberfläche.

Eine einfache Annahme, wonach die laterale Beanspruchung aufgrund der in der Regel deutlich geringeren Steifigkeit gegenüber der axialen Beanspruchung vernachlässigbar ist, greift zu kurz. Da diese Winkelzusammenhänge bisher in der Normung noch nicht einheitlich benannt sind, finden sich auch in der bestehenden Literatur unterschiedliche Benennung der Winkel zwischen Kraft beziehungsweise Lasteinwirkung auf eine Schraube, Achsrichtung der Schraube, Faserrichtung des Holzwerkstoffs und Scherfugenebene. An dieser Stelle werden deshalb die entsprechenden Winkel in Tabelle 1 und Abbildung 14 definiert. Der Anschnittwinkel beziehungsweise der Winkel der Scherfuge zur Faser geht an dieser Stelle nicht in die Betrachtung mit ein. Dieser kann jedoch durchaus relevant werden, beispielsweise für den Reibungskoeffizienten zwischen den Oberflächen. Der Einfluss auf den Reibungskoeffizienten von Holz-Holz-Verbindungen ohne spezielle Oberflächenbearbeitungen fällt jedoch nur gering aus [24]. Darüber hinaus schließen bei den betrachteten stiftförmigen Bauteilen in der Regel Seitenfläche an Seitenfläche an. Der Anschnittwinkel bleibt deshalb in der weiteren Betrachtung unberücksichtigt. Berücksichtigt werden muss dieser Winkel bei allen Verbindungen, bei denen die Bauteile nicht faserparallel sind, beispielsweise bei Hauptträger-Nebenträger-Anschlüssen oder auch bei Anschlüssen von Zugdiagonalen in Fachwerkträgern wie im Konzept FaNaBu [5].

Tabelle 1: Begriffsdefinition Winkelzusammenhänge

Bezeichnung	Winkel zwischen:		Symbol
Kraft-Faser-Winkel	Kraftrichtung	Faserrichtung	α
Kraft-Achs-Winkel	Kraftrichtung	Schraubenachse	γ
Achs-Faser-Winkel	Schraubenachse	Faserrichtung	ε
Achs-Scherfugen-Winkel	Schraubenachse	Scherfuge	δ

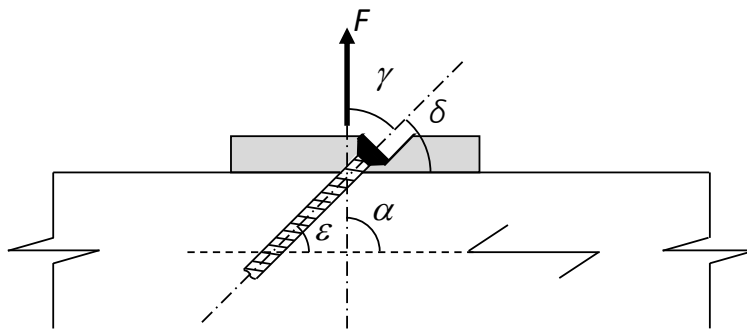


Abbildung 14: Winkelzusammenhänge

Weiter werden die Schraubengeometrie und die Rohdichte der Werkstoffe an dieser Stelle einheitlich definiert. Der Nenndurchmesser der Schraube ist gleich dem Gewindeaußendurchmesser. Entsprechend EN 1995-1-1:2010-12 [25] wird dieser mit d bezeichnet. Die Einbindelänge des Gewindes im Holzwerkstoff wird mit l_{ef} benannt. Diese muss für Holz-Holz-Verbindungen je Seite betrachtet werden. Die mittlere Rohdichte des Holzwerkstoffs wird auch entsprechend EN 1995-1-1:2010-12 mit ρ_m benannt. Die axiale Steifigkeit wird als K_{ax} bezeichnet, die laterale Steifigkeit als K_{lat} . Die in die Scherfugenebene projizierte, aus der axialen Steifigkeit resultierende Steifigkeit, wird als $K_{s,ax}$ bezeichnet. Die Beziehungen der Steifigkeiten sind in Abbildung 15 verdeutlicht. Die Verbindungsmittelsteifigkeit ohne Präzisierung ihrer Richtung wird allgemein als K_{ser} bezeichnet.

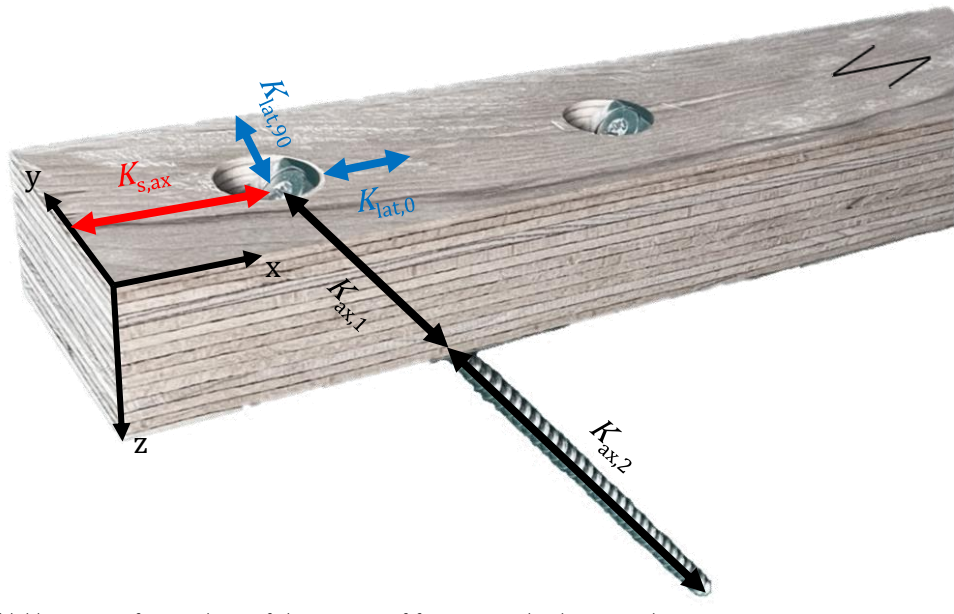


Abbildung 15: Definition der Steifigkeiten von stiftförmigen Verbindungsmitteln

2.2 Normative Regelungen

Die Steifigkeit von Verbindungen ist essentiell für die Bemessung von Bauteilen und ganzen Bauwerken. Dies betrifft sowohl die Gebrauchstauglichkeit, insbesondere in Bezug auf Verformungen als auch den Grenzzustand der Tragfähigkeit beispielsweise aufgrund von Nebenspannungen und Lagerbedingungen. Die Steifigkeit von Verbindungen lässt sich im europäischen Raum unabhängig von der Art der Verbindung und des Verbindungsmittels nach der Prüfnorm EN 26891:1991-07 [17] ermitteln.

Stiftförmige Verbindungsmittel wurden im Holzbau klassisch in Scherverbindungen eingesetzt. In die Normen hat im europäischen Raum daher bisher nur die laterale Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln Einzug gefunden. Moderne Schrauben des Holzbaus lassen jedoch auch eine Belastung in ihrer Achsrichtung zu. Entsprechende Steifigkeiten und Anwendungsregeln sind den einzelnen Produktzulassungen zu entnehmen. Mit der Neufassung des Eurocode 5 (prEN 1995-1-1) soll diese axiale Steifigkeit sowie die Steifigkeit bei Kombinationen aus lateraler und axialer Beanspruchung mit abgedeckt werden.

2.2.1 Steifigkeitsermittlung nach Prüfnorm EN 26891:1991-07

Grundlage für die experimentelle Ermittlung der Steifigkeit von Verbindungen im Holzbau ist das Verfahren nach EN 26891:1991-07 [17]. Die Steifigkeit soll in einem Bereich linear-elastischen Verbindungsverhaltens bis 40 % der geschätzten Höchstlast F_{est} erfasst werden. Dies entspricht etwa den Lastniveaus in realen Bauwerken unter Gebrauchslasten. Es wird unterschieden in den Anfangsverschiebungsmodul k_i und den Verschiebungsmodul k_s . Diese werden als Quotient aus Last und Verformung u_{xx} ermittelt. Der Anfangsverschiebungsmodul wird bis 40 % der geschätzten Höchstlast entsprechend Formel (2-1) berechnet. Die Berechnung des Verschiebungsmodul k_s erfolgt im Bereich von 10 % bis 40 % der geschätzten Höchstlast entsprechend Formel (2-2).

$$k_i = \frac{0,4 * F_{est}}{v_{04}} \left[\frac{\text{kN}}{\text{mm}} \right] \quad (2-1)$$

$$k_s = \frac{0,4 * F_{est}}{\frac{4}{3} * (v_{04} - v_{01})} \left[\frac{\text{kN}}{\text{mm}} \right] \quad (2-2)$$

Mit Ausnahme von vorgespannten Verbindungen, ist der Verschiebungsmodul k_s meist größer als k_i , da ein Schlupf zu Belastungsbeginn, wie er beispielsweise bei vorgebohrten Verbindungen auftritt [26], die Steifigkeit reduziert. Dieser Schlupf muss rechnerisch separat berücksichtigt werden.

2.2.2 Verbindungsmittelsteifigkeit nach EN 1995-1-1:2010-12

EN 1995-1-1:2010-12 [25] gibt Berechnungsformeln für die Steifigkeit von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln an. Der Verschiebungsmodul K_{ser} von Schrauben wird anhand Formel (2-3) ermittelt. Eine Unterscheidung zwischen axialer und lateraler Steifigkeit wird jedoch nicht vorgenommen, weshalb es sich beim angegebenen K_{ser} um eine laterale Steifigkeit K_{lat} handelt. Einflussparameter sind der Verbindungsmittelnenddurchmesser d und die mittlere Rohdichte ρ_m . Schrauben werden nicht von Stabdübeln, Bolzen und vorgebohrten Nägeln unterschieden.

$$K_{ser} = \frac{\rho_m^{1,5} * d}{23} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-3)$$

Die mittlere Rohdichte der Verbindung kann bei unterschiedlichen mittleren Rohdichten $\rho_{m,1}$ und $\rho_{m,2}$ der Holzwerkstoffe der verbundenen Bauteile anhand Formel (2-4) ermittelt werden.

$$\rho_m = \sqrt{\rho_{m,1} * \rho_{m,2}} \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \quad (2-4)$$

Bei Formel (2-3) handelt es sich um eine analytische Herleitung einer Verbindungssteifigkeit in einer Scherfuge unter Annahme der Ausbildung von zwei Fließgelenken im Verbindungsmittel entsprechend der Theorie von Johansen, des Fließmoments eines runden Verbindungsmittels und eines Lastniveaus von 40 % der Tragfähigkeit. Hintergründe zur Herleitung finden sich in [27]. In DIN 1052:2008-12 [28] findet sich diese Formel leicht abgewandelt wieder. Aufgrund der Berücksichtigung charakteristischer, statt mittlerer Rohdichten, geht jedoch ein Divisor von 20 statt 23 ein. Reale Versuche zeigen jedoch, dass Berechnungsformel (2-3) die realen Steifigkeiten teilweise sehr deutlich überschätzt [29].

Anhand des Verschiebungsmodul K_{ser} lässt sich, getrennt für Gebrauchstauglichkeitsnachweise (SLS) und Tragfähigkeitsnachweise (ULS), der Verschiebungsmodul K_u nach Formel (2-5) und (2-6) ermitteln.

$$K_{u,SLS} = K_{ser} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-5)$$

$$K_{u,ULS} = \frac{2}{3} * \frac{K_{ser}}{\gamma_m} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-6)$$

K_{ser} entspricht k_s in EN 26981:1991-07 [17]. Bei vorgebohrten Verbindungen muss darüber hinaus noch ein Lochspiel berücksichtigt werden. Beispielsweise kann dies über die Berücksichtigung einer pauschalen Anfangsverformung erfolgen.

2.2.3 Verbindungsmittelsteifigkeit nach SIA 265:2012

Die schweizer Holzbau Norm SIA 265:2012 [30] unterscheidet wie auch der Eurocode zwischen dem Verschiebungsmodul K_{ser} (Nachweis der Gebrauchstauglichkeit) und K_u (Nachweis des Tragwiderstands). K_{ser} ist entsprechend Formel (2-7) anhand der Verformung w und der Last F definiert als lineare Anfangssteifigkeit ohne Schlupf. K_u ist entsprechend Formel (2-8) definiert.

$$K_{ser} = \frac{F}{w} \quad (2-7)$$

$$K_u = \frac{2}{3} * K_{ser} \quad (2-8)$$

Zur Berechnung der Steifigkeit von Schrauben wird unterschieden in Verbindungen ohne Vorbohren und mit Vorbohren. Verbindungen ohne Vorbohren werden wie Nägel behandelt. Schrauben in vorgebohrten Löchern werden wie Stabdübel behandelt. Als Durchmesser der Schraube wird ein rechnerisch wirksamer Schraubendurchmesser d_{ef} angesetzt. Liegt die Scherfuge im Schaft mindestens $4 * d$ vom Gewindebereich entfernt, wird der Schaftdurchmesser d_s angesetzt. Liegt die Scherfuge im Gewinde, wird der Gewindekerndurchmesser $d_1 * 1,1$ angesetzt. Außerdem ist ein Schlupf von 0,5 mm bis 1,0 mm bei Holz-Holz-Verbindungen zu berücksichtigen.

Weiter wird der Kraft-Faser-Winkel α berücksichtigt. Es wird jedoch nur zwischen längs zur Faser (0°) und quer zur Faser (90°) unterschieden. Für beliebige Kraft-Faser-Winkel darf zwischen diesen beiden Werten linear interpoliert werden. Die entsprechenden Formeln sind in Tabelle 2 dargestellt. Bei vorgebohrten Schrauben geht darüber hinaus die charakteristische Rohdichte mit ein. Weiter gilt die Einschränkung dieser Formeln auf Feuchtekategorie 1. Die Feuchtekategorie 1 entspricht der Nutzungskategorie 1 einer mittleren Holzfeuchte von bis zu 12 %. Eine Steifigkeit bei axialer Beanspruchung der Schrauben wird nicht betrachtet. Für Stahl-Holz-Verbindungen werden die Steifigkeitswerte pauschal verdoppelt. Ausgehend von einem Double-Stiffness-Modell zweier in Reihe geschalteter Federn lässt sich somit auch eine Steifigkeit pro Seite der Verbindung ermitteln. Dies ist jedoch nicht explizit so geregelt.

Tabelle 2: Berechnung der Verschiebungsmoduln nach SIA 265:2012 [30]

Vorbohrung	Kraft-Faser-Winkel		Holz-Holz	Holz-Stahl
Ohne Vorbohren	0°	$K_{ser,0}$	$= 60 * d_{ef}^{1,7}$	$= 120 * d_{ef}^{1,7}$
	90°	$K_{ser,90}$	$= 30 * d_{ef}^{1,7}$	$= 60 * d_{ef}^{1,7}$
Mit Vorbohren	0°	$K_{ser,0}$	$= 3 * \rho_k^{0,5} * d_{ef}^{1,7}$	$= 6 * \rho_k^{0,5} * d_{ef}^{1,7}$
	90°	$K_{ser,90}$	$= 1,5 * \rho_k^{0,5} * d_{ef}^{1,7}$	$= 3 * \rho_k^{0,5} * d_{ef}^{1,7}$

2.2.4 Verbindungsmittelsteifigkeit nach prEN 1995-1-1

Die Neufassung der EN 1995-1-1 [7], [31] berücksichtigt erstmals die Richtungsabhängigkeit der Steifigkeit von Verbindungen mit Schrauben. Basierend auf Forschungsergebnissen, die in den folgenden Abschnitten im Detail besprochen werden, wurden universelle Formeln aufgestellt. Es ist zu beachten, dass es sich bei dieser Norm um eine Entwurfsfassung handelt, die in einzelnen Punkten noch Änderungen erfahren oder Fehler enthalten kann. Aus diesem Grund werden hier auch verschiedene Formeln aus prEN 1995-1-1:2023-10 [31] und prEN 1995-1-1:2024-09 [7] berücksichtigt. An dieser Stelle wird der zum Veröffentlichungs-termin bekannte Stand der Norm behandelt. Die Benennung der Indizes weicht zum Teil von der Norm ab, um die Benennung in der Arbeit zur besseren Verständlichkeit konsistent zu halten. Die Formel (2-9) für die laterale Steifigkeit von Stabdübeln und Bolzen bleibt mit Ausnahme der Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels gegenüber der früheren Fassung der EN 1995-1-1:2010-12 unverändert.

$$K_{ser} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * \frac{\rho_m^{1,5} * d}{23} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-9)$$

Die Steifigkeit wird für $\alpha = 0^\circ$ ermittelt. Für eine Beanspruchung quer zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) wird der ermittelte Wert halbiert. Zwischenwerte werden linear interpoliert. Da diese Formel jedoch die Steifigkeit der Gesamtverbindung ermittelt, besteht die Einschränkung, dass die Formel nur für Verbindungen mit zwei Bauteilen mit gleichen Kraft-Faser-Winkeln gültig ist. Rein mechanisch lässt sich dies jedoch über eine Verdopplung der Steifigkeit je Schnittufer der Scherfuge umgehen. Dies ist in der Norm auch für Stahl-Holz-Verbindungen, bei denen man in der Regel von einer endlosen Steifigkeit am Schnittufer des Stahlblechs ausgeht, vorgesehen. Die beiden Steifigkeiten lassen sich dann entsprechend eines Double-Stiffness-Modells über in Reihe geschaltete Federn entsprechend Formel (2-10) abbilden.

$$K_{ser,ges} = \frac{1}{\frac{1}{2 * K_{ser,1}} + \frac{1}{2 * K_{ser,2}}} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-10)$$

Die Formel für die Steifigkeit von lateral beanspruchten Schrauben hingegen orientiert sich an SIA 265:2012. Die leicht abgewandelte Formel (2-11) nach prEN 1995-1-1:2023-10 bezieht sich auf den Nenndurchmesser, statt den Kerndurchmesser. Formel (2-12) nach prEN 1995-1-1:2024-09 bezieht sich auf den Kerndurchmesser ohne etwaige Erhöhung und berücksichtigt zusätzlich die Rohdichte der Hölzer.

$$K_{ser} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * (0,7 * d)^{1,7} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-11)$$

$$K_{ser} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * d_1^{1,7} * \left(\frac{\rho_k}{420}\right)^{1,1} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}}\right] \quad (2-12)$$

Für die axiale Steifigkeit sind in verschiedenen Entwurfsfassungen Formel (2-13) (prEN 1995-1-1:2023-10) und Formel (2-14) (prEN 1995-1-1:2024-09) angegeben. Formel (2-13) ist eine Abwandlung der Formel nach [29] (vgl. Abschnitt 2.4.5). Bei Formel (2-14) handelt es sich um eine Formel nach [8] (vgl. Abschnitt 2.4.4). Diese Formel wurde auf Basis von Auszieh-, Schub- und Zugscherversuchen an Schrauben hergeleitet. Die rechnerisch ansetzbare Einbindelänge wird hier jedoch auf $20 * d$ begrenzt. Damit wird dem Umstand Rechnung getragen, dass immer längere Schrauben am Markt verfügbar sind, der Lastabtrag jedoch nicht über die gesamte Schraubenlänge gleichmäßig erfolgt.

$$K_{ax} = 160 * \left(\frac{\rho_{mean}}{420}\right)^{0,85} * d^{0,9} * l_{ef}^{0,6} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}}\right] \quad (2-13)$$

$$K_{ax} = 2 * \rho_{mean}^{0,9} * d^{0,6} * l_{ef}^{0,6} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}}\right] \quad (2-14)$$

Eine Kombination von lateraler und axialer Beanspruchung kann entsprechend der Berechnungsansätze nach [12] (vgl. Abschnitt 2.5.1) sowohl für geneigte Schrauben unter Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten als auch für gekreuzte Schrauben ohne Reibanteil ermittelt werden.

Des Weiteren wird erstmalig auch die axiale Steifigkeit des Kopfes einer Teilgewindeschraube in einer Norm erfasst. Der in Formel (2-15) dargestellte Berechnungsansatz beruht auf der Grundlage von EN 26891:1991-07 [17], worin die Maximallast einer Verbindung bis zu einer Verformung von 15 mm ermittelt wird. Unter der sehr vereinfachten Annahme der Höchstlast bei 15 mm und eines linearen Verhaltens bei Lastaufbringung ergibt sich die Formel wie folgt.

$$K_{ax} = \frac{F_{pull,k}}{15 \text{ mm}} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}}\right] \quad (2-15)$$

2.3 Laterale Steifigkeit

Neben den in die Normen eingegangenen Berechnungsansätzen bestehen noch weitere analytisch wie auch numerisch auf Basis von Versuchsergebnissen hergeleitete Berechnungsansätze für die Steifigkeit von Verbindungen mit lateral beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln. Die Berechnungsansätze für die laterale Steifigkeit in den Normen basieren auf Annahmen, die für moderne Schrauben des Ingenieurholzbbaus nur teilweise zutreffen. Die Schrauben weisen aufgrund der Gewinde keine exakt runden Querschnitte auf.

Außerdem sind sie gehärtet, weshalb sich oft keine Fließgelenke ausbilden. Die Berechnungsmethoden in der Norm können aus diesen Gründen nur als grobe Abschätzung dienen. Weitere Ansätze, die im Folgenden dargestellt werden, können das Verformungsverhalten unter Last teilweise deutlich näher abbilden.

2.3.1 Ermittlung der Steifigkeit über den Bettungsmodul

Der Bettungsmodul dient als Hilfsgröße, um die Steifigkeit von lateral beanspruchten Schrauben berechnen zu können oder beispielsweise auch, um die Bettung einer axial auf Druck beanspruchten Schraube und somit ihre Tragfähigkeit vor einem Ausknicken ermitteln zu können. Aus diesem Grund werden die Bettungsmoduln von Schrauben experimentell ermittelt, um sie als Eingangsgröße für weitere Untersuchungen verwenden zu können oder um sie in eine laterale Steifigkeit umrechnen zu können. In mehreren Untersuchungen ergaben sich hier teils deutlich unterschiedliche Formeln für den Bettungsmodul. Einen Ansatz für Vollgewindeschrauben liefert [11]. Auf Basis von 400 Lochleibungsversuchen wurde Formel (2-16) zur Ermittlung der elastischen Bettung c_h abgeleitet. Ziel der Untersuchung war hierbei, das Ausknicken von Schrauben zur Druckverstärkung zu quantifizieren, wozu ein Bettungsmodul benötigt wird. Experimentell wurde der Schraubendurchmesser d zwischen 6 mm und 12 mm und der Kraft-Faser-Winkel α zwischen 0° und 90° systematisch variiert. Darüber hinaus wurde die Rohdichte der Hölzer dokumentiert. Der Achs-Faser-Winkel ε betrug jeweils 90° . Entsprechend gehen auch Nenndurchmesser, die Rohdichte und Kraft-Faser-Winkel in die Berechnungsformel ein.

$$c_h = \frac{(0,22 + 0,014 * d) * \rho}{1,17 * (\sin \alpha)^2 + (\cos \alpha)^2} \left[\frac{N}{mm^2} \right] \quad (2-16)$$

Der Bettungsmodul kann auch herangezogen werden, um das mechanische Verhalten einer Schraube unter gleichzeitiger axialer und lateraler Beanspruchung genauer zu beschreiben. Zu diesem Zweck wurden weitere Versuche in Brettschichtholz aus Douglasie und Fichte durchgeführt. Unter Variation des Kraft-Faser-Winkels α zwischen 0° und 90° , des Nenndurchmessers zwischen 9 mm und 12 mm und der Rohdichte in einer Spanne von 310 kg/m^3 bis 450 kg/m^3 wurde Formel (2-17) ermittelt [32].

$$c_{h,\alpha} = \frac{0,00011 * \rho^{2,443} * d^{-0,956}}{7,663 * (\cos \alpha)^2 + 2,645 * (\sin \alpha)^{2,3}} \left[\frac{N}{mm^3} \right] \quad (2-17)$$

Beide Untersuchungen weisen ein sehr ähnliches methodisches Vorgehen auf. Auch die variierten Einflussparameter sind identisch, in ihrer Spanne aber deutlich unterschiedlich. Die resultierenden Formeln zur rechnerischen Ermittlung eines Bettungsmodul fallen aber deutlich unterschiedlich aus. Hierfür kann es eine Vielzahl von Gründen geben. Neben unterschiedlichen Versuchsabmessungen kann auch die Messtechnik Einfluss auf die

Versuchsergebnisse haben. Auch die Wahl und die Spanne der Versuchsparameter kann einen Einfluss haben. Statt Werte aus Bettungsmoduln abzuleiten sollen in den weiteren Untersuchungen daher geschlossene Näherungen für die laterale Steifigkeit betrachtet werden.

2.3.2 Laterale Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln

Statt sich auf die Bestimmung von Bettungsmoduln zu beschränken, wurde in [33] auf Basis eigener Versuche und umfangreicher Ergebnisse aus früheren Versuchen die Formel (2-18) zur Ermittlung der lateralen Steifigkeit von Stabdübeln in Stahl-Holz-Verbindungen abgeleitet. Mithilfe von Bettungsversuchen an einzelnen Stabdübeln sowie Verbindungsversuchen wurden eine Vielzahl von Parametern untersucht und ihr Einfluss quantifiziert. Die Versuchsergebnisse dienen der Validierung eines nichtlinearen Beam-on-Foundation Modells. Abschließend wurde eine numerische Parameterstudie zur Ermittlung der relevanten Einflussparameter durchgeführt.

$$K_{lat} = \frac{11 * \rho_m^{0,25} * d^{1,9}}{(\sin \alpha)^{1,9} + 0,5 * (\cos \alpha)^{1,9}} * n^{0,8} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-18)$$

In den Untersuchungen zeigt sich, dass der bestehende Ansatz nach EN 1995-1-1:2010-12 teilweise deutlich abweichende Ergebnisse gegenüber experimentellen Untersuchungen liefert. Insbesondere die Abhängigkeit vom Kraft-Faser-Winkel α , die in der bisherigen europäischen Normung unberücksichtigt bleibt, wird hier mit betrachtet. Auch der Einfluss des Durchmessers der Verbindungsmittel wird in EN 1995-1-1:2010-12 bisher unterschätzt. Die Berechnungsformeln nach SIA 265:2012 hingegen stimmen mit den realen Versuchsergebnissen näher überein. Über die Ansätze beider Normen hinausgehend, wird auch ein Gruppeneffekt der Verbindungsmittel über die Reduzierung der effektiven Verbindungsmittelanzahl in Formel (2-18) berücksichtigt.

2.4 Axiale Steifigkeit

Das Aufkommen von modernen Vollgewindeschrauben hat neuartige, hochtragfähige Verbindungen ermöglicht. Holzbauschrauben können gegenüber klassischen stiftförmigen Verbindungsmitteln wie beispielsweise Stabdübeln und Nägeln, auch axiale Beanspruchungen aufnehmen und entlang ihres gesamten Gewindes Lasten abtragen. Das Tragverhalten unterscheidet sich dabei grundsätzlich von lateral beanspruchten Verbindungsmitteln. Aus diesem Grund sind zur Ermittlung der Steifigkeit in axialer Richtung völlig neue Berechnungsansätze erforderlich. Eine Vielzahl von Untersuchungen zu diesem Thema sind seit dem Aufkommen dieser Verbindungsmittel durchgeführt und veröffentlicht worden. Die Berechnungsansätze basieren dabei meist auf experimentellen Untersuchungen, auf deren Basismithilfe statistischer Methoden Gleichungen zur Beschreibung der Versuchsergebnisse hergeleitet werden. Aufgrund der unterschiedlichen Untersuchungsmethoden und der Betrachtung von verschiedenen Einflussparametern unterscheiden sich die Formeln teilweise deutlich. Überwiegend erfolgt die Ermittlung der Steifigkeit in Ausziehversuchen an einzelnen Schrauben wie bei [8], [11], [14], Zugversuchen an ganzen Verbindungen [9], Zug- oder Druckscherversuchen [8], [10], [13], [34] und auch Druckversuchen [35]. Die Prüfmethoden und insbesondere die Messmethoden haben dabei großen Einfluss auf die ermittelten Steifigkeiten. Frühe Untersuchungsergebnisse sind inzwischen teilweise überholt und Prüfaufbauten wurden zwischenzeitlich teils mehrfach optimiert, was die teilweise großen Abweichungen in den bestehenden Berechnungsformeln mit erklären.

2.4.1 Ermittlung axialer Steifigkeiten durch Kevarinmäki

Einen ersten Berechnungsansatz für die Steifigkeit von axial belasteten Schrauben liefert [10]. Auf der Basis von 113 Zugscherversuchen wurde neben der Ausziehfestigkeit auch die Steifigkeit ermittelt. Wie in Abbildung 16 deutlich wird, wurden sowohl einheitlich geneigte als auch gekreuzte Schraubenanordnungen geprüft. Die Steifigkeit einer Verbindung mit axial belasteten Schrauben wird mit einem Double-Stiffness-Modell anhand der Formeln (2-19) bis (2-22) ermittelt. Als Einflussparameter geht neben dem Schraubendurchmesser d nur die Länge des Gewindes im Holz $l_{ef,i}$ ein. Außerdem erfolgt die Einschränkung auf einen Achs-Faser-Winkel ε von 45° und eine Einbindetiefe des Gewindes im zweiten Bauteil von $l_{ef,2} = 8 \cdot d$. Es erfolgten Versuche mit Schraubendurchmessern von 4,5 mm bis 8 mm in Vollholz und in Furnierschichtholz mit und ohne Querlagen. Auch wird das Auftreten von Querdruck in den Scherfugen beschrieben. Der Einfluss des Querdrucks in der Scherfuge und der resultierenden Reibung abhängig vom Reibungskoeffizienten μ wird jedoch nur in der Ermittlung der Tragfähigkeit berücksichtigt. Der Verschiebungsmodul K_{ser} wird für die experimentellen Versuche analog zu einem Bettungsmodul ermittelt. Entsprechend der Formeln (2-19) bis (2-22) kann über diesen Verschiebungsmodul eine axiale Steifigkeit je Seite und die Gesamtsteifigkeit der Verbindung ermittelt werden

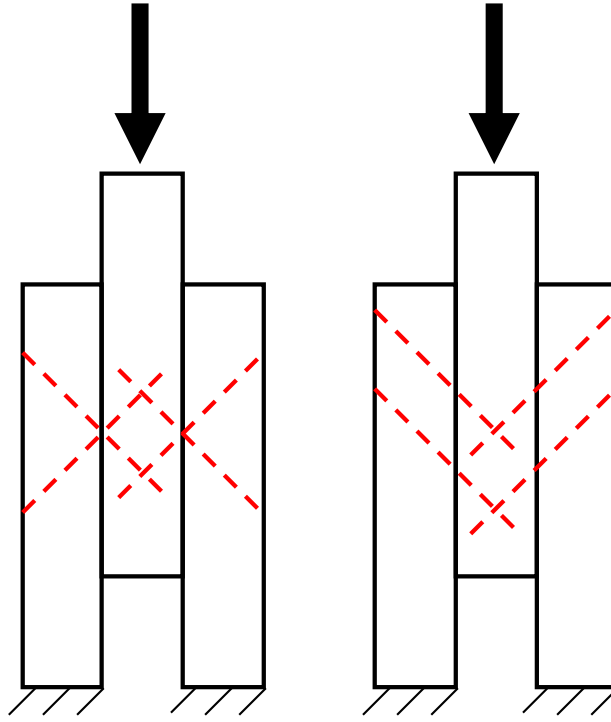


Abbildung 16: Druckscherversuche mit gekreuzter (links) und geneigter (rechts) Schraubenanordnung nach [10]

$$K_{ax} = \frac{1}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-19)$$

$$k_1 = K_{1,ser} * \pi * d * l_{ef,1} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-20)$$

$$k_2 = K_{2,ser} * \pi * d * (l_{ef,2} - d) \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-21)$$

$$K_{i,ser} = K_{ser} * \left(\frac{8 * d}{l_{ef,i}} \right)^{0,3} \left[\frac{N}{mm^3} \right] \quad (2-22)$$

Damit sind grundlegende Einflussparameter definiert und auch ein erster Prüfaufbau entwickelt, auf dem spätere Untersuchungen aufbauen. Der Verschiebungsmodul ist jedoch nur für die spezifischen Versuchsgeometrien gültig. Eine allgemeine Gleichung zur Ermittlung der axialen Steifigkeit wird nicht hergeleitet. K_{ser} wird in diesem Ansatz rein experimentell hergeleitet. In diesem Fall wird die Verschiebung zwischen 20 % und 50 % der Höchstlast durch die entsprechende Last dividiert, um eine Steifigkeit experimentell zu bestimmen.

2.4.2 Berechnungsansatz nach Bejtka

Eine allgemein gültige Formel für die axiale Steifigkeit einer auf Herausziehen beanspruchten Schraube im Holz gibt erstmals [11] an und benennt diese Steifigkeit als K_{ax} . Die Formel (2-23) basiert dabei auf 360 Last-Verschiebungs-Kurven von Ausziehversuchen. Der Achs-Faser-Winkel ε beträgt immer 90° . Die Schraubendurchmesser variieren von 6 mm bis 12 mm. Die Einbindetiefe l_{ef} variiert zwischen 20 mm und 120 mm. Die Steifigkeit wurde als Tangente am Ursprung der Kraft-Verschiebungs-Kurve definiert. In die Formel (2-23) gehen der Schraubennendurchmesser d [mm], die Rohdichte des Holzes ρ [kg/m³] sowie die Länge des im Holz eingedrehten Gewindes l_{ef} [mm] ein. Weitere mögliche Einflussparameter wurden in diesem Rahmen nicht untersucht.

$$K_{ax} = 234 * (\rho * d)^{0,2} * l_{ef}^{0,4} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-23)$$

Diese Formel ist das Ergebnis einer multiplen Regressionsanalyse. Zur Überprüfung wurden deshalb die Versuchsergebnisse von Kevarinmäki [10] und weitere Ausziehversuche mit variierenden Achs-Faser-Winkeln herangezogen. Schon beim Vergleich mit diesen weiteren Versuchen zeigt sich, dass sich die ermittelte Formel für die Steifigkeit nicht generell auf andere Schraubengeometrien und -durchmesser übertragen lässt. Daher erfolgt in [11] die Empfehlung, analog zum Ausziehparameter, auch den Verschiebungsmodul beziehungsweise die axiale Steifigkeit durch Versuche zu ermitteln.

Der Berechnungsansatz ist auch in die ETA 012/0132 [36] der HECO Schrauben GmbH & Co. KG eingegangen. Jedoch geht bei dieser Bemessungsformel (2-24) die Rohdichte des Holzwerkstoffs nicht als Variable mit ein. Stattdessen handelt es sich bei dieser Formel um eine Vereinfachung der Formel (2-23). Sie entspricht der Formel nach Bejtka für eine Rohdichte von $\rho = 410 \text{ kg/m}^2$, also der mittleren Rohdichte eines Brettschichtholzes zwischen Gl24c und Gl28c nach EN 14080:2013-09 [37]. Es gehen somit der Nenndurchmesser der Schraube d [mm] und die Einbindelänge l_{ef} [mm] in die Berechnung mit ein.

$$K_{ax} = 780 * d^{0,2} * l_{ef}^{0,4} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-24)$$

2.4.3 Berechnungsansatz in der Zulassung von SFS-Schrauben

Weitverbreitet in Zulassungen von Teil- und Vollgewindeschrauben ist ein simpler Ansatz, in den nur der Nenndurchmesser d [mm] und die Einbindelänge des Gewindes l_{ef} [mm] jeweils linear sowie ein Koeffizient eingehen. Dieser sehr geradlinige Berechnungsansatz (2-25) beziehungsweise (2-26) erhielt erstmals Einzug in die nationale Zulassung der SFS intec AG und die darauffolgende ETA 012/0062 [38]. Später wurde dieser auch in weiteren Zulassungen von Holzbauschrauben wie beispielsweise in der ETA 011/0190 (Würth) [6] und ETA 012/0114 (Spax) [39] aufgenommen. Ein Einfluss der Rohdichte wird nicht berücksichtigt, jedoch wird dem durch eine Anpassung des Koeffizienten von 25 für Nadelholz (Formel (2-25)) oder 30 für Laubholz (Formel (2-26)) Rechnung getragen.

$$K_{ax} = 25 * d * l_{ef} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-25)$$

$$K_{ax} = 30 * d * l_{ef} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-26)$$

In der Veröffentlichung [13] wird gezeigt, dass die Formel die experimentell ermittelten axialen Steifigkeiten tendenziell unterschätzt. Daher wird vorgeschlagen, den Koeffizienten auf Basis der angestellten Untersuchungen zu 40 entsprechend Formel (2-27) anzupassen.

$$K_{ax} = 40 * d * l_{ef} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-27)$$

Für verschiedene Holzarten und Holzwerkstoffe wie LVL, die im Vergleich zu Vollholzprodukten derselben Holzart deutlich höhere Rohdichten aufweisen, wird in ETA 022/0772 [40] (Hilti) eine Anpassung des Koeffizienten unter Berücksichtigung der verschiedenen Rohdichten vorgenommen. Während der Koeffizient für Nadelholz unverändert bei 25 bleibt, liegen die Werte für Laubholz gegenüber den früheren Zulassungen deutlich höher. Sie reichen von 34 (Pappel) bis 78 (Buchenvollholz). Für Buche-LVL wird ein spezifischer Koeffizient von 53 angesetzt, um die von Vollholz abweichenden Werkstoffeigenschaften zu berücksichtigen.

2.4.4 Berechnungsansätze nach Blaß und Steige

Anhand von vergleichenden Untersuchungen an Auszieh-, Druckscher- und Diagonalscher- versuchen wurde in [8] die axiale Steifigkeit untersucht. In 290 Einzelversuchen wurden dabei verschiedene Parameter variiert. Die Steifigkeit wurde, angelehnt an EN 26891:1991-07 [17], aus den Messwerten zwischen 10 % und 40 % der geschätzten Höchstlast ermittelt. Ein möglicher Schlupf zu Belastungsbeginn geht somit nicht mit ein. Es kann gezeigt werden, dass der Schraubendurchmesser d [mm] (= Gewindeaußendurchmesser = Nenndurchmesser), die Einbindelänge des Gewindes l_{ef} [mm], die Rohdichte des Holzes ρ [kg/m³] sowie der Einbringwinkel (in diesem Fall eigentlich der Achs-Faser-Winkel ε) signifikanten Einfluss auf die axiale Steifigkeit haben. Als weiterer entscheidender Einflussparameter auf die gemessenen Werte wird der Prüfaufbau selbst identifiziert. Ausziehversuche liefern tendenziell geringere Steifigkeitswerte, Scherversuche hingegen deutlich größere Steifigkeitswerte. Insbesondere die Prüfkongfiguration der Ausziehversuche wird aufgrund der kleinen Verformungen als sehr fehleranfällig eingestuft.

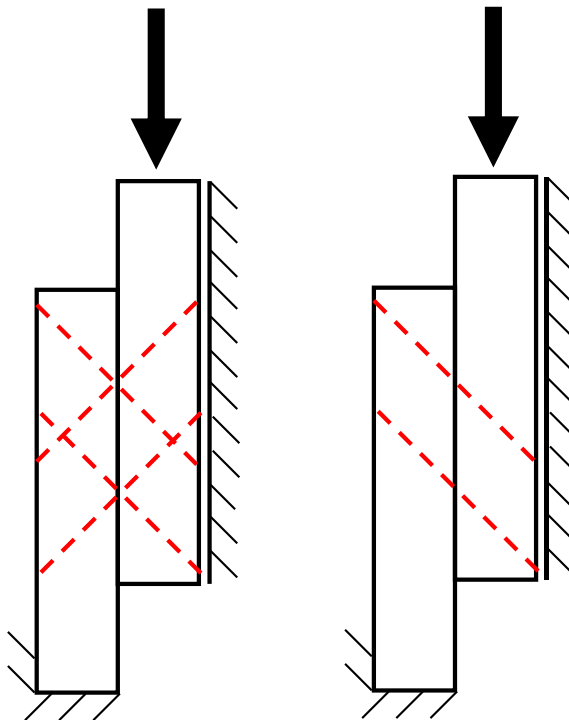


Abbildung 17: Druckscherversuche mit gekreuzter (links) und geneigter (rechts) Schraubenanordnung nach [8]

Als zielführender werden die (Druck-) Scherversuche angesehen. Hierbei treten deutlich längere Messwege auf, da die Schrauben in zwei Bauteilen verankert sind. Außerdem ähnelt diese Prüfkongfiguration den meisten Anwendungsfällen in Zugverbindungen mit geneigten Schrauben. Rein mechanisch ergeben sich jedoch planmäßige Querdruckkräfte in der Scherfuge und darüber Last- und Steifigkeitsanteile aus dem Kontakt zwischen den Hölzern. Aus diesem Grund wird neben einer Ausführung mit auf Zug beanspruchten geneigten Schrauben auch eine Variante mit gekreuzten Schrauben untersucht. Beide Prüfgeometrien sind in Abbildung 17 gegenübergestellt. Im zugehörigen mechanischen Modell ist somit eine Schraube auf Zug und eine Schraube auf Druck beansprucht und in der Scherfuge wird zwischen den Holzbauteilen keine Kraft übertragen. Anhand der versuchstechnisch ermittelten Werte werden per multipler nichtlinearer Regression mehrere Berechnungsformeln für die Schraubensteifigkeit ermittelt. Der Einbringwinkel zur Faserrichtung bleibt aufgrund der Ergebnisse der Regressionsanalyse unberücksichtigt. Ausgehend von der Annahme, dass durch eine gekreuzte Schraubenanordnung Einflüsse aus Reibung ausgeschlossen werden, ergibt sich Formel (2-28). Auf Basis der Ausziehversuche ergibt sich Formel (2-29). Diese Formel geht in die Neufassung der prEN 1995-1-1:2023-10/2024-09 [7], [31] mit ein.

$$K_{ax} = 0,48 * d^{0,4} * l_{ef}^{0,4} * \rho^{0,3} \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-28)$$

$$K_{ax} = 0,002 * d^{0,6} * l_{ef}^{0,6} * \rho^{0,9} \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-29)$$

Für die Umrechnung der Verbindungssteifigkeit in die axiale Steifigkeit beziehungsweise umgekehrt werden darüber hinaus die geometrischen Formeln für geneigte und gekreuzte Schraubenanordnungen aufgestellt. Diese sind im Abschnitt 2.5 genauer erläutert. In der Untersuchung wird auf einen signifikanten Unterschied der in den Druckscherversuchen ermittelten Steifigkeiten zwischen geneigter und gekreuzter Anordnung von 22 % hingewiesen. Dieser Umstand wurde in [41] mithilfe von FE-Modellen weiter untersucht. Die Annahme, dass in der Scherfuge bei gekreuzter Schraubenanordnung keine Kräfte durch Haftung und Reibung übertragen werden und diese somit keinen Einfluss auf die ermittelten Steifigkeiten der Verbindung haben, wird durch die FE-Modellierung widerlegt. Es wird zwar deutlich, dass die gekreuzte Schraubenanordnung die Kontaktflächen und die über Kontakt übertragenen Querdruckkräfte reduziert, jedoch eine Übertragung von Kräften nicht grundlegend ausschließt. Die als Grundlage der Regressionsanalyse dienenden Werte führen deshalb zur Überschätzung der Schraubensteifigkeiten. Somit wird in [41] auch gezeigt, dass der Reibungskoeffizient μ , auch bei gekreuzter Schraubenanordnung, Einfluss auf die Verbindungssteifigkeit hat.

2.4.5 Berechnungsansätze nach Ringhofer et al.

Eine ähnliche Methodik wie zuvor wird auch in [14] verwendet. Auf Grundlage von etwa 5500 Ausziehversuchen mit Schrauben in Schnittholz, Brettschichtholz und Brettsperrholz aus Fichte (*Picea abies*) werden variierte Einflussparameter untersucht. Diese umfassen den Außendurchmesser, die Einbindelänge des Gewindes, die Einbindetiefe des Gewindeteils im Holz (bei Teilgewindeschrauben), die Rohdichte, die Holzfeuchte, den Achs-Faser-Winkel ε beziehungsweise Kraft-Faser-Winkel α , die Anzahl der durchdrungenen Brettlagen sowie die Anzahl der Brettlagen in Brettsperrholz. Bei Ausziehversuchen aus den Schmalflächen von Brettsperrholz wurde ferner die Ausrichtung der angrenzenden Bretter und der Abstand zur Klebefuge betrachtet. Aus diesen Parametern wurden die Rohdichte ρ [kg/m³], Verbindungsmitteldurchmesser d [mm] und Einbindelänge des Gewindes l_{ef} [mm] als maßgebende Einflussparameter identifiziert. Über eine multiple nichtlineare Regressionsanalyse wird auf Basis von 1300 dieser Versuche Formel (2-30) hergeleitet.

$$K_{ax} = 77,6 * \rho^{0,75} * d^{-0,7} * l_{ef}^{0,4} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-30)$$

Die berücksichtigten Einflussparameter sind identisch zu den Ansätzen von [8] und [11], jedoch gehen Sie mit deutlich abweichender Gewichtung ein. Der Nenndurchmesser geht sogar mit negativem Exponenten ein.

In einer neueren Untersuchung [29] mit etwa 1000 Ausziehversuchen mit variierten Rohdichten von 380 kg/m³ bis 470 kg/m³, Schraubendurchmessern zwischen 6 mm und 16 mm, Einbindelängen zwischen $6 * d$ und $24 * d$ und Achs-Faser-Winkeln zwischen 0° und 90° wurde eine angepasste Formel abgeleitet. Hierbei kam eine optimierte Versuchs- und Messkonfiguration zum Einsatz, die einen Einfluss von Schraubenspitze und -kopf ausschließt. Die entsprechende Formel (2-31) wird leicht abgewandelt auch im Entwurf der Neufassung des Eurocodes prEN 1995-1-1:2023-10 [31] berücksichtigt.

$$K_{ax} = 122,6 * \left(\frac{\rho}{420} \right)^{0,86} * d * l_{ef}^{0,59} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-31)$$

2.4.6 Weitere Berechnungsansätze für die axiale Steifigkeit

Neben den vorgestellten Berechnungsansätzen für die axiale Steifigkeit bestehen noch einige weitere Ansätze. Diese haben jeweils gemein, dass sie auf experimentell gewonnenen Daten basieren. Auf Grundlage dieser Daten werden zunächst durch eine Parameteranalyse die relevanten Einflussparameter identifiziert. Diese dienen dann als Grundlage für eine multiple, teilweise nichtlineare Regressionsanalyse. Die entsprechenden Ergebnisse hängen wie bei den zuvor genauer dargestellten Untersuchungen stark von den ermittelten Versuchsergebnissen und dem Versuchsumfang ab. Mehrere entsprechende Modelle werden hier vorgestellt, aber aufgrund des kleinen Probenumfangs oder aufgrund der von den hier angestellten Untersuchungen deutlich abweichenden Variationsparametern nicht weiter vertieft betrachtet.

Auch für Gewindestangen mit Holzschraubengewinde existieren entsprechende Untersuchungen [42]. Die Datenbasis bilden 221 Ausziehversuche. Die Rohdichte ρ [kg/m³], Verbindungsmitteldurchmesser d [mm] und Einbindelänge des Gewindes l_{ef} [mm] werden als Einflussparameter identifiziert und mithilfe der nichtlinearen Regression Formel (2-32) hergeleitet. Berücksichtigt werden darin auch der Kraft-Faser-Winkel α beziehungsweise Achs-Faser-Winkel ε (wegen Kraft-Achs-Winkel $\gamma = 0^\circ$).

$$K_{ax,\alpha} = \frac{50000 * \left(\frac{d}{20}\right)^2 * \left(\frac{\rho}{470}\right)^2 * \min\left\{\left(\frac{l_{ef}}{300}\right)^{0,75}, 1,0\right\}}{0,40 * (\cos \alpha)^{2,3} + (\sin \alpha)^{2,3}} \left[\frac{N}{mm}\right] \quad (2-32)$$

Einen ähnlichen Ansatz verwendet auch [43]. Auf Grundlage von 100 eigenen Versuchen wird mithilfe von nichtlinearer Regressionsanalyse Formel (2-33) hergeleitet.

$$K_{ax,\alpha} = \frac{0,173 * l_{ef}^{0,414} * \rho^{0,715} * d^{-0,512}}{5,092 * (\cos \alpha)^2 + 6,351 * (\sin \alpha)^2} \left[\frac{N}{mm}\right] \quad (2-33)$$

Hierbei wird, gegenüber den zuvor näher beschriebenen Ansätzen, als weiterer Einflussparameter der Kraft-Faser-Winkel α mit aufgenommen. Der Nenndurchmesser wird zwischen 9 mm und 11 mm variiert. Die Variation der Rohdichte wurde durch die Wahl von Brettschichtholz zweier verschiedener Holzarten mit mittleren Rohdichten von 429 kg/m³ und 533 kg/m³ erreicht. Der Kraft-Faser-Winkel α wurde zwischen 0° und 90° in fünf Stufen variiert.

Die identifizierten Einflussparameter decken sich bei diesen Untersuchungen mit den zuvor vorgestellten, umfangreicheren Untersuchungen. Die Gewichtung der Einflussparameter unterscheidet sich aber wie schon zuvor.

2.5 Interaktion zwischen lateraler und axialer Steifigkeit

In den zuvor vorgestellten Untersuchungen wird die Steifigkeit in lateraler und in axialer Richtung der Schraube jeweils separat betrachtet. Bei realen Bauteilen treten jedoch beide Beanspruchungen in der Regel überlagert auf. Kraft-Achs-Winkel von 0° , also die ausschließliche Beanspruchung der Schraube in ihrer Achsrichtung, finden sich meist nur bei Zuganschlüssen von untergeordneten Bauteilen. Weit häufiger kommt jedoch der Fall von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln vor. Offensichtlich wird das bei den üblichen Verbindungen mit unter 30° oder 45° geneigt eingebrachten Schrauben und einem entsprechenden Achs-Scherfugen-Winkel δ . Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass die axiale Steifigkeit meist quantitativ wesentlich größer ist, als die laterale Steifigkeit. Ein sehr simpler Ansatz zur Ermittlung der Steifigkeit $K_{s,ax}$ parallel zur Scherfuge beziehungsweise in Lastrichtung bei Zugscherverbindungen ist rein geometrisch. Dieser Ansatz unter Vernachlässigung der lateralen Steifigkeit ist in Formel (2-34) aus [8] dargestellt. Für Verbindungen, in denen der Kontakt in der Scherfuge nicht sichergestellt ist oder eingeschränkt auch für gekreuzte Schraubenanordnungen (vgl. Abschnitt 2.4.4), kann eine weitere Vereinfachung zu Formel (2-35) erfolgen. All diese Vereinfachungen können unter Einhaltung entsprechender Randbedingungen, wie einem flachen Achs-Scherfugen-Winkel δ und geringer Biegesteifigkeit der Schrauben, welche mit kleinem Schraubendurchmesser einhergeht, ausreichen, sind aber keineswegs allgemein gültig.

$$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta) \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-34)$$

$$K_{s,ax} = K_{ax} * (\cos \delta)^2 \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-35)$$

Insbesondere bei größeren Schraubendurchmessern darf die laterale Steifigkeit nicht vernachlässigt werden. Aber auch vollständig lateral beanspruchte Verbindungsmittel können eine axiale Beanspruchung erfahren, wenn sich bei entsprechend großen Verformungen der Seileffekt einstellt. Für die Untersuchung der Steifigkeit sind diese Fälle jedoch nicht relevant, da sie erst bei weit über den linearen Bereich hinausgehenden Verformungen auftreten, also erst im Bereich der Tragfähigkeit und nicht schon im Bereich der Gebrauchslasten. Betrachtet wird deshalb hauptsächlich der Fall der geneigt eingebrachten Schrauben mit Achs-Scherfugen-Winkel δ ab etwa 30° . Verschiedene Ansätze versuchen eine Quantifizierung der kombinierten Effekte der axialen Beanspruchung mit der lateralen Bettung eines Verbindungsmittels durch entsprechende Berechnungsformeln anzunähern.

2.5.1 Kombination von axialer und lateraler Belastung

In [44] wird ein Versuchsaufbau vorgestellt, der die Durchführung von Ausziehversuchen an Schrauben unter Variation des Kraft-Achs-Winkels γ ermöglicht. Dabei wird ein Holzquerschnitt in einer drehbar gelagerten und in definierten Winkeln arretierbaren Schale eingespannt, sodass die Schraube sowohl lateral ($\gamma = 90^\circ$), axial ($\gamma = 0^\circ$) sowie in definierten Winkeln dazwischen geprüft werden kann. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Tragfähigkeit einer Schraube bei kleinen Kraft-Achs-Winkeln nur geringfügig gegenüber ihrer rein axialen Tragfähigkeit abnimmt. Im Rahmen der Untersuchung wurden jedoch lediglich zwei Zwischenwinkel von $\gamma = 30^\circ$ und $\gamma = 60^\circ$ berücksichtigt, obwohl der Prüfaufbau prinzipiell auch eine feinere Abstufung in 15° -Schritten ermöglicht. Auch der Achs-Faser-Winkel ε und damit einhergehend der Kraft-Faser-Winkel α lassen sich durch den Zuschnitt des Holzquerschnitts frei variieren.

Der Versuchsaufbau erlaubt nicht nur die Bestimmung der Tragfähigkeiten, sondern auch die Messung von Verformungen, aus denen sich die entsprechenden Steifigkeiten ableiten lassen. In [44] wurde die Steifigkeit jedoch ausschließlich für rein lateral beanspruchte Verbindungsmittel ermittelt und mit rechnerischen Werten nach EN 1995-1-1:2010-12 [25] und SIA 265:2012 [30] verglichen. Dabei wurde deutlich, dass die Berechnungsansätze beider Normen die experimentell ermittelten Steifigkeitswerte teils erheblich überschätzen. Der Ansatz nach EN 1995-1-1:2010-12 überschätzt die experimentellen Werte um Faktoren von 4 bis 46, während der Ansatz nach SIA 265:2012 eine Überschätzung um Faktoren von 1,5 bis 3,7 aufweist. Dies unterstreicht die Diskrepanz zwischen theoretischen Berechnungsmodellen und den tatsächlich gemessenen Werten.

Eine experimentelle Ermittlung der Steifigkeiten unter rein axialer oder kombinierter axialer und lateraler Beanspruchung wurde nicht durchgeführt.

2.5.2 Berechnungsansatz nach Tomasi et al.

Einen mechanischen Ansatz, der sowohl die axiale als auch die laterale Steifigkeit für variierte Winkel erfasst, liefert [12]. Grundlage dieses Berechnungsansatzes bildet die Annahme, dass eine Schraube nicht nur axiale Beanspruchungen erfährt, sondern auch laterale Beanspruchungen und damit einhergehende Biegung. Aus diesem Grund erfolgt zunächst eine getrennte Ermittlung von lateraler und axialer Steifigkeit. Die laterale Steifigkeit K_{lat} wird dabei mit dem Berechnungsansatz nach EN 1995-1-1:2010-12 [25] ermittelt. Hierbei werden der Schraubendurchmesser und die Rohdichte der angeschlossenen Bauteile berücksichtigt. Die axiale Steifigkeit K_{ax} kann beispielsweise über den Berechnungsansatz nach [38] anhand des Schraubendurchmessers und der Einbindelänge des Gewindes ermittelt werden. Hierbei ist zu beachten, dass die laterale Steifigkeit pro Scherfuge und Verbindungsmittel ermittelt wird. Die axiale Steifigkeit wird jedoch in einem Double-Stiffness-Modell je Seite der Scherfuge abgebildet. Um diese je Verbindungsmittel und Scherfuge zu ermitteln, ist

entsprechend in Reihe geschalteter Federn, eine Gesamtsteifigkeit in axialer Richtung zu ermitteln.

Ausgehend von einer Lastrichtung parallel zur Scherfuge, wie sie in üblichen Zugscherverbindungen herrscht, lässt sich die entsprechende resultierende Steifigkeit mithilfe von Formel (2-36) berechnen. Maßgebend ist der Achs-Scherfugen-Winkel δ . Hierbei wird neben der axialen und der lateralen Steifigkeit auch der Reibungskoeffizient μ in der Scherfuge berücksichtigt.

$$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta) \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-36)$$

Für Scherverbindungen mit gekreuzter Schraubenanordnung mit Zug- und Druckschrauben lässt sich der Berechnungsansatz unter der Annahme gleicher Steifigkeiten noch weiter vereinfachen zu Formel (2-37). Diese kann jedoch nur als Näherung dienen, da aufgrund der Biegesteifigkeit der zu verbindenden Bauteile immer Bereiche mit Querdruckbeanspruchungen in einer solchen Scherfuge auftreten [41].

$$K_{s,ax} = K_{lat} * (\sin \delta)^2 + K_{ax} * (\cos \delta)^2 \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-37)$$

Formel (2-36) und (2-37) bilden auch die Grundlage für die Ermittlung der Steifigkeit nach prEN 1995-1-1:2023-10 und prEN 1995-1-1:2024-09 [7], [31].

2.5.3 Berechnungsansatz nach De Santis und Fragiaco

Neben der Auswertung experimenteller Untersuchungen und geometrischer Ansätze besteht auch bei der Kombination von lateraler und axialer Beanspruchung die Möglichkeit, mechanische Modelle zu entwickeln, um die Steifigkeit von Verbindungsmitteln abzuschätzen. Zur Anwendung kommen meist Beam-on-Foundation-Modelle. Mithilfe von richtungsabhängigen Federpaaren und der Steifigkeit, der zu einem Balkenstab vereinfachten Schraube, lässt sich so nicht nur eine laterale Beanspruchung, sondern auch eine winkelnabhängige Beanspruchung abbilden. Auf dieser mechanischen Grundlage lassen sich analytische Gleichungen herleiten [16] oder numerische Modelle entwickeln. Basierend auf bestehenden Versuchsergebnissen lässt sich dieser Berechnungsansatz mit entsprechenden Steifigkeiten anpassen, um die Versuchsergebnisse realitätsnah abzubilden. Als Einflussparameter werden die Rohdichte ρ [kg/m³] der beiden Bauteile, der Schraubennennendurchmesser d [mm] und die Einbindelänge l_{ef} [mm] in beiden Bauteilen sowie der Achs-Scherfugen-Winkel δ berücksichtigt. Die Reibung zwischen den Bauteilen wird entsprechend Formel (2-36) mit $\mu = 0,25$ angesetzt beziehungsweise für gekreuzte Schraubenverbindungen zu Null gesetzt. Ein entsprechender analytischer Ansatz ist für die Baupraxis jedoch deutlich zu komplex. Aus diesem Grund wurde auf Basis des analytischen Modells eine Vereinfachung vorgenommen. Unter der Annahme einer Last parallel zur Scherfuge und zur Faserrichtung werden die Parameter abhängig vom Achs-Scherfugen-Winkel δ bestimmt. Mithilfe einer

nichtlinearen Regression werden zwei Formeln hergeleitet. Hierbei wird zwischen überwiegend lateraler oder überwiegend axialer Beanspruchung unterschieden. Bei überwiegend lateraler Beanspruchung ($\delta > 60^\circ$) gilt Formel (2-38). Bei überwiegend axialer Beanspruchung ($\delta \leq 60^\circ$) gilt Formel (2-39). Die Exponenten und der Vorfaktor, die den Einfluss von Rohdichte, Einbindelänge und Nenndurchmesser berücksichtigen, sind in Tabelle 3 zusammengestellt.

$$K_{s,ax} = dd * (\rho_1^{aa} * l_{ef,1}^{bb} + \rho_2^{aa} * l_{ef,2}^{bb}) * d^{cc} \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-38)$$

$$K_{s,ax} = \frac{dd * d^{cc}}{\frac{1}{\rho_1^{aa} * l_{ef,1}^{bb}} + \frac{1}{\rho_2^{aa} * l_{ef,2}^{bb}}} \left[\frac{kN}{mm} \right] \quad (2-39)$$

Tabelle 3: Exponenten und Vorfaktoren für Formeln (2-38) und (2-39) abhängig von Achs-Scherfugen-Winkel δ

Winkel δ [°]	aa	bb	cc	dd
90	1,04	0,056	1,11	0,18
75	1,04	0,056	1,11	0,18
60	1,07	0,51	0,76	0,31
45	1,07	0,68	0,65	0,29
30	1,09	0,77	0,58	0,23
15	1,14	0,86	0,47	0,095

Die als Grundlage herangezogenen Versuchsergebnisse stammen zu einem großen Teil aus der Untersuchung [8]. Die numerisch hergeleiteten Formeln führen deshalb trotz grundlegend anderer Methodik zu sehr ähnlichen Ergebnissen.

2.5.4 Zug rechtwinklig zur Scherfuge

Eine weitere Belastung erfasst [9]. Das Ziel der dortigen Untersuchung ist es, ähnlich wie zuvor, den Einfluss der lateralen und axialen Steifigkeit der Schraube auf die Systemsteifigkeit einer Verbindung mit geneigt eingebrachten Schrauben zu quantifizieren. Dabei wird unterschieden zwischen Verbindungen mit Belastung parallel zur Scherfuge wie bei den meisten Zugscherverbindungen und rechtwinklig zur Scherfuge. Bisherige Untersuchungen an ganzen Verbindungen haben sich meist auf eine faserparallele Belastung, parallel zur Scherfuge beschränkt. In [9] wird stattdessen eine Verbindung mit einer Zugkraft rechtwinklig zur Scherfuge untersucht. Zur Veranschaulichung sind beide Belastungsrichtungen in Abbildung 18 schematisch dargestellt. Auch bei einer Belastung rechtwinklig zur Scherfuge wirken laterale und axiale Steifigkeitsanteile. Jedoch wirken beide Anteile analog zu einem Federmodell in Reihe statt parallel.

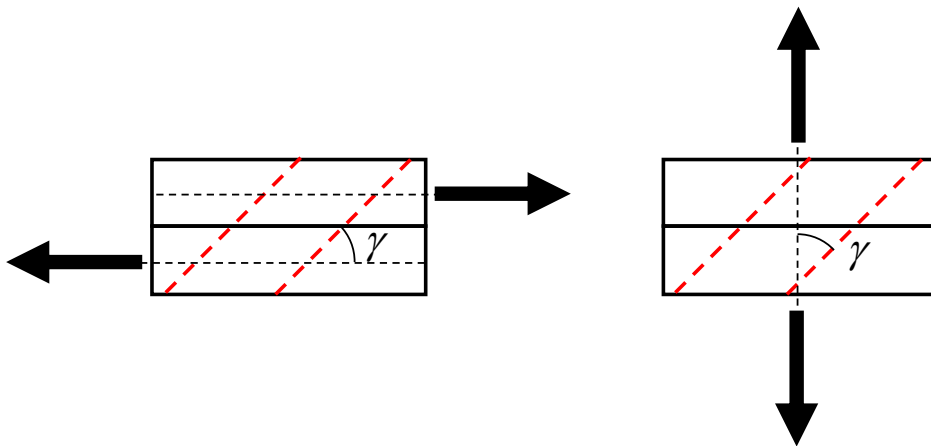


Abbildung 18: Belastung parallel zur Scherfuge (links) und rechtwinklig zur Scherfuge (rechts)

Die experimentellen Daten zur Überprüfung der hergeleiteten Formeln werden sowohl aus Druckscherversuchen als auch aus Zugversuchen mit zwischen 45° und 90° variierten Achs-Faser-Winkeln ε ermittelt. Der Kraft-Achs-Winkel γ von 45° ist konstant. Der Achs-Scherfugen-Winkel δ ist ebenfalls konstant mit 45° . Die Kraft wirkt in den Druckscherversuchen parallel zur Scherfuge und in den Zugversuchen unter 90° zur Scherfuge. Somit werden zwei Fälle untersucht. Zum einen Zug- beziehungsweise Druckscherverbindungen mit Querdruck in der Scherfuge und zum anderen Zugversuche mit Bauteilen ohne Druck in der Scherfuge. Bei einer Verbindung mit lateral beanspruchten Verbindungsmitteln kann man somit von einem unbeanspruchten und einem beanspruchten Rand sprechen.

Am beanspruchten Rand beträgt die Bettung Null. In einem zu definierenden Abstand x_1 herrscht vollständige Bettung. Dieser Abstand lässt sich über die Lochleibungsfestigkeit f_h und Rollschubfestigkeit $f_{v,roll}$ des Holzes sowie die Geometrie der Verbindung, genauer des effektiven Schraubendurchmessers $d_{ef} = 1,1 * d_1$ sowie des Achs-Faser-Winkels ε , anhand von Formel (2-40) herleiten.

$$x_1 = \frac{f_h * d_{ef}}{2 * \tan \varepsilon * f_{v,roll}} [mm] \quad (2-40)$$

Wenn die Bettung in diesem Randbereich zu Null gesetzt wird, kann die Schraube als eingespannter Kragarm wie in Abbildung 19 dargestellt betrachtet werden. Die Verformung entspricht der eines elastischen Biegestabs. Die laterale Steifigkeit im Bereich der Scherfuge wird entsprechend Formel (2-41) abhängig vom Kerndurchmesser, dem E-Modul der Schraube und der Länge des Randbereich mit reduzierter Bettung x_1 definiert.

$$K_{lat,pulling} = \frac{3 * E_{Steel} * \pi * d_1^4}{64 * x_1^3} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-41)$$

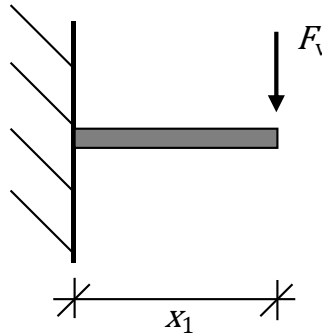


Abbildung 19: Modell Schraube als eingespannter Biegestab nach Jockwer [9]

Die Steifigkeit der Verbindung in Lastrichtung wird in einem Double-Stiffness-Modell abgebildet. Sie setzt sich aus den in Reihe geschalteten axialen und lateralen Steifigkeiten entsprechend Formel (2-42) zusammen.

$$K_{90} = \frac{1}{\frac{1}{K_{lat,pulling}} + \frac{1}{K_{ax}}} \left[\frac{N}{mm} \right] \quad (2-42)$$

Zug rechtwinklig zur Scherfuge in einer Verbindung mit geneigten Schrauben führt aus der Anschauung heraus zu wesentlich geringeren Steifigkeiten als eine rein axiale Beanspruchung der Schrauben oder die Beanspruchung in einer Scherverbindung. Auch das Tragverhalten ist grundlegend verschieden. Schrauben sollen soweit möglich achsparallel zur Lastrichtung angeordnet werden oder in Verbindungen die ein Aktivieren von Reibanteilen ermöglichen. Daher ist diese Ausführung für hochtragfähige Verbindungen zu meiden.

2.6 Rotationssteifigkeit

Verbindungen im Holzbau werden primär zur Übertragung von Normal- und Querkraften hergestellt. Verbindungen zur Übertragung von Momentenbeanspruchungen stellen hingegen einen Sonderfall dar und sind meistens komplexer in ihrer Ausführung. Trotzdem weisen Verbindungen in der Regel eine gewisse Rotationssteifigkeit gegenüber Momenten auf. Sowohl volle Einspannungen wie auch Vollgelenke lassen sich nur sehr eingeschränkt baupraktisch realisieren. In der statischen Berechnung ist es deshalb meist sinnvoll, Verbindungen eine Federsteifigkeit in alle Achsrichtungen K_u sowie Rotationssteifigkeiten K_R und eventuell auch eine Torsionssteifigkeit K_T zuzuweisen. An dieser Stelle soll jedoch nur die Rotationssteifigkeit genauer betrachtet werden.

2.6.1 Biegestarre Verbindungen

Generell spricht man bei Verbindungen, die neben Querkraften auch Biegemomente aufnehmen können, von biegesteifen Verbindungen. Insbesondere im Holzbau ist zwischen einer biegestarren Verbindung zu unterscheiden, die bei einer Momentenbeanspruchung keine relevanten Verdrehungen erfährt, und einer drehfederelastischen Verbindung, die eine endliche Steifigkeit aufweist und bei Belastung eine entsprechende Verdrehung erfährt. Im Gegensatz dazu können gelenkige Verbindungen nur Quer- und Normalkräfte, aber keine Biegemomente übertragen. Im Holzbau sind biegesteife Verbindungen besonders im Hallenbau verbreitet. Hier werden sowohl Dreigelenkrahmen mit biegestarren Eckverbindungen als auch Zweigelenkrahmen mit drehfederelastisch eingespannten Stützenfüßen eingesetzt.

Biegesteife Verbindungen können sowohl mit mechanischen Verbindungsmitteln als auch durch flächenhafte Verklebung von Bauteilen (z.B. bei Universalkeilzinkenverbindungen, gebogenem BSH, scheibenförmig beanspruchtem Brettsper Holz oder eingegossenen Stützenfüßen) hergestellt werden. Darüber hinaus können biegesteife Verbindungen auch mit aufgelösten Verbindungen erstellt werden. Dazu wird die Momentenbeanspruchung in eine Zug- und in eine Druckkomponente aufgeteilt und über zwei getrennte Stäbe abgeleitet. Die entsprechenden Teile der Verbindung müssen somit primär nur Normalkräfte aufnehmen.

Drehfederelastische Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln müssen eindeutig von biegestarren Verbindungen unterschieden werden. Sie ermöglichen zwar die Übertragung von Biegemomenten, erfahren dabei aber auch Verdrehungen. Diese Verdrehungen lassen sich quantifizieren über die Rotationssteifigkeit K_R .

2.6.2 Biegesteife Stabdübelverbindungen und Stabdübelkreis

Einhergehend mit der Entwicklung des Brettschichtholzes und der Verfügbarkeit von Querschnittsabmessungen, die den Querschnitt eines Baumes übersteigen, begann die Entwicklung von biegesteifen Verbindungen entsprechender Bauteile durch Bolzen und Stabdübel. Weite Verbreitung fand der Sonderfall des Stabdübelkreises, wie er in Abbildung 20 schematisch dargestellt ist.

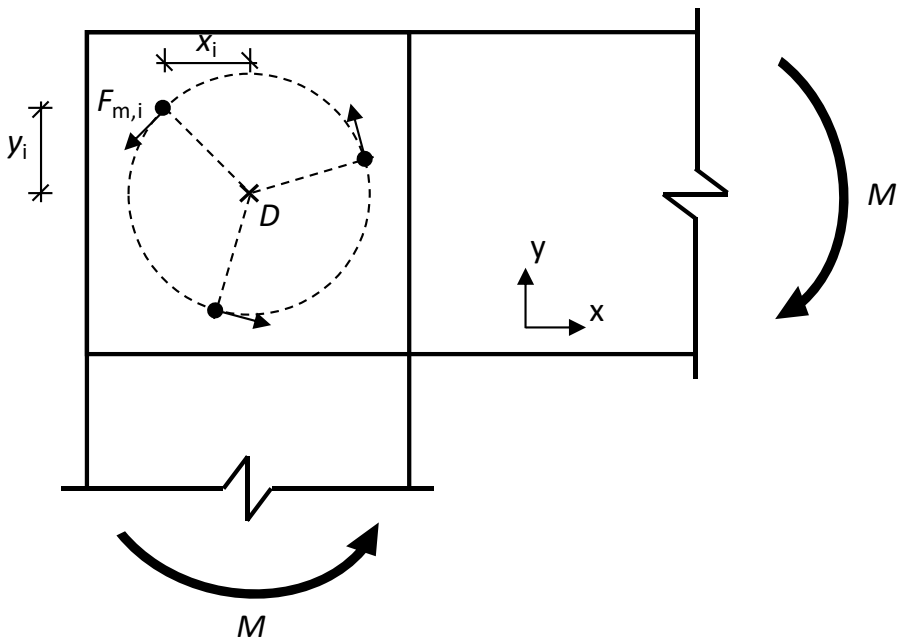


Abbildung 20: Stabdübelkreis (schematisch)

Die Grundlagen zur Berechnung entsprechender Verbindungen liefert [21] für Stabdübelverbindungen mit mindestens zwei stiftförmigen Verbindungsmitteln. Die Normalkräfte und Querkkräfte werden anteilig auf die Verbindungsmittel verteilt. Die Momente werden in Einzelkräfte aufgeteilt. Die Aufteilung der Momente erfolgt entsprechend der Hebelarme zum geometrischen Mittelpunkt der Verbindungsmittelgruppe, der als Drehpunkt angenommen

wird. Die aus dem Moment resultierende Kraft geht entsprechend der Abstände des Verbindungsmittels zu diesem Drehpunkt anteilig zum polaren Trägheitsmoment I_p nach Formel (2-43) ein.

$$I_p = 4 * \sum_{i=1}^{m_x} \sum_{j=1}^{m_y} r_{ij}^2 = 4 * \sum_{i=1}^{m_x} \sum_{j=1}^{m_y} (x_{ij}^2 + y_{ij}^2) \text{ [mm}^2\text{]} \quad (2-43)$$

Voraussetzung ist, dass alle Verbindungsmittel denselben Verschiebungsmodul K aufweisen. In der Gesamtverbindung wird für jedes Verbindungsmittel richtungsabhängig aus den Lastanteilen, die sich aus Normalkraft, Querkraft und Biegemoment ergeben, eine resultierende Kraft gebildet. Anschließend kann anhand des Kraft-Faser-Winkels α und der resultierenden Kraft das maßgebende Verbindungsmittel bestimmt und an diesem ein Nachweis geführt werden. Die Verbindungsmittel können sowohl linienförmig in einer Reihe als auch in mehreren Reihen oder auch getrennt in zwei Verbindungsmittelgruppen angeordnet sein. Auch kann bei den üblichen kleinen Verdrehwinkeln φ der Lastanteil aus dem Biegemoment unter Zuhilfenahme des Strahlensatzes ermittelt werden. Unberücksichtigt bleiben bei dieser Betrachtung jegliche Einwirkungen auf die verbundenen Bauteile. Die Schubverzerrung zwischen den Verbindungsmitteln wird aufgrund des geringen Verformungsanteils nicht weiter quantifiziert. Die Steifigkeit der Verbindungsmittel wird als gleichbleibend angesetzt beziehungsweise eine Richtungsabhängigkeit dieser Steifigkeit wird vernachlässigt.

Diese mechanischen Grundsätze der biegesteifen Verbindung mit Stabdübeln gelten auch für den Sonderfall eines Stabdübelkreises [20]. Beim Stabdübelkreis sind alle Verbindungsmittel im selben Abstand zum Mittelpunkt der Verbindungsmittelgruppe auf einer Kreislinie angeordnet. Hierdurch werden alle Verbindungsmittel annähernd gleichmäßig beansprucht. Die maximale Beanspruchung erfährt der Stabdübel, bei dem die Beanspruchung aus dem Moment und die aus Quer- und Normalkraft resultierende Beanspruchung parallel in die gleiche Richtung wirken. Maßgebend für die Bemessung ist in der Regel nicht das höchstbelastete Verbindungsmittel. Das maßgebende Verbindungsmittel hängt stattdessen von den Faserrichtungen der verbundenen Bauteile ab. Neben der Beanspruchung der Verbindungsmittel muss auch die Beanspruchung in den verbundenen Bauteilen untersucht werden. Hierbei ist es nicht ausreichend, nur die Spannungen aus den globalen Kräften bezogen auf die Querschnitte zu betrachten. Im Stabdübelkreis bildet sich auch ein Schubfeld aus, das entsprechend nachgewiesen werden muss. Außerdem müssen im Randbereich des Stabdübelkreises auftretende (Quer-) Zugspannungen berücksichtigt werden.

Unberücksichtigt bleibt bis zu diesem Zeitpunkt die Rotationssteifigkeit der Verbindungen. Dies ist bei kleinen Konstruktionen auch von untergeordnetem Interesse. Rudimentäre eingespannte Verbindungen wie beispielsweise Geländerpfosten werden häufig zimmermannsmäßig mittels Erfahrungswerte gefertigt. Bei simplen Konstruktionen oder bei statisch bestimmten Systemen ist die Kenntnis der Rotationssteifigkeit oft nicht erforderlich.

Sie wirkt sich nicht auf die Schnittgrößen aus, sondern lediglich auf die Verformungen. Stabdübelkreise hingegen sind eine typische Ausführung von Verbindungen bei Brettschichtholzkonstruktionen, wie sie im Ingenieurholzbau üblich sind. In den meisten Fällen werden diese in Hallenkonstruktionen in Form von Dreigelenkrahmen eingesetzt. Bei entsprechenden statisch bestimmten Systemen ist die Steifigkeit der biegesteifen Rahmenecke, sofern sie einen Mindestwert erreicht, von untergeordneter Bedeutung. Bei statisch unbestimmten Systemen ist die Steifigkeit hingegen relevant, da sie sich direkt auf die Schnittgrößenverteilung und damit auch auf die Bemessung der Verbindung auswirkt.

Ein grundlegender Ansatz, um die Rotationssteifigkeit einer entsprechenden Verbindung zu ermitteln, ist die Berechnung über polare Trägheitsmomente und die Steifigkeit des einzelnen Verbindungsmittels. Auf der Basis der vorangegangenen mechanischen Überlegungen unter der Annahme eines linearen Verformungsverhaltens der Verbindung unter Last ergibt sich Formel (2-44) [19] für die Rotationssteifigkeit.

$$K_r = \sum_{i=1}^n K_{\alpha,i} * r_i^2 \left[\frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \right] \quad (2-44)$$

Die Steifigkeit des einzelnen Verbindungsmittels K_{α} wird abhängig vom Kraft-Faser-Winkel α anhand von Formel (2-45) ermittelt.

$$K_{\alpha,i} = \frac{K_{0,i} * K_{90,i}}{K_{0,i} * (\cos \alpha_i)^2 + K_{90,i} * (\sin \alpha_i)^2} \left[\frac{\text{N}}{\text{mm}} \right] \quad (2-45)$$

Der Berechnungsaufwand einer entsprechenden Verbindung ist sehr hoch, da für jedes Verbindungsmittel eine zugehörige Steifigkeit ermittelt werden muss. Für die Anwendung in der Praxis lässt sich die Formel unter Annahme einer konstanten Verbindungsmittelsteifigkeit K_{ser} weiter vereinfachen zu Formel (2-46).

$$K_r = K_{ser} * \sum_{i=1}^n r_i^2 \left[\frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \right] \quad (2-46)$$

Hierbei bleibt die ungleichmäßige Lastverteilung, eventuell nichtlineares Last-Verformungsverhalten der Verbindungsmittel und insbesondere der Kraft-Faser-Winkel α , der bei jedem Verbindungsmittel unterschiedlich ist, unberücksichtigt.

2.6.3 Nichtlinearer Ansatz nach Noguchi und Komatsu

Der vorangegangene rechnerische Ansatz erweist sich als simpel und für punktsymmetrische, insbesondere kreisförmige Geometrien, als ausreichend genau. Rechteckige wie auch linienförmige Verbindungsmittelanordnungen werden nicht ausreichend genau betrachtet. In primär zugbeanspruchten Bauteilen werden Verbindungsmittel aufgrund der schlanken Bauteilgeometrien meist in Reihen angeordnet. Die Anzahl der Reihen wird möglichst klein gewählt, da die Anzahl der Reihen entscheidend für die erforderlichen Querschnittsbreite ist. Auch die Verformung aufgrund von Biege- und Schubbeanspruchungen in den zu verbindenden Bauteilen bleiben zuvor unberücksichtigt.

Einen entsprechenden Ansatz, der diese Einflüsse berücksichtigt und sowohl die Tragfähigkeit als auch die Rotationssteifigkeit betrachtet, liefert [22]. Gegenüber früheren Betrachtungen werden die Holzquerschnitte nicht als starr angenommen, sondern es werden auch Biege- und Schubverzerrungen des Holzes berücksichtigt. Die Verformung unter einer Momentenbeanspruchung einer entsprechenden Verbindung setzt sich demnach aus drei Anteilen zusammen. Erster Anteil ist wie zuvor betrachtet die Verformung der stiftförmigen Verbindungsmittel, zweiter Anteil ist die Schubverzerrung zwischen den Verbindungsmitteln in den zu verbindenden Bauteilen und der dritte Anteil ist die hinzukommende Biegeverformung in den Hölzern. Alle drei Anteile lassen sich mit Formel (2-47) quantifizieren.

$$K_r = \frac{1}{\sum_{i=1}^n \left(\frac{P_{xMi}^2 + P_{yMi}^2}{K_{si}} \right) + \frac{1}{G_1 * b_1 * t_1 * h_1} + \frac{1}{G_2 * b_2 * t_2 * h_2} + \frac{h_1^2}{48 * E_1 * I_1} + \frac{h_2^2}{48 * E_2 * I_2}} \left[\frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \right] \quad (2-47)$$

Darüber hinaus wird in [22] die Art der Spannungsverteilung variiert. Statt des zuvor gewählten Ansatzes mit einer linearen Spannungsverteilung zwischen den Verbindungsmitteln nach dem Strahlensatz, geht der Abstand zum Drehpunkt hier in dritter Potenz ein, um das Verhalten bei größeren Winkeländerungen genauer abzubilden. Unter Vernachlässigung der quantitativen um ein Vielfaches geringeren Verformung in den Holzbauteilen lässt sich diese Formel wiederum vereinfachen zu Formel (2-48).

$$K_r = \frac{4}{\frac{\sum_{i=1}^n \frac{x_i^2}{K_{si}}}{(\sum_{i=1}^n x_i^2)^2} + \frac{\sum_{i=1}^n \frac{y_i^2}{K_{si}}}{(\sum_{i=1}^n y_i^2)^2}} \left[\frac{\text{kNm}}{\text{rad}} \right] \quad (2-48)$$

Für Verbindungsmittelanordnungen, die sowohl um die x-Achse als auch um die y-Achse symmetrisch sind, entsprechen die nach dieser Formel ermittelten Steifigkeiten denen nach der Formel (2-44) in den vorangegangenen Überlegungen. Dies gilt beispielsweise für gleichmäßig kreisförmig angeordnete Verbindungsmittel eines Stabdübelkreises. Bei unsymmetrischer Anordnung der Verbindungsmittel ist die rechnerische Steifigkeit gegenüber dem vorangegangenen Ansatz quantitativ geringer.

3 Einflussfaktoren auf die Rotationssteifigkeit

Zu Beginn einer experimentellen, analytischen oder numerischen Untersuchung steht die Erörterung möglicher Einflussfaktoren. In diesem Kapitel werden die mögliche Einflussfaktoren zunächst benannt und klassiert. Die Einflussfaktoren auf Verbindungen mit Schrauben lassen sich entsprechend Abbildung 21 in verschiedene Gruppen einordnen. Unterschieden werden drei Hauptgruppen: „Verbindungsmittel“, „Material beziehungsweise Werkstoff“ und „Prüfung“. Darunter lassen sich weitere Untergruppen definieren wie beispielsweise Reibung und Kontakt zwischen den Bauteilen. Die Verbindungsmittel lassen sich auch nochmals unterteilen in Verbindungsmittelarten und das damit einhergehende Tragverhalten sowie Verbindungsmittelsteifigkeiten. Einige Einflussfaktoren sind nur eingeschränkt einem einzigen Aspekt zuzuordnen. So ist die Lastrichtung in den Verbindungsmitteln zwar primär von der Prüfung beziehungsweise Belastung abhängig, aber beispielsweise auch von der Art des Verbindungsmittels. Im Anschluss an die Benennung der Einflussfaktoren wird der Einfluss der einzelnen Parameter bewertet und geprüft, ob diese anhand von Literaturrecherchen ausreichend beleuchtet werden können oder ob eigene experimentelle Voruntersuchungen erforderlich sind.

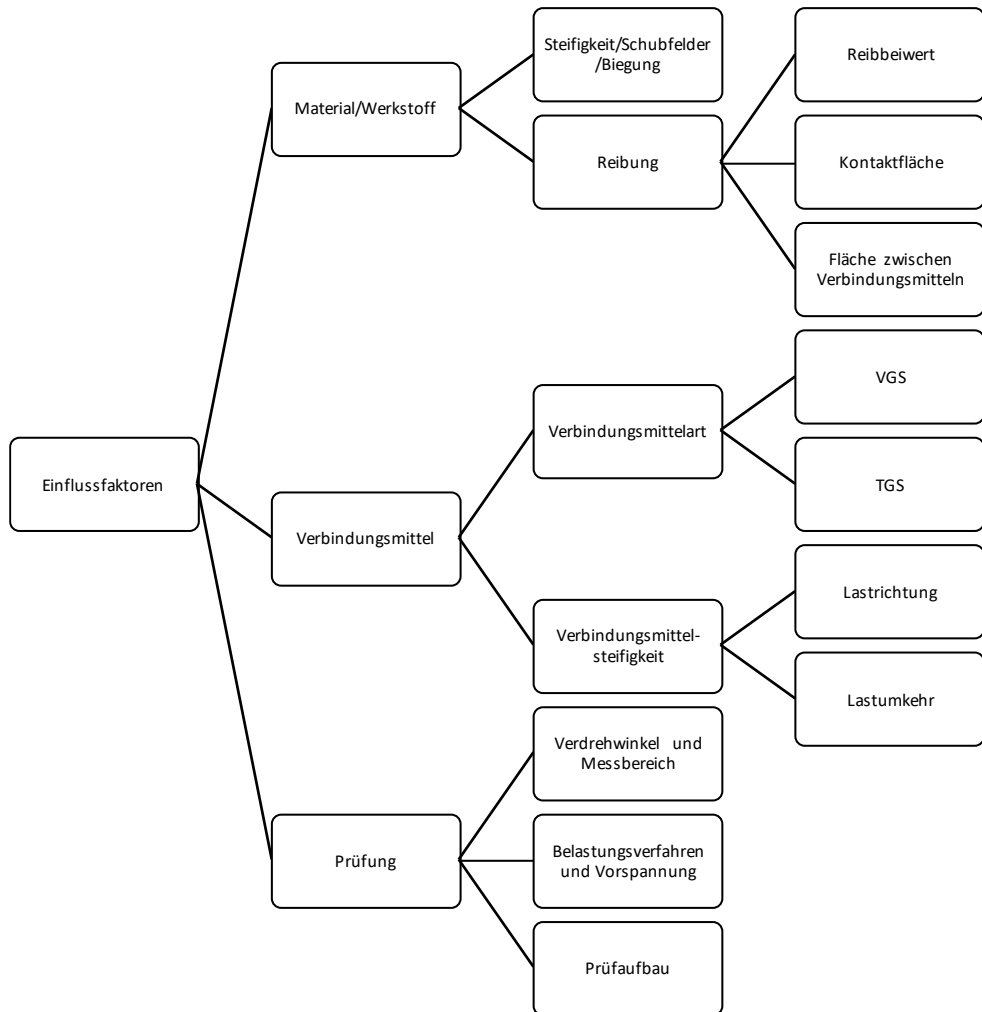


Abbildung 21: Flussdiagramm Einflussfaktoren auf Rotationssteifigkeit

3.1 Material

Die zu verbindenden Bauteile sind maßgebend für die Rotationssteifigkeit. Rohdichte, Faserrichtung und bei Furnierschichtholz die Lagenausrichtung haben direkten Einfluss auf die Verbindungsmittelsteifigkeit. Diese Faktoren wurden schon in vorangegangenen Untersuchungen (vgl. Abschnitt 2) betrachtet. Sie gehen direkt oder teilweise auch indirekt in die rechnerischen Verbindungsmittelsteifigkeiten mit ein.

Aber auch die Wahl der Holzprodukte der verbundenen Bauteile selbst hat einen Einfluss. Einerseits verformen sich die Bauteile unter den aufgetragenen Beanspruchungen. Andererseits haben sie Einfluss auf Kraftübertragung und Kontakt in der Scherfuge. Hervorzuheben ist hier besonders die Oberflächenbeschaffenheit und daraus resultierend der als Systemeffekt zu betrachtende Reibungskoeffizient zwischen den Bauteilen, der direkten Einfluss auf die Kraftübertragung und somit auch auf die Steifigkeit der Verbindung hat.

3.1.1 Schubfeld und Biegung zwischen den Verbindungsmitteln

Die angeschlossenen Bauteile erfahren Schub- und Biegebeanspruchungen. Daraus resultieren Verzerrungen und Dehnungen. Dies betrifft nicht nur den ungestörten Bruttoquerschnitt der Bauteile, sondern auch den Anschlusspunkt selbst und insbesondere die Querschnittsbereiche zwischen den Verbindungsmitteln. Zwischen den Verbindungsmitteln können insbesondere deutlich größere Schubspannungen wirken. Sowohl der E-Modul parallel und rechtwinklig zur Faserrichtung als auch der Schubmodul haben daher Einfluss auf die Gesamtverdrehung der Verbindung. Dieser Einfluss lässt sich, wie frühere Untersuchungen gezeigt haben, durch mechanische Überlegungen quantifizieren [22]. Die Steifigkeit lässt sich als Kehrwert der Verformung bestimmen. Zusammen mit den Steifigkeiten der Verbindungsmittel lassen sie sich in einem Federmodell als in Reihe geschaltete Federn addieren (vgl. Formel (2-47) in Abschnitt 2.6.3). Gegenüber den Verformungen der stiftförmigen Verbindungsmittel fällt der Verformungsanteil aus den Bauteilen um ein Vielfaches geringer aus. In der Praxis kann daher bei der Ermittlung der gesamten Systemsteifigkeit die Reduktion durch die Biegung und Schubverzerrung der Bauteile vernachlässigt werden.

3.1.2 Bauteilkontakt in der Scherfuge und Reibung

Geneigt eingebrachte Schrauben werden planmäßig auf Zug beansprucht. Die Achsrichtung der Schraube entspricht dabei in der Regel nicht der Kraftrichtung, die meist in der Ebene der Scherfuge liegt. Bei einem Achs-Scherfugen-Winkel $\delta = 45^\circ$ bedeutet dies, dass eine Druckkraft quer zur Scherfuge übertragen wird, die quantitativ der Zugkraft parallel zur Scherfuge entspricht.

Diese Querdruckkraft ermöglicht eine Steigerung der Tragfähigkeit einer entsprechenden Verbindung. In der Scherfuge lässt sich, wie in Abbildung 22 dargestellt ist, ein Lastanteil über Schub übertragen. Dieser Lastanteil lässt sich Anhand von Formel (3-1) bis (3-3) unter Berücksichtigung des Reibungskoeffizienten μ rechnerisch bestimmen.

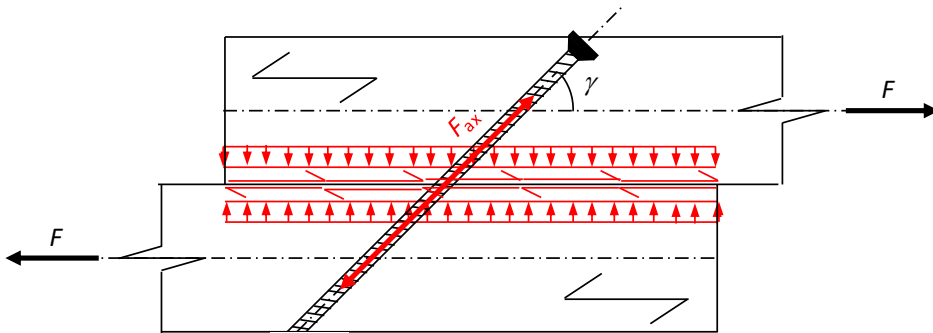


Abbildung 22: Kraftübertragung in Verbindungen mit geneigten Schrauben

$$F_{ax} = \frac{F}{\cos \delta} \text{ [kN]} \quad (3-1)$$

$$F_{c,90} = F_{ax} * \sin \delta = F * \tan \delta \text{ [kN]} \quad (3-2)$$

$$F_{Reib} = \mu * F_{c,90} = \mu * F_{ax} * \sin \delta = \mu * F * \tan \delta \text{ [kN]} \quad (3-3)$$

Die Reibung hat auch Auswirkungen auf die Steifigkeit. Inhalt dieser Arbeit ist, diese Auswirkungen zu quantifizieren und entsprechende Einflussfaktoren zu untersuchen. Mögliche Einflussfaktoren sind der Reibungskoeffizient μ der Oberflächen, die Querdruckspannung, und die Fläche, auf die die Querdruckspannung wirkt. Reibungskoeffizienten sind in Normen indirekt [25] oder auch direkt angegeben [45]. Je nach Oberflächenbeschaffenheit werden Werte zwischen $\mu = 0,2$ und $0,4$ angenommen. Bei der Bemessung von Verbindungen wird üblicherweise $\mu = 0,25$ angenommen. Bei Reibung handelt es sich um einen Systemeffekt. Aus diesem Grund sollen die Reibungskoeffizienten für die im weiteren verwendeten Werkstoffkombinationen in kleinteiligen Vorversuchen ermittelt werden.

3.2 Verbindungsmittel

Die Steifigkeit einer Verbindung wird maßgeblich von den Eigenschaften der Verbindungsmittel bestimmt. Dabei spielen neben der Art des Verbindungsmittels auch zahlreiche weitere Einflussfaktoren eine Rolle, die im Folgenden einzeln betrachtet werden.

3.2.1 Verbindungsmittelsteifigkeit

Die Steifigkeit der Verbindungsmittel beeinflusst direkt die translatorische und rotatorische Steifigkeit der gesamten Verbindung. Die Steifigkeit einer Schraube wird von verschiedenen Faktoren bestimmt, wobei die Lastrichtung eine zentrale Rolle spielt. Die in der Regel deutlich höhere axiale Steifigkeit hängt von der Einbindetiefe des Gewindes, dem Schraubendurchmesser, der Art und Rohdichte des Holzwerkstoffs und dem Achs-Faser-Winkel ab. Diese Parameter werden in bestehenden Berechnungsansätzen (vgl. Abschnitt 2) zur axialen und lateralen Steifigkeit mit unterschiedlicher Gewichtung berücksichtigt. Die laterale Steifigkeit wird maßgebend vom Verbindungsmitteldurchmesser beeinflusst. Zudem spielen die Rohdichte und der Kraft-Faser-Winkel eine Rolle. Der Kraft-Faser-Winkel wird teilweise in der rechnerischen Ermittlung nicht berücksichtigt. Grund dafür ist primär der Rechenaufwand, da bei einer entsprechenden Momentenbeanspruchung der Verbindung für jedes Verbindungsmittel der entsprechende Kraft-Faser-Winkel ermittelt werden muss. Die Aspekte Lastrichtung und Lastumkehr stehen in direktem Zusammenhang mit der Verbindungsmittelsteifigkeit. Auf diese wird in den Abschnitten 3.3.2 und 3.3.3 genauer eingegangen.

3.2.2 Verbindungsmittelart

Die Wahl der Verbindungsmittel hat direkten Einfluss auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit der Verbindung. Nicht alle Verbindungsmittel sind sowohl für laterale als auch axiale Beanspruchung geeignet. Nur wenige Verbindungsmittel im Holzbau können eine axiale Belastung aufnehmen. Hierunter fallen beispielsweise Bolzen und Gewindestangen mit entsprechenden Unterlegscheiben oder in besonderen Fällen auch Nägel. Schrauben sind hingegen primär auf axiale Beanspruchung ausgelegt. In dieser Arbeit beschränkt sich die Wahl der Verbindungsmittel deshalb auf Voll- und Teilgewindeschrauben. Andere stiftförmige Verbindungsmittel oder Schrauben in Sonderformen (z.B. Unterkopfgewinde) bleiben unberücksichtigt. Der Fokus auf Holzbauschrauben ergibt sich aus ihrer Fähigkeit, axiale Lasten aufzunehmen. Der axiale Lastabtrag von Voll- und Teilgewindeschrauben unterscheidet sich deutlich. Generell wird bei beiden Schraubentypen die Kraft über die Gewindeflanken vom Bauteil auf die Schraube übertragen. Bei Holz-Holz-Verbindungen mit Vollgewindeschrauben erfolgt die Kraftübertragung in beiden Bauteilen über die Gewindeflanken. Bei

Teilgewindeschrauben hingegen wird ein Bauteil über die Gewindeflanken angeschlossen und beim zweiten Bauteil erfolgt die Kraftübertragung über Kontakt zwischen dem Schraubenkopf und der Bauteiloberfläche. Aus dieser Anschauung heraus können somit eine Vollgewindeschraube in einer Holz-Holz-Verbindung grundsätzlich axial sowohl Zug- als auch Druckkräfte übertragen werden. Eine Teilgewindeschraube hingegen kann nur Zugkräfte übertragen. Druckbeanspruchungen führen zu einem Abheben des Schraubenkopfes vom Bauteil. Es erfolgt eine Festlegung auf Vollgewindeschrauben und einen Typ Teilgewindeschrauben. Alle in den Rotationsversuchen verwendeten Schraubentypen sind in Abbildung 23 dargestellt.



Abbildung 23: Schraubentypen für Rotationsversuche

Bei der Montage bestehen wesentliche Unterschiede zwischen Voll- und Teilgewindeschrauben. Bei Vollgewindeschrauben kann es aufgrund der gleichbleibenden Gewindesteigung bei der Montage dazu kommen, dass zwischen beiden Bauteilen ein Spalt verbleibt. Daher ist vorab eine genaue Ausrichtung und Fixierung der zu verbindenden Bauteile erforderlich. Teilgewindeschrauben hingegen ermöglichen es, dass die angeschlossenen Bauteile bei der Montage aneinander gezogen werden und somit Spalte zwischen den Bauteilen geschlossen werden. Generell können Schrauben so bemessen werden, dass sie durch das Gewinde Kräfte bis zum Erreichen ihrer Zugtragfähigkeit aufnehmen können. Bei Teilgewindeschrauben kann die übertragbare Kraft durch die Kopfform (Senkkopf, Tellerkopf) sowie durch Unterlegscheiben (Tellerkopfscheibe, Winkelscheibe) und die daraus resultierende Kontaktfläche variiert werden.

3.2.2.1 Rechnerische Berücksichtigung von Teilgewindeschrauben

Im Hinblick auf die Verbindungssteifigkeit zeigt Abschnitt 2.4, dass die Verankerung des Gewindes einer Schraube im Holzwerkstoff umfangreich erforscht ist. Für die axiale Steifigkeit von Teilgewindeschrauben existieren aber nur sehr rudimentäre Berechnungsansätze. Der Berechnungsansatz nach prEN 1995-1-1:2024-09 [7] greift für eine realitätsnahe Abschätzung zu kurz (vgl. Abschnitt 2.2.4). Eine Abschätzung der Steifigkeit von Teilgewindeschrauben kann stattdessen beispielsweise als Double-Stiffness-Modell erfolgen. Die Steifigkeit des Gewindes im Holz kann rechnerisch nach den bekannten Ansätzen (vgl. Abschnitt 2.4) ermittelt werden. Die Steifigkeit des Schraubenteils ohne Gewinde, also des Schraubenschafts und des Schraubenkopfes, kann beispielsweise mechanisch beziehungsweise analytisch über die Zugsteifigkeit der Schraube und die Fläche unterhalb des Schraubenkopfes beziehungsweise das querdruckbeanspruchte Holzvolumen unter diesem bestimmt werden. Ein simpler Ansatz ist auch die experimentelle Bestimmung in entsprechenden Durchziehversuchen. Dabei muss die Wechselwirkung zwischen Schraube und Holzwerkstoff berücksichtigt werden. Die Bestimmung muss abhängig vom Holzwerkstoff vorgenommen werden. Für Vergleichsrechnungen, zu den in dieser Arbeit in wenigen Stichversuchen verwendeten Teilgewindeschrauben mit Winkelscheiben, wird auf bestehende Versuchsergebnisse aus [34] zurückgegriffen. Diese Versuche werden hinsichtlich der Steifigkeit neu ausgewertet.

3.3 Experimentelle Prüfung

Ziel dieser Arbeit ist die modellhafte Abbildung des Verdrehens einer Zugverbindung unter der Einwirkung von Momenten mittels eines nachvollziehbaren Ansatzes. Hierfür ist es erforderlich, belastbare und reproduzierbare Versuchsergebnisse zu erzielen. Von zentraler Bedeutung ist die Auswahl einer geeigneten Versuchsgeometrie und die Festlegung eines geeigneten Messbereichs. Das reale Bauteil wird zunächst auf eine vereinfachte Versuchsgeometrie reduziert, um einzelne Parameter isoliert und ohne wechselseitige Beeinflussung untersuchen zu können. Die gewonnenen Ergebnisse sollen als Grundlage für die Entwicklung eines linear-elastischen Modellansatzes dienen.

Es ist zu beachten, dass ein entsprechendes Modell die Realität stets nur bis zu einem bestimmten Grad abbilden kann. Die Modellgenauigkeit hängt wesentlich von der Ermittlung der Eingangswerte ab, die ihrerseits durch die Wahl der Prüfmethode, der Messtechnik und der experimentellen Rahmenbedingungen beeinflusst wird. Ein Beispiel hierfür ist die in Abschnitt 2 beschriebene axiale Steifigkeit von Schrauben. Abhängig von den genannten Faktoren können sich signifikant unterschiedliche Berechnungsmodelle ableiten lassen.

3.3.1 Verdrehwinkel und Messbereich

Die Verschiebung beziehungsweise Verformung eines Verbindungsmittels steht in direktem Zusammenhang mit dem Verdrehwinkel der gesamten Verbindung und dem Abstand zum Drehpunkt. Schon sehr kleine Verdrehwinkel können große Verformungen an weit vom Drehpunkt entfernten Verbindungsmitteln zur Folge haben. Da in der folgenden Untersuchung das Hauptaugenmerk auf (linear-elastischen) Steifigkeiten liegt, muss die Verformung im elastischen Bereich liegen. In einer Voruntersuchung (vgl. Abschnitt 1.3) wurde mithilfe von Stabwerksmodellen die Verdrehung an Knotenpunkten in Fachwerkträgern ermittelt. Diese liegt unter Gebrauchslasten weit unter 1° . Die Auswertung der Rotationsversuche erfolgt deshalb bis zu einer Verdrehung von 1° . Die Verformung eines 120 mm vom Drehpunkt entfernten Verbindungsmittels beträgt dabei etwa 2 mm. Die Auswertung der Steifigkeit soll angelehnt an EN 26891:1991-07 [17] im Bereich bis 40 % des maximal ermittelten Moments erfolgen. Einerseits soll dadurch sichergestellt werden, dass die Verbindungsmittel nicht über den Bereich des linear-elastischen Tragverhaltens hinaus beansprucht werden. Andererseits sollen praxisrelevante Ergebnisse erzielt werden. Um eine Aussage über die Robustheit entsprechender Verbindungen zu erhalten, werden Versuche bis zu weit größeren Verdrehwinkeln geführt. Dies ermöglicht beispielsweise die Analyse des Verhaltens einer Verbindung beim Ausfall einzelner Bauteile eines Fachwerkträgers.

3.3.2 Lastrichtung

Wie zuvor schon beschrieben, hat die Lastrichtung direkten Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung. Offensichtlich wird das beim Vergleich zwischen axialer und lateraler Steifigkeit einer Schraube. Entscheidend ist auch die Belastungsrichtung in der Schraubenachse. Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben, die eine axiale Druckbeanspruchung erfahren, sind weniger steif als entsprechende Verbindungen mit axialer Zugbeanspruchung. Axiale Druckbeanspruchungen können darüber hinaus zu einem Ausknicken der Schrauben führen. Axial beanspruchte Schrauben sollen daher, wenn möglich, immer nur Zugbeanspruchung erfahren. Die meisten Berechnungsansätze zur axialen Steifigkeit gehen von einer Zugbeanspruchung in der Schraube wie in Abbildung 24 links dargestellt aus. Eine Ausnahme bildet der in Abschnitt 2.5.4 dargestellte Fall von Zug quer zur Scherfuge. Druckbeanspruchungen sind zu vermeiden, da es sonst auch zu einem Verkippen der angeschlossenen Bauteile kommen kann, wie in Abbildung 24 rechts dargestellt ist. Eine Ausnahme bilden kreuzweise Anordnungen, bei denen jeweils eine Schraube axiale Zugbeanspruchungen erfährt. In den Versuchen soll, soweit möglich, das linear-elastische Verhalten der zugbeanspruchten Schrauben untersucht werden. Bei größeren Verdrehwinkeln wird es eventuell nicht zu vermeiden sein, dass Schrauben auch geringe Druckbeanspruchungen erfahren. Die Auswirkungen eines solchen Lastzustandes müssen genau untersucht und bei der Ermittlung

der Steifigkeiten berücksichtigt werden. Linear-elastisches Bauteilverhalten kann in diesem Fall nicht ohne Weiteres angenommen werden.

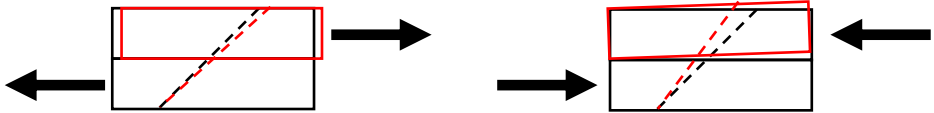


Abbildung 24: Einfluss der Lastrichtung auf eine geneigte Schraube (links: Zugscheren – rechts: Druckscheren)

Auch bei lateral beanspruchten Schrauben führt eine Veränderung der Lastrichtung in der Regel aufgrund geometrischer Zwänge zu einer Veränderung des Kraft-Faser-Winkels α und damit zu einer veränderten Steifigkeit der Schraube. Diesem Effekt wird in der Ermittlung der rechnerischen Steifigkeit in den meisten Berechnungsmodellen Rechnung getragen.

3.3.3 Lastwechsel und Lastumkehr

Lastwechsel können die Steifigkeit von Verbindungen beeinflussen. Starke Auswirkungen auf die Steifigkeit hat die Lastumkehr bei axial beanspruchten Schrauben. Unter Lastumkehr ist in diesem Zusammenhang eine Veränderung der Last in einer Schraube zwischen Zug- und Druckbeanspruchung zu verstehen. Untersuchungen anhand vergleichender Versuche zwischen geneigten, zugbeanspruchten und gekreuzten, teils zug- und teils druckbeanspruchten Schrauben zeigen einen signifikanten Unterschied in der Steifigkeit [8]. Dies liegt in dem aus der Zugbeanspruchung resultierenden Kontakt zwischen den Bauteilen. Bei einer Druckbeanspruchung hingegen herrscht kein direkter Bauteilkontakt und die Schrauben können möglicherweise, wie im Abschnitt zuvor schon beschrieben, ausknicken. Teilgewindeschrauben können keine Druckbeanspruchungen aufnehmen. Druckbeanspruchungen in den Verbindungsmitteln sollen in den Versuchen soweit möglich vermieden werden, da sie zu nichtlinearem oder auch plastischen Verformungen führen, was eine Ermittlung von linear-elastischen Steifigkeiten unmöglich macht. Im Versuchsablauf besteht weiter die Möglichkeit, dass axial beanspruchte Schrauben eine Entlastung im elastischen Bereich erfahren. Bei üblichen Verbindungsversuchen wird nur eine Schleife zwischen 10 % und 40 % der Schätzlast gefahren. Entsprechend lässt sich das Verbindungsverhalten bei Erstbelastung, bei einer Entlastung im Bereich von Gebrauchslasten und bei der ersten Wiederbelastung ermitteln. Abbildung 25 zeigt ein typisches Kraft-Verformungs-Diagramm eines Zugversuchs an einer Schraube. Die Steigung der Kurve bei Erstbelastung (schwarz) ist etwas geringer als die Kurven bei Entlastung (blau) und Wiederbelastung (rot). Die Kurvenabschnitte aus der Entlastung und der Wiederbelastung weisen annähernd die gleiche Steigung auf. Zur Frage, in wie weit diese Steifigkeitsunterschiede signifikant sind und wie sich weitere Lastzyklen, wie sie beispielsweise bei jahreszeitlichen Schneelasten auf Dachtragwerken auftreten, aus-

wirken, liegen kaum Untersuchungen vor [35]. Daher soll das Tragverhalten von axial beanspruchten Schrauben unter Gebrauchslasten und auch unter Lasten bis zur rechnerischen Tragfähigkeit vorab untersucht werden.

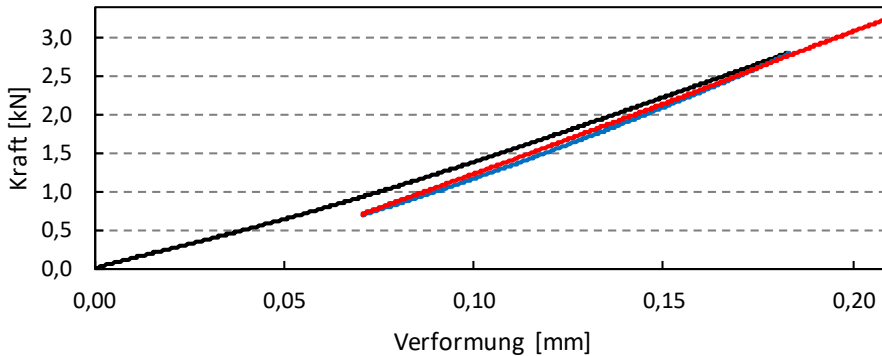


Abbildung 25: Kraft-Verformungs-Diagramm einer Schraube unter Zugbeanspruchung nach EN 26891:1991-07

3.4 Belastungsverfahren und Vorspannung

Die Reihenfolge der Lastaufbringung hat direkten Einfluss auf die ermittelte Steifigkeit. In realen Fachwerkkonstruktionen wirken Normalkräfte und Biegemomente gleichzeitig, da meist ein linearer Zusammenhang besteht. Ausnahmen bilden beispielsweise Anschlüsse von Stützen unter vertikalem Eigengewicht und horizontalen Windlasten. Generell hat eine Auflast beziehungsweise Vorspannung rechtwinklig zur Scherfuge direkten Einfluss auf die Steifigkeit einer Scherverbindung. Dieser Effekt ist beispielsweise aus dem Brückenbau bei Gleitlagern [46] oder auch im Stahl- und Maschinenbau bei Nietverbindungen und vorgespannten HV-Verbindungen [47] bekannt. Entsprechende Untersuchungen [48] an Nietverbindungen im Stahlbau haben gezeigt, dass auch eine Verbindung mit einem einzigen Niet aufgrund der (Quer-) Druckspannung in der Scherfuge eine nicht unerhebliche Rotationssteifigkeit aufweist. Beim Einfluss der Vorspannung ist zwischen Haften und Gleiten zu unterscheiden. Solange ein Haften vorliegt, geht die Steifigkeit gegen unendlich. Die Kraft, die ohne Verschiebung übertragen werden kann, wird Grenzgleitkraft $F_{Q,zul,\mu}$ genannt [49]. Kommt es zu einer Verschiebung in der Scherfuge, beträgt die aus der Vorspannung resultierende Steifigkeit Null. Ausgehend von Materialien beiderseits der Scherfuge mit ähnlicher Querdehnzahl und E-Moduln, kann in analytischen Untersuchungen zum mechanischen Zusammenhang entsprechender Verbindung gezeigt werden, dass ein linearer Zusammenhang zwischen Grenzgleitkraft und Querdrukdruckkraft besteht [50], [51]. Auch die Rauigkeit in der Scherfuge geht mit ein. Diese grundsätzlichen Untersuchungen dienen als Grundlage zur Anwendung bei verschiedenen Materialien. Der günstig wirkende Effekt der Reibung aufgrund von Vorspannung kann in einer

Bemessung aber nur berücksichtigt werden, wenn sichergestellt wird, dass entsprechende Vorspannungen über die Lebensdauer eines Bauteils auch dauerhaft vorhanden sind. Dynamische Beanspruchungen, Kriechprozesse und Relaxation im Allgemeinen und im Holzbau zusätzlich das werkstoffspezifische Quellen und Schwinden, führen zu einem Abbau von aufgebrachten Vorspannungen [49]. Rechnerisch werden diese deshalb in der Regel nicht angesetzt oder mit deutlichen Abminderungsfaktoren beaufschlagt [47]. Die Druckspannungen quer zur Scherfuge, die bei geneigt eingebrachten und axial beanspruchten Schrauben auftreten, stellen jedoch keine Vorspannungen im eigentlichen Sinne dar. Die Spannungen treten planmäßig bei entsprechender Belastung auf und können auch nicht durch die oben genannten Effekte abgebaut werden.

Existierende Rechenmodelle zur Steifigkeit einer vorgespannten, gleitfesten Verbindung im Stahlbau gehen von einer steifen Verbindung zwischen den Bauteilen aus. Die resultierenden rotatorischen oder translatorischen Steifigkeiten werden entsprechend des Federmodells mithilfe der Komponentenmethode addiert [52]. Diese Berechnungsansätze sind jedoch den in Achsrichtung beanspruchten Schraubverbindungen vorbehalten. Zu vorgespannten Scherverbindungen [53] existieren hauptsächlich Untersuchungen zur Tragfähigkeit und zur Gleitfestigkeit, also dem Erreichen der Grenzgleitkraft. Die Grenzgleitkraft wird pauschal als Maximalwert bis zu einer Verschiebung von 0,15 mm definiert. Dieser Grenzwert ist historisch begründet und nicht mechanisch hergeleitet. Ursprung ist die Größe von Ringspalten bei Nietverbindungen. Diese betragen etwa 0,30 mm. Somit wurde die Hälfte davon als zulässige Verformung angesetzt, bevor es zu einer Scherbeanspruchung eines Niets kommt. Solche Betrachtungen greifen im Holzbau zu kurz. Die Steifigkeit der Verbindungen ist gegenüber denen des Stahlbaus wesentlich geringer. Somit muss auch die Steifigkeit der einzelnen Verbindungsmittel mit einbezogen werden.

Die Ermittlung der Steifigkeit nach EN 26891:1991-07 [17] kann eine Grenzgleitkraft nicht abbilden. Aufgrund der Vorspannung steigt die Kraft ohne Zunahme der Verformung. Die Kraft-Verformungs-Kurve weist somit bei einer Verformung von Null eine Kraft größer als Null auf. Dieser Sockelbetrag ist die Grenzgleitkraft $F_{Q,zul,\mu}$. Der weitere Kurvenverlauf ist im mechanischen Modell jedoch identisch zur nicht vorgespannten Verbindung. Eine Ermittlung der Steifigkeit $k_{s,2}$ über die Verformungen bei 10 % und 40 % der Schätzlast führt wie in Abbildung 26 dargestellt zu einer Überschätzung der linearen Steifigkeit $k_{s,1}$.

Ein Lösungsansatz kann stattdessen sein, die Grenzgleitkraft experimentell oder auch analytisch zu ermitteln und diese separat auszuweisen. Die analytische Ermittlung der Grenzgleitkraft kann beispielweise geometrisch angelehnt an [8] wie in Formel (3-3) oder anhand der Steifigkeiten angelehnt an [12] erfolgen. Die Steifigkeit kann dann nach Abzug des Sockelbetrags der Grenzgleitkraft analog zu EN 26891:1991-07 ausgewertet werden. Hierzu wird eine modifizierte Höchstlast $F_{est,mod}$ entsprechend Formel (3-4) und ein modifizierter Berechnungsansatz zur Ermittlung der Verschiebungsmoduln entsprechend Formeln (3-5) und (3-6) angewendet.

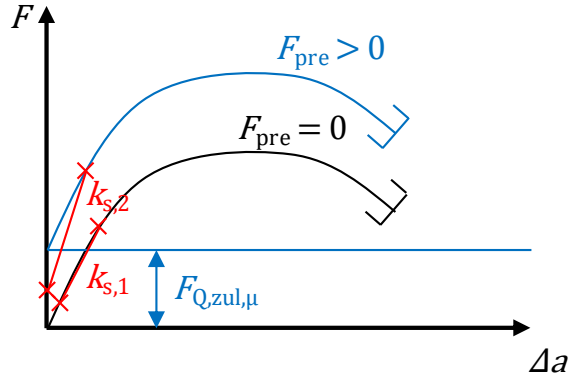


Abbildung 26: Kraft-Weg-Diagramme mit (blau) und ohne (schwarz) Vorspannung quer zur Scherfuge

$$F_{est,mod} = F_{est} - F_{Q,zul,\mu} \text{ [kN]} \quad (3-4)$$

$$k_i = \frac{0,4 * F_{est,mod}}{v_{04}} \text{ [kN/mm]} \quad (3-5)$$

$$k_s = \frac{0,4 * F_{est,mod}}{\frac{4}{3} * (v_{04} - v_{01})} \text{ [kN/mm]} \quad (3-6)$$

Aus dem Ansatz einer Grenzgleitkraft lässt sich geometrisch auch als Äquivalent ein Grenzgleitmoment $M_{q,zul,\mu}$ ermitteln. Ein naheliegender Ansatz in Abhängigkeit der Verbindungsmittel und der Vorlast F_{pre} hierzu ist Formel (3-7). Hierbei wird von geeigneten Verbindungsmitteln mit annähernd gleicher Steifigkeit ausgegangen.

$$M_{Q,zul,\mu} = \mu * \frac{F_{pre}}{n} * \tan \gamma * \sum_1^n r_i \text{ [kNm]} \quad (3-7)$$

3.5 Einflussfaktoren aus dem Prüfaufbau

Der Prüfaufbau zur Bestimmung der Rotationssteifigkeit hat direkten Einfluss auf die zu ermittelnden Steifigkeiten. Dies betrifft einerseits den physischen Prüfaufbau beispielsweise bei Lagerung, Lasteinleitung, Nebenspannungen und innerer Reibung. Andererseits auch die Messtechnik, die direkten Einfluss auf die ermittelten Werte hat. Die einzelnen Einflussfaktoren werden in Abschnitt 4.4.4 im Rahmen der Beschreibung des Prüfaufbaus benannt und jeweils genauer betrachtet.

4 Experimentelle Untersuchungen

Die Rotationssteifigkeit einer Verbindung mit geneigt eingebrachten Schrauben ist ein komplexes System aus mehreren Komponenten. Die zuvor aufgeführten Einflussfaktoren werden aus diesem Grund teilweise vorab einzeln experimentell untersucht. Dies betrifft die Steifigkeit der (Vollgewinde-) Schrauben im Holz, die Rauigkeit beziehungsweise der Reibungskoeffizient der Oberflächen, sowie die translatorische Tragfähigkeit und Steifigkeit einer Holz-Holz-Verbindung mit geneigt eingebrachten Teil- und Vollgewindeschrauben.

Hierzu werden an Ausziehversuche nach EN 26891:1991-07 [17] angelehnte zyklische Belastungsversuche an einzelnen Schrauben durchgeführt, mit dem Ziel, Einflüsse von Entlastungen und Wiederbelastungen auf eine Verbindung mit Schrauben zu untersuchen.

In biaxialen Reibversuchen werden sowohl Untersuchungen zur Maximierung der Reibungskoeffizienten von Holzoberflächen durchgeführt als auch die Reibungskoeffizienten von unbearbeiteten Holzoberflächen oder Zwischenschichten zur Reduzierung der Reibung ermittelt.

Anschließend Zugscherversuche dienen der Ermittlung der translatorischen Tragfähigkeit und Steifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben. Die Erkenntnisse aus den Reibversuchen finden direkt Eingang, um eine Übertragung von den kleinteiligen Reibversuchen auf Bauteilebene zu ermöglichen.

Zuletzt folgen die Rotationsversuche, in denen die Vorüberlegungen sowie die Ergebnisse der zuvor angestellten experimentellen Untersuchungen eingehen. Hierbei handelt es sich um ein neues biaxiales Prüfverfahren.

4.1 Verschiebungsmodul selbstbohrender Schrauben

Grundlegend für die Steifigkeit einer Verbindung mit geneigt eingebrachten Schrauben ist die Steifigkeit der einzelnen Schraube, insbesondere bei axialer Belastung. In einer Vielzahl von Untersuchungen, vorgestellt in Abschnitt 2.4, wurden hierzu Verschiebungsmoduln experimentell ermittelt und Berechnungsformeln hergeleitet. Alle diese Untersuchungen haben gemeinsam, dass die Verformungen der Schraube nur bei Erstbelastung oder maximal einem Lastzyklus, wie in EN 26891:1991-07 [17] vorgesehen, ermittelt werden. Im Rahmen der Versuche zur Rotationssteifigkeit kann es jedoch aufgrund der stufenweisen Lastaufbringung zu Belastungen und anschließenden Entlastungen einzelner Schrauben kommen, wie im Federmodell in Abbildung 27 dargestellt ist. Deshalb ist es nicht nur relevant, die Steifigkeit bei Erstbelastung der Schrauben zu kennen, sondern auch Steifigkeiten bei Ent- und Wiederbelastung. Große Steifigkeitsunterschiede können zu einer signifikanten Verschiebung des Drehpunkts einer Verbindungsmittelgruppe und unterschiedlichen Belastungszuständen führen. Vereinfachend wird jeder Schraube, sofern keine geometrischen Abweichungen vorliegen (Einbringwinkel, Einbindelänge, Durchmesser), jeweils die gleiche Steifigkeit in axiale und in laterale Richtung zugewiesen. Geringe Steifigkeitsunterschiede werden im Federmodell nicht berücksichtigt. Geometrische Imperfektionen und auch Rohdichteunterschiede in den Bauteilen werden vernachlässigt. Es muss aber überprüft werden, ob sich die Belastungssteifigkeit signifikant von der Entlastungssteifigkeit unterscheidet. In diesem Fall wäre die Vereinfachung der konstanten Steifigkeit über alle Schrauben nicht mehr zulässig. Hierzu werden einzelne Schrauben in mehreren Lastzyklen axial belastet und die Verformung gemessen, um entsprechende Steifigkeiten zu ermitteln. Während zyklische Untersuchungen für lateral belastete, stiftförmige Verbindungsmittel im Zusammenhang mit Duktilitätsuntersuchungen oder der Energiedissipation im Falle eines Erdbebens, wie sie beispielsweise in [54] vorgestellt wurden, weit verbreitet sind, wurde dieser Aspekt bei axialer Beanspruchung kaum berücksichtigt. Folglich gibt es nur sehr wenige Untersuchungen über die Entwicklung der axialen Steifigkeit von Schrauben unter mehrfachen Be- und Entlastungszyklen. Bezüglich der Verstärkung von Brettschichtholz mit Vollgewindeschrauben wurden in [35] einige sondierende Untersuchungen durchgeführt.

Neben der Relevanz für die weiteren Untersuchungen zur Rotationssteifigkeit ermöglichen die folgenden Versuchsserien, die Einflüsse aus Vorbelastungen einzuschätzen. Diese können zum einen zyklisch auftretende Belastungen sein wie beispielsweise saisonale Schneelasten auf einem Dachtragwerk und Windlasten auf Fassaden aber auch einmalige außergewöhnliche Lastereignisse, die zwar zu keinem Ausfall eines Bauteils, aber eventuell zu ungeplanten plastischen Verformungen führen.

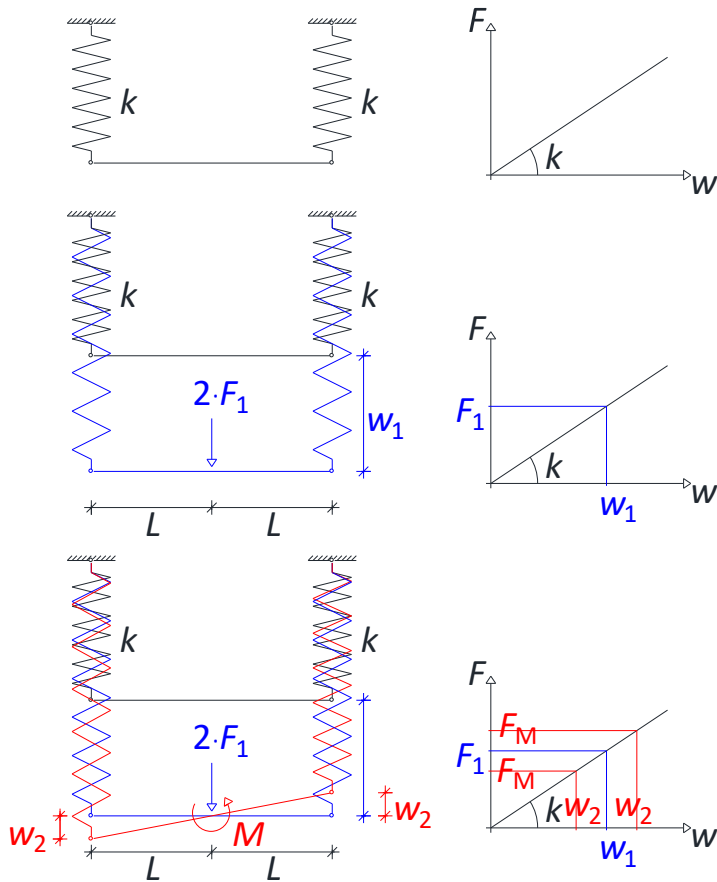


Abbildung 27: Federmodell Lastverteilung auf zwei Schrauben

Die naheliegendste Prüfanordnung zur experimentellen Untersuchung stellen Ausziehversuche dar. Die Schrauben werden durch ein Holz von definierter Dicke durchgeschraubt und in ihrer Achsrichtung gezogen. So lassen sich die gewünschten Einflussparameter (Achs-Faser-Winkel, Rohdichte, Schraubendurchmesser, Vorbohren, Einbindelänge) genau einstellen. Unerwünschte Einflüsse wie der veränderte Ausziehparameter der Schraubenspitze oder Reibung können sicher ausgeschlossen werden. Um mehrere Lastzyklen zu fahren, wird basierend auf Ausziehversuchen nach EN 26891:1991-07 [17] ein abgewandelter Versuchsablauf entwickelt.

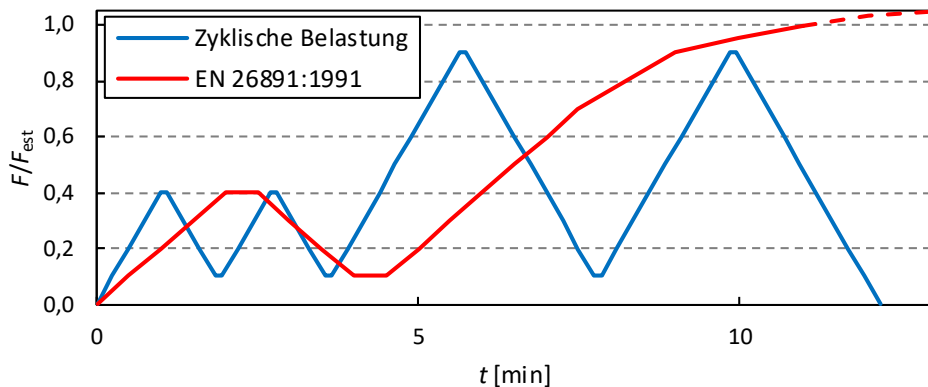


Abbildung 28: Vergleich Versuchsablauf zyklischer Belastungen mit Ablauf nach EN 26891:1991-07 [17]

In Abbildung 28 ist der zyklische, kraftgesteuerte Versuchsablauf dem Versuchsablauf nach EN 26891:1991-07 gegenübergestellt. Statt eines Belastungszyklus bis auf 40 % der Schätzlast werden zunächst zwei Belastungszyklen bis 40 % gefahren, gefolgt von zwei Belastungszyklen bis 90 %. Als Schätzlast F_{est} wird die charakteristische Ausziehtragfähigkeit der Schrauben nach Zulassung [6] gewählt. In den ersten beiden Zyklen soll die Schraube auf Zug im elastischen Bereich belastet werden. 40 % der charakteristischen Tragfähigkeit entspricht dabei üblichen Lastniveaus unter Gebrauchslasten. Anschließend erfolgen zwei Zyklen bis 90 % der charakteristischen Tragfähigkeit mit abschließender Entlastung. Damit soll eine Belastung auf dem Lastniveau einer außergewöhnlichen Belastung abgebildet werden. Um den Versuchsablauf zu beschleunigen, wird die Prüfgeschwindigkeit gegenüber EN 26891:1991-07 von $0,2 \cdot F_{est}/\text{min}$ auf $0,4 \cdot F_{est}/\text{min}$ verdoppelt und die Haltedauer von 30 s auf 5 s reduziert. Die Versuchsdauer ist deshalb trotz der vier Lastzyklen nur unwesentlich länger als die eines Versuchs nach EN 26891:1991-07 [17]. Abschließend erfolgt keine weggesteuerte Belastung bis zur Höchstlast, sondern eine kraftgesteuerte Entlastung. Grund hierfür ist, sicherzustellen, dass keine Schrauben abgerissen werden. Insgesamt lassen sich somit die Anfangssteifigkeit bei Erstbelastung bis 40 %, vier Steifigkeiten zwischen 10 % und 40 % sowie zwei zwischen 10 % und 90 % und die entsprechende Zahl an Entlastungssteifigkeiten ermitteln. Maßgebender Lastfall ist in allen Versuchsreihen die Ausziehtragfähigkeit des Gewindes aus dem Holz. Ziel der Untersuchung ist nicht die Steifigkeit eines gesamten Systems zu prüfen, sondern die Steifigkeit des Gewindeteils einer Schraube. Deshalb wird dieser simple Prüfaufbau gewählt. Die Messung der Verformungen erfolgt angelehnt an übliche Ausziehversuche mit zwei induktiven Wegaufnehmern, im frei liegenden Gewindeteil zwischen dem Schraubenkopf und dem Holz (vgl. Abbildung 32).

4.1.1 Material

In 11 Serien werden insgesamt 123 Ausziehversuche durchgeführt. 119 Versuche gehen in die Auswertung mit ein. Vier Versuche bleiben aufgrund der Schädigung der Hölzer im Versuchsverlauf unberücksichtigt. Es werden die Einflüsse der Holzart Na-BSH (*Picea abies*) und Bu-LVL (*Fagus sylvatica*), vgl. Abbildung 29), der Einbringwinkel zur Faserrichtung ε und daraus resultierend auch der Kraft-Faser-Winkel α , des Schraubendurchmessers d und eines eventuellen Vorbohrns untersucht. Die Serien sind in Tabelle 4 dargestellt. Bei allen Schrauben handelt es sich um Vollgewindeschrauben des gleichen Typs (nach ETA 011/0190 [6]).



Abbildung 29: Versuchsmaterial Bu-LVL (links) und Na-BSH (rechts)

Das Vorbohren erfolgt mit den in der Zulassung angegebenen Durchmessern. Ungewollte Abweichungen werden durch das geführte Vorbohren auf einer Ständerbohrmaschine und ein geführtes Einschrauben (vgl. Abbildung 30) soweit möglich ausgeschlossen. Die Schrauben werden so weit eingeschraubt, dass die Schraubenspitze um den doppelten Nenndurchmesser d an der Unterseite aus dem Holz hervortritt. Ein Einfluss der Schraubenspitze ist somit ausgeschlossen. Innerhalb einer Serie werden, soweit möglich, Hölzer gleicher Rohdichte verwendet. Der Variationskoeffizient der Rohdichte schwankt zwischen 0 % (alle Zugversuche im selben Holzquerschnitt) und 5 %. Alle Prüfkörper werden vor dem Einschrauben bis zum Erreichen der Ausgleichsfeuchte in Normalklima (20 °C/65 % rel. Feuchte) gelagert. Bei den Na-BSH wird auf eine weitgehende Astfreiheit im Bereich der Schrauben geachtet, um den Einfluss von Faserabweichungen ausschließen zu können. In Einzelfällen kann die Lage eines Astes im Bereich des Schraubkanals nicht ausgeschlossen werden, da in mehrlagig verklebte Brettschichthölzer geschraubt wird und dadurch nicht alle Äste sichtbar sind. Bei den Versuchen mit Bu-LVL werden die Schrauben jeweils in die Deckfläche beziehungsweise im Winkel zu dieser eingebracht.

Tabelle 4: Versuchsserien und Variationsparameter

Serie	Versuchs- anzahl	Holzart	ρ_{mean}	COV	d	α	Vorbohrung	F_{est}
			[kg/m ³]	[%]	[mm]	[°]		[kN]
1	9	Na-BSH	449	0,0	8	90	Nein	7,5
2	12	Na-BSH	457	2,7	8	45	Nein	7,5
3	13	Na-BSH	389	1,0	8	90	Ja	7,5
4	12	Na-BSH	487	0,0	8	60	Ja	7,5
5	11	Na-BSH	451	0,0	8	45	Ja	7,5
6	10	Na-BSH	462	4,8	8	30	Ja	5,8
7	12	Bu-LVL	813	0,0	8	90	Ja	22,4
8	10	Bu-LVL	795	0,0	8	45	Ja	17,9
9	10	Na-BSH	456	3,6	12	90	Ja	10,3
10	10	Na-BSH	419	1,1	12	45	Ja	10,3
11	10	Bu-LVL	805	1,1	12	90	Ja	33,6



Abbildung 30: Geführte Montage der Schrauben

4.1.2 Versuchsaufbau

Der Versuchsaufbau, dargestellt in Abbildung 31, orientiert sich an den in [8] vorgestellten Ausziehversuchen. Die Schrauben werden in Hölzer von 80 mm Dicke (entspricht $10 \cdot d$ bei Schrauben von 8 mm Nenndurchmesser) eingebracht.

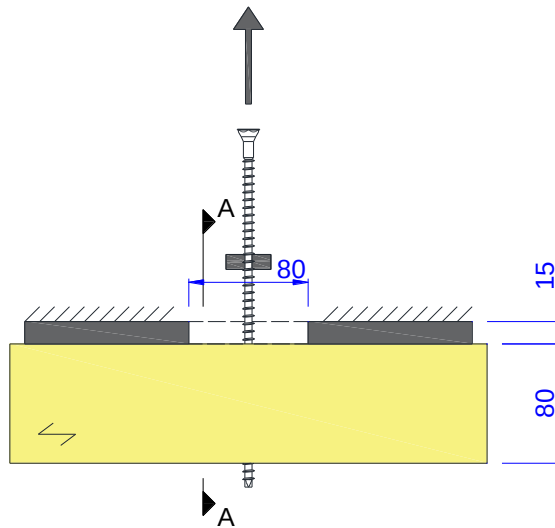


Abbildung 31: Längsschnitt durch den Prüfaufbau (identisch für 8 mm und 12 mm Schraubendurchmesser)

In Abbildung 32 sind die Querschnitte A-A durch den Prüfaufbau für Schrauben mit 8 mm und 12 mm Nenndurchmesser dargestellt. Der Randabstand quer zur Faserrichtung $a_{3,c}$ beträgt jeweils $5 \cdot d$. Daraus resultieren Querschnittsbreiten von 80 mm beziehungsweise 120 mm. Die Messung der Verformung erfolgte mit zwei induktiven Wegaufnehmern mit 50 mm Achsabstand. Die Messwerte der beiden Wegaufnehmer werden gemittelt, um die Verformung im Bereich der Schraubenachse zu ermitteln. Bei den Schrauben mit 8 mm Nenndurchmesser erfolgt aufgrund des kleineren Holzquerschnitts die Messung auf eine Stahlplatte mit einer quadratischen Öffnung von 80 mm * 80 mm. Bei den Schrauben mit 12 mm Nenndurchmesser erfolgt die Messung direkt auf das Holz. Ein möglicher Einfluss auf die gemessenen Längenänderungen hat die Querdrukbeanspruchung. Dies ist insbesondere bei Schrauben von 8 mm Durchmesser relevant, da dort nicht direkt gegen den Holzquerschnitt, sondern gegen eine Stahlplatte über dem Holzquerschnitt gemessen wird. Für die hier angestellten Untersuchungen hat dies jedoch nur eine untergeordnete Bedeutung, da mehrere Belastungszyklen miteinander vergleichbar gemacht werden sollen. Die absoluten Steifigkeitswerte können deshalb von anderen Untersuchungen abweichen.

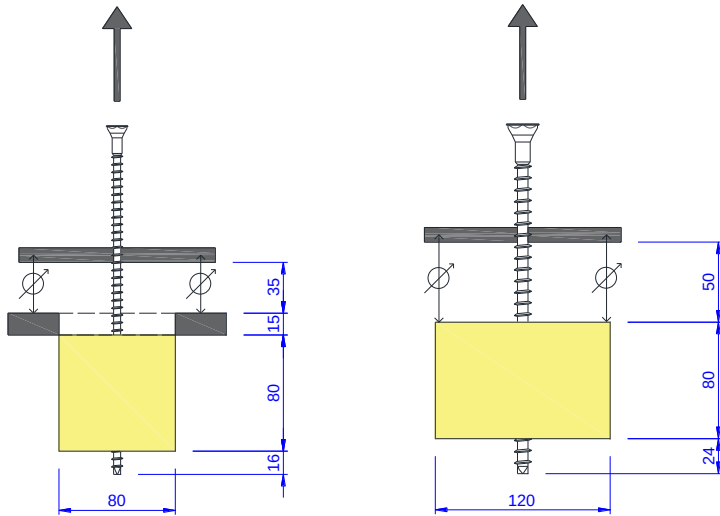


Abbildung 32: Querschnitt A-A durch den Prüfaufbau bei Schrauben mit 8 mm (links) und 12 mm Nenndurchmesser (rechts)

4.1.3 Beobachtung

Schädigungen sind im Versuchsverlauf bei fast allen Prüfkörpern nicht zu erkennen. Exemplarische Kraft-Verschiebungs-Diagramme sind in Abbildung 33 und Abbildung 34 dargestellt. Auch alle weiteren Last-Verschiebungs-Kurven (siehe Anhang A) weisen eine ähnliche Form auf. Bei einem einzigen Versuch mit Na-BSH und einem Kraft-Faser-Winkel von 30° kam es zu einem unbeabsichtigten Schubversagen im Holzquerschnitt. Der entsprechende Versuch bleibt in der Auswertung unberücksichtigt. Die maximale Verschiebung liegt zwischen 0,2 mm und 1,0 mm. Die bleibende Verformung nach Entlastung liegt im Bereich bis 0,2 mm. Auffällig ist die Form der Kurven zu Belastungsbeginn. Die Schrauben mit 8 mm Durchmesser weisen nach einer geringen Anfangsverschiebung ein weitgehend linear-elastisches Verhalten auf. Die Schrauben mit 12 mm Durchmesser steigen hingegen sofort linear an. Bei allen Schrauben ist die weitere Kraft-Verschiebungs-Kurve weitgehend linear, sowohl bei Be- als auch bei Entlastung. Bei der Belastung bis auf 90 % der rechnerischen Tragfähigkeit kommt es zu geringen plastischen Verformungen, welche sich durch ein Abflachen der Kraft-Verformungs-Kurven bemerkbar machen.

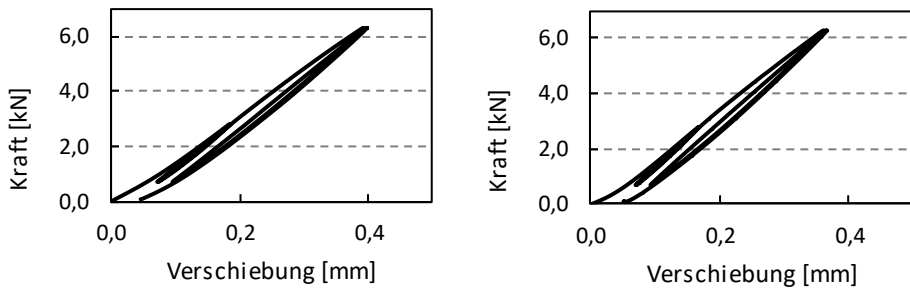


Abbildung 33: Exemplarisches Kraft-Verschiebungs-Diagramm: Serie 1 (links) und 2 (rechts)

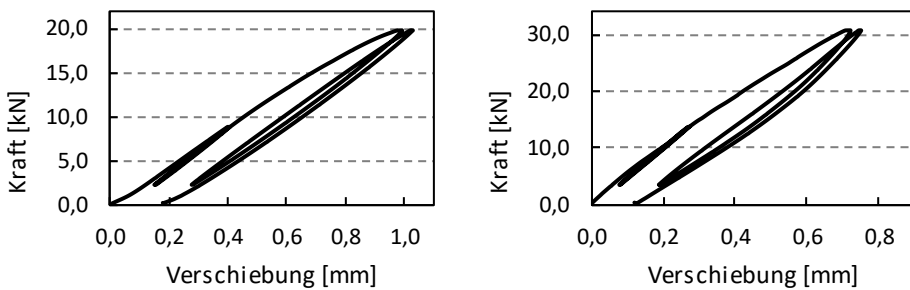


Abbildung 34: Exemplarisches Kraft-Verschiebungs-Diagramm: Serie 7 (links) und 11 (rechts)

4.1.4 Auswertung

Die Steifigkeitswerte weisen eine Streuung auf, die deutlich über der Streuung der Tragfähigkeiten liegt. Die Variationskoeffizienten innerhalb einer Serie liegen zwischen 2 % und 35 %. Zu beachten ist auch, dass die Rohdichte, die großen Einfluss auf die Steifigkeit hat, sowohl in einem Prüfkörper als auch zwischen den Prüfkörpern einer Serie schwanken kann. In Tabelle 5 ist die Anfangssteifigkeit bis 40 % den Steifigkeiten zwischen 10 % und 40 % gegenübergestellt. Hier ist zu beachten, dass die dritte und vierte Belastung bis 90 % von F_{est} erfolgen. Vor der vierten Belastung wurde somit ein wesentlich höheres Lastniveau erreicht.

Tabelle 5: Mittlere Steifigkeit [kN/mm] über alle Belastungszyklen bis 40 %

Serie	1. Belastung 0 % - 40 %		1. Belastung 10 % - 40 %		2. Belastung 10 % - 40 %			3. Belastung 10 % - 40 %			4. Belastung 10 % - 40 %		
	[kN/mm]	COV [%]	[kN/mm]	COV [%]	[kN/mm]	COV [%]	Veränderung [%]	[kN/mm]	COV [%]	Veränderung [%]	[kN/mm]	COV [%]	Veränderung [%]
1	10,9	19,2	13,8	10,5	15,9	7,2	+15,7	16,1	7,0	+17,2	16,1	6,5	+17,1
2	11,4	35,3	14,3	30,1	17,7	24,6	+23,5	18,0	24,2	+25,6	18,0	23,5	+25,9
3	13,2	10,2	15,0	7,6	16,9	6,9	+12,5	17,1	6,8	+14,2	16,6	7,5	+10,9
4	14,4	21,9	17,2	13,0	20,2	11,5	+17,6	20,7	11,7	+20,0	20,3	10,1	+18,1
5	13,5	17,3	15,2	16,4	18,2	13,7	+19,3	18,4	13,6	+21,1	18,3	13,7	+20,3
6	14,8	18,3	18,4	10,7	21,8	9,8	+18,7	22,3	9,9	+21,4	22,1	9,9	+20,1
7	21,6	4,1	24,2	2,9	26,1	1,8	+8,0	26,5	1,9	+9,4	25,6	2,1	+6,0
8	19,9	16,2	26,5	3,5	29,5	2,3	+11,1	29,8	2,2	+12,3	29,3	2,3	+10,3
9	40,9	7,7	40,1	9,0	43,4	6,6	+8,2	43,8	6,4	+9,2	42,0	7,2	+4,6
10	39,6	11,7	38,9	10,2	42,3	10,6	+8,7	42,9	10,4	+10,3	40,3	12,1	+3,6
11	56,0	7,2	55,7	8,7	60,1	8,3	+7,7	60,7	8,0	+8,9	58,6	8,9	+5,2
Mittelwert	--	15,4	--	11,2	--	9,4	+13,7	--	9,3	+15,4	--	9,4	+12,9

Die Steifigkeiten bis zum höheren Lastniveau im dritten und vierten Belastungsvorgang sind in Tabelle 6 aufgeführt. Neben den Mittelwerten sind auch die Variationskoeffizienten angegeben, um die Streuung der Werte zu bewerten. Zudem wird die Veränderung der Steifigkeit im Vergleich zur modifizierten Anfangssteifigkeit des ersten Belastungsvorgangs dargestellt. Auffällig ist der Unterschied zwischen der Anfangssteifigkeit von 0 % bis 40 % und der modifizierten Anfangssteifigkeit von 10 % bis 40 %. Bei Schrauben mit 8 mm Durchmesser liegt die modifizierte Anfangssteifigkeit etwa 20 % höher. Schrauben mit 12 mm Durchmesser zeigen hingegen keinen signifikanten Anstieg und teilweise sogar einen leichten Rückgang der mittleren Steifigkeit. Dies liegt vermutlich am Prüfaufbau, insbesondere an der Messung der Verformung. Bei Schrauben mit 12 mm Durchmesser erfolgt die Messung direkt am Holzquerschnitt, bei Schrauben mit 8 mm Durchmesser hingegen an einer Stahlplatte, die den Holzquerschnitt berührt. Trotz der Lagesicherung können minimale Abstände auftreten, die bei der Erstbelastung ausgeglichen werden. Dies führt zu größeren gemessenen Verformungen und folglich zu einer geringeren Steifigkeit.

Tabelle 6: Mittlere Steifigkeit [kN/mm] über die 3. und 4. Belastungszyklen 10 % - 90 %

Serie	3. Belastung 10 % - 90 %			4. Belastung 10 % - 90 %		
	[kN/mm]	COV [%]	Veränderung [%]	[kN/mm]	COV [%]	Veränderung [%]
1	15,8	4,2	+14,8	16,8	4,2	+22,0
2	17,8	16,6	+23,9	19,0	15,9	+32,3
3	15,5	8,8	+3,6	16,6	7,0	+10,6
4	19,8	7,1	+14,8	20,8	6,5	+20,7
5	18,4	11,2	+20,8	19,5	10,4	+28,2
6	21,6	9,3	+17,6	22,7	9,4	+23,4
7	22,5	3,1	-7,0	24,4	1,9	+0,7
8	26,2	3,3	-1,3	27,5	2,5	+3,8
9	37,0	10,6	-7,7	39,6	8,4	-1,3
10	34,2	12,0	-12,1	38,2	14,0	-1,8
11	50,0	6,8	-10,3	56,4	6,7	+1,1
Mittelwert	--	8,5	+5,2	--	7,9	+12,7

Eine Auswertung über alle 11 Serien zeigt, dass die Steifigkeit der Verbindung bei weiteren Belastungszyklen gegenüber der Erstbelastung ansteigt. Der Anstieg zwischen erstem und zweitem Belastungsvorgang liegt zwischen 8 % (Serie 11) und 23 % (Serie 2). Über alle Serien liegt der Anstieg im Mittel bei etwa 14 %. Im Laufe der weiteren Zyklen ändert sich die Steifigkeit gegenüber der Zweitbelastung nicht signifikant. Auch bei einem höheren Lastniveau kommt es zu einer Steigerung der mittleren Steifigkeit bei gleichzeitiger Abnahme der Streuung. Die Steifigkeiten bis zum höheren Lastniveau fallen dabei etwas geringer aus. Grund dafür sind sich bei entsprechend hohen Belastungen einstellende plastische Verformungen. Exemplarisch ist die Streuung der Steifigkeit der Serien 1 und 7 in Abbildung 35 und Abbildung 36 dargestellt. Belastungssteifigkeiten sind in Rot und Entlastungssteifigkeiten in Blau dargestellt.

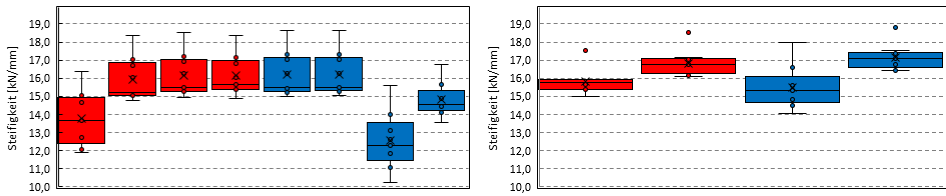


Abbildung 35: Steifigkeiten Serie 1 zwischen 10 % und 40 % (links) und 10 % und 90 % (rechts) – Belastung (rot) – Entlastung (blau)

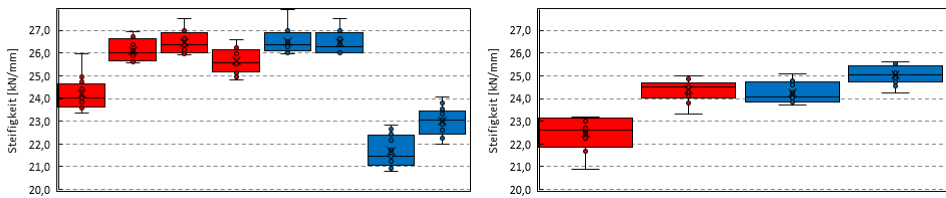


Abbildung 36: Steifigkeiten Serie 7 zwischen 10 % und 40 % (links) und 10 % und 90 % (rechts) – Belastung (rot) – Entlastung (blau)

4.1.5 Diskussion der Ergebnisse

Die in den einzelnen Versuchsserien variierten Parameter werden nicht nur in Kombination, sondern auch einzeln analysiert, um ihre individuellen Einflüsse auf die Ergebnisse detailliert zu bewerten und eine klare Zuordnung von Wirkung und Ursache zu ermöglichen. Als Hilfsmittel dient hierbei die Signifikanzanalyse.

4.1.5.1 Einfluss des Vorbohrers

Der Einfluss des Vorbohrers in Nadel-BSH lässt sich durch den Vergleich der Versuchsserien 1 und 3 sowie 2 und 5 analysieren. Im Durchschnitt weisen die Schrauben, bei denen vorgebohrt wurde, eine leicht höhere Steifigkeit auf, obwohl die verwendeten Hölzer eine geringere Rohdichte hatten. Dies deutet darauf hin, dass das Vorbohren die Steifigkeit leicht begünstigt, jedoch ist die Steigerung statistisch nicht signifikant. Auf das Verhalten bei Ent- und Wiederbelastung zeigte das Vorbohren hingegen keinen erkennbaren Einfluss.

4.1.5.2 Einfluss des Materials

Ein Vergleich der verwendeten Materialien zeigt deutlich, dass Schrauben, die in Bu-LVL eingeschraubt wurden, eine wesentlich höhere Steifigkeit aufweisen als jene in Na-BSH.

Dieses Ergebnis entspricht den Erwartungen, da die Rohdichte des Bu-LVL etwa 80 % höher ist als die des Na-BSH. Zusätzlich fällt die Streuung der Steifigkeitswerte bei Bu-LVL etwas geringer aus, was auf die hohe Homogenität dieses Materials zurückzuführen ist. Trotz dieser Unterschiede hat das Material, in das die Schrauben eingeschraubt wurden, keinen Einfluss auf die Veränderung der Steifigkeit während der Erstbelastung, Entlastungen und Wiederbelastungen. Die Auswirkungen der Lastzyklen auf die Steifigkeit scheinen somit materialunabhängig zu sein.

4.1.5.3 Einfluss des Achs-Faser Winkels

Die Versuchsserien 3 bis 6 erlauben einen Vergleich über die Einbringwinkel zur Faserrichtung ε , die zwischen 30° und 90° variieren. Diese Winkeländerung bedingt auch eine Veränderung des Kraft-Faser-Winkels α , da die Krafrichtung stets der Achsrichtung der Schraube folgt. Dennoch ist kein signifikanter Einfluss des Einbringwinkels auf die Steifigkeit erkennbar. Auch das Verhalten bei Ent- und Wiederbelastung bleibt, unabhängig vom Einbringwinkel, weitgehend unverändert.

4.1.5.4 Einfluss des Lastniveaus

In den ersten beiden Lastzyklen werden die Schrauben bis 40 % der charakteristischen Ausziehtragfähigkeit belastet, während die Belastung in den folgenden beiden Lastzyklen auf 90 % dieser Tragfähigkeit erhöht wird. Für die ersten beiden Zyklen ist von einem rein elastischen Verhalten auszugehen, während bei einer Belastung bis 90 % plastische Effekte auftreten können, die die Steifigkeit deutlich reduzieren. Der Parameter des Lastniveaus ist insbesondere von Interesse, um die Auswirkungen einer einmaligen Überlastung auf ein Bauwerk zu untersuchen, wie sie beispielweise als Folge eines außergewöhnlichen Lastfalls auftreten kann. In den Serien mit Bu-LVL und bei Schrauben mit 12 mm Durchmesser zeigte sich der erwartete Effekt. Im Vergleich der Kraft-Verformungs-Kurven in Abbildung 33 und Abbildung 34 wird in den Serien 7 und 11 ein deutliches Abflachen der Kurven erkennbar. In den Serien 1 und 2 mit 8 mm Schrauben in Nadelholz tritt dieser Effekt nicht so deutlich auf. Dieses Abflachen der Kurven geht mit einer Reduzierung der Steifigkeit einher. In den Serien mit Bu-LVL oder 12 mm Schrauben sinkt die Steifigkeit zwischen der Erstbelastung 10 % bis 40 % und der ersten Belastung 10 % bis 90 % im Mittel um etwa 8 %. Interessanterweise steigt sie in den Serien mit Nadelholz und 8 mm Schrauben im Mittel um 16 %. Dies deutet darauf hin, dass dort keine plastischen Effekte auftreten. Die höheren Steifigkeitswerte bis 90 % lassen sich vielmehr durch den stärkeren Einfluss plastischer Effekte wie Schlupf bei der Erstbelastung erklären, der bei niedrigeren Höchstlasten proportional größer ist.

4.1.5.5 Fazit – Auswirkungen auf die weiteren Untersuchungen

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass bei mehrfacher Belastung eine klare Steigerung der Steifigkeit axial beanspruchter Schrauben im Holz auftritt, solange die Belastung im elastischen Bereich der Verbindung bleibt. Faktoren wie Schraubengeometrie, Achs-Faser-Winkel, Vorbohren oder die Holzwerkstoffart zeigen keinen signifikanten Einfluss auf das Verbindungsverhalten unter zyklischen Belastungen. Lediglich das Lastniveau hat einen deutlichen Einfluss. Führt die Vorbelastung zu plastischen Verformungen, verringert sich die Steifigkeit. Es ist daher anzunehmen, dass die Steifigkeit bei Wiederbelastungen im elastischen Bereich generell steigt, was durch frühere Versuche [35] bestätigt wird. Da trotz unterschiedlicher Prüfaufbauten der gleiche Effekt beobachtet wurde, ist diese Zunahme der Steifigkeit als allgemeingültig anzusehen und nicht durch den Versuchsaufbau bedingt. Für die weitere Analyse können Entlastungs- und Belastungssteifigkeit gleichgesetzt werden. Zwar sind die Steifigkeiten bei Entlastung und in späteren Lastzyklen im Mittel höher, jedoch mit erheblichen Streuungen (COV bis 35 %) behaftet. Die Unterschiede zwischen Erst-, Wieder- und Entlastungssteifigkeiten werden durch die natürlichen Streuungen des Holzes überlagert. Eine detaillierte Betrachtung jeder Schraube erweckt den Eindruck einer Genauigkeit, die aufgrund der Materialeigenschaften nicht realistisch ist. Im Hinblick auf die weiteren Untersuchungen muss, um die mechanisch bedingte Verschiebung des Drehpunkts einer Schraubengruppe durch geringfügig abweichende Steifigkeiten zu vermeiden, der Drehpunkt geometrisch über den Prüfaufbau definiert werden.

4.2 Ermittlung von Reibungskoeffizienten

Reibung ist die Widerstandskraft, die zwischen zwei in Kontakt stehenden Oberflächen auftritt und deren Relativbewegung hemmt. Sie entsteht durch die Wechselwirkung mikroskopischer Unebenheiten sowie Adhäsionskräfte und kann in Haft- und Gleitreibung unterteilt werden. Die Haftreibung muss überwunden werden, um einen Körper zu bewegen. Die Gleitreibung wirkt bei einem Körper entgegen der Bewegungsrichtung. Beide Effekte sind dabei nicht strikt voneinander getrennt, sondern können auch periodisch ineinander übergehen. Es handelt sich um den sogenannten Stick-Slip-Effekt. Dieser bezeichnet das Phänomen, bei dem zwei in Kontakt stehende Oberflächen abwechselnd aneinanderhaften und dann plötzlich rutschen, was zu ruckartigen Bewegungen und Vibrationen führt. Die Reibkraft, also die Kraft, die per Reibung übertragen werden kann, hängt von zwei Einflussfaktoren linear ab. Zum einen von der Normalkraft im rechten Winkel zur Kontaktfläche und zum anderen vom sogenannten Reibungskoeffizienten μ . Dieser ist ein Systemeffekt und hängt primär von der Oberflächenbeschaffenheit der Materialien ab. Er lässt sich unterscheiden in den Koeffizienten für Haften μ_0 und den Koeffizienten für das Gleit

ten μ . Der Reibungskoeffizient lässt sich über den Zusammenhang zwischen der Normalkraft in der Reibfläche F_N und der Reibungskraft F_R entsprechend Formel (4-1) herleiten. Die Haftreibung ist dabei grundsätzlich größer als die Gleitreibung, weshalb (4-2) gilt.

$$F_R = \mu * F_N [-] \quad (4-1)$$

$$\mu_0 \geq \mu [-] \quad (4-2)$$

Über Reibung lassen sich bei Verbindungen mit planmäßig druckbeanspruchten Scherfugen wie in Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben große Lastanteile übertragen. Auch auf die Steifigkeit dieser Verbindungen hat die Reibung Einfluss. Im Holzbau erfolgt keine Unterscheidung zwischen Haften und Gleiten. Stattdessen wird hier nur ein Reibungskoeffizient μ angesetzt. Dieser wird im nationalen Anhang EN 1995-1-1/NA:2013-08 für gehobelte Hölzer zu $\mu = 0,2$ [55] angenommen. Als Teil des Seileffekts hingegen im EN 1995-1-1:2010-12 [25] zu $\mu = 0,25$. Eine weitere Unterscheidung erfolgt in EN 1995-2:2010-12 [45] nach Faserrichtung und Feuchtegehalt für Deckplatten aus zusammengepressten Lamellen. Darüber hinaus erfolgt eine Unterscheidung nach Oberflächenrauigkeit (sägerau oder gehobelt), was Reibungskoeffizienten zwischen $\mu = 0,17$ und $\mu = 0,45$ zur Folge hat. Die Reibungskoeffizienten unterscheiden sich teilweise von den zuvor genannten. Generell wird von einer Zunahme des Reibungskoeffizienten mit zunehmender Feuchte ausgegangen. Die Werte in Faserrichtung liegen unter den Werten quer zur Faserrichtung. In beiden Normen wird nur auf Bemessungswerte der Reibungskoeffizienten eingegangen. Mittelwerte werden nicht aufgeführt. Auch erfolgt keine Betrachtung von Holzwerkstoffen. Insbesondere das Buchenfurnierschichtholz hat nach dem Pressen eine augenscheinlich sehr glatte Oberfläche, weshalb noch geringere Reibungskoeffizienten möglich sind. Aus diesen Gründen wird in dieser Arbeit die Reibung zwischen Bauteilen aus Vollholz und Furnierschichtholz untersucht. Die Zielsetzungen sind zum einen Oberflächen zwischen Materialien verschiedener Rohdichten wie beispielsweise Nadelvollholz und Buchenfurnierschichtholz zu optimieren, um eine Steigerung der Tragfähigkeit von Verbindungen zu ermöglichen. Zum anderen sollen Eingangswerte zur Berechnung von translatorischen und rotatorischen Steifigkeiten von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben ermittelt werden. Weiterführende Untersuchungen wurden in [24] durchgeführt.

4.2.1 Material und Methode

Die Reibungskoeffizienten werden mit biaxialen Druckscherversuchen an Prüfflächen von $85 \times 85 \text{ mm}^2$ beziehungsweise $100 \times 100 \text{ mm}^2$ ermittelt. Es werden Versuche zwischen Nadelvollholz und Buchenfurnierschichtholz sowie zwischen Buchenfurnierschichtholz mit Zwischenschichten aus Polypropylen (PP) durchgeführt. Bei den Versuchen mit Nadel- und Furnierschichtholz wird die Oberflächenbearbeitung der Furnierschichthölzer vari-

iert. Ziel ist es, die von Werk aus geschliffene Oberfläche des Furnierschichtholzes möglichst kostengünstig und mit geringem Materialabtrag zu bearbeiten, um eine Steigerung des Reibungskoeffizienten zu erzielen. Als Referenz wird unbearbeitetes Buchenfurnierschichtholz auf Nadelbrettschichtholz herangezogen. Alle Hölzer wurden zuvor unter Normklima gelagert.

Der Kraft-Faser-Winkel α wird dabei im Buchenfurnierschichtholz zu 0° gewählt. Der Winkel im Nadelvollholz beträgt 45° . Dies entspricht beispielsweise dem Anwendungsfall in fallenden Zugstreben aus Furnierschichtholz von Fachwerkträgern. Als Referenz zu den Literaturwerten wird darüber hinaus auch ein Kraft-Faser-Winkel von jeweils 0° in allen Bauteilen geprüft.

Darüber hinaus werden Versuche durchgeführt, um zu untersuchen wie der Reibungskoeffizient minimiert werden kann. Hierzu werden auf Buchenfurnierschichtholz ($\alpha = 0^\circ$) flächig Platten aus Polypropylen (PP) aufgeklebt. Es werden Versuche mit Bu-LVL auf PP und PP auf PP mit und ohne flüssigen Schmierstoff auf Ölbasis durchgeführt. Bei der Auswahl der Nadelhölzer wurde darauf geachtet, dass keine Klebefugen oder zu große Faserabweichungen, beispielsweise durch Äste, in der Kontaktfläche liegen.

Die Hölzer werden entsprechend Abbildung 37 in einen Prüfraumen eingebaut. Zunächst wird die Druckkraft F_N aufgebracht. Die aufgebrachte Druckkraft entspricht einer Spannung in der Fuge von $2,5 \text{ N/mm}^2$. In Vorversuchen wurde die Last noch als Vorspannung aufgebracht, die sich im Versuchsverlauf teilweise abgebaut hat. In den Hauptversuchen wird die Last per regelbarem Hydraulikzylinder über die gesamte Versuchsdauer konstant gehalten. Im Anschluss wird auf das Mittelholz rechtwinklig zur Druckkraft weggesteuert eine Kraft F_R aufgebracht. Die Prüfgeschwindigkeit beträgt $v = 5 \text{ mm/min}$ bis zu einer Verschiebung von 15 mm . Der Reibungskoeffizient μ lässt sich dann nach Formel (4-3) ermitteln. Der Faktor zwei geht ein, da im symmetrischen Druckscherversuch zwei Flächen gleichzeitig geprüft werden. Die Auswertung erfolgt bis zu einer Verformung von maximal 3 mm beziehungsweise 15 mm in der Scherfuge. 3 mm Verformung entspricht etwa der minimalen Verformung, bei der sich in Zugscherversuchen mit geneigten Schrauben die Höchstlasten eingestellt haben. 15 mm entspricht der maximal zulässigen Verformung in Verbindungsprüfungen nach EN 26891:1991-07 [17].

$$\mu = \frac{F_R}{2 * F_N} [-] \quad (4-3)$$

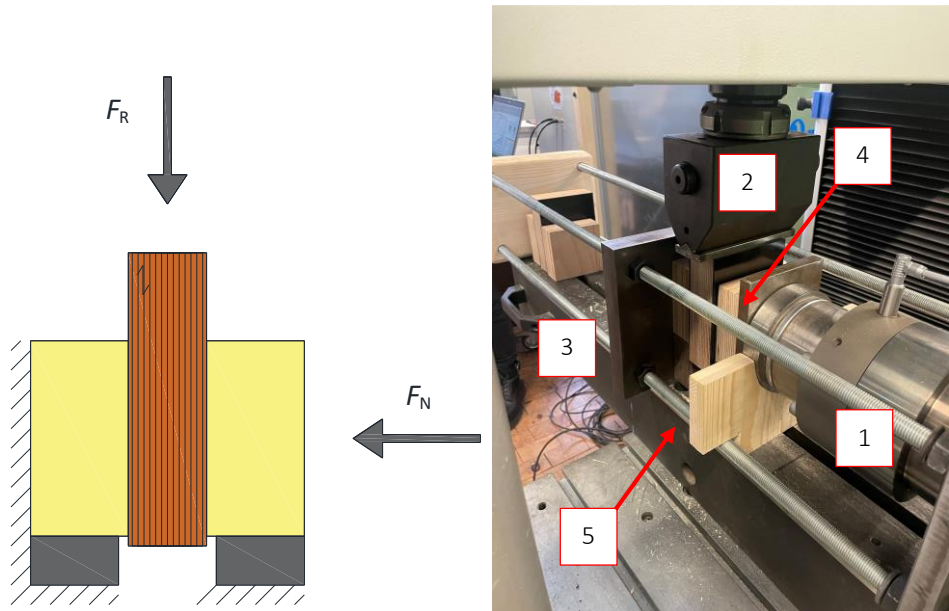


Abbildung 37: Versuchsaufbau Reibversuche

Tabelle 7: Bauteile Versuchsaufbau Reibversuche

1	Hydraulikzylinder zur Aufbringung der Kraft F_N
2	Hydraulikzylinder zur Aufbringung der Transversalkraft F_R
3	Versuchsgestell mit Widerlager
4	Druckscherprüfkörper
5	Auflager für Seitenhölzer

4.2.2 Versuchsumfang

In 9 Serien, dargestellt in Tabelle 8, mit unterschiedlichen Prüfkonfigurationen werden insgesamt 82 Versuche durchgeführt, wovon 79 beziehungsweise 82 in die Auswertung eingehen. In den Serien 1 bis 6 wird die Kontaktfläche zwischen Bu-LVL und Nadel-BSH untersucht, in den Serien 7 bis 9 die Fläche zwischen Bu-LVL mit Zwischenschichten aus PP. In den Serien 3 bis 6 wird die Oberfläche des LVL mechanisch bearbeitet. Dies führt dazu, dass teilweise kein eindeutiges Gleiten mehr vorliegt, sondern durch Eindrückungen

kleine formschlüssige Kontaktverbindungen entstehen. Um diesen Sachverhalt zu berücksichtigen, erfolgt die Auswertung in zwei Stufen. Es erfolgt eine Auswertung bis 3 mm Verformung und eine Auswertung bis 15 mm Verformung.

Tabelle 8: Versuchsumfang Reibversuche

Serie	Oberfläche	KFW im Bu-LVL	KFW im Na-BSH	Anzahl
		[°]	[°]	[-]
1	Bu-LVL – Na-BSH	0°	45°	10
2	Bu-LVL – Na-BSH	0°	0°	10
3	Bu-LVL Walzenfräser	0°	45°	9
4	Bu-LVL Schaftfräser parallel	0°	45°	9
5	Bu-LVL Schaftfräser rechtwinklig	0°	45°	2
6	Bu-LVL Kerfen	0°	45°	10
7	Bu-LVL – PP	0°	--	11
8	PP-PP	--	--	11
9	PP-PP + Schmiermittel	--	--	10

4.2.3 Beobachtung

Alle Versuche werden bis zu einer Relativverschiebung in der Fuge von 15 mm gefahren. Zugscherverbindungen mit geeigneten Verbindungsmitteln erreichen ihre Höchstlast, wie zuvor beschrieben, oft schon bei geringeren Verformungen. Plastische Verformungen der Oberflächen treten meist erst bei großen Verformungen auf und haben wenig Relevanz für reale Verbindungen.

4.2.3.1 Referenzversuche mit unbearbeitetem Bu-LVL

Als Referenzwert für die Ermittlung einer Erhöhung des Reibungskoeffizienten wird zunächst der Reibungskoeffizient zwischen Bu-LVL und Nadel-BSH ermittelt. Der Kraft-Faser-Winkel α beträgt im Bu-LVL jeweils 0° . Im Na-BSH beträgt er 45° (Serie 1 – vgl. Fachwerkträger Abschnitt 1.3) beziehungsweise 0° (Serie 2). Die Winkel wurden so gewählt, dass sie den realen Anwendungen entsprechen. Zum einen Zugverbindungen, in denen die vorherrschende Belastung in Faserrichtung erfolgt, und zum anderen Verbindungen in Fachwerkträgern zwischen Gurt und geneigter Zugdiagonalen aus Bu-LVL. Bei beiden Serien, dargestellt in Abbildung 38, handelt es sich um unbehandeltes Bu-LVL mit der glatten Oberflächenstruktur aus dem Produktionsprozess. Bei den Versuchen ist in der Regel ein Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung zu erkennen. Die Haftreibung wird bei einem Maschinenweg von etwa 1 bis 2 mm überschritten. Im Folgenden stellt sich ein Gleiten ein. Dabei tritt überwiegend ein Stick-Slip-Effekt auf, wie in Abbildung 39 erkennbar ist. Die initiale Haftreibung zeigt dabei den größten Wert. Der Kraft-Faser-Winkel hat keinen Einfluss auf den Versuchsablauf. Die maximalen Reibungskoeffizienten fallen jedoch bei 0° geringfügig größer aus.

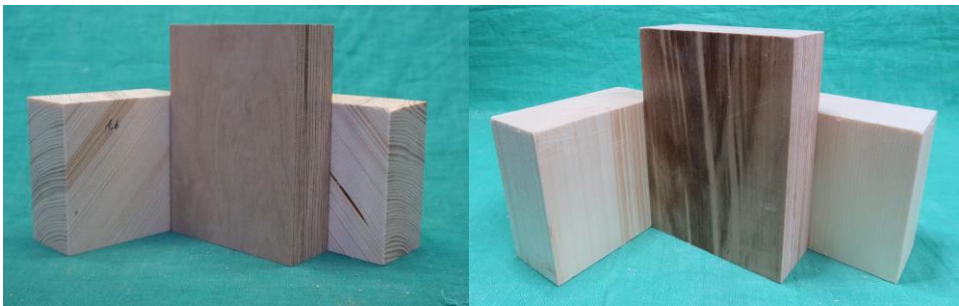


Abbildung 38: Prüfkörper Serie 1 (links) und Serie 2 (rechts)

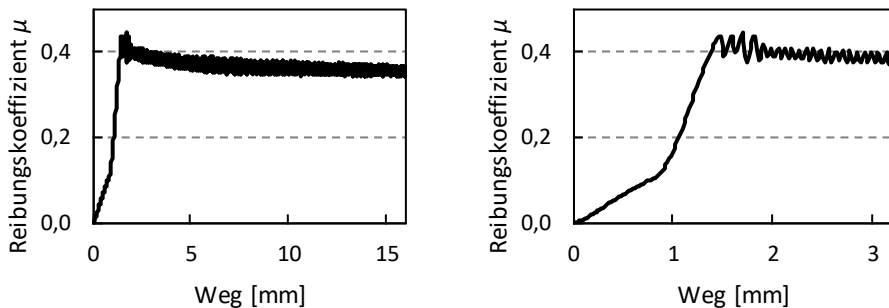


Abbildung 39: Reibungskoeffizient μ über dem Verformungsweg bei unbehandeltem Bu-LVL – Na-BSH (Serie 1)

4.2.3.2 Aufgeraute Oberfläche zur Erhöhung der Reibung

Bei den Serien 3 bis 5, dargestellt in Abbildung 40, werden die herstellungsbedingt sehr glatten Oberflächen des Bu-LVL mithilfe eines Walzenfräasers beziehungsweise eines Schaftfräasers minimal abgetragen. Bei Serie 3 erfolgt die Bearbeitung mit einem Walzenfräser. Bei Serie 4 und 5 erfolgt die Bearbeitung mit einem Schaftfräser der achsenparallel zur Oberfläche (Serie 4) beziehungsweise mit seiner Achse rechtwinklig zu Oberfläche (Serie 5) geführt wird. Der Materialabtrag beträgt in allen Fällen etwa 1 mm. Die Oberflächenstruktur der mit dem Walzenfräser bearbeiteten Bu-LVL Platten ist dabei geringfügig gröber. Die Fräsrichtung liegt 90° zur Kraftrichtung bei den Serien 3 und 5 beziehungsweise 0° zur Kraftrichtung bei Serie 4. Zwischen den einzelnen Fräsbahnen entstehen dabei geringfügige Grate aufgrund der Toleranzen der Fräsmaschine. Auch hier tritt ein Stick-Slip-Effekt auf. In einigen Fällen ist die initiale Haftreibung quantitativ geringer als das nachfolgende Wechselspiel von Gleiten und Haften. Beispielsweise liegt die Haftreibung in Abbildung 41 minimal unter dem maximalen ermittelten Reibungskoeffizienten, der bei einer zusätzlichen Verschiebung von etwa 0,25 mm erreicht wird. In der Auswertung wird unabhängig davon jeweils der quantitativ größte Wert berücksichtigt.

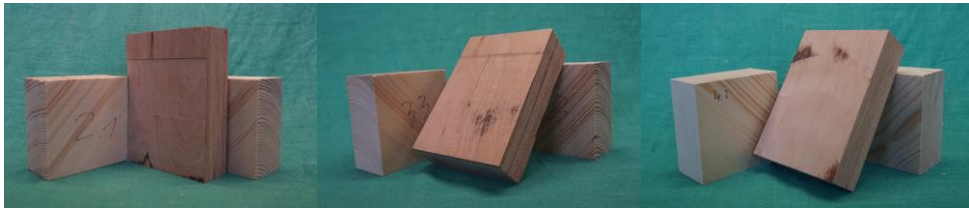


Abbildung 40: Prüfkörper der Serie 3 (links), 4 (Mitte) und 5 (rechts)

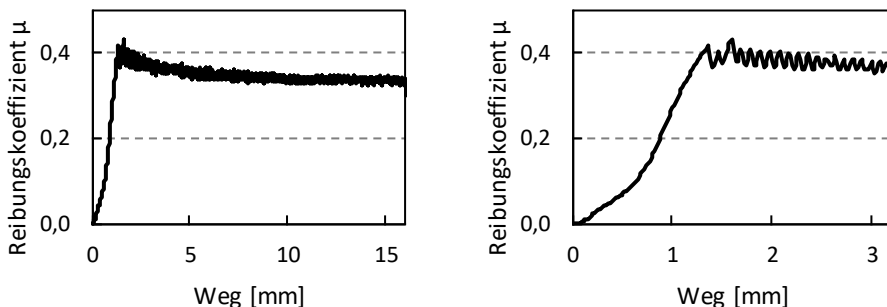


Abbildung 41: Reibungskoeffizient μ über dem Verformungsweg bei mit Walzenfräser aufgerauter Kontaktfläche (Serie 3)

4.2.3.3 Kerven zur Erhöhung der Reibung

Eine deutlich rauere Oberflächenstruktur wird durch das gezielte Neigen des Fräskopfes erzeugt, wodurch die Holzoberfläche eine prägnante Kervenstruktur erhält, wie sie in Abbildung 42 im Bu-LVL erkennbar ist. Zur Herstellung von Kerven erfolgt in Serie 6 ein Materialabtrag von etwa 2 mm Tiefe. Dazu wird der Schaftfräser um 5° geneigt über die Oberfläche geführt. Diese Bearbeitung erzeugt Kerven mit einer Tiefe von etwa 1 mm und einer Länge von 10 mm, die 90° zur Krafrichtung ausgerichtet sind. Bei der Gestaltung der Kervengeometrie wurden der Verhältniswert aus Schub- und Druckfestigkeit der verbundenen Bauteile sowie praktische Aspekte wie ein möglichst flaches Profil berücksichtigt. Dies minimiert sowohl den Fertigungsaufwand als auch die Querschnittsschwächung des Bauteils. Die zugrundeliegende Überlegung ist, dass sich das Bu-LVL mit wesentlich höherer Rohdichte und Querdrukfestigkeit in das Nadelholz verzahnt. Durch diese Verzahnung tritt mechanisch betrachtet keine reine Reibung mehr auf. In Abbildung 43 ist kein Übergang von Haftreibung zu einer Gleitreibung und auch kein Stick-Slip-Effekt erkennbar. Stattdessen zeigt der Reibungskoeffizient bis zu einer Verformung von etwa 10 mm einen unstetigen Anstieg, was auf die komplexen Wechselwirkungen zwischen den gekervten und zunächst glatten Holzoberflächen hinweist.

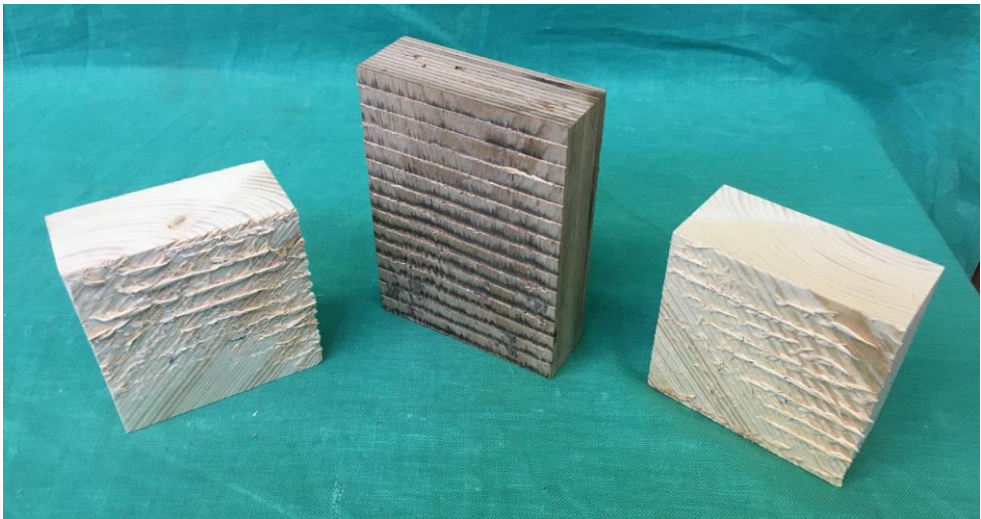


Abbildung 42: Prüfkörper Serie 6 mit deutlichen Eindrücken der Kerven im weichen Nadelholz

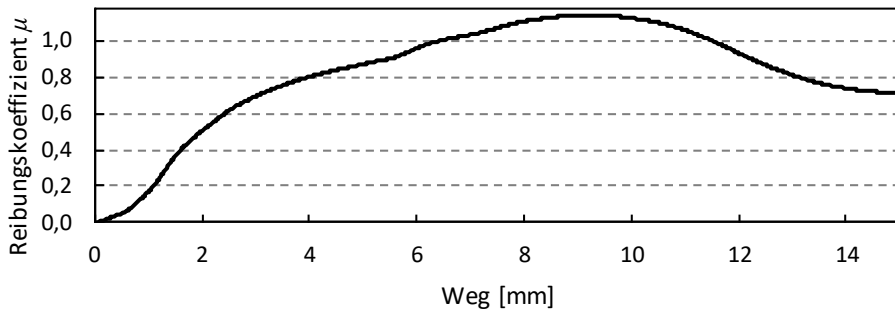


Abbildung 43: Reibungskoeffizient μ über den Verformungsweg bei Kontaktflächen mit Kerven (Serie 6)

Die Kerven des Bu-LVL werden deutlich in das weichere Nadelholz gedrückt. Damit lassen sich auch Reibungskoeffizienten größer 1,0 erklären. Kräfte werden direkt über Kontakt mittels Druckkräften zwischen der Stirnfläche der Kerve und dem Nadelholz übertragen. Der ermittelte „Reibungskoeffizient“ ergibt sich dabei aus dem Überschreiten der Rollschubfestigkeit im Nadelholz. Das Erreichen der Höchstwerte bei etwa 10 mm Verformung hängt mit dem Achsabstand der Kerven zusammen. Beim Erreichen dieser Verformung greift die Kerve in den von der davorliegenden Kerve abgeschabten Oberflächenbereich, weshalb die übertragbare Kraft nicht weiter gesteigert werden kann oder sogar abfällt. Beim Betrachten der Schädigung in den Na-BSH Oberflächen fällt außerdem auf, dass Prüfkörper aufgrund des Abriebs der Oberflächen teilweise verkippen. Prüfkörper, die eindeutig verkippt sind, werden nur in der Auswertung bis 3 mm Verformung und nicht in der Auswertung bis 15 mm berücksichtigt, da hier Kräfte teilweise direkt über Druck auf die Seitenfläche der Hölzer übertragen werden.

4.2.3.4 Polypropylenplatten zur Reduzierung der Reibung

Um den Einfluss der Reibung auf die Rotationssteifigkeit zu ermitteln, wurde in den Versuchsserien 7 bis 9 die Reibung so weit wie möglich reduziert. In experimentellen Versuchsaufbauten wird dies üblicherweise durch den Einsatz von Zwischenschichten aus Materialien mit niedrigen Reibungskoeffizienten erreicht wie beispielsweise Teflonfolien oder Kunststoffplatten. Folien erwiesen sich für den angedachten Versuchsaufbau als ungeeignet, da diese dazu neigen, sich am Bauteilrand abzulösen. Dieses Problem tritt insbesondere auf, wenn die Bauteile nicht exakt parallel zueinanderstehen und somit Kanten über die Folie gleiten. Aufgrund dieser Einschränkung in der Anwendung wurde diese Variante als nicht praktikabel eingeordnet und für die Rotationsversuche ausgeschlossen.

Verwendet werden stattdessen Platten aus Polypropylen (PP) mit einer Dicke von 2,0 mm, wie sie in Abbildung 44 dargestellt sind. Der Reibungskoeffizient wird sowohl für PP auf Bu-LVL (einseitig Kunststoffplatten; Serie 7) und PP auf PP (Kunststoffplatten auf beiden Bauteilen; Serie 8) ermittelt. Es zeigt sich, dass der Reibungskoeffizient im Vergleich zu gehobelten Holz-Holz-Kontaktflächen nur geringfügig reduziert wird. Um die Reibung weiter zu verringern, wird kurz vor dem Einbau der Prüfkörper ein ölbasiertes Schmiermittel auf die Kontaktflächen aufgebracht (Serie 9).

Die Ergebnisse der Versuche mit einseitigen PP-Platten auf Bu-LVL (Serie 7) zeigen ein klar differenzierbares Haften und Gleiten. Die initiale Haftreibung ist größer als die Gleitreibung. Dies wird deutlich an der als Beispiel dargestellten Kurve in Abbildung 45. Nachdem das Haften bei einem Maschinenweg von etwa 3 mm überwunden ist, stellt sich ein Gleiten ein. Der Reibungskoeffizient ist quantitativ deutlich geringer als die anfängliche Haftreibung.

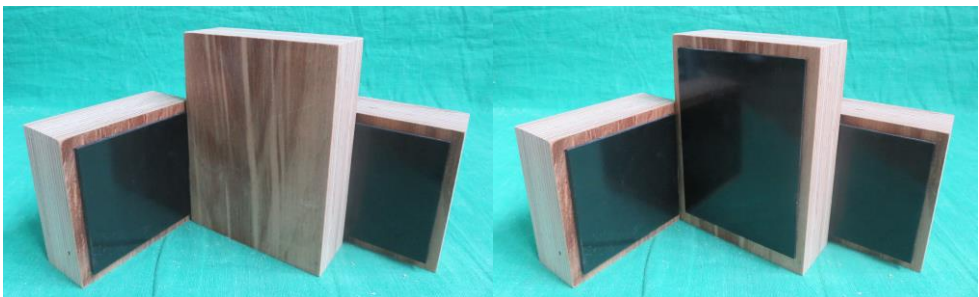


Abbildung 44: Prüfkörper Serie 7 (links) und Serie 8 beziehungsweise 9 (rechts)

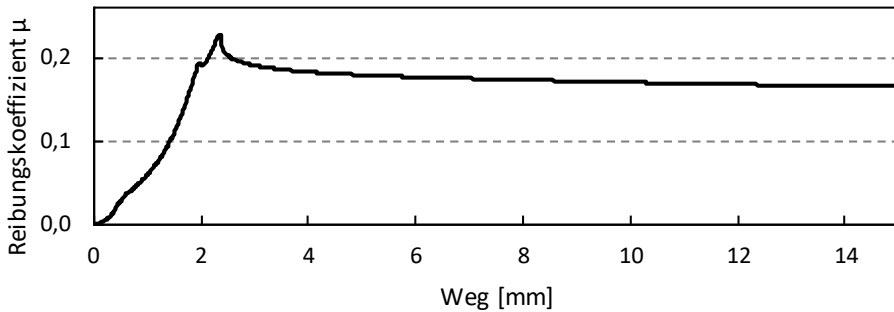


Abbildung 45: Deutlicher Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung von PP auf Bu-LVL (Serie 7)

Ein deutlich anderes Verhalten zeigt sich bei Versuchen mit Polypropylen auf Polypropylen. Sowohl mit als auch ohne Schmierung ist ein klarer Unterschied zwischen Haft- und Gleitreibung erkennbar, allerdings liegt der Haftreibungskoeffizient in diesem Fall unter dem Gleitreibungskoeffizienten. Mit zunehmender Verformung steigt der Reibungskoeffizient sogar noch weiter, wie in Abbildung 46 deutlich wird. Das mechanische Verhalten wird durch die Verwendung von Öl als Schmierung dabei nicht merklich beeinflusst. Analog zu den vorherigen Serien erweist sich auch hier eine Auswertung bis zu einer Verformung von 15 mm als nicht zielführend, da die Ergebnisse in diesem Bereich keine aussagekräftigen Schlussfolgerungen für die weiteren Untersuchungen zulassen. Stattdessen wird auch hier neben dem Wert bis 15 mm Verformung ein Wert bis 3 mm Verformung ermittelt, um eine konsistente Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten.

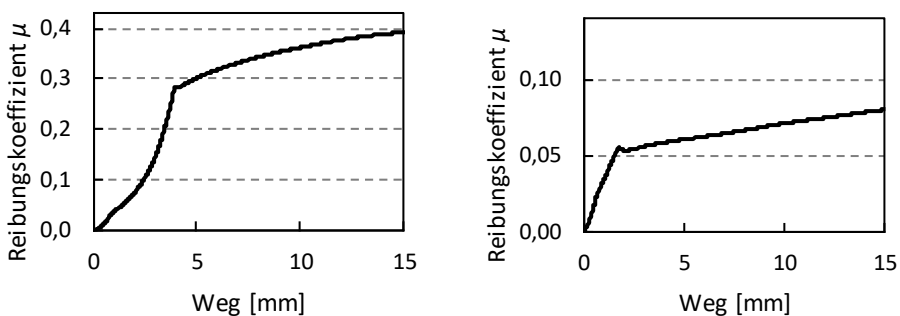


Abbildung 46: Deutlicher Übergang zwischen Haften und Gleiten mit weiterem Anstieg des Reibungskoeffizienten (PP auf PP; Serie 8 (links) – Serie 9 (rechts))

4.2.4 Auswertung

Für jeden Versuch werden die Reibungskoeffizienten mithilfe von Formel (4-3) ermittelt. In Tabelle 9 sind die Mittelwerte sowie die Variationskoeffizienten aller Serien für Verschiebungen bis 3 mm und bis 15 mm aufgeführt. Um einen Vergleich mit den Literaturwerten [45], [55] zu ermöglichen, werden darüber hinaus charakteristische Werte nach EN 14358:2016-11 [56] unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung ermittelt. Aufgrund des geringen Probenumfangs wird Serie 5 von der weiteren Auswertung ausgenommen. Eine vollständige Übersicht aller ermittelten Reibungskoeffizienten findet sich in tabellarischem Format im Anhang B.

Tabelle 9: Reibungskoeffizienten (charakteristische Werte, Mittelwerte und Variationskoeffizienten)

Serie	Oberfläche	bis 3 mm Verschiebung			bis 15 mm Verschiebung		
		μ_k	μ_{mean}	COV	μ_k	μ_{mean}	COV
		[-]	[-]	[%]	[-]	[-]	[%]
1	Bu-LVL – Na-BSH	0,19	0,36	24,7	0,24	0,39	18,7
2	Bu-LVL – Na-BSH	0,33	0,42	11,5	0,36	0,45	9,3
3	Bu-LVL Walzenfräser	0,37	0,54	15,9	0,37	0,54	15,9
4	Bu-LVL Schaftfräser parallel	0,21	0,40	22,2	0,25	0,41	18,6
5	Bu-LVL Schaftfräser rechtwinklig	--	0,33	12,6	--	0,33	12,6
6	Bu-LVL Kernen *	0,42	0,67	18,2	0,56	0,91	17,9
7	Bu-LVL – PP	0,19	0,21	5,3	0,20	0,26	13,1
8	PP-PP	0,14	0,16	5,0	0,25	0,38	16,1
9	PP-PP + Schmiermittel	0,04	0,05	10,4	0,05	0,08	15,6

* Bei der Auswertung von Serie 6 fließen 10 Versuche in die Auswertung bis 3 mm mit ein. In die Auswertung bis 15 mm Weg gehen nur 7 Versuche mit ein, da es bei drei Versuchen zu größeren Schiefstellungen und Beschädigungen der Oberflächen gekommen ist.

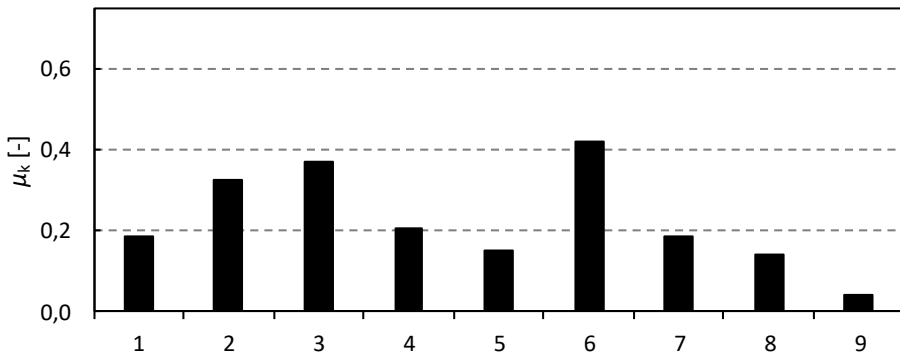
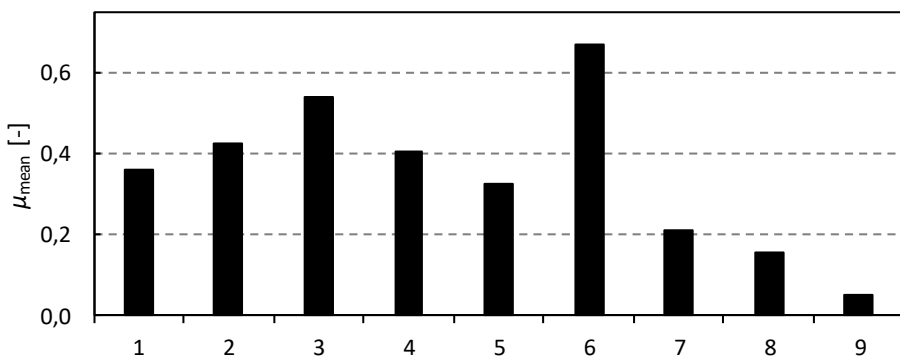


Abbildung 47: Charakteristische Reibungskoeffizienten aller Serien ermittelt nach EN 14358:2016-11 [56]

Ein Vergleich der charakteristischen Werte (vgl. Abbildung 47) mit den Bemessungswerten nach [45] zeigt, dass der Reibungskoeffizient zwischen Bu-LVL und gehobeltem Nadelholz im Bereich der Normwerte oder geringfügig darüber liegen. Die produktionsbedingte Oberfläche des Bu-LVL führt zusammen mit gehobeltem Nadelholz nicht zu geringeren Reibungskoeffizienten. Das Bearbeiten der Oberfläche mit verschiedenen Fräsern ermöglicht eine geringfügige Steigerung des Reibungskoeffizienten, sofern die Fräsrichtung quer zur Kraftrichtung erfolgt (Serie 3). Die Steigerung fällt jedoch insbesondere auf charakteristischem Niveau beim Vergleich von Serie 1 und 2 mit Serie 3 gering aus. Die Steigerung des Reibungskoeffizienten rechtfertigt den zusätzlichen Bearbeitungsschritt kaum. Eine deutliche Steigerung des Reibungskoeffizienten ermöglicht das Einfräsen von Kernen in das wesentlich dichtere Bu-LVL (Serie 6). Die Steigerung bis 3 mm Verformung liegt im Mittel bei etwa 70 %.

Abbildung 48: Mittelwerte des Reibungskoeffizienten μ aller Serien

Zur Abschätzung von Steifigkeiten sind die Mittelwerte der ermittelten Reibungskoeffizienten, die in Abbildung 48 nochmals grafisch dargestellt sind, praktikabler. Die Abschätzung mit einem Wert von $\mu = 0,25$ wie in [25] unterschätzt die realen Verhältnisse.

Die ermittelten Reibungskoeffizienten können im Weiteren zur genaueren Abschätzung der Tragfähigkeit und Steifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Teil- und Vollgewindeschrauben berücksichtigt werden. Hinsichtlich der Tragfähigkeit führt ein höherer Reibungskoeffizient zu höheren Tragfähigkeiten. Bei gleichbleibenden Druckkräften quer zur Scherfuge können durch seine Erhöhung größere Lastanteile parallel zur Scherfuge übertragen werden. Die Steigerung des Reibbeiwerts durch die Kerven um 70 % ermöglichen somit bei Schrauben mit 45° Einbringwinkel zur Scherfuge eine rechnerische Steigerung der Tragfähigkeit der gesamten Verbindung um etwa 20 %. Diese Steigerung ist ohne Anpassung der Verbindungsmittel oder Vergrößerung der Querschnitte zu erzielen und rechtfertigt den größeren Aufwand im Abbund.

Aus der mechanischen Anschauung heraus hat die Reibung auch Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung. Doch auch wenn in den vorangegangenen Untersuchungen zur Verbindungsmittelsteifigkeit (vgl. Abschnitt 2.5) rechnerisch eine lineare Abhängigkeit der Steifigkeit einer Verbindung vom Reibungskoeffizienten unterstellt wurde, so ist dies experimentell nicht generell nachgewiesen. Insbesondere makrorauhe Oberflächen wie die Kerven können möglicherweise auch einen flächigen Kontakt unterbinden und zu einem Spalt zwischen den Bauteilen führen. Infolgedessen kann es bei Erstbelastung zu einem Anfangsschlupf kommen, der durch die linear-elastischen Berechnungsansätze nicht abgebildet werden kann. Anschaulich müssen sich die Kerven erst in das weichere Nadelholz drücken, bevor der volle Verbund herrscht. Es ist zu prüfen, ob dieses Eindringen auch in der baupraktischen Anwendung möglich ist, oder ob die aufgebrachten Querdruckkräfte nicht ausreichen. Darüber hinaus muss unterschieden werden, ob dies schon durch die Kräfte beim Einbringen der Verbindungsmittel realisiert werden kann, beispielsweise durch die Verwendung von Teilgewindeschrauben in der Verbindung oder durch eine Lastgesicherung mit Schraubzwingen oder Schrauben oder ob erst eine Lastaufbringung zum Einpressen der Kerven führt. Zuletzt hat sich insbesondere bei den Kerven im kleinteiligen Reibversuch gezeigt, dass kein definiertes Haften oder Gleiten vorliegt. Das mechanische Verhalten in einer Verbindung ist stattdessen ähnlich zu einem Treppenversatz. Eventuell sind daher die Regeln zur Berechnung der Steifigkeit nicht ohne Weiteres anwendbar. Zur Überprüfung dieser Überlegungen und insbesondere, um die mögliche Laststeigerung durch die Oberflächenbearbeitung bei realen Zugverbindungen zu untersuchen, erfolgen deshalb im Folgenden Versuche in Bauteilgröße an Zugscherprüfkörpern.

4.3 Zugscherversuche

Einer der primären Anwendungsfälle für geneigt eingebrachte Voll- und Teilgewinde-schrauben sind Verbindungen mit überwiegender Zugbeanspruchung. Die Anwendung ist sowohl in Stahl-Holz- als auch in Holz-Holz-Verbindungen möglich. Für die Dimensionierung von entsprechenden Zuggliedern sind die Verbindungen in der Regel maßgebend. Die erforderlichen Verbindungsmittelabstände lassen bei praxisrelevanten Bauteilen eine Ausnutzung der Tragfähigkeit der Nettoquerschnitte von 30 bis 60 % zu. Die Ausnutzung ist durch die erforderlichen Verbindungsmittelabstände, die Beschränkung der Knotenabmessungen und mechanische Effekte wie ungleiche Lastverteilungen und den umgangssprachlichen Reißverschlussseffekt begrenzt. Darüber hinaus lassen sich in der Praxis vermehrt Beschädigungen der Schrauben aufgrund von Lageabweichungen [57] und zu gering ausgeführten Verbindungsmittelabständen beobachten.

Um die Tragfähigkeit der Verbindung pro Schraube zu erhöhen wird untersucht, wie vorhandene Haft- und Reibkräfte, die durch die Querdruckbeanspruchung in der Verbindung aktiviert werden, zum Lastabtrag beitragen können. Aus dem Kräftegleichgewicht resultiert die planmäßige Druckbeanspruchung in der Scherfuge. Eine rechnerische Berücksichtigung von diesen Anteilen ist mit einem Reibungskoeffizienten $\mu = 0,25$ zulässig [25]. Unter der Annahme einer Last parallel zur Scherfuge wie beispielsweise bei Zugscherverbindungen lässt sich somit die durch die Verbindung übertragbare Kraft nach Formel (4-4) ermitteln (vgl. Abschnitt 3.1.2).

$$F = F_{ax} * (\cos \delta + \mu * \sin \delta) \text{ [kN]} \quad (4-4)$$

Ziel ist, den Anteil der über Reibung übertragenen Zugkräfte weiter zu erhöhen, um so die Nettoquerschnitte der verbundenen Bauteile zu einem höheren Grad auszunutzen beziehungsweise die erforderliche Schraubenanzahl der Zugverbindungen zu reduzieren. Hierzu soll überprüft werden, ob eine Oberflächenbearbeitung entsprechend der vorangegangenen kleinteiligen Versuche zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten (Abschnitt 4.2) auch auf Bauteilebene eine entsprechende Tragfähigkeitssteigerung ermöglicht. Insbesondere ist auch relevant, ob es zu einer flächigen Pressung zwischen den Bauteilen kommt oder diese nur lokal um die Verbindungsmittel herum auftreten. Mögliche Parameter sollen hierbei untersucht werden. Zu diesen zählen der Schraubentyp (VGS gegenüber TGS), die Oberflächenbearbeitung und die Steifigkeit der angeschlossenen Bauteile. Der letzte Punkt wird vereinfacht durch ein Variieren der Bauteildicke simuliert. Darüber hinaus soll der Einfluss von LVL mit Querlagen in Bezug auf die Robustheit und die Vermeidung eines spröden Versagens der Verbindung untersucht werden. Zuletzt sollen die Steifigkeiten der Verbindungen betrachtet werden. Die Ergebnisse dienen sowohl als Vergleichsgröße für die abschließenden Rotationsversuche als auch zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Berechnungsformeln zur Verbindungsmittelsteifigkeit auf makrorau Kontaktflächen.

4.3.1 Material und Methode

Die Prüfkörper sollen eine rein translatorische Beanspruchung erfahren. Hierzu werden punktsymmetrische Zugscherversuche, dargestellt in Abbildung 49, durchgeführt. Die Lasteinleitung in die Mittelhölzer erfolgt durch eine zentrisch angeordnete Gewindestange. Die Seitenhölzer werden aus Bu-LVL mit 40 mm beziehungsweise 80 mm Dicke hergestellt. Die Mittelhölzer werden aus Na-BSH hergestellt. Die Schraubenanordnung ist dabei so gewählt, dass es zu keinen Kollisionen zwischen den Schrauben oder zwischen Schrauben und der Zugstange kommt. Die Schraubenanordnung ist achsensymmetrisch, um Momentenbeanspruchungen und daraus resultierende Nebenspannungen zu vermeiden. Variiert werden die Schraubentypen, der Werkstoff der Seitenhölzer (Bu-LVL mit und ohne Querlage), die Dicke der Seitenhölzer, der Kraft-Faser-Winkel im Mittelholz sowie die Oberflächenbearbeitung. In 9 Versuchsserien werden 25 Einzelversuche durchgeführt. Die Zugscherversuche mit vier Verbindungen sind doppelt symmetrisch aufgebaut. Die ermittelten Tragfähigkeiten stellen somit das Minimum aus vier Zugverbindungen dar. Jede Zugverbindung wird mit vier unter 45° zur Scherfuge eingebrachten Schrauben von 8 mm Durchmesser hergestellt. Die Schrauben sind jeweils in zwei Reihen angeordnet.

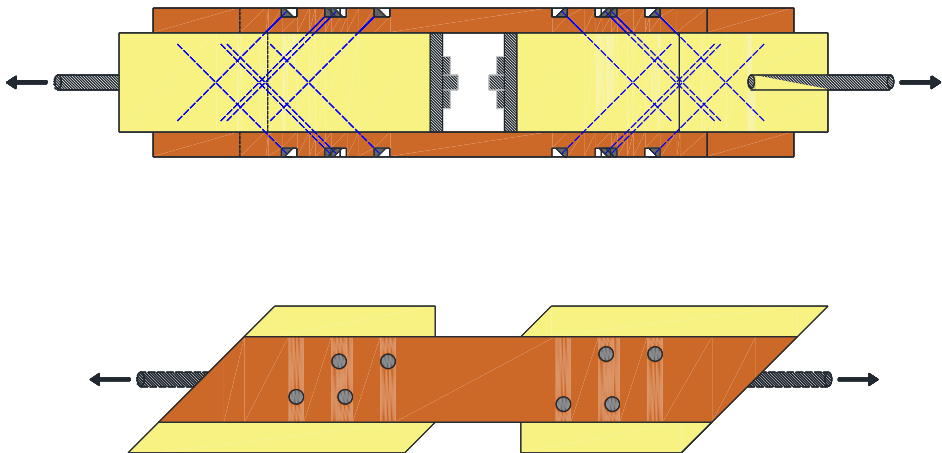


Abbildung 49: Punktsymmetrischer Zugscherprüfkörper



Abbildung 50: Winkelscheibe (WS) und Laschenschraube 8x250

Als Referenz werden jeweils Verbindungen mit unbearbeiteten Oberflächen mit Vollgewindeschrauben oder Teilgewindeschrauben hergestellt. Bei diesen Referenzversuchsreihen 1 bis 3 handelt es sich um die Rohdaten aus [34]. Abweichungen zu den darin ermittelten Steifigkeiten ergeben sich aus der Berücksichtigung der elastischen Dehnung der Seitenhölzer. Bei den Teilgewindeschrauben handelt es sich um speziell für die Anwendung in Furnierschichtholz mit höherer Rohdichte entwickelten Laschenschrauben mit Tellerkopfscheiben (TKS) beziehungsweise Winkelscheiben (WS) [58]. Diese Schrauben, dargestellt in Abbildung 50, zeichnen sich dadurch aus, dass ihr Verhältnis von Gewindelänge zu Schaftlänge speziell abgestimmt ist, um Furnierschichtholzplatten von 40 mm Stärke an Nadelholz anzuschließen. Die Gewindelänge von etwa 190 mm Länge reicht dabei aus, um die Schraube bis zu ihrer axialen Tragfähigkeit zu verankern. Alle Prüfkörper sind so bemessen, dass es rechnerisch zu einem Durchziehen (VGS) beziehungsweise Kopfdurchziehen (TGS) in den Seitenhölzern kommt. Eine Ausnahme bildet Serie 9. Durch die doppelte Einbindelänge im Seitenholz soll hier das Ausziehen aus dem Mittelholz maßgebend werden. Die Oberflächenbearbeitung der Serien 4 bis 9 entspricht exakt den Kerfen, die in Abschnitt 4.2.3.3 detailliert beschrieben sind. Tabelle 10 enthält eine Übersicht über alle Versuchsserien. Die Seitenhölzer sind in LVL ohne Querlage (Typ S) und mit Querlage (Typ Q) unterschieden. Alle Versuche werden zunächst bis 70 % ihrer Schätzlast kraftgesteuert belastet und im Anschluss weggesteuert bis zum Erreichen ihrer Höchstlast weiterbelastet.

Tabelle 10: Versuchsumfang Zugscherversuche

Se- rie	Versuchs- anzahl	Schrauben- typ	Material Seitenhölzer	$t_{\text{Seiten-}}$ holz	$\alpha_{\text{Mittel-}}$ holz	Oberflä- chen- bearbeitung
1	3	TGS 8,0x250 + WS	Typ Q	40 mm	45°	--
2	3	TGS 8,0x250 + TKS	Typ Q	40 mm	45°	--
3	3	VGS 8,0x300	Typ Q	40 mm	45°	--
4	3	VGS 8,0x300	Typ S	40 mm	45°	Kerfen
5	3	VGS 8,0x300	Typ S	40 mm	0°	Kerfen
6	3	TGS 8,0x250	Typ S	40 mm	45°	Kerfen
7	3	VGS 8,0x300	Typ Q	40 mm	45°	Kerfen
8	3	TGS 8,0x250	Typ Q	40 mm	45°	Kerfen
9	1	VGS 8,0x380	Typ Q	80 mm	45°	Kerfen

4.3.2 Beobachtung

Gegenüber der Vorbemessung stellt sich nicht in allen Versuchsserien das rechnerisch maßgebende Aus- oder Durchziehen ein. Dies war zu erwarten, da schon bei den Referenzversuchen nur in Serie 3 mit Vollgewindeschrauben ein Durchziehen durch das Seitenholz erreicht wurde. Bei den Serien mit Laschenschrauben wurden hingegen die Schrauben aus dem Mittelholz ausgezogen. Darüber hinaus ist es in allen Serien auch zu einem Überschreiten der Zugfestigkeit der Schrauben gekommen. Die Folgeversuche entsprechen in ihrer Geometrie den Referenzversuchen, weshalb auch verschiedene maßgebende Belastungen erwartet werden. Alle maßgebenden Belastungen sind in Tabelle 11 dargestellt. Bei Seitenhölzern aus Bu-LVL ohne Querlagen ist immer ein Durchziehen der Schrauben durch die Seitenhölzer maßgebend. In allen Prüfkörpern der Serie 6 kam es darüber hinaus zu einem Aufspalten der Seitenhölzer. Dies ist exemplarisch in Abbildung 51 dargestellt. Bei Seitenhölzern aus Bu-LVL mit Querlagen kommt es zu keinem Aufspalten. Hier kommt es in Serie 7 zu dem rechnerisch maßgebenden Durchziehen des Gewindes der Vollgewindeschraube. Bei Serie 8 hingegen wird die Zugtragfähigkeit der Schraube erreicht. Bei Serie 9 kann die maximale Tragfähigkeit der Verbindung aufgrund der Limitierungen des Prüfaufbaus nicht erreicht werden.

Tabelle 11: Maßgebende Belastung bei Höchstlast

Serie	Maßgebende Belastung
1	Ausziehen Na-BSH / Überschreiten Zugfestigkeit der Schraube
2	Ausziehen Na-BSH / Überschreiten Zugfestigkeit der Schraube
3	Durchziehen durch Bu-LVL / Überschreiten Zugfestigkeit der Schraube
4	Durchziehen durch Bu-LVL
5	Durchziehen durch Bu-LVL
6	Durchziehen durch Bu-LVL / Aufspalten Bu-LVL
7	Durchziehen durch Bu-LVL
8	Überschreiten Zugfestigkeit der Schraube
9	[--]



Abbildung 51: Aufspalten einer Zuglasche aus LVL ohne Querlagen (Serie 6)

4.3.3 Auswertung

Untersucht werden die Auswirkungen auf Tragfähigkeit und Steifigkeit der Schraubentypen, Querlagen im LVL, Kraft-Faser-Winkel im Nadelholz und der Oberflächenbearbeitung. In die Auswertung der Steifigkeit gehen alle Versuche ein. In die Auswertung der Tragfähigkeit hingegen 22 der 25 Versuche. Ein Referenzversuch der Serie 2 wird nicht berücksichtigt, da die Datenaufzeichnung unvollständig ist. Ein Versuch der Serie 8 sowie der Einzelversuch in Serie 9 bleiben unberücksichtigt, da der Prüfaufbau die aufgebrachte Last limitierte. Bei den 22 Versuchen kommt es jeweils definiert an einer der vier Zugscherverbindungen zu einer Schädigung bei Höchstlast. Die ermittelten Höchstlasten stellen somit einen Minimalwert aus vier Verbindungsprüfungen dar. Die Höchstlasten $F_{\max}$ sowie die Verschiebungsmoduln k_s der Verbindungen sind in Tabelle 12 dargestellt. Die Streuung der Höchstlasten ist generell deutlich geringer als die Streuung der Steifigkeiten. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass je Versuch nur ein Lastwert, aber vier Steifigkeitswerte ermittelt werden können.

Tabelle 12: Maximallasten und Anfangssteifigkeiten der Zugscherversuche

Serie	Versuch	$F_{\max, \text{mean}}$	COV	$k_{s, \text{mean}}$	COV
		[kN]	[%]	[kN/mm]	[%]
1	TGS; Typ Q; keine Kerven	172	2,7	22,2	10,6
2	TGS + TKS; Typ Q; keine Kerven	180	1,5	25,5	14,2
3	VGS; Typ Q; keine Kerven	176	8,8	52,3	21,0
4	VGS; Typ S	171	4,6	45,6	24,5
5	VGS 0°; Typ S	156	4,4	59,5	12,4
6	TGS; Typ S	221	5,0	38,8	14,4
7	VGS; Typ Q	194	1,7	42,9	21,6
8	TGS; Typ Q	242	2,3	36,4	18,4
9	VGS; 80 mm Typ Q	233	--	67,2	7,4

Die einzelnen Kraft-Verformungs-Diagramme und alle Höchstlasten sowie die ermittelten Steifigkeiten sind in Anhang C im Detail dargestellt. Sowohl aufgrund des kleinen Versuchsumfangs je Serie und auch weil die Tragfähigkeit jeweils nur ein Minimalwert von vier Verbindungen darstellt, ist ein Vergleich von Lagemaßen beziehungsweise charakteristischen Werten nur eingeschränkt aussagekräftig. Als Ergänzung erfolgt deshalb im Folgenden eine Signifikanzanalyse als Hilfsmittel zum Vergleich der einzelnen variierten Parameter.

4.3.3.1 Einfluss des Schraubentyps

Die Serien 1 bis 3 ermöglichen den Vergleich zwischen Verbindungen mit Vollgewindeschrauben und Teilgewindeschrauben mit Tellerkopf- und Winkelscheiben. Die erreichten Höchstlasten zeigen nur minimale Abweichungen, die statistisch nicht signifikant sind. Serie 3 mit Vollgewindeschrauben liegt im Mittel zwischen den beiden Serien mit Teilgewindeschrauben. Auffällig sind jedoch die signifikanten Unterschiede in den Steifigkeiten. Verbindungen mit Vollgewindeschrauben erreichen im Mittel eine Steifigkeit von 52,3 kN/mm und sind damit etwa doppelt so steif wie jene mit Teilgewindeschrauben. Diese wiederum liegen mit 22,2 kN/mm (Serie 1) beziehungsweise 25,5 kN/mm (Serie 2) auf ähnlichem Niveau. Diese Ergebnisse entsprechen den Erwartungen, da die Verankerung des Gewindes deutlich steifer ist als der Kontakt zwischen Schraubenkopf beziehungsweise Scheibe und Holz. Die Serien 4 und 6 (Bu-LVL ohne Querlagen) sowie 7 und 8 (Bu-LVL mit Querlagen) ermöglichen ebenfalls den Vergleich zwischen Voll- und Teilgewindeschrauben, dieses Mal jedoch bei bearbeiteten Oberflächen mit Kernen. Hier zeigen sich deutliche Unterschiede bei den Höchstlasten. Die Verbindungen mit Teilgewindeschrauben sind durchschnittlich um 29,5 % (Bu-LVL ohne Querlagen) beziehungsweise 18,6 % (Bu-LVL mit Querlagen) tragfähiger. Ursächlich hierfür sind die Steifigkeit der Verbindung beziehungsweise das Verformungsvermögen bis zum Erreichen der Höchstlast. Vollgewindeschrauben ermöglichen nur geringe Verformungen bis zum Erreichen der Höchstlast. Die Kerne im Bu-LVL benötigen jedoch eine gewisse Anfangsverformung, bevor diese eine signifikant höhere Last übertragen können. Dies deckt sich mit den Steifigkeiten, die wie auch bei den Serien ohne Oberflächenbearbeitung bei Vollgewindeschrauben (45,6 kN/mm - Serie 4 gegenüber 42,9 kN/mm - Serie 7) wesentlich höher ausfallen als bei Verbindungen mit Teilgewindeschrauben (38,8 kN/mm - Serie 6 gegenüber 31,7 kN/mm - Serie 8). Alle Serien weisen eine Verformung unter Höchstlast weit unterhalb der Anforderung nach EN 26891:1991-07 [17] von 15 mm Verformung in der Scherfuge auf.

4.3.3.2 Einfluss von Querlagen im Furnierschichtholz

Die Verwendung von Bu-LVL mit und ohne Querlagen ist beim Vergleich der Serie 4 mit Serie 7 beziehungsweise Serie 6 mit Serie 8 sowohl für Verbindungen mit Voll- als auch mit Teilgewindeschrauben möglich. Die Tragfähigkeit mit Querlagen fällt dabei um 13,6 % beziehungsweise 9,4 % höher aus. In Serie 6 kommt es in allen Versuchen zu einem Aufspalten der Seitenhölzer. Dies wird in Serie 8 durch die Querlagen unterbunden. Beide Steigerungen sind jedoch nicht signifikant. Die Steifigkeit hingegen fällt bei den Verbindungen mit LVL mit Querlage im Mittel um etwa 6,0 % geringer aus. Ursächlich dafür kann die geringere Steifigkeit in Lastrichtung des Bu-LVL mit Querlagen und der daraus etwas reduzierte Bettungsmodul der Verbindungen sein. Jedoch ist auch diese reduzierte Steifigkeit statistisch nicht signifikant.

4.3.3.3 Einfluss von Oberflächenbearbeitung mit Kerven

Bei den Serien 4 bis 9 mit Kerven zeigt sich ein Bild, ähnlich wie bei den kleinteiligen Vorversuchen, zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten. Abbildung 52 zeigt zwei Prüfkörper mit unterschiedlich stark ausgeprägten Eindrückungen der Kerven. Bei der Montage zeigt sich, dass die Kerven durch die Querpressung beim Einbringen der Teilgewindeschrauben und durch die Lagesicherung mit Schraubzwingen vor der Montage der Vollgewindeschrauben kaum in das Nadelholz eingepresst werden. Das Einpressen erfolgt erst durch die planmäßige Querdruckbeanspruchung im Versuchsverlauf.



Abbildung 52: BSH nach Belastung mit Abdruck der Kerven: Serie 4 (links) – Serie 9 (rechts)

Der Vergleich zu Verbindungen ohne Kerven ist sowohl für Vollgewindeschrauben zwischen Serie 3 und 7 als auch für Teilgewindeschrauben mit Winkelscheiben zwischen Serie 1 und 8 möglich. Die Höchstlast steigt um 10,2 % (Serie 3 zu 7) beziehungsweise sogar um 34,1 % (Serie 1 zu 8) durch die Oberflächenbearbeitung. Die rechnerische Steigerung der Tragfähigkeit (vgl. Abschnitt 4.2.4) von etwa 20 % wird im Mittel genau erreicht. Der Grad der Steigerung hängt jedoch auch vom Verformungsvermögen in der Scherfuge ab. Die Verbindung muss ein Mindestmaß an Verformung zulassen, um das Erreichen solcher Höchstlasten zu ermöglichen. Der Vergleich der Serien ohne Oberflächenbearbeitung in Schwarz mit denjenigen mit Kerven in Rot in Abbildung 53 und Abbildung 54 macht dies nochmals deutlich. Die Verwendung von Vollgewindeschrauben ermöglicht in Serie 7 nur minimale Steigerungen der Tragfähigkeit. Gleichzeitig sinkt die Steifigkeit um etwa 18,0 %. Verbindungen mit Teilgewindeschrauben hingegen ermöglichen große Laststeigerungen. Auch die Steifigkeit der Verbindung ist im Mittel um 63,4 % höher. Diese deutliche Steigerung der Steifigkeit wird jedoch durch einen deutlich ausgeprägten Anfangsschlupf neutralisiert, weshalb unter Gebrauchslasten die Verformung bei Verbindungen ohne Oberflächenbearbeitung geringer ausfällt.

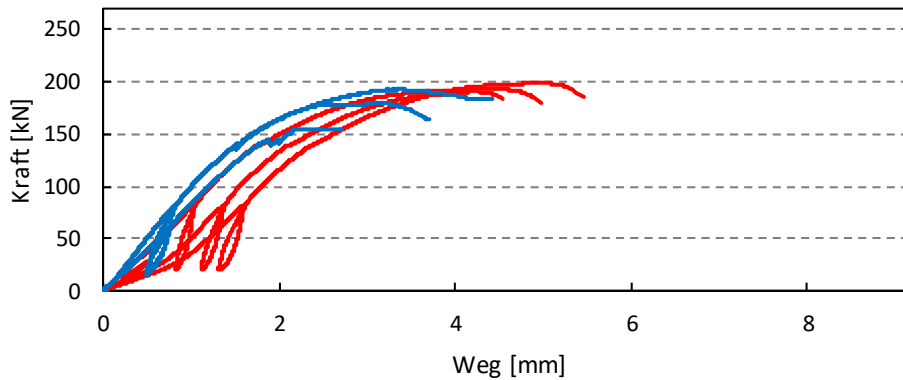


Abbildung 53: Kraft-Verschiebungs-Diagramm: Serie 3 (blau) und Serie 7 (rot)

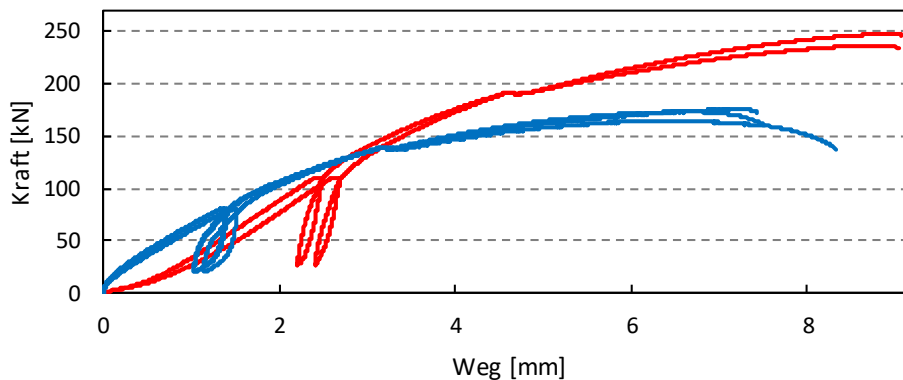


Abbildung 54: Kraft-Verschiebungs-Diagramm: Serie 1 (blau) und Serie 8 (rot)

4.3.3.4 Einfluss des Kraft-Faser-Winkels

Der Vergleich der Serien 4 und 5 ermöglicht den Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α im Mittelholz zu untersuchen. Die Höchstlast bei einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$ im Mittelholz liegt um 8,8 % niedriger als bei $\alpha = 45^\circ$. Die Steifigkeit hingegen liegt um 30,6 % höher. Die Unterschiede bei der Höchstlast sind dabei statistisch nicht signifikant. Die Steifigkeitsunterschiede hingegen sind statistisch signifikant. Diese lassen sich durch die höhere laterale Steifigkeit der Verbindungsmittel aufgrund der faserparallelen Last- und projizierten Achsrichtung in Serie 5 erklären.

4.3.4 Fazit

Die Oberflächenbearbeitung durch Einfräsen der Kerven ermöglicht es, die Tragfähigkeit einer Zugverbindung mit geneigten Schrauben um bis zu 34 % zu steigern. Dies geht jedoch zu Lasten größerer plastischer Anfangsverformungen. Die gewählten Verbindungsmittel müssen zudem eine ausreichende Verformung zulassen. Ein Einsatz ist daher mit Teilgewindeschrauben und Winkelscheiben oder Vollgewindeschrauben bei größeren Verankerungslängen sinnvoll.

4.3.4.1 Empfehlungen für die baupraktische Anwendung

Die Steigerung der Höchstlast bei Verbindungen mit Kerven kann rechnerisch durch einen angepassten Reibungskoeffizienten berücksichtigt werden. Berücksichtigt werden muss jedoch die wesentlich größere Anfangsverformung aufgrund des Schlupfes. Dem Schlupf steht im elastischen Bereich eine tendenziell erhöhte Steifigkeit gegenüber. Bei Fachwerkträgern, deren Gesamtverformung primär von den Steifigkeiten in Hauptlasttrichtung abhängt, führt der Schlupf zu einer signifikanten Anfangsverformung. Diese kann durch die Ausführung einer Überhöhung im Entwurfs- und Produktionsprozess ausgeglichen werden. Für Bauteile mit überwiegender Biegebeanspruchung, bei denen die Verformung durch Durchbiegung quantitativ die Verformung an den Verbindungen übertrifft, bietet sich diese Ausführung besonders an. Allerdings muss vor einer praktischen Anwendung das Langzeitverhalten von Verbindungen mit Kerven in Bu-LVL noch eingehend untersucht werden. Unter dem Aspekt der Robustheit stellt die Verwendung von LVL mit Querlagen einen Zugewinn dar. Sprödes Versagen wie das Aufspalten von Verbindungen wird vermieden. Teilgewindeschrauben mit Winkelscheiben können somit noch effizienter eingesetzt werden.

4.3.4.2 Empfehlungen für die Rotationsversuche

Aus den Zugscherversuchen lassen sich grundlegende Überlegungen für die Rotationsversuche ableiten. Die Versuchsgeometrie der Rotationsversuche soll an die Zugscherversuche angelehnt sein und einen symmetrischen Aufbau mit außenliegenden Laschen aus Bu-LVL aufweisen. Um sprödes Versagen durch das Aufspalten der Laschen zu vermeiden, soll Bu-LVL mit Querlagen Verwendung finden. Rotationsversuche mit Kerven werden nicht weiterverfolgt, da diese zu richtungsabhängigen Reibeinflüssen und veränderlichen Steifigkeiten führen. Zudem beeinträchtigen der Anfangsschlupf und die plastischen Verformungen die Ermittlung von Steifigkeiten im linear-elastischen Bereich. Die in den Zugscherversuchen ermittelten translatorischen Steifigkeiten werden als Vergleichsgröße zu den rotatorischen Steifigkeiten herangezogen, um die Streuung der Ergebnisse in Relation zu stellen und mit den verschiedenen Rechenmodellen (vgl. Abschnitt 2) zu vergleichen. Eine detaillierte Auswertung dazu findet sich in Abschnitt 5.6.

4.4 Rotationsversuche

Basierend auf den vorangegangenen Untersuchungen und einer umfassenden Literaturrecherche soll die Rotationssteifigkeit von Anschlüssen mit geneigt eingebrachten Schrauben unter verschiedenen Lastzuständen und Verbindungsmittelkonfigurationen untersucht werden. Dafür ist die Entwicklung eines neuartigen Prüfaufbaus erforderlich. In diesem Abschnitt werden zunächst grundlegende Überlegungen erläutert und ein konzeptioneller Vorversuch vorgestellt. Der abschließende Prüfaufbau wird im Detail beschrieben.

4.4.1 Entwicklung eines neuen Prüfkonzpts

Fachwerkträger unterliegen bei Belastung typischen Durchbiegungen, wobei die Knotenpunkte neben den primär auftretenden Normalkräften, wie in Abschnitt 1.3 erläutert, auch Querkkräfte und Momente aufnehmen müssen. In realen Bauwerken kommt es häufig zu einer komplexen Überlagerung von translatorischen und rotatorischen Bewegungen, was die genaue Untersuchung der einzelnen Effekte erschwert. Experimentell sollen jedoch beide Effekte getrennt voneinander untersucht werden können. Um in experimentellen Untersuchungen die Auswirkungen dieser beiden Bewegungsarten separat voneinander analysieren zu können, ist es erforderlich, den Einfluss der Translation zu minimieren oder, wenn möglich, ganz auszuschließen.

Eine entsprechende rotatorische Beanspruchung soll im Versuch auch auf einen einzelnen Knotenpunkt angesetzt werden können. Dabei können die einwirkenden Momente entweder linear mit den Normalkräften zusammenhängen, wie es in realen Fachwerkkonstruktionen durch Verdrehungen oder Ausmitten vorkommt oder auch nicht direkt voneinander abhängen wie etwa bei einem eingespannten Stützenfuß, der sowohl durch Eigengewicht als auch durch Windlasten belastet wird. Beide dieser Belastungsarten sollen im Rahmen der Versuchsreihe experimentell abgebildet werden.

Zur Realisierung dieses Ziels wird ein biaxialer Prüfaufbau entwickelt, der es ermöglicht, die Lasten, sowohl Normalkräfte als auch Biegemomente, unabhängig voneinander aufzubringen. Dies soll durch den Einsatz von zwei unabhängig steuerbaren hydraulischen Zylindern erreicht werden. Ein Zylinder wird verwendet, um eine Normalkraft aufzubringen, wobei hier ausschließlich Zugkräfte betrachtet werden, da Druckkräfte in der Praxis in der Regel effizienter über Kontaktverbindungen übertragen werden. Schrauben dienen hier nur noch der Lagesicherung der Bauteile. Der zweite Hydraulikzylinder ist über einen Hebel mit dem Prüfkörper verbunden. Mit diesem lässt sich eine Querkraft und daraus resultierend ein Moment auf die Verbindung aufbringen.

4.4.2 Vorüberlegungen

Zunächst soll ein Durchführbarkeitsnachweis erbracht werden. Hierzu soll in einem Vorversuch ermittelt werden, ob die Verformungen in Lastrichtung, insbesondere aber die Verdrehungen aufgrund eines Moments auf einen entsprechenden Knotenpunkt qualitativ und auch quantitativ erfasst werden können. Es existieren Prüfergebnisse zur Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit lateral beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln [22]. Diese lassen sich jedoch nicht ohne Weiteres auf die Anschlusssituation mit geneigt eingebrachten Schrauben übertragen, da die Normalkräfte großen Einfluss auf die Belastung der Verbindungsmittel und die Steifigkeit der Verbindung haben. Darüber hinaus existieren verschiedene Ansätze zur Prüfung von Fachwerkknotenpunkten wie beispielsweise in [59] beschrieben oder auch die K-Knoten mit axial beanspruchten stiftförmigen Verbindungsmitteln in [60] und mit angepasster Geometrie auch geklebten Verbindungen in [61]. Weitere Ansätze wie beispielsweise Dreipunktbiegeversuche mit mittig angeordneten Verbindern, wie sie zur Ermittlung von Rotationssteifigkeiten von HT-NT-Verbindern angewendet werden, ermöglichen keine biaxiale Beanspruchung.

Stattdessen soll als Vorversuch ein Zugscherversuch, ähnlich zu den zuvor in Abschnitt 4.3 beschriebenen Versuchen, genutzt werden. Eine planmäßige Schiefstellung ermöglicht das Aufbringen von Momenten. Eine doppelt symmetrische Versuchsgeometrie ist nicht erforderlich. Durch eine Winkelabweichung zwischen Lastrichtung und Bauteilrichtung lassen sich in einem solchen Aufbau planmäßig Normalkräfte und ein linear von der Ausmitte e abhängiges Moment aufbringen. Der entsprechende Versuchsaufbau mit 3° Winkelabweichung ist in Abbildung 55 dargestellt. Die Lagerung des Mittelholzes auf Rollenlagern, dargestellt in Abbildung 56, ermöglicht eine freie Bewegung unter der aufgebrachten Zugkraft. Die Lasteinleitung erfolgt durch ausreichend dimensionierte Stabdübel und Passbolzen. Ein Distanzhalter, dargestellt in Abbildung 57, bewirkt, dass die Zuglaschen nicht aus der Ebene bewegt werden oder sich verdrehen. Der Versuch zeigt, dass grundsätzlich die rotatorische wie auch die translatorische Bewegung einer entsprechenden Verbindung ermittelt werden kann. Eine exakte quantitative Bestimmung ist jedoch aufgrund der Winkelbeziehungen, des nicht fest vorgegebenen Drehpunktes und der im Versuchsverlauf sich reduzierenden Verdrehung nur schwer möglich. Aufgrund der Normalkraft kommt es zu einer Verschiebung des Drehpunktes, der gleichzeitig als Ursprung eines Polarkoordinatensystems zur Ermittlung der Verdrehungen in der Verbindung dient. Außerdem wird somit eine rotatorische und eine translatorische Bewegung überlagert. Ein polares Koordinatensystem ist deshalb zur Erfassung der Verdrehung ungeeignet. Stattdessen werden die Verdrehungen anhand fester Punkte in einem kartesischen Koordinatensystem erfasst. Im Anschluss kann dann die Umrechnung auf die Verdrehwinkel erfolgen. Weiter wird in diesem Vorversuch deutlich, dass es einer Führung des Prüfkörpers bedarf, die zur Fixierung eines Drehpunkts dient. Ohne diese kann es aufgrund von Steifigkeitsunterschieden der beiden Verbindungen zu Bewegung des Prüfkörpers aus der Lastebene kommen. Auch

eine Variation verschiedener Parameter ist in diesem Aufbau nur schwer umsetzbar, da viele Parameter wie z.B. die Schraubengeometrie von geometrischen Zwängen überlagert werden.

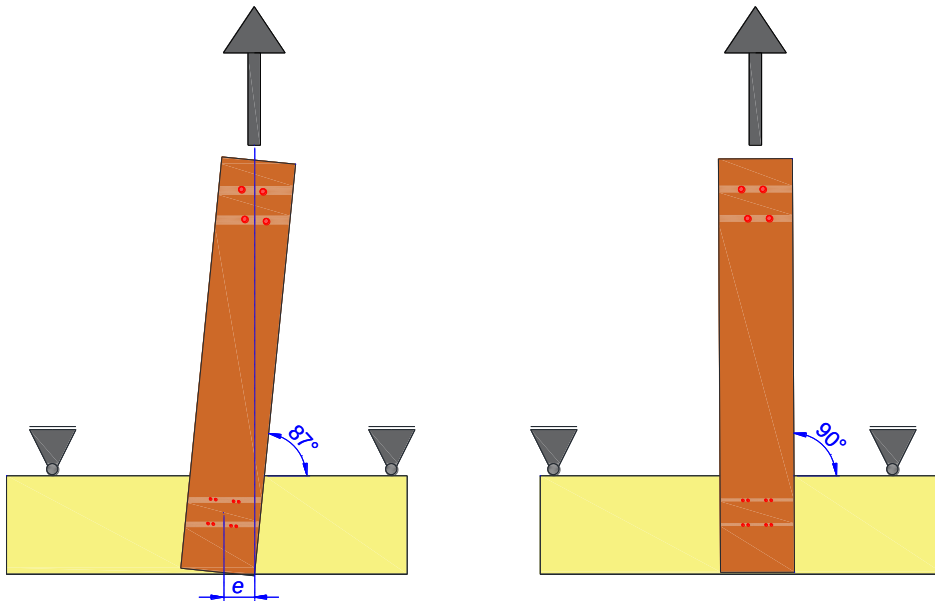


Abbildung 55: Schematische Darstellung Vorversuch: Ausgangsposition (links) und nach Zugbeanspruchung (rechts)



Abbildung 56: Rollenlagerung des Vorversuchs



Abbildung 57: Lasteinleitung im Vorversuch

Die Kombination aus translatorischer und rotatorischer Bewegung macht die Messung der Verformungen kompliziert. Mit den üblichen induktiven Wegaufnehmern lassen sich nur Längenänderungen erfassen. Dies erweist sich als nicht ausreichend, um diese komplexe Bewegung abzubilden. Induktive Wegaufnehmer können deshalb nur zur Plausibilitätsprüfung dienen. Statt mit induktiven Wegaufnehmern soll die Messung der Verformung in den folgenden Versuchen mit einem optischem DIC-Messsystem (= Digital Image Correlation) erfolgen. Dieses System ermöglicht die Ermittlung der Lageänderung jedes Punktes auf der Oberfläche in drei Dimensionen. Voraussetzung ist dafür eine freie Sicht auf die Oberfläche des Prüfkörpers, was die Ausführung des zukünftigen Prüfaufbaus weiter limitiert.

4.4.3 Prüfaufbau

Basierend auf den Erkenntnissen aus den vorhergegangenen Zugscherversuchen und den Vorversuchen wird ein Prüfaufbau konzipiert, der biaxiale Prüfungen ermöglicht. Die Darstellung dieses Prüfaufbaus zeigt Abbildung 58. Die beiden Hydraulikzylinder sind in Rot angedeutet. Wie bei den Vorversuchen, basiert der Aufbau auf einem modifizierten Zugscherversuch, bei dem zwei außenliegende Zuglaschen (braun) aus Bu-LVL mit einem Mittelholz (beige) aus Na-BSH kombiniert werden. Durch die Einleitung einer vertikalen Last am Ende des Hebels kann das Mittelholz relativ zu den Seitenhölzern bis zu 6° verdreht werden. Um diese Verdrehung zu ermöglichen, wird das Mittelholz in die in Abbildung 59 dargestellten Halbschalen eingespannt. Die Halbschalen sorgen für eine feste Lagerung des Mittelholzes und definieren einen festen Drehpunkt für die Verbindung. Somit ist sichergestellt, dass es zu einer reinen Rotation und nicht zu einer ungeplanten Translation in der Verbindung kommt. Die oktagonale Form des Mittelholzes gewährleistet einerseits, dass die Mittelhölzer immer in der Innenschale zentriert sind. Andererseits bietet diese Geometrie einen möglichst großen Verbindungsbereich bei einem möglichst kleinen Prüfaufbau. Es lassen sich Verbindungsmittelgruppen auf einer Fläche von $400 \times 570 \text{ mm}^2$ bei einem kompakten Versuchsaufbau realisieren. Dies bringt sowohl wirtschaftliche Vorteile als auch praktische Erleichterungen. Der Prüfaufbau ist trotz seiner Größe noch von Hand montier- und bestückbar.

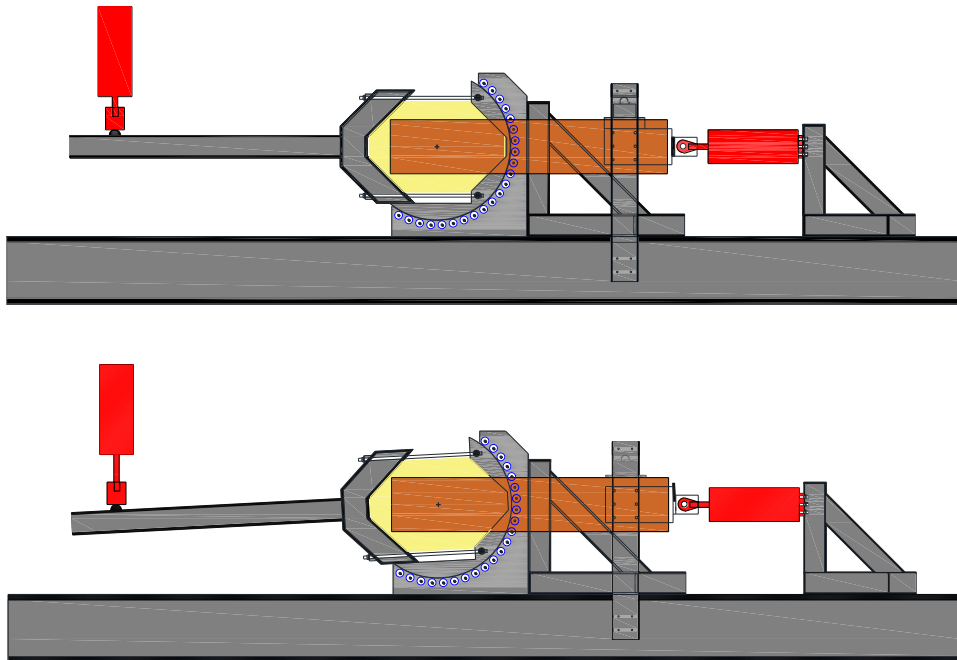


Abbildung 58: Schematische Darstellung Prüfaufbau: Ausgangslage (oben) – Verdreht (unten)

Die innere Halbschale besteht aus zwei lasergeschnittenen Stahlblechen ($t = 20 \text{ mm}$). Diese Platten werden mithilfe von Hülzen mit Innengewinde und metrischen Senkkopfschrauben zu einer stabilen Einheit verbunden. Die Kontaktfläche zum Holz wird durch drei mit den Halbschalen verschraubten Blechen hergestellt. Das Gegenstück der Einspannung bildet eine Gabel aus HEA 120 Querschnitten mit einem langen Hebel zur Aufbringung des Moments. Der Hebel, der in Abbildung 59 nicht dargestellt ist, ermöglicht auch eine Variation der Lasteinleitungsposition. Beide Teile werden gelenkig über Gewindestangen miteinander verbunden, um den flächigen Kontakt zwischen Prüfaufbau und Mittelholz sicherzustellen. Die Winkel des Oktagons betragen jeweils 135° . Die allseitige Einspannung erlaubt eine gleichmäßige Kraftübertragung in alle Richtungen über Druck in den Kontaktflächen.

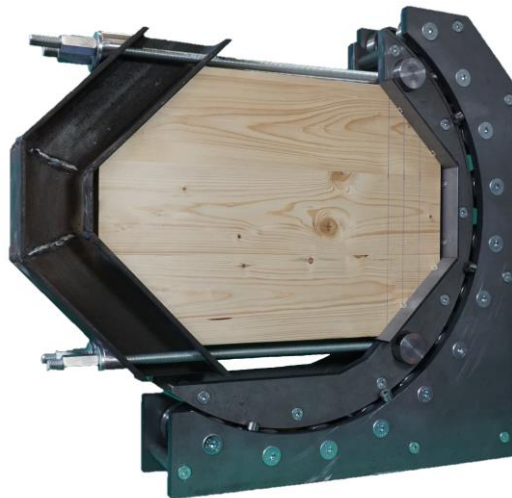


Abbildung 59: Halbschalen mit eingespanntem Mittelholz

Die äußere Halbschale besteht ebenfalls aus zwei mit entsprechenden Hülzen verbundenen Stahlblechen ($t = 15 \text{ mm}$). Jede Hülse ist mit paarweise angeordneten Wälzlager ausstattet, auf denen die Innenschale aufgelagert ist und weitgehend frei von Reibung verdreht werden kann. Um die Innenschale gegen ein Kippen zu sichern, sind zusätzlich beidseitig je 4 Wälzlager angeordnet. Die Verdrehung der Seitenhölzer wird durch ein getrenntes Gleitlager in Hauptlastrichtung verhindert. Die Konstruktion wird so dimensioniert, dass auch bei hohen Belastungen keine ungewollten Verformungen auftreten. Dies wird durch groß dimensionierte Lager, massive Querschnitte und zusätzliche Abstützungen gewährleistet. Die innere und die äußere Halbschale sind in Abbildung 60 nochmals einzeln im Detail dargestellt. Hier sind die paarweisen Wälzlager auf den Hülzen sowie die zusätzlichen vier Wälzlager je Seite zur Lage-sicherung der Innenschale klar erkennbar. Die Lasten werden durch zwei unabhängig regelbare Hydraulikzylinder aufgebracht. In Abbildung 61 sind die Lastangriffspunkte und

Lastrichtungen beider Zylinder mit Pfeilen markiert. Der horizontale Hydraulikzylinder bringt die Zugkraft auf die Laschen auf. Der vertikale Hydraulikzylinder erzeugt eine Querkraft, aus der das Moment auf die Verbindung resultiert. Weiter ist in Abbildung 61 die Abstützung des Prüfaufbaus durch einen Bock aus HEA 100 und die Lagerung des Horizontalzylinders erkennbar. Die Bauteile sind in ihrer Lage über Schwerlastzwingen auf einer bestehenden Prüfmaschine gesichert. Der Lastabtrag des Horizontalzylinders erfolgt nicht über die Klemmung der Bauteile, sondern über direkten Kontakt. Die Klemmung muss nur das resultierende Moment aus der Ausmitte aufnehmen. Der Prüfaufbau ermöglicht die Aufbringung von Zugkräften bis zu 100 kN und Momenten bis 25 kNm.

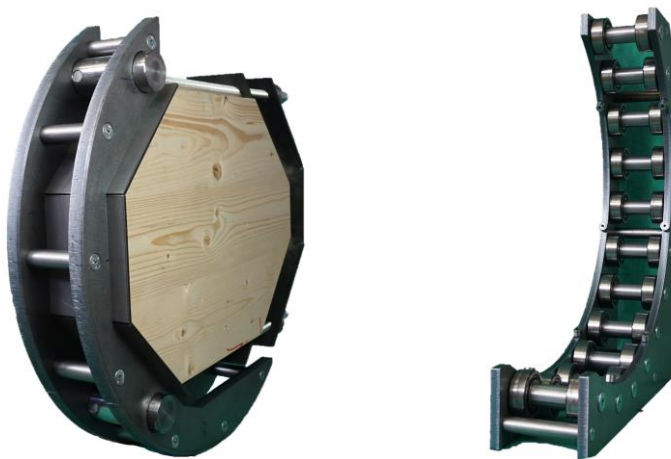


Abbildung 60: Innere (links) und äußere Halbschale (rechts)

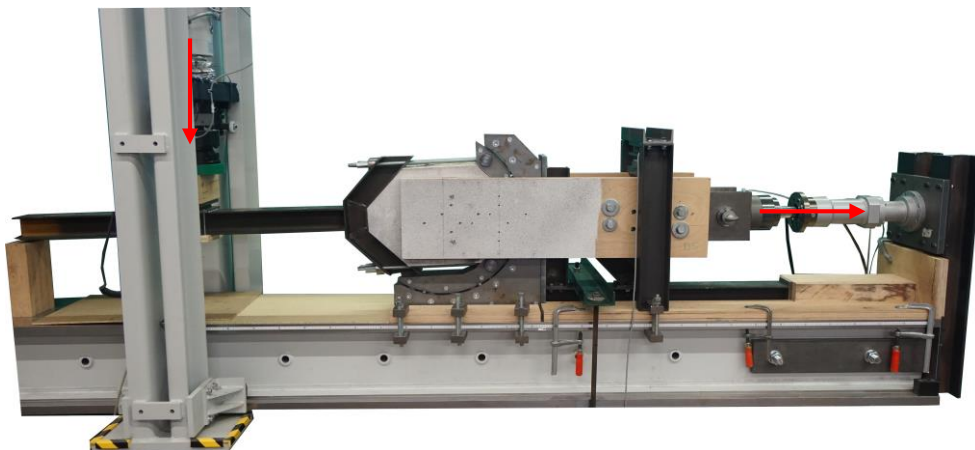


Abbildung 61: Übersicht Prüfaufbau mit Lastrichtung der Querkraft und Normalkraft

4.4.4 Einfluss des Prüfaufbaus auf die Versuchsergebnisse

Der Prüfaufbau kann die Versuchsergebnisse maßgeblich beeinflussen. In diesem Abschnitt werden potenzielle Einflussfaktoren identifiziert und deren Auswirkungen qualitativ beziehungsweise quantitativ analysiert. Zur Untersuchung dieser Faktoren werden mehrere Vorversuche mit dem Prüfaufbau durchgeführt. Die relevanten Einflussparameter und ihre Wechselwirkungen sind in einem Flussdiagramm in Abbildung 62 dargestellt.

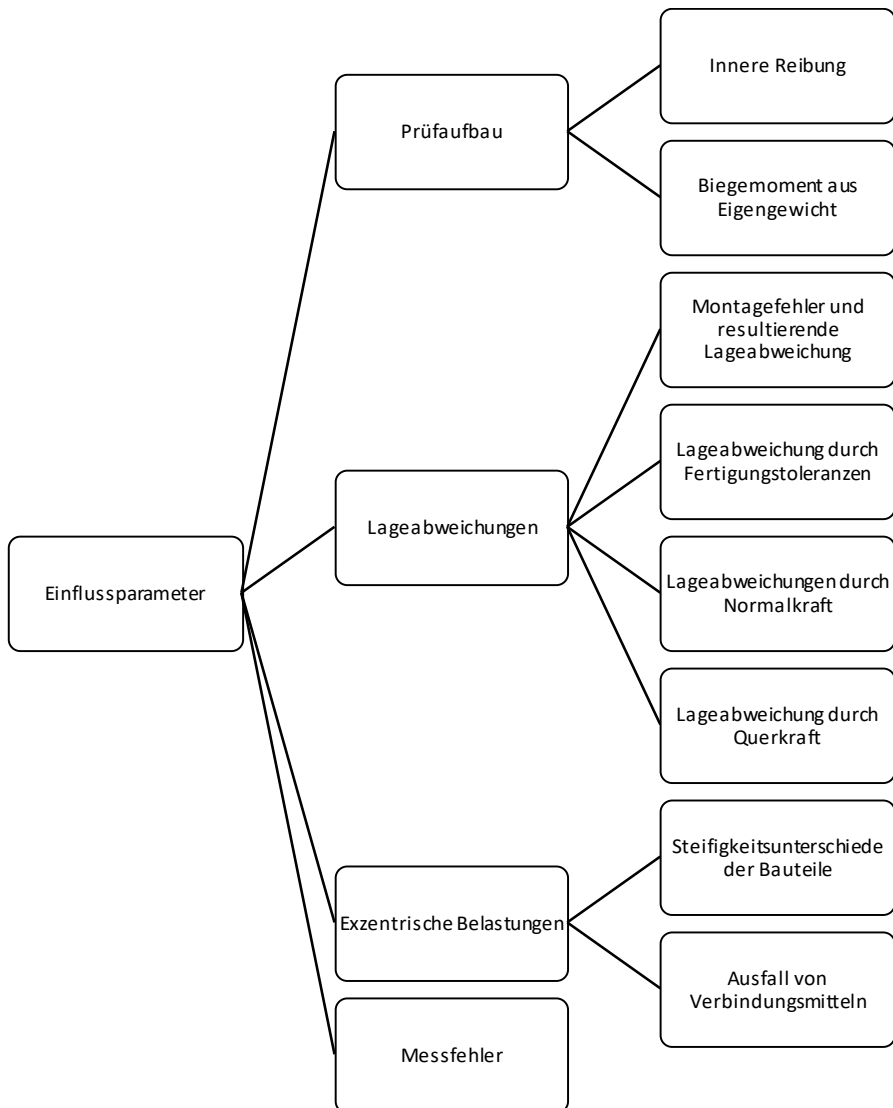


Abbildung 62: Flussdiagramm Einflussparameter auf Versuchsergebnisse

4.4.4.1 Quantifizierung der inneren Reibung des Prüfaufbaus

Der Prüfaufbau mit seiner Vielzahl an Wälzlager weist eine gewisse innere Reibung auf, die bei der Aufbringung eines Moments überwunden werden muss. Diese Anteile sollen vorab quantifiziert werden. Zu diesem Zweck wird ein Vorversuch mit einer Zugscherverbindung und einem einzelnen Stabdübel durchgeführt. Die Position des Stabdübel entspricht dem Drehpunkt des Prüfaufbaus. Zusätzlich wird der Stabdübel in den Seitenhölzern jeweils durch ein Wälzlager gelagert, um Reibungseinflüsse im Prüfkörper zu minimieren.

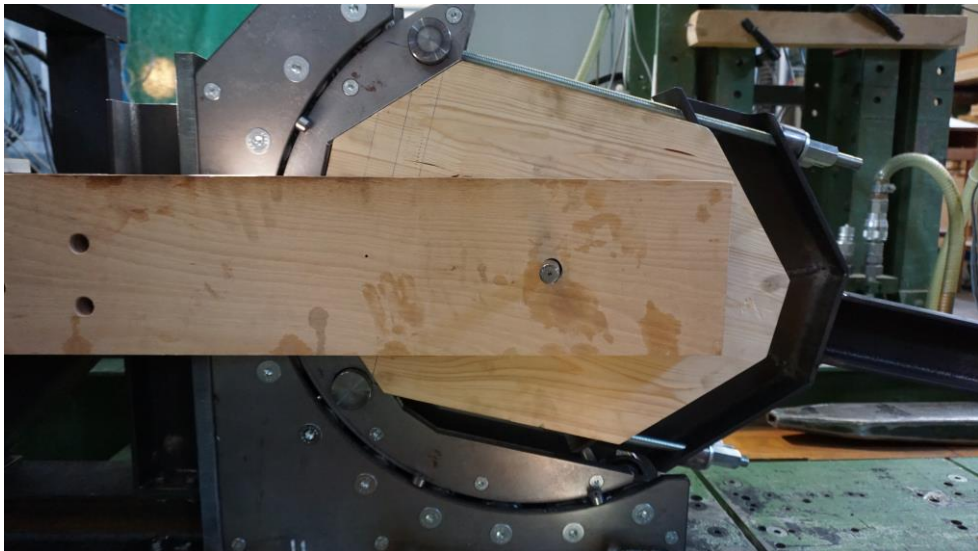


Abbildung 63: Vorversuch mit einem Stabdübel

Im Versuch wird zunächst eine Zugkraft von 35 kN aufgebracht, um den Prüfaufbau und die Wälzlager zu belasten. Anschließend wird die Lagerung unter dem Hebel entfernt und eine Last aufgebracht. Nach dem Entfernen der Lagerung unter dem Hebel zeigt sich, dass das Mittelholz schon aus dem Eigengewicht des Prüfaufbaus eine Verdrehung erfährt. Der Versuchskörper ist in Abbildung 63 dargestellt. Die Verdrehung ist deutlich zu erkennen. Das Aufbringen einer äußeren Last und die Ermittlung eines resultierenden Biegemoments ist daher nicht möglich. Dies verdeutlicht, dass die innere Reibung des Prüfaufbaus selbst unter Belastung so gering ist, dass diese in den weiteren Untersuchungen bei der Auswertung vernachlässigt werden kann.

4.4.4.2 Biegemoment aus Eigengewicht des Hebels

Der Hebel hat ein nicht zu vernachlässigendes Eigengewicht. Dies wurde bereits im Vorversuch mit einem Stabdübel beobachtet. Das aus dem Eigengewicht resultierende Biegemoment ist so groß, dass es ohne Weiteres die (Haft-) Reibung des Prüfaufbaus überwindet. Daher muss der Einfluss dieses Moments bei der Auswertung der Rotationssteifigkeiten berücksichtigt werden. Das Gewicht des Hebels (HEA 120, $l = 0,95$ m) beträgt $G = 0,19$ kN. Der Abstand der resultierenden Gewichtskraft vom Rotationszentrum beträgt $a = 0,875$ m. Daraus resultiert ein Biegemoment als Vorbelastung von $M_{EG} = G \cdot a = 0,167$ kNm. Dieses Biegemoment kann insbesondere bei Verbindungen mit sehr geringer Rotationssteifigkeit dazu führen, dass bereits durch das Eigengewicht des Hebels eine Verdrehung auftritt. In solchen Fällen ist es nicht möglich, eine verlässliche Rotationssteifigkeit zu ermitteln. Daher ist es erforderlich, dass die zu untersuchenden Verbindungen eine minimale Rotationssteifigkeit aufweisen, um aussagekräftige Messergebnisse zu gewährleisten.

4.4.4.3 Lageabweichung der Hölzer aufgrund von Montagefehlern

Eine präzise Ausrichtung der Hölzer im Prüfaufbau ist von entscheidender Bedeutung, da bereits geringfügige Lageabweichungen, insbesondere entlang der Achse der Zugkraft, die Versuchsergebnisse erheblich verfälschen können. Eine Verschiebung der Bauteile aus der idealen Position erschwert die Auswertung, da der Versuchsaufbau von den zugrundeliegenden Annahmen abweicht. Insbesondere muss gewährleistet werden, dass die Mittel- und Seitenhölzer exakt fluchten und vollständig miteinander in Kontakt stehen, ohne dass Spalte oder Schiefstellungen auftreten. Eventuelle Schiefstellungen zwischen den Hölzern führen dazu, dass in Teilbereichen kein Kontakt zwischen den Bauteilen besteht. Dies hat zur Folge, dass sich der Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe verschiebt, da Schrauben, die mit einem Luftspalt eingebracht werden, eine signifikant geringere Steifigkeit aufweisen. Zwar werden solche Spalte während der Belastung durch die auftretenden Kräfte rasch geschlossen, doch bleibt die Ermittlung der Steifigkeit dadurch verfälscht, insbesondere zu Beginn der Belastung.

Um dies zu vermeiden wird beim Prüfaufbau genau darauf geachtet, dass keinerlei Spalte oder Schiefstellungen auftreten. Auch eine unbeabsichtigte Vorspannung in der Scherfuge aufgrund schiefstehender Seitenhölzer muss ausgeschlossen werden. Zur Sicherstellung der korrekten Positionierung wird im Bereich der Zugkrafteinleitung, wie in Abbildung 64 dargestellt ist, ein Abstandshalter eingesetzt. Dieser Abstandshalter gewährleistet, dass die Seitenhölzer auch an dieser Stelle genau der Dicke des Mittelholzes entsprechen und korrekt ausgerichtet bleiben. Da die verwendeten Vollgewindeschrauben kein Zusammenziehen der Bauteile ermöglichen, werden die Hölzer vor der Montage der Schrauben in

ihrer Lage gesichert. Eventuelle Spalte, die durch Schrägstellungen entstanden sind, können auf diese Weise gezielt überdrückt werden. Zudem erlaubt diese Vorgehensweise eine sorgfältige Ausrichtung und Kontrolle der Bauteile vor dem Einbringen der Schrauben. Vor jedem Versuch wird die Lage der Bauteile überprüft und alle potenziellen Abweichungen werden dokumentiert. Falls sich Abweichungen ergeben, werden diese in der späteren Auswertung rechnerisch berücksichtigt, um die Genauigkeit der Ergebnisse zu erhöhen. Dieses Vorgehen minimiert die systematischen Fehler, die aus Lageungenauigkeiten resultieren können und gewährleistet reproduzierbare und verlässliche Versuchsdaten.

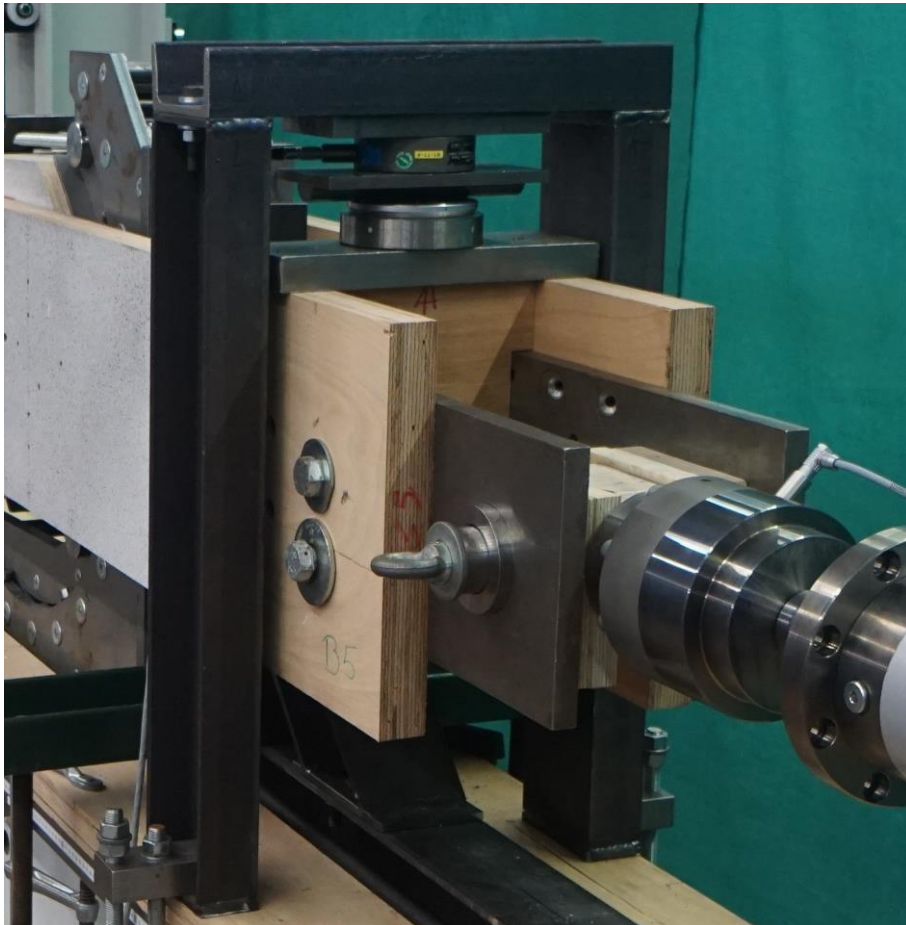


Abbildung 64: Lasteinleitung mit Abstandshalter aus Bu-LVL zwischen den Seitenhölzern

4.4.4.4 Lageabweichung durch Fertigungstoleranzen

Der Abbund der Seitenhölzer erfolgt in einem maschinellen Prozess, um eine möglichst präzise Fertigung zu gewährleisten. Dabei werden in den Seitenhölzern Pilotbohrungen eingebracht, um sicherzustellen, dass die Verbindungsmittel auf ihren vorgesehenen Positionen liegen. Die erste Fertigungsreihe wurde auf einer Abbundanlage des Typs Hundegger K2 produziert. Trotz des maschinellen Abbaus traten Lageabweichungen auf, die sowohl in Faserrichtung als auch quer zur Faserrichtung festzustellen waren. In Faserrichtung betragen die Abweichungen bis zu 5,5 mm, quer zur Faserrichtung bis zu 6,3 mm. Der Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe weicht deshalb in Faserrichtung bis zu 3,6 mm und quer zur Faserrichtung bis zu 2,7 mm von der Solllage ab. Insbesondere bei kleinen Abständen der Verbindungsmittel zum Drehpunkt führten die Lageabweichungen zu Veränderungen des polaren Trägheitsmoments um bis zu 3,8 %. Diese Änderungen wurden rechnerisch erfasst und berücksichtigt, um die Ergebnisse zu korrigieren. Zusammen mit der natürlichen Streuung der Rohdichte der Hölzer führte dies zu einer gewissen Variationsbreite der rechnerischen Steifigkeiten innerhalb jeder Serie. Die weitaus relevanteren Auswirkungen betreffen die Verschiebung des Schwerpunkts der Verbindungsmittelgruppe vom durch den Prüfaufbau vorgegebenen Drehpunkt. Diese Verschiebung führt dazu, dass anstelle einer reinen Rotation auch eine zusätzliche Translation der Verbindungsmittelgruppe um den Drehpunkt stattfindet. In Lastrichtung wird die Abweichung durch das Verfahren des Prüfaufbaus vor dem Einschrauben der Verbindungsmittel minimiert. Der Anteil quer zur Faser lässt sich jedoch nicht ausgleichen. Der rechnerische Anteil der Translationsbewegung lässt sich anhand des Abstands zwischen Drehpunkt des Prüfaufbaus und Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe ermitteln. Dieser Anteil liegt bei Verbindungen mit wenigen Verbindungsmitteln in geringem Abstand bei bis zu 1,3 %. Bei größeren Abständen jedoch in der Regel unter 0,2 % und im Mittel über alle Prüfkörper der ersten Serie bei 0,24 %.

Für die zweite Prüfserie wurde der Abbund auf einem hochpräzisen 5-Achs-CNC-Bearbeitungszentrum von Typ Biesse Rover B durchgeführt, wie es typischerweise im Möbel- und Treppenbau eingesetzt wird. Auf dieser Abbundanlage konnten die Lageabweichungen beim Abbund auf deutlich unter 1 mm reduziert werden. Trotz dieser signifikanten Verbesserung der Fertigungstoleranzen werden auch bei dieser Serie alle Maße kontrolliert, um das polare Trägheitsmoment in den analytischen Untersuchungen entsprechend zu berücksichtigen. Eine exakte Fertigung der Prüfkörper ist essentiell für die Reproduzierbarkeit von Versuchsergebnissen. Die Maßnahmen zur Verbesserung der Fertigungstechnik tragen somit dazu bei, die Aussagekraft der experimentellen Ergebnisse weiter zu erhöhen.

4.4.4.5 Lageabweichung durch Vorlast

Der gewählte Prüfaufbau gewährleistet eine präzise Rotationsbewegung des Mittelholzes um den vorgegebenen Drehpunkt. Jedoch führt das Aufbringen einer Normalkraft, sei es vor der Verdrehung oder simultan dazu, in der Verbindung zu einer translatorischen Verschiebung. Selbst eine im unbelasteten Zustand exakt positionierte Verbindung weicht dadurch unter Normalkraftbeanspruchung geringfügig von ihrer Solllage ab. Dieses Verhalten wird durch die Darstellung in Abbildung 65 verdeutlicht. Die Verschiebung an der Oberfläche des Seitenholzes wird im gesamten Versuchsverlauf ermittelt. In der ersten Serie ermöglicht dies die Bestimmung der translatorischen Verformung, die durch das Aufbringen der Zugkraft entsteht.

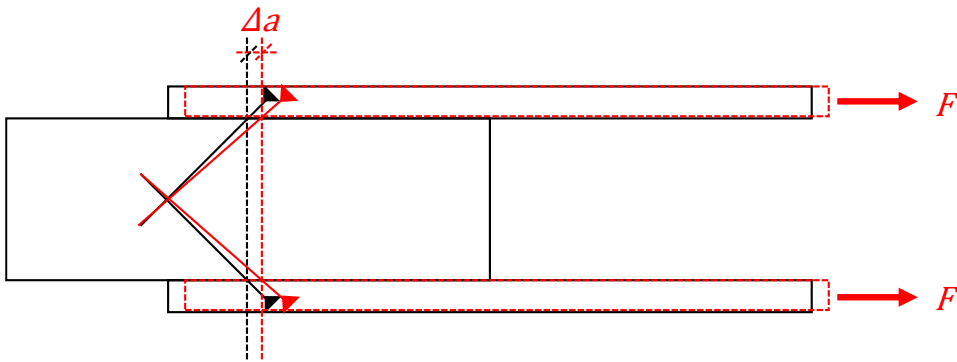


Abbildung 65: Schematische Lageabweichung aufgrund Vorlast

Die Verformung der Oberfläche der Seitenhölzer zur Ausgangslage beträgt im Mittel 3,69 mm. Aus diesen Messwerten lässt sich mithilfe der rechnerischen Steifigkeiten der Seiten- und Mittelhölzer die resultierende Verschiebung in der Scherfuge berechnen. Die Schrauben werden während des Belastungsprozesses nur im Bereich von Gebrauchslasten belastet, was sicherstellt, dass ein weitgehend elastisches Verbindungsverhalten vorliegt. Erst beim zusätzlichen Aufbringen von Momenten werden deutliche plastische Verformungen beobachtet. Die Abweichung der Verbindungsmittel in dieser Ebene von ihrer Solllage führt zu einem zusätzlichen Anteil an Translation. Rechnerisch wird dieser Anteil ermittelt und entspricht im Mittel 0,07 % der rechnerischen Rotationssteifigkeit. Angesichts der geringen Größenordnung dieser Abweichung wird dieser translatorische Anteil in den weiteren Untersuchungen vernachlässigt.

4.4.4.6 Querkräfte aufgrund der Momentenbeanspruchung

Das Moment, das auf die Verbindung aufgebracht wird, wird über eine vertikale Kraft am Ende eines Hebels aufgebracht. Teile dieser Querkraft werden vom Hebel direkt in die Lagerschale abgeleitet. Rein rechnerisch ist jedoch eine Übertragung eines Anteils dieser Querkräfte auf die Seitenhölzer unvermeidlich, da das über die Verbindung aufgebrachte Biegemoment in den Seitenhölzern wieder abgebaut werden muss. Die Einspannung der Seitenhölzer erfolgt zwischen der Lagerschale und dem nachgelagerten Rahmen, der zur Lagesicherung dient. Hierbei entstehen zusätzliche Querkräfte, die nicht nur die Verbindungsmittel beanspruchen, sondern auch zu einer geringen lateralen Verformung führen. Diese seitliche Beanspruchung wirkt direkt auf die Verbindungsmittel und führt zu einer zusätzlichen Belastung, die sich auf deren Verformungsverhalten auswirkt. Im Versuch werden sowohl die eingeleitete Querkraft als auch die resultierende Querkraft im Einspannpunkt gemessen. Analog zur Verformung in Richtung der Normalkraft stellt sich somit auch noch eine Verformung quer dazu ein. Diese Verformungen bleiben jedoch aufgrund der geringen Lasten im Rahmen des Versuchs sehr begrenzt. Die Querkräfte haben keinen Einfluss auf die Ermittlung der Rotationssteifigkeit, da diese ausschließlich aus der reinen Verdrehung der Verbindung abgeleitet wird. Aufgrund der bekannten Berechnungsformeln zur lateralen Steifigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel und der quantitativ vielfach geringeren Querkräfte wird diese translatorische Verformung nicht separat ausgewertet. Damit bleibt der Fokus der Untersuchung auf der Analyse der Verdrehung und den dafür relevanten Verformungen gerichtet.

4.4.4.7 Einfluss von Steifigkeitsunterschieden

Die Steifigkeit der verwendeten Verbindungsmittel sowie der angeschlossenen Hölzer hat einen wesentlichen Einfluss auf die ermittelten Rotationssteifigkeiten der Verbindungen. Die zugrundeliegende Annahme, dass der rechnerische Drehpunkt im geometrischen Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe liegt, basiert auf der Voraussetzung, dass alle Schrauben eine identische Steifigkeit aufweisen. Sowohl aus durchgeführten Voruntersuchungen (vgl. Abschnitt 4.1) als auch aus früheren Studien [8], [13], [62] ist jedoch bekannt, dass die Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln, sowohl bei axialer als auch lateraler Belastung, teilweise große Streuungen aufweisen kann. Die Streuung einiger Einflussparameter wie Schraubendurchmesser, Einbindelänge des Gewindes, Kraft-Faser-Winkel usw. lassen sich durch das sorgsame Einbringen der Verbindungsmittel auf definierte Einbindetiefen und einen exakten Zusammenbau minimieren. Dennoch bleibt die Rohdichte der Hölzer und Holzwerkstoffe der bedeutendste verbleibende Einflussfaktor auf die Steifigkeit der Schrauben in Holzwerkstoffen. In den durchgeführten Versuchen wird deshalb versucht, den Einfluss der streuenden Rohdichte zu minimieren. Von allen eingesetzten Hölzern wird vor den Versuchen die Rohdichte ermittelt. Außerdem werden

alle Hölzer vorab in Normalklima (20°C; 65 % rel. Feuchte) bis zum Erreichen einer konstanten Gleichgewichtsfeuchte gelagert, um Feuchteunterschiede zu minimieren. Um Schwankungen zwischen den Seitenhölzern zu minimieren, werden diese in der ersten Versuchsserie vorher nach Rohdichte und nach dynamischem E-Modul sortiert und entsprechend möglichst gleiche Paare in einem Versuch verwendet. In der zweiten Versuchsserie werden die beiden Seitenhölzer jeweils aus einem Plattenabschnitt hergestellt, um möglichst geringe Abweichungen aufzuweisen. Bei den Mittelhölzern aus Brettschichtholz wird eine Vorsortierung vorgenommen, um große Äste oder Faserabweichungen im Bereich der Einschraubstellen auszuschließen, da solche lokalen Veränderungen großen Einfluss auf die Steifigkeit der einzelnen Verbindungsmittel haben können. Alle diese Maßnahmen zielen darauf ab, die Streuung der Eingangsparameter zu verringern. Darüber hinaus wird die Rohdichte jedes einzelnen Bauteils, als ein nicht vollständig zu eliminierender Einflussfaktor, in den Berechnungen berücksichtigt.

4.4.4.8 Ausfall von Verbindungsmitteln

Mit zunehmenden Verdrehwinkeln treten zunächst plastische Verformungen in den Verbindungsmitteln auf, bevor einzelne Verbindungsmittel ausfallen. Daraus resultiert eine deutliche Verschiebung des Verbindungsmittelschwerpunkts. Abhängig von der Geometrie der Verbindung können sich im weiteren Verlauf unterschiedliche Szenarien entwickeln. Mit zunehmendem Verdrehwinkel erfahren einige Schrauben Entlastung bis hin zu einer Lastumkehr, während es bei anderen Schrauben durch die Verdrehung zu einem Ausziehen aus dem Mittelholz beziehungsweise Durchziehen durch das Seitenholz kommt. Dies geht mit einer deutlichen Änderung der einzelnen Verbindungsmittelsteifigkeiten und der gesamten Verbindungssteifigkeit einher. Der grundlegende rechnerische Ansatz des polaren Trägheitsmoments zur Bestimmung des Schwerpunkts der Verbindungsmittelgruppe verliert in diesem Fall seine Gültigkeit. Zu beachten ist, dass solche Belastungszustände einzelner Schrauben erst bei Verdrehungen von mehreren Grad auftreten, die weit über die baupraktisch relevante Größe hinausgehen. Solche großen Verformungen haben im praktischen Einsatz keine Bedeutung. Die Versuche werden trotzdem überwiegend bis zu solchen großen Verformungen durchgeführt. Ziel ist nicht, quantitative Ergebnisse bei diesen großen plastischen Verformungen zu erzielen, sondern qualitative Aussagen über das Versagensverhalten der Verbindung oder auch über die Robustheit einer Verbindung zu erzielen. Es ist hervorzuheben, dass im Auswertebereich der Steifigkeit keine Ausfälle von Verbindungsmitteln aufgetreten sind.

4.4.4.9 Mess- und Auswerteverfahren

Die Messung der aufgetragenen Kräfte erfolgt an den beiden Hydraulikzylindern des Prüfaufbaus. Diese Zylinder sind gemäß EN ISO 7500-1:2004-11 [63] in Klasse 1 kalibriert. Der Kalibrierbereich umfasst Normalkräfte von 1 kN bis 85 kN (horizontaler Zylinder) beziehungsweise von 1 kN bis 100 kN (vertikaler Zylinder). Die gemessene Kraft an der Einspannung der Seitenhölzer dient als zusätzlicher Kontrollwert. Auch diese Messung wird mit einer entsprechend kalibrierten Kraftmesseinrichtung durchgeführt. Die Berechnung des Moments in der Verbindung erfolgt anhand der Querkraft und der Länge des Hebels. Eine Vereinfachung wird durch die Kleinwinkelnäherung ($\cos(\varphi) \approx 1$) vorgenommen, bei der angenommen wird, dass die Länge des Hebels konstant bleibt. Der systematische Fehler aufgrund dieser Näherung ist vernachlässigbar. Er beträgt bei Verdrehungen bis 1° lediglich 0,015 % und selbst bei qualitativ betrachteten Verdrehungen bis 5° nur 0,38 %. Diese Vereinfachung erleichtert die Aufbringung eines Moments mit konstanter Winkelgeschwindigkeit, da die Prüfmaschine nur in Teilbereichen konstante Geschwindigkeiten abfahren kann. Die Verformung des Prüfkörpers wird mithilfe eines optischen Messsystems Limes Q400 erfasst. Auch dieses ist gemäß EN ISO 9513:2013-05 [64] kalibriert. Im Messbereich von 0,25 mm bis 25 mm erfüllt das System die Anforderungen der Klasse 1, während im Bereich von 10 mm bis 250 mm sogar die Klasse 0,5 erreicht wird.

Die Verdrehung wird aus der relativen Verformung zwischen den eingespannten Seitenhölzern und dem drehbar gelagerten Mittelholz berechnet. Hierzu wird vor der Messung der geometrische Mittelpunkt der Verbindungsmittelgruppe auf dem Seitenholz sowie zwei vertikal darüber beziehungsweise darunterliegenden Punkte auf allen Bauteilen markiert. Die Ermittlung der Winkelverdrehung erfolgt unter Berücksichtigung der reinen Rotation der beiden Bauteile zueinander. Hierbei wird wie in Abbildung 66 dargestellt jeweils eine Linie zwischen den Markierungen auf dem Seitenholz und den Markierungen auf dem Mittelholz gebildet und der resultierende Winkel ermittelt. Eine mögliche Anfangsverdrehung zwischen den Winkeln wird herausgerechnet. Die Berechnung der Winkel der Geraden erfolgt nach Formeln (4-5) bis (4-7).

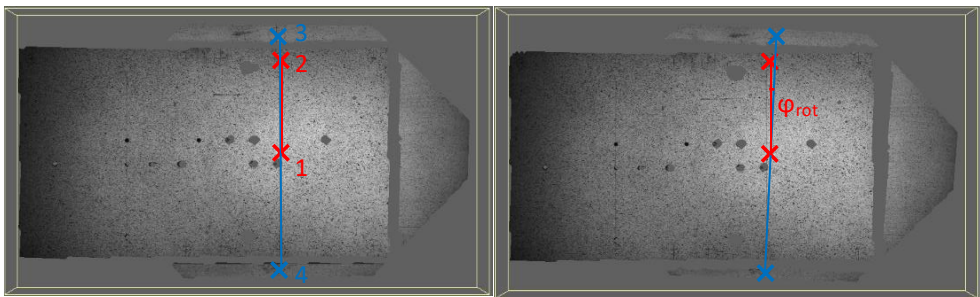


Abbildung 66: Verdrehwinkel über Geraden

$$\varphi_{\text{Mittelholz}} = \arctan\left(\frac{y_2 - y_1}{x_2 - x_1}\right) [^\circ] \quad (4-5)$$

$$\varphi_{\text{Seitenholz}} = \arctan\left(\frac{y_3 - y_4}{x_3 - x_4}\right) [^\circ] \quad (4-6)$$

$$\varphi_{\text{rot}} = \varphi_{\text{Mittelholz}} - \varphi_{\text{Seitenholz}} [^\circ] \quad (4-7)$$

Biegungen und Schubverzerrungen der Seiten- und Mittelhölzer werden nicht gesondert erfasst. Da ihre Verformungsanteile im Vergleich zu denen der Verbindungsmittel minimal sind, werden sie in der weiteren Auswertung vernachlässigt.

4.4.5 Hauptversuche

Die Voruntersuchungen haben gezeigt, dass unter den gegebenen Randbedingungen sowohl qualitative als auch quantitative Ergebnisse ermittelt werden können. Darauf aufbauend werden in zwei umfangreichen Versuchsserien unterschiedliche Parameter wie Verbindungsmittelart und -anordnung, Reibbeiwert in der Kontaktfläche und Belastungsreihenfolge untersucht.

4.4.5.1 Material

Die in den Versuchen eingesetzten Materialien orientieren sich an den Erkenntnissen der Voruntersuchungen. Für die Seitenhölzer wird aus wirtschaftlichen Gründen Bu-LVL mit Querlagen verwendet. Sowohl Seiten- als auch Mittelhölzer sollen mehrfach mit unterschiedlichen Schraubenkonfigurationen verwendet werden. Dabei wird sichergestellt, dass keine Bauteile aufspalten. Dies wird bei den Mittelhölzern aus Brettschichtholz durch die Einspannung im Prüfaufbau gewährleistet, während in den Seitenhölzern die Querlagen des Furnierschichtholzes dies sicherstellen soll. Vor den Versuchen werden alle Hölzer in einem Normalklima (20 °C, 65 % rel. Feuchte) bis zur Ausgleichsfeuchte konditioniert. Die Rohdichte aller Hölzer wird über Wiegung ermittelt und als Eingangsgröße zur Ermittlung der Verbindungsmittelsteifigkeiten berücksichtigt. Stichprobenartig werden von den Hölzern darüber hinaus über Darrproben die Holzfeuchte und die Darrrohddichte ermittelt. Von den Seitenhölzern der ersten Versuchsserie wird darüber hinaus der dynamische E-Modul ermittelt, um jeweils Paare gleicher Steifigkeit zu erhalten und somit Schrägstellungen und ungleiche Belastungszustände zu vermeiden. Zur Herstellung der Bohrungen, dargestellt in Abbildung 67, wird jeweils eine Fläche in einem Winkel von 90° zur Bohrachse gefräst. Aus Voruntersuchungen ist bekannt, dass sich Bohrungen unter 45° zur Oberfläche in Bu-LVL nur unpräzise und mit hohem Materialverschleiß herstellen lassen [5]. Die Einbindelänge der Schrauben in den Seitenhölzern ist davon abhängig. Die reale Einbindelänge der Schrauben in die Seitenhölzer wird daher vor jedem Versuch ermittelt, während die Einbindelänge in die Mittelhölzer rechnerisch bestimmt wird. Auch die Positionen aller Bohrlöcher werden

dokumentiert und in der Versuchsauswertung berücksichtigt. Die verwendeten Schrauben von 8 mm beziehungsweise 12 mm Durchmesser haben eine Länge von 200 mm (Einbringwinkel 90°), 240 mm (Einbringwinkel 45°) und 250 mm (TGS, Einbringwinkel 45°). Alle Schrauben sind vom selben Schraubentyp ASSYplus nach ETA 011/0190 [6].

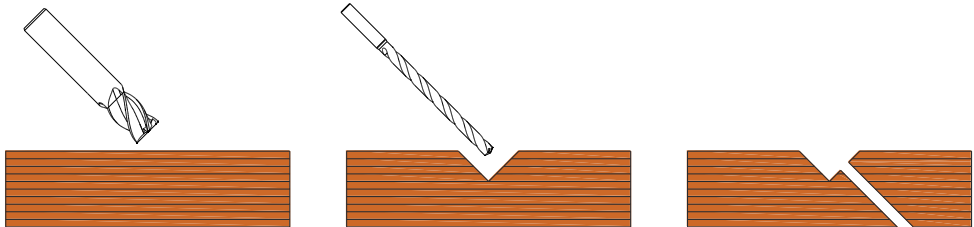


Abbildung 67: Herstellung der Bohrlöcher – Links: Fräsen – Mitte: Bohren – Rechts: Bohrloch

4.4.5.2 Variierte Versuchsparameter

Als Haupteinflüsse auf die Rotationssteifigkeit werden die Steifigkeit der Verbindungsmittel und die Geometrie der Verbindung, insbesondere die Abstände der Verbindungsmittel zum Drehpunkt, identifiziert. Diese Einflüsse können mit bestehenden Berechnungsansätzen zumindest für lateral beanspruchte Verbindungsmittel quantitativ erfasst werden. Eine Übertragbarkeit auf mechanisch komplexere Verbindungen mit geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln wird hier geprüft. Auch der Einfluss der Reibung zwischen den Bauteilen wurde für Verbindungen mit einzelnen Verbindungsmitteln untersucht. Der Einfluss auf ganze Systeme aus Verbindungsmitteln und Bauteilen ist hingegen noch nicht genauer untersucht. Weitere Effekte wie der Einfluss einer Querdruckbeanspruchung ähnlich einer Vorspannung lassen sich derzeit nicht quantifizieren. In den Rotationsversuchen wird überprüft, ob bestehende Ansätze auch auf geneigt eingebrachte Schrauben übertragbar sind. Auf Basis der identifizierten Parameter werden folgende Einflussgrößen untersucht:

- Der Abstand der Verbindungsmittel vom Schwerpunkt der Gruppe
- Überwiegend laterale oder axiale Beanspruchung durch das Moment
- Der Reibungskoeffizient μ in der Scherfuge
- Die Belastung je Schraube
- Die Belastungsreihenfolge in Verbindung mit Querdruck
- Der Schraubentyp
- Der Einbringwinkel zur Scherfuge δ

Ausgehend von diesen Parametern wird ein Versuchsprogramm mit 34 Serien, dargestellt in Tabelle 13, zu je drei bis fünf Versuchen erstellt. Die kleinen Stichprobenumfänge wurden in Kauf genommen, um eine breite Versuchsmatrix zu ermöglichen und nicht einzelne

Parameter nur mit wenigen Stichversuchen zu untersuchen. Abbildung 68 zeigt die Anordnung der Verbindungsmittel. Zur besseren Zuordnung sind die Schraubenpositionen in Abbildung 69 gegenüber dem Drehpunkt vermaßt dargestellt. In den Schraubenpositionen 1, 2, 7 und 8 erfolgt bei Momentenbelastung überwiegend eine laterale Beanspruchung, während bei Schrauben 3, 4, 5 und 6 eine axiale Beanspruchung dominiert. Die Schraubenpositionen 9 und 10 sind so gewählt, dass die Lastrichtung bei Verdrehung bei 45° zur Schraubenachse liegt. Die Positionen sind so angeordnet, dass Schraubenpaare wie 1 + 8, 3 + 6 und 9 + 10 sowie 2 + 7 und 4 + 5 denselben quadrierten Abstand zum Schwerpunkt haben. Um Kollisionen im Inneren des Mittelholzes zu vermeiden, unterscheiden sich die Positionen der Schrauben in den beiden Seitenhölzern. Es werden Verbindungen mit zwei, vier und acht Schrauben je Scherfuge geprüft, wobei alle Versuche mit Hölzern identischer Abmessungen durchgeführt werden. Eine Reduktion des Reibungskoeffizienten wird durch aufgeklebte PP-Platten, analog zu Serie 8 in Abschnitt 4.2.4, erreicht. Der Einfluss der Querdruckbeanspruchung in der Scherfuge wird über den Versuchsablauf untersucht. In sechs Serien unterschiedlicher Geometrie erfolgt zunächst die Aufbringung der Normalkraft und erst im Anschluss erfolgt unter konstant gehaltener Normalkraft die Aufbringung der Querkraft beziehungsweise des Moments. In allen anderen Serien erfolgt die Aufbringung von beiden Kräften simultan. Weiter werden die Schraubentypen und -geometrien variiert. Neben Vollgewindeschrauben von 8 mm Durchmesser werden Teilgewindeschrauben gleichen Durchmessers und Schrauben gleicher Länge mit 12 mm Durchmesser geprüft. Somit werden auch die axiale und laterale Steifigkeit der einzelnen Verbindungsmittel betrachtet. Zuletzt werden Referenzversuche mit Vollgewindeschrauben von 8 mm und 12 mm Durchmesser, die rechtwinklig zur Scherfuge ($\delta = 90^\circ$) eingebracht werden und somit nur laterale Beanspruchungen erfahren, durchgeführt. Die Schraubenpositionen, dargestellt in Abbildung 70, entsprechen in ihrer Lage den Versuchen mit geneigt eingebrachten Schrauben. Alle Versuchsserien sind in Anhang D dargestellt.

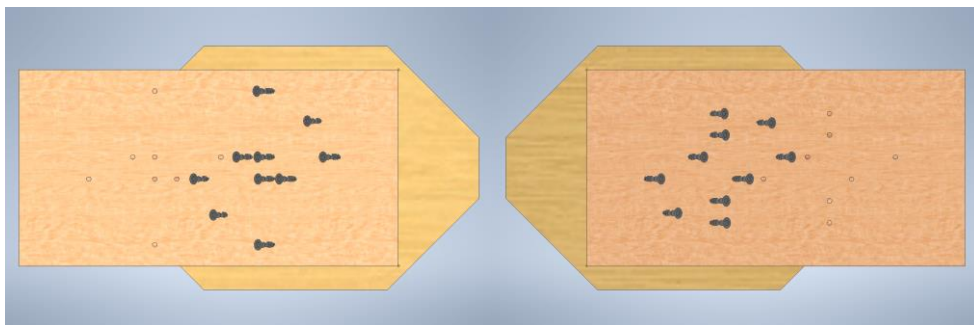


Abbildung 68: Schraubenpositionen geneigter Schrauben in Seitenhölzern – linke und rechte Seite

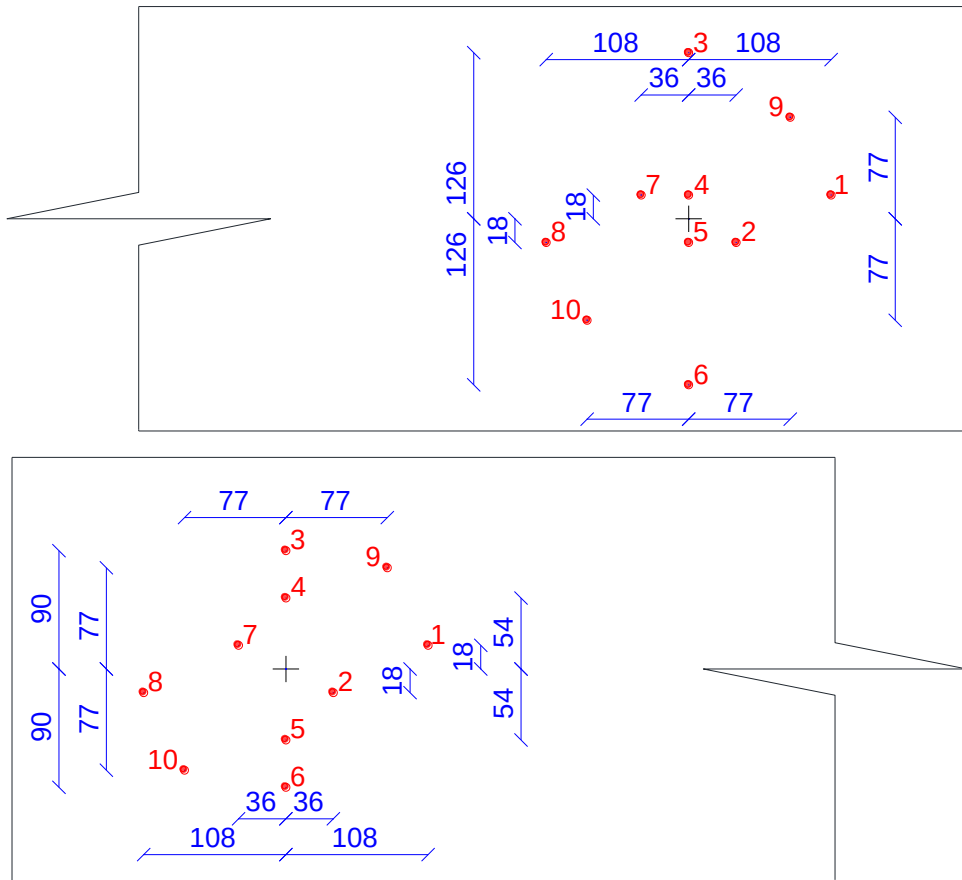


Abbildung 69: Vermaßung [mm] Schraubenpositionen – linke (oben) und rechte (unten) Seite

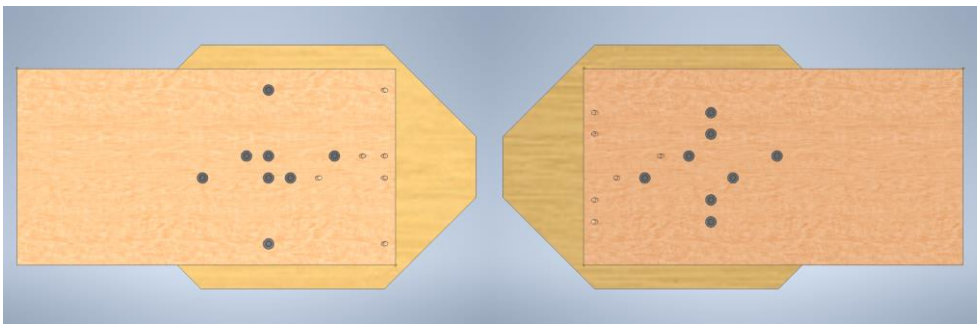
Abbildung 70: Schraubenpositionen Referenzversuche ($\delta = 90^\circ$) – linke und rechte Seite

Tabelle 13: Übersicht über die Versuchsserien der Rotationsversuche

Vorlast	Schraubentyp	Schraubenposition	Material Kontaktfläche	Kraft-Achs-Winkel γ [°]	Nenndurchmesser d [mm]	Serie
Ja	VGS 8x240	1+8	LVL-BSH	45	8	1
Ja	VGS 8x240	2+7	LVL-BSH	45	8	2
Ja	VGS 8x240	3+6	LVL-BSH	45	8	3
Ja	VGS 8x240	4+5	LVL-BSH	45	8	4
Ja	VGS 8x240	1+2+7+8	LVL-BSH	45	8	5
Ja	VGS 8x240	3+4+5+6	LVL-BSH	45	8	6
Nein	VGS 8x240	1+8	LVL-BSH	45	8	7
Nein	VGS 8x240	2+7	LVL-BSH	45	8	8
Nein	VGS 8x240	3+6	LVL-BSH	45	8	9
Nein	VGS 8x240	4+5	LVL-BSH	45	8	10
Nein	VGS 8x240	9+10	LVL-BSH	45	8	11
Nein	VGS 8x240	1+2+7+8	LVL-BSH	45	8	12
Nein	VGS 8x240	3+4+5+6	LVL-BSH	45	8	13
Nein	VGS 8x240	1+2+3+4+5+6+7+8	LVL-BSH	45	8	14
Nein	VGS 12x240	1+8	LVL-BSH	45	12	15
Nein	VGS 12x240	2+7	LVL-BSH	45	12	16
Nein	VGS 12x240	3+6	LVL-BSH	45	12	17
Nein	VGS 12x240	4+5	LVL-BSH	45	12	18
Nein	VGS 8x240	1+8	PP-PP	45	8	19
Nein	VGS 8x240	2+7	PP-PP	45	8	20
Nein	VGS 8x240	3+6	PP-PP	45	8	21

Vorlast	Schraubentyp	Schraubenposition	Material Kontaktfläche	Kraft-Achs-Winkel γ [°]	Nenndurchmesser d [mm]	Serie
Nein	VGS 8x240	4+5	PP-PP	45	8	22
Nein	TGS 8x250	3+4+5+6	LVL-BSH	45	8	23
Nein	VGS 8x200	1+8	LVL-BSH	90	8	24
Nein	VGS 8x200	2+7	LVL-BSH	90	8	25
Nein	VGS 8x200	3+6	LVL-BSH	90	8	26
Nein	VGS 8x200	4+5	LVL-BSH	90	8	27
Nein	VGS 8x200	1+2+7+8	LVL-BSH	90	8	28
Nein	VGS 8x200	3+4+5+6	LVL-BSH	90	8	29
Nein	VGS 8x200	1+2+3+4+5+6+7+8	LVL-BSH	90	8	30
Nein	VGS 12x200	1+8	LVL-BSH	90	12	31
Nein	VGS 12x200	2+7	LVL-BSH	90	12	32
Nein	VGS 12x200	3+6	LVL-BSH	90	12	33
Nein	VGS 12x200	4+5	LVL-BSH	90	12	34

4.4.6 Beobachtungen

Im Folgenden werden die Versuchsbeobachtungen sowie die gemessenen Momenten-Verdrehungs-Beziehungen analysiert. Die untersuchten Variationsparameter werden einzeln vorgestellt. Momenten-Verdrehungs-Diagramme sind jeweils exemplarisch dargestellt und werden miteinander verglichen. Sämtliche Momenten-Verdrehungs-Diagramme aller Versuche sind in Anhang E dargestellt.

4.4.6.1 Einfluss der Schraubenposition

Rechnerisch erfahren alle geneigt eingebrachten Schrauben durch die aufgebrachte Normalkraft eine axiale Beanspruchung. Durch das aufgebrachte Moment erfahren die Schrauben 1, 2, 7 und 8 eine Beanspruchung lateral zu ihrer Schraubenachse. Die Schrauben 3 und 4 erfahren eine zusätzliche Zugkraft während die Schrauben 5 und 6 eine Entlastung bis hin zur Lastumkehr erfahren. Die Schrauben 9 und 10 erfahren sowohl axiale wie auch laterale Beanspruchungen. Im Versuch sind keine direkten Verformungen der Verbindungsmittel erkennbar. Bei Ausdrehen der Schrauben wird jedoch deutlich, dass es zur Ausbildung von Fließgelenken gekommen ist. Dies betrifft nicht nur die lateral beanspruchten, sondern auch, wie in Abbildung 71 erkennbar ist, überwiegend axial beanspruchte Schrauben. Dies kann der Fall sein, wenn diese beispielsweise bei großen Verdrehwinkeln eine Druckbeanspruchung erfahren. In Einzelfällen ließen sich Schrauben aufgrund dieser Effekte nicht mehr ausdrehen oder rissen beim Ausdrehen ab.



Abbildung 71: Fließgelenkausbildung an einer überwiegend axial beanspruchten Schraube (Schraubenposition 6)

Die Entlastung der Schrauben 5 und 6 zeigt sich auch bei der Betrachtung der Kontaktflächen in der Scherfuge. Auf die Seitenflächen des Mittelholzes wurde ein Farbmuster aufgebracht, um die optische Messung zu ermöglichen. Wie in Abbildung 72 links zu sehen ist, zeigt sich ein deutlicher Farbabrieb in der oberen Hälfte der Kontaktfläche, insbesondere im Bereich der Schrauben 3 und 4. In der unteren Hälfte ist der Farbabrieb hingegen deutlich geringer. Entsprechend fällt auch die Farbanhaftung an den Seitenhölzern in Abbildung 72 rechts aus. Ein Abrieb tritt systematisch in allen Versuchen und nicht nur in diesem Fall auf.



Abbildung 72: Deutlicher Abrieb der Farbe am Mittelholz (links) und Anhaftungen am Seitenholz (rechts)

Bei größeren Verdrehwinkeln kommt es systematisch bei den höchstbelasteten Schrauben zu einem Durchziehen des Gewindes durch das Seitenholz bis zum Anliegen des Schraubenkopfes, wie Abbildung 73 zeigt. Der Ausfall dieser Schrauben führt zu einem deutlichen Schwerpunktversatz der Schraubengruppe. Die Momenten-Verdrehungs-Diagramme der Serien 3 und 6 in Abbildung 74 zeigen damit einhergehend einen Abfall des aufgebracht Moments. Mit zunehmendem Winkel steigt das Moment aufgrund des anliegenden Schraubenkopfes wieder an. Der Effekt ist bei Serie 3 stärker ausgeprägt, da nur zwei Schrauben je Scherfuge angeordnet sind. In Serie 6 mit vier Schrauben je Scherfuge ist der Abfall des Moments, ausgelöst durch den Ausfall einer einzelnen Schraube, etwas weniger deutlich im Diagramm erkennbar. Da dieses Verhalten erst bei großen Verdrehwinkeln ($>> 1^\circ$) auftritt, bleibt die Ermittlung der Rotationssteifigkeiten unbeeinflusst. In realen Bauwerken wäre jedoch bei solchen Verdrehungen ein zumindest partieller Tragwerksausfall zu erwarten.

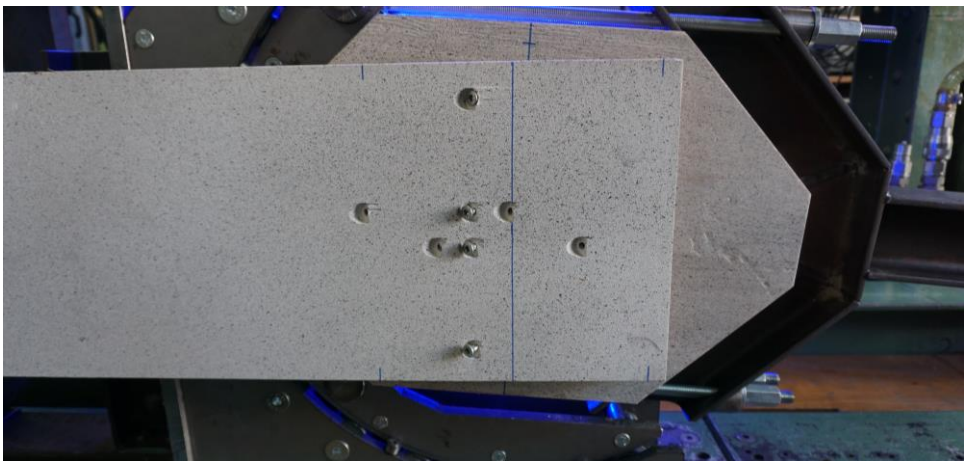


Abbildung 73: Kopfdurchziehen bei großen Verdrehwinkeln (Prüfkörper der Serie 6)

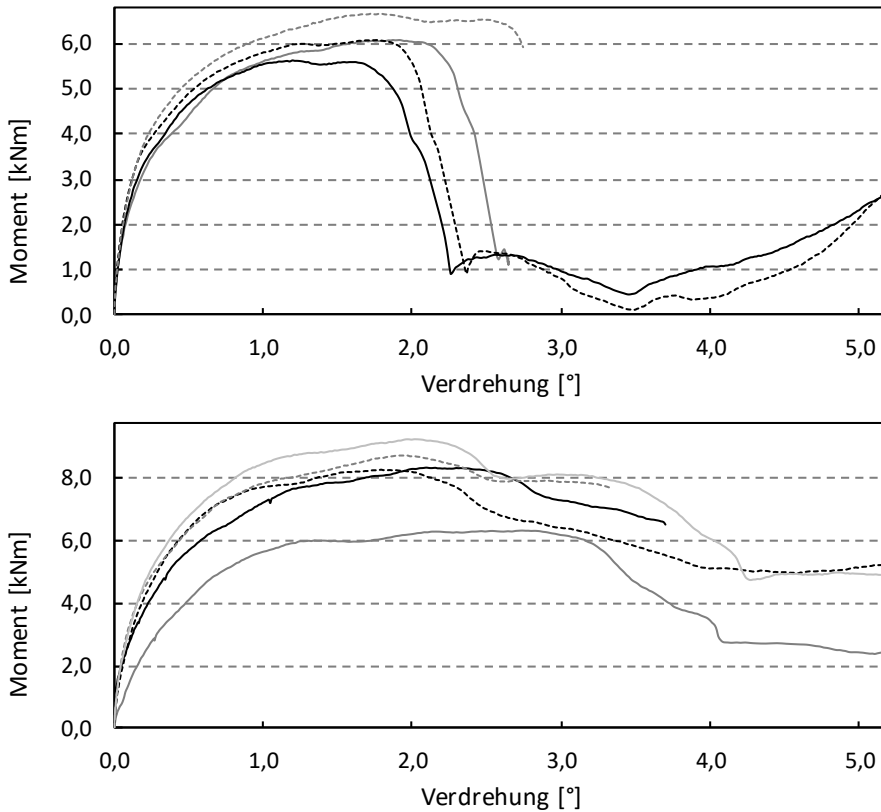


Abbildung 74: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 3 (oben) und 6 (unten)

Verbindungen mit überwiegend lateral beanspruchten Schrauben erfahren kein Durchziehen der Schraubenköpfe. Wie in Abbildung 75 zu sehen ist, steigt das Moment auch bei großen Verdrehwinkeln weitgehend linear an. Das Bauteilverhalten ist von zwei unterschiedlich steilen linearen Kurven geprägt. Das linear-elastische Anfangsverhalten wird im Bereich von etwa $0,5^\circ$ von einem weit flacheren Kurvenabschnitt abgelöst. Aufgrund der axialen Druckbeanspruchung von Schrauben kann es zu einem Aufstellen beziehungsweise Ausknicken der Schrauben kommen, was in der Scherfuge zwischen den Bauteilen einen Spalt erzeugt. Als Folge kommt es teilweise zu einem Riss quer zur Faserrichtung aufgrund der Biegung in den Seitenhölzern, wie er in Abbildung 76 erkennbar wird. Auf die ermittelten Steifigkeiten hat dieser Effekt aber auch keinen Einfluss, da diese Spalte erst bei sehr großen Verdrehungen ($> 3^\circ$) auftreten.

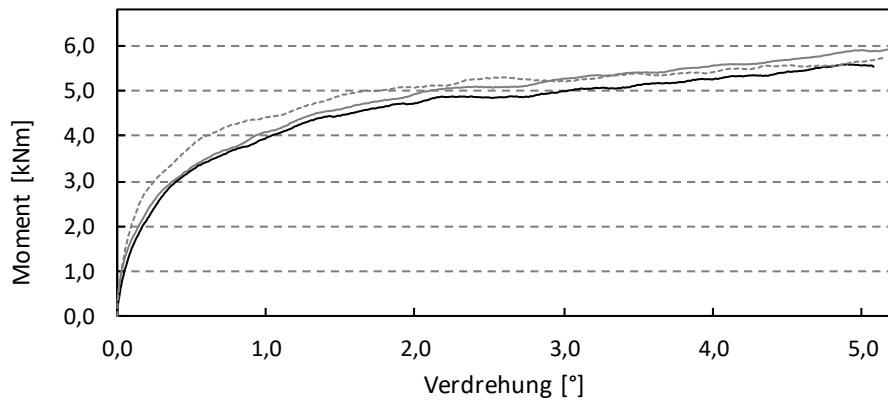


Abbildung 75: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 5



Abbildung 76: Spalt in Scherfuge (links) und Riss aufgrund von Biegezug quer zur Faser (rechts)

4.4.6.2 Einfluss des Schraubendurchmessers

Der Vergleich der Serien 7 bis 10 ($d = 8$ mm) mit den Serien 15 bis 18 ($d = 12$ mm) dient der Untersuchung des Einflusses der Schraubensteifigkeit. Aus der allgemeinen Anschauung heraus und auch gemäß den Berechnungsansätzen, weisen Schrauben größeren Durchmessers bei sonst identischen Bedingungen höhere Steifigkeiten auf. Der Einfluss auf die laterale Steifigkeit ist in verschiedenen Berechnungsansätzen (vgl. Abschnitt 2.2 und 2.3) linear bis exponentiell. Bei der axialen Steifigkeit zeigen die Berechnungsansätze hingegen ein uneinheitlicheres Bild. Neben einer linearen Berücksichtigung geht der Nenndurchmesser in einer Vielzahl von Berechnungsansätzen mit Exponenten kleiner eins (zwischen 0,2 und 0,9) ein. In anderen Berechnungsansätzen geht er jedoch auch mit negativen Exponenten bis -0,7 (vgl. Abschnitt 2.4.5) oder exponentiell (vgl. Abschnitt 2.4.6) ein.

Um diesen Einfluss zu untersuchen, wurden Verbindungen mit Schrauben von 8 mm und 12 mm Nenndurchmesser mit identischen Schraubenpositionen hergestellt. Getestet wurden sowohl geneigt eingebrachte Schrauben als auch rechtwinklig eingebrachte Schrauben, die rein lateral beansprucht werden. Dieser Abschnitt konzentriert sich ausschließlich auf die Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben. Der Einfluss des Nenndurchmessers bei rechtwinklig eingebrachten Schrauben wird in Abschnitt 4.4.6.6 thematisiert.

Die Ergebnisse zeigen, dass bei Schrauben mit 12 mm Nenndurchmesser die aufgebrachten Momente im Mittel in allen Konfigurationen höher liegen als bei Schrauben mit 8 mm Nenndurchmesser. Dennoch zeigt sich bei Betrachtung der Einzelversuche, dass aufgrund der großen Streuungen auch Einzelergebnisse vorhanden sind, in denen Verbindungen mit Schrauben kleineren Durchmessers höhere Steifigkeiten aufweisen als solche mit größeren Durchmessern. Abbildung 77 illustriert dies exemplarisch am Vergleich der Serien 9 ($d = 8$ mm) und 17 ($d = 12$ mm) mit zwei Schrauben je Seite auf den Positionen 3 und 6. Im Durchschnitt über alle Versuche liegt die Rotationssteifigkeit bei Schrauben mit 12 mm Nenndurchmesser um 17 % über Schrauben mit 8 mm. Eine Gegenüberstellung aller Serien in Abbildung 78 zeigt jedoch keine durchgängige Tendenz. Die Steigerungen erreichen bis zu 66 %, während in Einzelfällen auch Abnahmen von bis zu 13 % zu beobachten sind. Insbesondere bei kleinen Verbindungsmittelabständen ist aufgrund des größeren Schraubendurchmessers keine signifikante Steigerung der Rotationssteifigkeit zu erkennen.

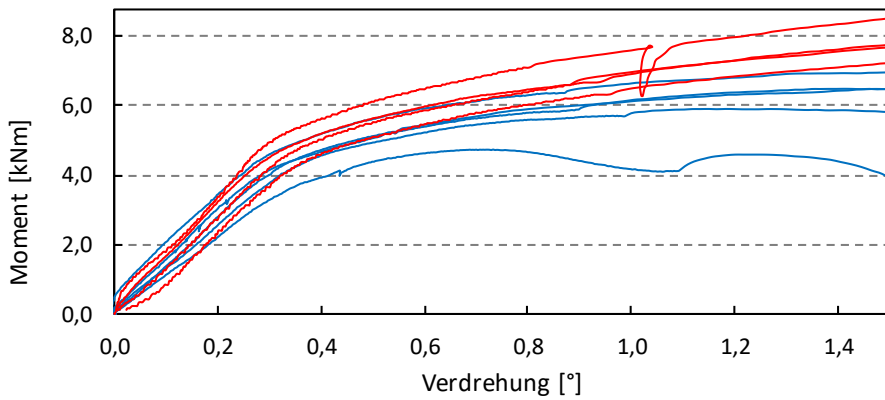


Abbildung 77: Momenten-Verdrehungs-Diagramm $d = 8$ mm (Serie 9 - blau) – $d = 12$ mm (Serie 17 - rot)

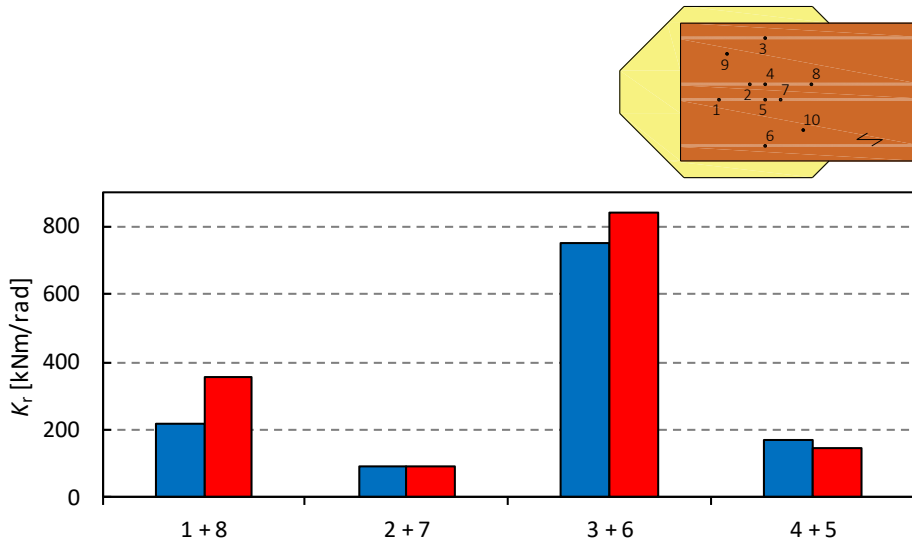


Abbildung 78: Balkendiagramm mittlere Rotationssteifigkeit bei variierten Schraubenpositionen $d = 8$ mm (blau) – $d = 12$ mm (rot)

4.4.6.3 Einfluss der Reihenfolge der Lastaufbringung

Bei den Versuchsserien 1 bis 6 erfolgt die Lastaufbringung progressiv. Zunächst wird eine Normalkraft im quantitativen Bereich der Gebrauchslast aufgebracht und konstant gehalten, bevor ein Moment beziehungsweise die daraus resultierende Verdrehung aufgebracht wird. Die translatorische Verformung wird separat von der rotatorischen Verformung erfasst und dient als Vergleichsgröße für die Beurteilung der Streuung der Ergebnisse (vgl. Abschnitt 4.3.4.2). Die progressive Aufbringung von Normalkraft und Verdrehung samt des damit einhergehenden Moments erfolgt primär aus versuchstechnischen Gründen, um beispielsweise einen unerkannten Einfluss der Normalkräfte auszuschließen und um sicherzustellen, dass alle Schrauben über den gesamten Versuchsablauf unter einer Zugbeanspruchung stehen. In der Baupraxis hingegen sind Normalkräfte und Biegemomente meist linear voneinander abhängig. Sie treten daher simultan auf. Der direkte Vergleich der Serien 1 bis 4 (progressive Lastaufbringung) mit den Serien 7 bis 10 (simultane Lastaufbringung) sowie, unter Berücksichtigung der unterschiedlichen Niveaus der Normalkraft, zwischen den Serien 5 und 6 (progressive Lastaufbringung) und Serien 11 und 12 (simultane Lastaufbringung) zeigt ein deutlich abweichendes Last-Verformungs-Verhalten. Exemplarisch ist in Abbildung 79 das aufgebrachte Moment über dem Verdrehwinkel der Serien 3 und 9 dargestellt. Beide Serien unterscheiden sich nur in der Belastungsreihenfolge. Im Vergleich zeigt Serie 3 bei sehr kleinen Verdrehwinkeln ein deutlich höheres Moment. Schon vor einer messbaren Verdrehung kann ein nicht zu vernachlässigendes Moment aufgebracht werden, wie die Schnittpunkte der roten Kurven mit der Y-Achse verdeutlichen. Erst bei höheren Momenten tritt eine Verformung auf. Anschließend nähern sich die Momenten-Verdrehungs-Kurven beider Serien einander an. Bei sehr großen Verdrehwinkeln, die außerhalb des baupraktisch relevanten Bereichs liegen, verlaufen die Kurven schließlich nahezu identisch. Der Belastungsreihenfolge muss in der Auswertung der Steifigkeiten und in der Modellbildung Rechnung getragen werden.

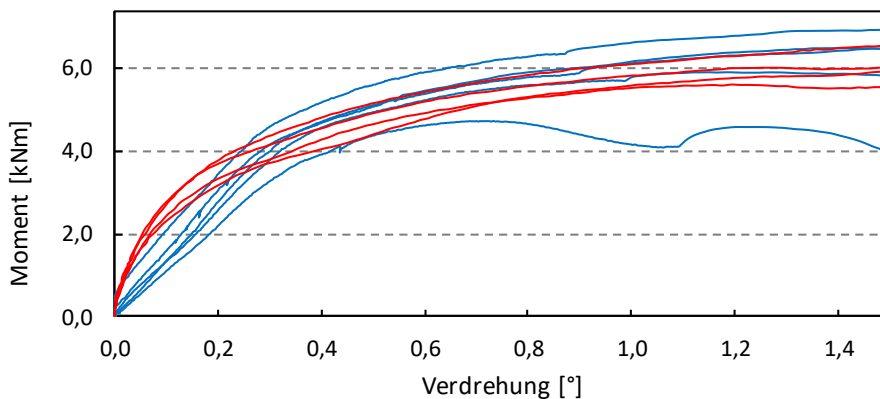


Abbildung 79: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 3 (progressive Lastaufbringung - rot) – Serie 9 (simultane Lastaufbringung - blau)

4.4.6.4 Einfluss der reduzierten Reibungskoeffizienten

Die Reibung zwischen den Bauteilen wird durch das beidseitige Aufbringen von PP-Platten auf die Kontaktflächen reduziert. Die Behandlung der Bauteile entspricht den kleinteiligen Vorversuchen der Serie 8 aus Abschnitt 4.2.3.4. Auch hier wird ein Ölfilm zwischen den Bauteilen in der Scherfuge aufgebracht. Die Platten auf dem Mittelholz weisen ein Übermaß von etwa 40 mm über die Kontaktfläche auf, um flächigen Kontakt zwischen den Bauteilen während des gesamten Versuchsverlaufs sicherzustellen. Darüber hinaus wird im Versuchsverlauf sichergestellt, dass sich die aufgeklebten Platten nicht lösen, um ein unbeabsichtigtes Verkanten oder eine Beeinträchtigung der Messergebnisse zu verhindern. Das Aufbringen von PP-Platten ermöglicht so einen präzisen Vergleich zwischen einem Reibungskoeffizienten von etwa 0,40 (Holz-Holz) und 0,05 (PP-PP). Der direkte Vergleich erfolgt zwischen den Serien 7 bis 11 (Holz-Holz) und 19 bis 22 (PP-PP). Exemplarisch zeigt Abbildung 80 die Gegenüberstellung der Serien 7 (blau) und 19 (rot). Es wird deutlich, dass sowohl die Steigung der Momenten-Verdrehungs-Kurve als auch die maximalen aufgetragenen Momente bei reduzierten Reibungskoeffizienten deutlich geringer ausfallen. Dennoch bleibt die allgemeine Kurvenform vergleichbar, was darauf hinweist, dass die grundlegenden Mechanismen unter Belastung nicht vollständig verändert, sondern lediglich abgeschwächt werden. Die Versuche mit PP-Platten wurden nur bis zu geringeren maximalen Verdrehwinkeln belastet, um ein Abreißen von Schrauben oder eine Beschädigung der Oberflächen der PP-Platten zu vermeiden. Im Mittel liegt die Rotationssteifigkeit bei reduzierten Reibungskoeffizienten um 44 % geringer. Die Serien sind in Abbildung 81 gegenübergestellt. Je nach Geometrie liegt die Reduktion bei 33 % bis 51 %. Die Abminderung fällt in allen Serien vergleichbar hoch aus. Eine Korrelation oder Wechselwirkung mit den Verbindungsmittelabständen wie bei den Verbindungsmitteldurchmessern ist nicht zu erkennen.

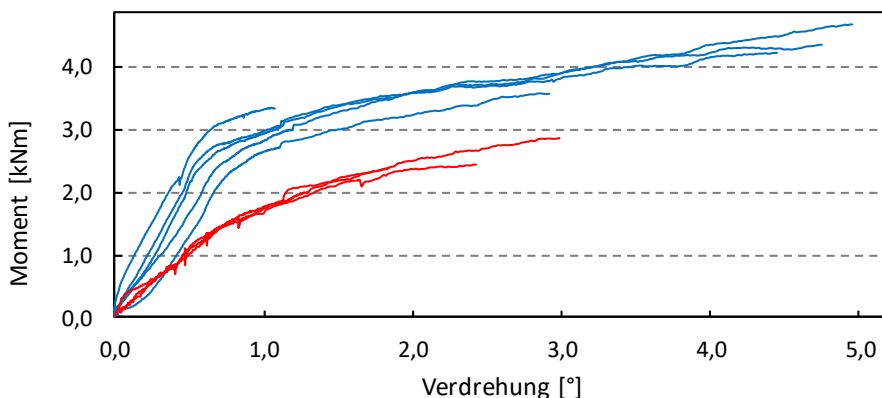


Abbildung 80: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Holz-Holz (Serie 7 - blau) – PP-PP (Serie 19 - rot)

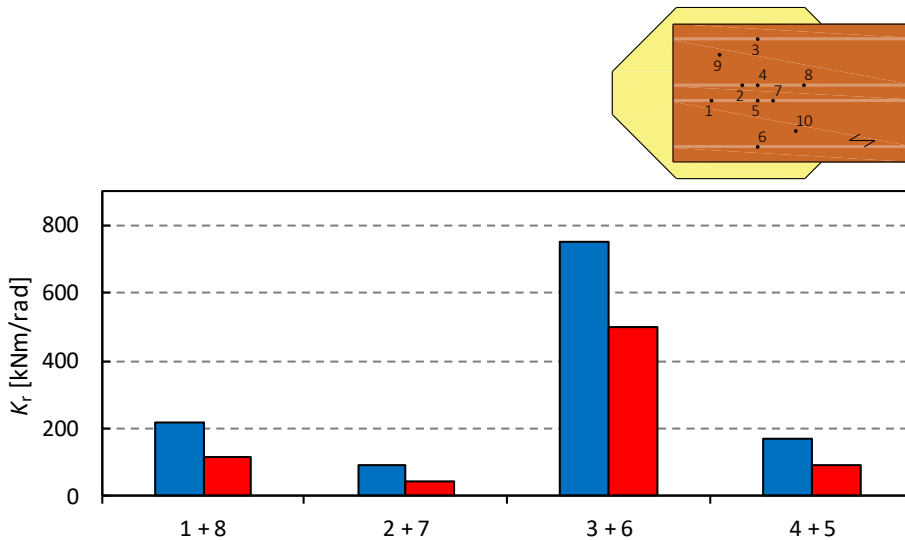


Abbildung 81: Balkendiagramm mittlere Rotationssteifigkeit bei variierten Schraubenpositionen Holz-Holz (blau) – PP-PP (rot)

4.4.6.5 Verbindungen mit Teilgewindeschrauben

In einer einzelnen Versuchsserie wurden anstelle von Vollgewindeschrauben (8 x 240 mm) Teilgewindeschrauben (8 x 250 mm), sogenannte Laschenschrauben, verwendet. Ziel dieser als Stichversuche angelegten Versuchsserie ist es, Druckbeanspruchungen in der Schraube erkennbar zu machen. Dazu wurden die vorgebohrten Löcher in den Seitenhölzern auf den Nenndurchmesser der Schrauben erweitert, um den Kontakt zwischen Schraubenschaft und Holz zu verhindern. Falls eine Druckbeanspruchung auftritt, wäre ein Abheben des Schraubenkopfs vom Seitenholz erkennbar. Die Schrauben werden in den Positionen 3, 4, 5 und 6 angeordnet, da frühere Versuche gezeigt haben, dass ein Spalt zwischen den Bauteilen durch Druckbeanspruchungen insbesondere bei den entlasteten oder lastumgekehrten Schrauben 5 und 6 auftritt. Abbildung 82 zeigt das erwartete Verbindungsverhalten. Während Schrauben 3 und 4 eine zusätzliche Zugbeanspruchung erfahren und ihre Köpfe durch das Seitenholz gezogen werden, bleibt Schraube 5 unverändert in ihrer Ausgangsposition. Schraube 6 hingegen wird durch Druckkräfte deutlich aus dem Seitenholz herausgedrückt. Es ist jedoch wichtig zu beachten, dass diese Effekte nur bei großen Verdrehwinkeln auftreten, die außerhalb des für die Baupraxis relevanten Bereichs liegen. Innerhalb des Auswertebereichs für die Steifigkeitsermittlung stehen alle Schrauben unter Zug.

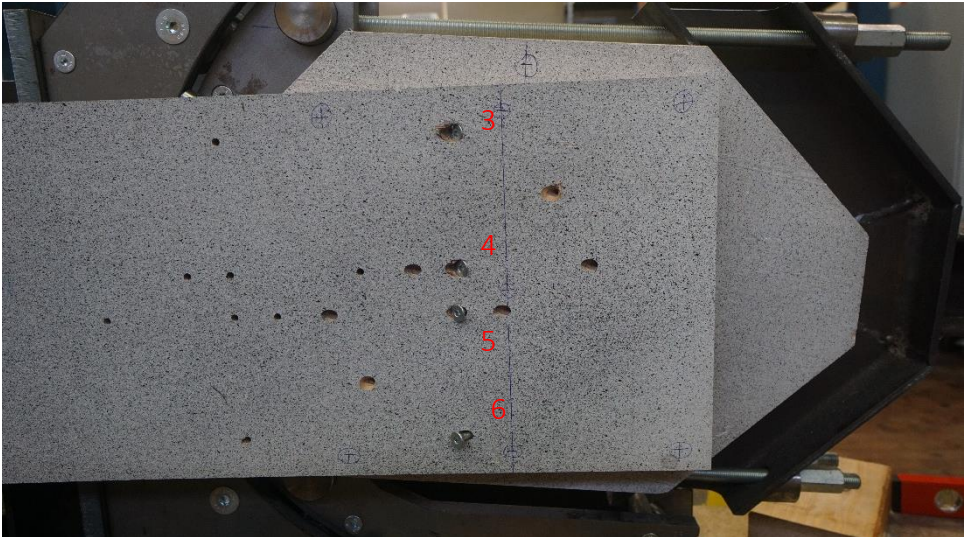


Abbildung 82: Versuch 2.64 mit Teilgewindeschrauben bei maximaler Verdrehung

4.4.6.6 Einfluss des Achs-Scherfugen-Winkels

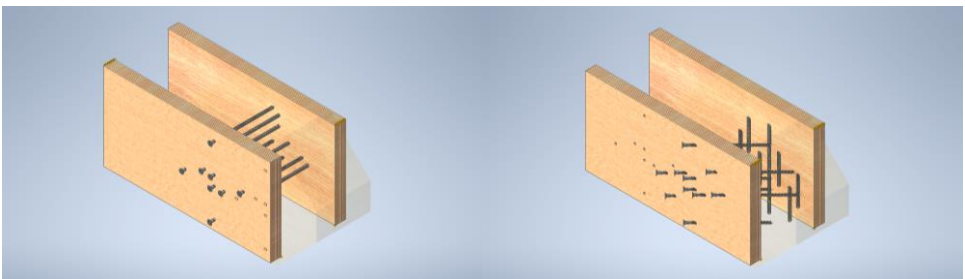


Abbildung 83: Achs-Scherfugen Winkel $\delta = 90^\circ$ (links) und $\delta = 45^\circ$ (rechts)

Der Einbringwinkel der Schrauben hat einen entscheidenden Einfluss auf die Momenten-Verdrehungs-Kurven der Versuche. Dieser Einfluss betrifft sowohl den Kraft-Achs-Winkel γ als auch den Winkel der Schraubenachse zur Scherfuge δ . Beide Winkel stehen gemäß Abschnitt 2.1 in direktem Zusammenhang. Abbildung 83 veranschaulicht die Schraubenpositionen der beiden geometrischen Konfigurationen am semitransparenten 3D-Modell. Die Serien 7 bis 10 und 12 bis 18 ($\delta = 45^\circ$) lassen sich direkt mit den Serien 24 bis 34 ($\delta = 90^\circ$) vergleichen. Bei dieser Gegenüberstellung zeigt sich ein grundlegend unterschiedliches Verformungsverhalten. Schrauben, die einer rein lateralen Beanspruchung ausgesetzt sind ($\delta = 90^\circ$), weisen eine deutliche Anfangsverdrehung ohne signifikante

Lastzunahme auf. Im Gegensatz dazu zeigen Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben ($\delta = 45^\circ$) ein weitgehend linear-elastisches Verhalten. Diese Unterschiede sind exemplarisch in Abbildung 84 dargestellt, die die Momenten-Verdrehungs-Diagramme der Serien 7 ($\delta = 45^\circ$, blau) und 24 ($\delta = 90^\circ$, rot) vergleicht. Das unterschiedliche Verhalten hat erhebliche Auswirkungen auf die Bestimmung der Rotationssteifigkeit. In einigen Fällen kann bei Verbindungen mit rein lateraler Beanspruchung keine Steifigkeit ermittelt werden. Dies liegt daran, dass entweder kein Moment aufgebracht werden kann, ohne sehr große Verdrehungen ($>> 1^\circ$) zu verursachen, oder dass ein lineares Verhalten erst bei größeren Verdrehwinkeln eintritt. Abbildung 85 illustriert beide Fälle. Die Probekörper der Versuche der Serie 32 können im Messbereich kein relevantes Moment aufnehmen. Bei den Versuchen der Serie 28 erfahren die Probekörper eine große Anfangsverdrehung außerhalb des baupraktisch relevanten Bereichs. Erst im Anschluss stellt sich ein linear-elastisches Verhalten ein. Diese Charakteristik erschwert die Quantifizierung des Einflusses des Verbindungsmitteldurchmessers erheblich. Insbesondere Verbindungen mit geringen Abständen zum Drehpunkt und wenigen Verbindungsmitteln liefern oft keine verwertbaren Ergebnisse. Um diese Problematik methodisch zu berücksichtigen, werden Versuche, bei denen aufgrund der großen Anfangsverdrehung keine quantitativ auswertbare Steifigkeit ermittelt werden kann, mit einer experimentellen Rotationssteifigkeit von 0 kNm/rad in die Auswertung einbezogen. Dies spiegelt wider, dass eine Steifigkeit, die sich erst nach einer Anfangsverdrehung von mehreren Grad einstellt, in der baupraktischen Anwendung keine Relevanz besitzt.

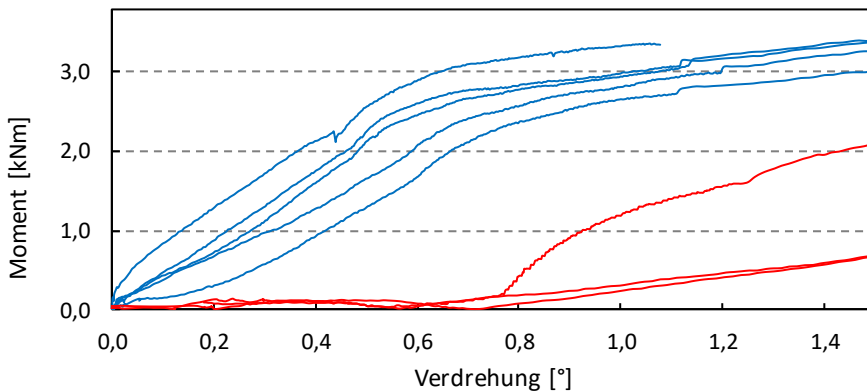


Abbildung 84: Momenten-Verdrehungs-Diagramm $\delta = 45^\circ$ (Serie 7 - blau) – $\delta = 90^\circ$ (Serie 24 – rot)

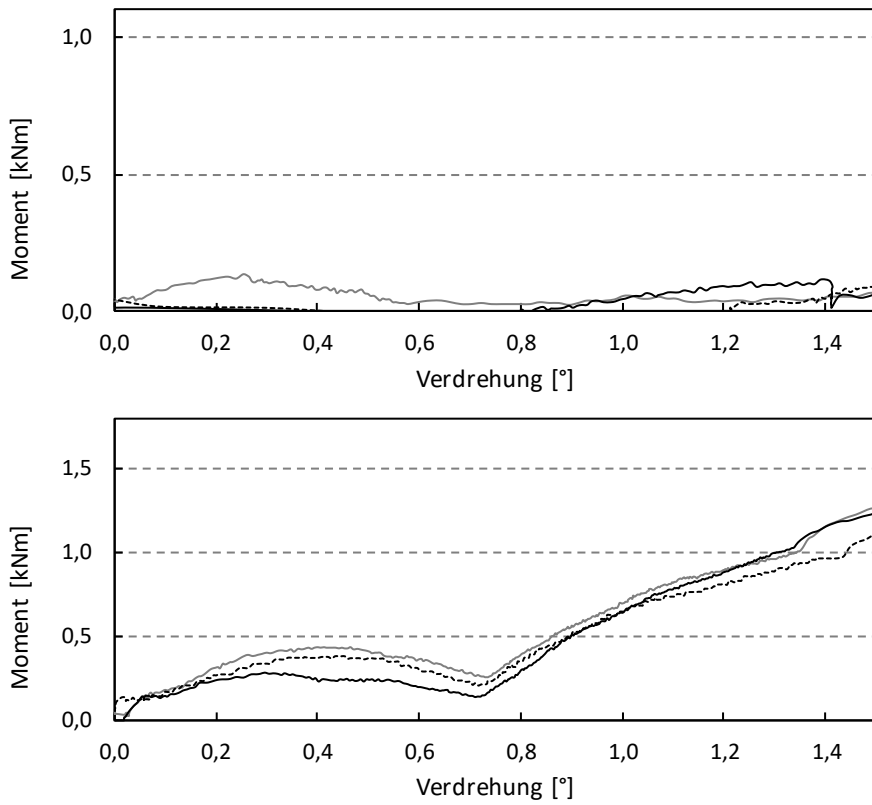


Abbildung 85: Nicht auswertbare Versuche aufgrund fehlenden Moments (Serie 32 – oben) oder zu großer Anfangsverdrehung (Serie 28 – unten)

5 Quantifizierung der Rotationssteifigkeit

Basierend auf den 129 durchgeführten Rotationsversuchen wird eine Formel zur Ermittlung der Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben entwickelt. Dabei fließen sowohl analytische Ansätze als auch statistische Methoden ein, um ein fundiertes und gleichzeitig praktikables Modell zu erstellen.

Im ersten Schritt wird ein Berechnungsansatz auf Grundlage der Literaturrecherche entwickelt. Unter Berücksichtigung geometrischer Randbedingungen sowie der Berechnungsansätze zur lateralen und axialen Steifigkeit werden aus der Vielzahl möglicher Ansätze 14 potenzielle Berechnungsmodelle ausgewählt. Diese Berechnungsmodelle ermöglichen es, die zentralen Einflussfaktoren wie Schraubenanordnung, Einbringwinkel, Schraubendurchmesser sowie die Material- und Systemeigenschaften der Hölzer zu berücksichtigen. Zusätzliche Parameter wie die flächige Reibung und die Reihenfolge der Belastung werden separat untersucht.

Anschließend werden die experimentellen Daten systematisch ausgewertet. Hierzu wird die Rotationssteifigkeit in Anlehnung an die EN 26891:1991-07 [17] zwischen 10 % und 40 % des maximalen Moments bis zu einer Gesamtverdrehung von 1° ermittelt. Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung mit den theoretischen Berechnungsmodellen verglichen, um deren Validität zu überprüfen. Besondere mechanische Effekte, die in den Versuchen beobachtet wurden, werden zusätzlich beschrieben, bevor eine vergleichende statistische Analyse durchgeführt wird.

Abschließend wird die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die praktische Anwendung in Fachwerkkonstruktionen diskutiert. Dabei werden das Gesamtsystem, die angeschlossenen Bauteile und die einzelnen Verbindungsmittel im Detail betrachtet. Ziel ist es, unter Berücksichtigung von Robustheit, mechanischer Konsistenz und Zuverlässigkeit eine klare Empfehlung für ein möglichst nachvollziehbares und praxistaugliches Rechenmodell auszusprechen.

5.1 Analyse und Auswahl von Berechnungsmodellen

In Abschnitt 2 wurden die bestehenden Berechnungsansätze für einzelne Verbindungsmittel und die Rotationssteifigkeit von Verbindungen umfassend analysiert. Diese Ansätze dienen als Grundlage für die Entwicklung einer angepassten Formel zur Bestimmung der Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln. Einige Formeln haben sich als überholt erwiesen oder wurden durch neue Erkenntnisse ergänzt, sodass nicht alle Ansätze in die weitere Untersuchung einbezogen werden. Stattdessen werden relevante Berechnungsansätze gezielt ausgewählt und kombiniert, um den Untersuchungsumfang sinnvoll einzugrenzen.

Für die laterale Steifigkeit werden die Berechnungsformeln gemäß EN 1995-1-1:2010-12, prEN 1995-1-1:2023-10, prEN 1995-1-1:2024-09 und SIA 265:2012 (Abschnitt 2.2.2 bis 2.2.4) sowie nach [33] (Abschnitt 2.3.2) betrachtet. Ansätze, die auf Bettungsmoduln basieren, werden aufgrund des teilweise recht geringen Probenumfangs nicht berücksichtigt. Der Ansatz aus [9] (vgl. Abschnitt 2.5.4) bleibt unberücksichtigt, da dieser speziell für Lasten rechtwinklig zur Scherfuge hergeleitet und experimentell überprüft wurde.

Für die axiale Steifigkeit werden mehr Ansätze berücksichtigt. Zunächst wird, um den aktuellen Stand der Technik abzubilden, der Berechnungsansatz nach Zulassung der verwendeten Schrauben betrachtet (ETA 011/0190 [6]). Darüber hinaus werden die durch Regressionsanalysen auf Basis von Versuchsergebnissen hergeleiteten Formeln aus [8] (vgl. Abschnitt 2.4.4) sowie aus [14] (vgl. Abschnitt 2.4.5) betrachtet. Unberücksichtigt bleiben die durch Regressionsanalysen hergeleitete Formel aus [11], da diese als überholt gilt, die Formel aus [42] wegen der Beschränkung auf größere Nenndurchmesser und die Formel aus [43] aufgrund des kleinen Probenumfangs. Zuletzt werden beide Berechnungsformeln aus prEN 1995-1-1:2023-10 und prEN 1995-1-1:2024-09, die auf den Ergebnissen aus [29] und [8] beruhen, berücksichtigt.

Die Umrechnung der Steifigkeiten in die Projektionsebene der Scherfuge erfolgt sowohl rein geometrisch als auch mit dem die Steifigkeitsverhältnisse und Reibung berücksichtigenden Ansatz aus [12] (vgl. Abschnitt 2.5.1). Darüber hinaus wird der Berechnungsansatz aus [16] (vgl. Abschnitt 2.5.3) miteinbezogen, der die Umrechnung in die Scherfugenebene bereits berücksichtigt. Die Steifigkeit der Teilgewindeschrauben in den Seitenhölzern wird nicht nach der Formel nach prEN 1995-1-1:2024-09 ermittelt. In den Zugscherversuchen in Abschnitt 4.3 wurde gezeigt, dass die Verschiebung von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Teilgewindeschrauben weit vor einer zulässigen Verformung von 15 mm eintritt. Die Steifigkeit wird daher mit der Formel nach prEN 1995-1-1:2024-09 deutlich unterschätzt. Grund hierfür ist, dass in dieser Formel ein linear-elastisches Verhalten bis zu einer Höchstlast, die bei 15 mm Verformung auftritt, angenommen wird. Um Verzerrungen der Berechnungsmodelle durch ein unrealistisches Verformungs-

verhalten zu vermeiden, werden Steifigkeiten, die auf realen Versuchsergebnissen basieren, berücksichtigt. Hierzu werden die Rohdaten aus axialen Durchziehversuchen von [34] neu ausgewertet. Die mittlere Steifigkeit $K_{ax,1,mean}$ dieser Versuche ist in Tabelle 14 der rechnerischen Steifigkeit K_{ax} nach prEN 1995-1-1:2024-09 gegenübergestellt. Die mittlere, experimentelle Steifigkeit fällt um Faktor 17 höher aus als die rechnerische Steifigkeit nach prEN 1995-1-1:2024-09.

Tabelle 14: Rechnerische Steifigkeit des Schraubenkopfs einer Teilgewindeschraube

Ansatz	Axiale Steifigkeit
Experimentelle Ergebnisse [34]	$K_{ax,1,mean} = 24,8 \frac{kN}{mm}$
prEN 1995-1-1:2024-09	$K_{ax} = \frac{F_{pull,k}}{15 \text{ mm}} = \frac{21,5 \text{ kN}}{15 \text{ mm}} = 1,43 \frac{kN}{mm}$

Die Berechnung der Rotationssteifigkeit erfolgt nach dem konventionellen Ansatz mithilfe der Verbindungsmittelabstände vom Drehpunkt, wobei eine richtungsabhängige Betrachtung nach Formel (5-1) für laterale und axiale Steifigkeit vorgenommen wird. Die Herleitung dieser richtungsabhängigen Formel findet sich in Anhang F.

$$K_r = \sum_{i=1}^n K_{lat,i} * x_i^2 + \sum_{i=1}^n K_{s,ax,i} * y_i^2 \text{ [kNm/rad]} \quad (5-1)$$

Als Plausibilitätskontrolle erfolgt eine Überprüfung mit dem Additionstheorem. Demnach können Steifigkeiten aufaddiert werden. Wenn die Formel zutrifft, muss beispielsweise die Steifigkeit einer Verbindung mit Schraubenpositionen 3 und 6 und eine Verbindung mit Schraubenpositionen 4 und 5 in Summe dieselbe Steifigkeit aufweisen wie eine Verbindung mit 4 Schrauben je Seite auf den Positionen 3 bis 6. Dieses Additionstheorem wird im Folgenden überprüft. Hierzu können die Serien 1 bis 6 herangezogen werden. Die Zugkraft je Schraube wurde konstant gehalten, indem bei doppelter Schraubenanzahl auch die Zugkraft verdoppelt wurde. In Tabelle 15 sind die mittleren Rotationssteifigkeiten gegenübergestellt. Die Addition der Steifigkeiten ist möglich. Je nach Geometrie liegt die Abweichung bei etwa $\pm 16 \%$. Angesichts der hohen Streuungen allgemein bei Steifigkeiten und des geringen Versuchsumfangs von nur vier bis fünf Versuchen je Serie ist diese Abweichung als gering einzustufen.

Tabelle 15: Vergleich mittlere Rotationssteifigkeiten

Serien	1	2	5	3	4	6
Schraubenposition	1 + 8	2 + 7	1 + 2 + 7 + 8	3 + 6	4 + 5	3 + 4 + 5 + 6
$K_{r,mean}$	221	100	384	570	160	628
Summe $K_{r,mean}$	321			730		
Veränderung [%]		-16,5 %			+ 16,2 %	

Wie in [22] gezeigt wurde, kann die Biegung und Schubverzerrung der Holzbauteile aufgrund des geringen quantitativen Einflusses vernachlässigt werden. Dieser Berechnungsansatz erweist sich jedoch im Weiteren für die angestellten Untersuchungen als ungeeignet, da rechnerisch die Steifigkeit sobald alle Verbindungsmittel sich in einer Reihe befinden oder alle Verbindungsmittel in der gleichen Höhe liegen und dadurch entweder der y- oder der x-Anteil zu Null werden die Gesamtsteifigkeit auch zu Null wird. Verdeutlicht wird dies beim Vergleich beider Berechnungsansätze in Abbildung 86. Beide Berechnungsansätze sind hier für normierte Steifigkeiten gegenübergestellt. Während der mechanische Ansatz einen linearen Zusammenhang zwischen den Abstandsquadraten und der Rotationssteifigkeit herstellt, wird im Ansatz aus [22] die Steifigkeit je weiter die Verbindung eine deutliche Richtungsabhängigkeit aufweist abgemindert bis die Steifigkeit rechnerisch zu 0 gesetzt wird.

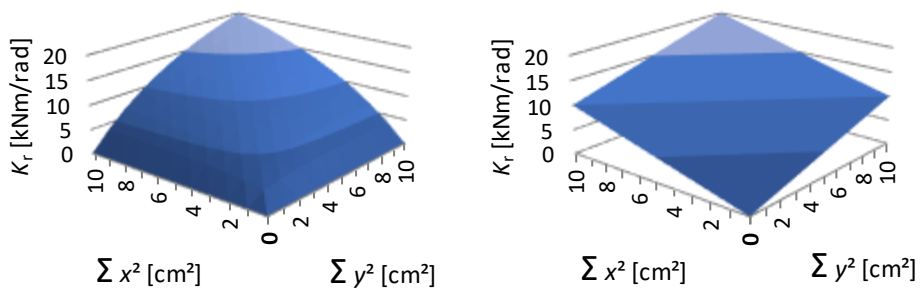


Abbildung 86: Vergleich Berechnungsansätze K_r : nach [22] (links) – Polares Moment (rechts)

Unter Einbeziehung der zuvor genannten fünf lateralen, sechs axialen und zwei Umrechnungsformeln sowie eines Ansatzes für die Verbindungsmittelanordnung ergeben sich 65 potenzielle Berechnungsansätze, von denen jedoch nur 14 für die Validierung ausgewählt

wurden. Einige Ansätze können ausgeschlossen werden, da sie zu keinen realistischen Ergebnissen führen, oder weil in sich geschlossene Ansätze nicht ohne Weiteres untereinander modifiziert oder davon Teile ausgetauscht werden können. Die 14 Ansätze decken die wichtigsten Parameter ab und sind in Tabelle 16 dargestellt. Die ausgewählten Berechnungsansätze lassen sich in fünf Gruppen gliedern: Stand der Technik und Normung (Ansätze 1 – 3), angepasste Formeln zur axialen Steifigkeit (4 – 7), direkte Berücksichtigung der projizierten axialen Steifigkeit (8 – 9), Kombinationen aus axialer und lateraler Steifigkeit (10 – 12) und Entwürfe für überarbeitete Normen (13 – 14).

Tabelle 16: Berechnungsansätze

Ansatz	K_{lat}	K_{ax}	$K_{s,ax}$
1	$K_{lat} = \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = (25; 30) * d * l_{ef}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
2	$K_{lat} = \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 40 * d * l_{ef}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
3	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 40 * d * l_{ef}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
4	$K_{lat} = \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 77,6 * \rho^{0.75} * d^{-0.7} * l_{ef}^{0.4}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
5	$K_{lat} = \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
6	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
7	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 3 * \rho_k^{0.5} * (1,1 * d_1)^{1.7}$ $K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * (1,1 * d_1)^{1.7}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
8	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	--	$K_{s,ax} = \frac{dd * \phi^{cc}}{\frac{1}{\rho_1^{aa} * l_1^{bb}} + \frac{1}{\rho_2^{aa} * l_2^{bb}}}$
9	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 3 * \rho_k^{0.5} * (1,1 * d_1)^{1.7}$ $K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * (1,1 * d_1)^{1.7}$	--	$K_{s,ax} = \frac{dd * \phi^{cc}}{\frac{1}{\rho_1^{aa} * l_1^{bb}} + \frac{1}{\rho_2^{aa} * l_2^{bb}}}$
10	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * \frac{\rho_m^{1.5} * d}{23}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
11	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 3 * \rho_k^{0.5} * (1,1 * d_1)^{1.7}$ $K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * (1,1 * d_1)^{1.7}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
12	$K_{lat} = \frac{11 * \rho_m^{0.25} * d^{1.9}}{(\sin \alpha)^{1.9} + 0,5 * (\cos \alpha)^{1.9}}$	$K_{ax} = 0,48 * d^{0.4} * l_{ef}^{0.4} * \rho^{0.3}$	$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
13	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * (0,7 * d)^{1.7} * \left(\frac{\rho_k}{420}\right)^{1.1}$	$K_{ax} = 160 * d^{0.9} * l_{ef}^{0.6} * \left(\frac{\rho_{mean}}{420}\right)^{0.85}$	$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$
14	$K_{lat} = \left(1 - \frac{1}{2} * \frac{\alpha}{90^\circ}\right) * 60 * d_1^{1.7} * \left(\frac{\rho_k}{420}\right)^{1.1}$	$K_{ax} = 2 * d^{0.6} * l_{ef}^{0.6} * \rho_{mean}^{0.9}$	$K_{s,ax} = K_{lat} * \sin \delta * (\sin \delta - \mu * \cos \delta) + K_{ax} * \cos \delta * (\cos \delta + \mu * \sin \delta)$

5.2 Einfluss der Belastungsreihenfolge

Die Auswertung der Versuche im Abschnitt 4.4.6.3 macht deutlich, dass die Reihenfolge der Lastaufbringung direkt die Steifigkeit der Verbindung beeinflusst. Zugkräfte erzeugen aufgrund geometrischer Zwänge in der Verbindung eine Querdrukkräft in der Scherfuge. Wird die Zugkraft vor dem Moment aufgebracht und konstant gehalten, entsteht eine quer zur Scherfuge wirkende Druckkomponente, die wie eine „Vorspannung“ wirkt. Ihr Einfluss auf das Last-Verformungs-Verhalten wird auch bei entsprechenden Auswertungen der Rotationssteifigkeiten deutlich. Abbildung 87 illustriert die nach EN 26891:1991-07 zwischen 10 % und 40 % der Höchstlast ermittelten Steifigkeiten. Die blauen Balken zeigen die Ergebnisse für simultane Lastaufbringung (Serien 7 – 10, 12, 13), während die roten Balken die progressiven Versuche (Serien 1 – 6) abbilden, bei denen zuerst die Zugkraft und anschließend das Moment aufgebracht wurden. Die mittleren Steifigkeiten steigen signifikant, um 55 % bis 357 %, entsprechend 223 kNm/rad bis 719 kNm/rad, an.

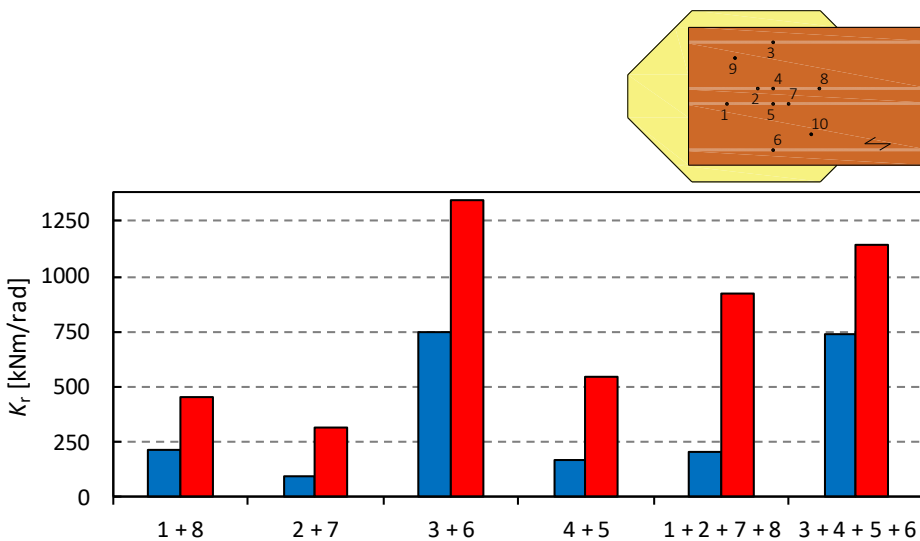


Abbildung 87: Mittelwerte der Steifigkeit über alle Schraubenpositionen bei simultaner (blau) und progressiver Lastaufbringung (rot)

Aus den Versuchen wird deutlich, dass die Verbindungen bei progressiver Belastung Momente aufnehmen können, ohne Verdrehung zu erfahren. Dieses Moment wird in Anlehnung an die Grenzgleitkraft nach [49] als Grenzgleitmoment bezeichnet und sowohl analytisch als auch experimentell bestimmt. Die experimentelle Bestimmung orientiert sich an den historischen Verschiebungswerten aus dem Stahlbau von 0,15 mm. Auf Basis

dieser Verschiebung und des Abstands der Verbindungsmittel zum Drehpunkt ergibt sich trigonometrisch eine zulässige Verdrehung von $0,07^\circ$, was an den äußersten Positionen der Verbindungsmittel 0,15 mm Verschiebung entspricht. In Abbildung 88 sind für alle Schraubenpositionen (Serien 1 bis 6) die experimentell ermittelten Grenzgleitmomente (rot) den analytisch ermittelten Werten (blau) nach Formel (3-7) gegenübergestellt. Die Mittelwerte (Balken) des experimentellen Grenzgleitmoments treffen die analytischen Werte weitgehend, jedoch weisen die Einzelwerte (Punkte) teils große Streuungen auf.

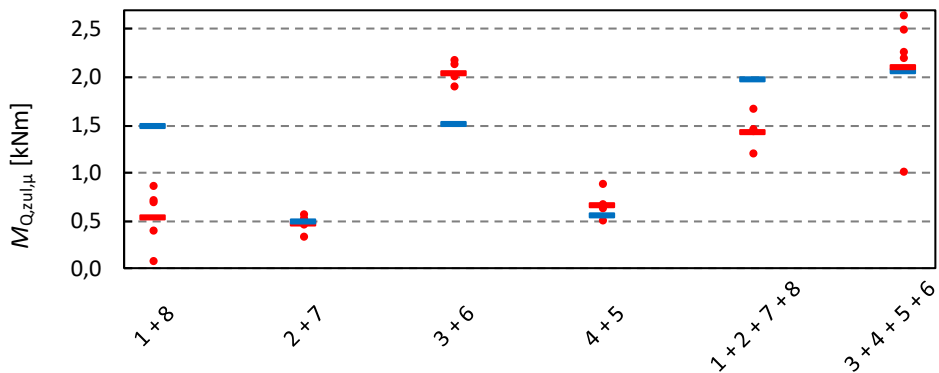


Abbildung 88: Grenzgleitmoment der Serie 1 bis 6 - experimentell (rot) und analytisch (blau)

Sowohl die experimentelle Ermittlung als auch die analytische Berechnungsformel stellen Näherungen des realen mechanischen Verhaltens dar. Die hier genutzte maximale Verschiebung, die eine gleitfeste Verbindung definiert, basiert auf historischen Werten und müsste zukünftig durch Versuche, beispielsweise unter biaxialer Belastung (vgl. Abschnitt 4.2.1 - Abbildung 37) überprüft werden. Die daraus resultierende Verdrehung von $0,07^\circ$ scheint für diese Untersuchung geeignet, um die Ergebnisse nicht durch kleinere Messungenauigkeiten oder Anfangsverdrehungen zu verfälschen. Eine detaillierte Überprüfung wurde jedoch nicht durchgeführt. Es bleibt zu beachten, dass die Wahl des Winkels die berechnete Steifigkeit direkt beeinflusst und bei anderen Verbindungsgrößen angepasst werden muss.

Auch die analytische Berechnungsformel weist Einschränkungen auf. Die flächige Anpresskraft wird auf eine Punktlast vereinfacht. Für die Ermittlung einer Grenzgleitkraft ist diese Vereinfachung zulässig. In die Ermittlung eines Grenzgleitmoments gehen darüber hinaus jedoch auch die Hebelarme zum Drehpunkt mit ein. Auch bei Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln ist dies somit hinreichend genau, da sich die Hebelarme über den Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe ermitteln lassen. Bei Verbindungen mit nur einem Verbindungsmittel entfällt hingegen der Hebelarm, wodurch das Moment immer

Null wäre. In der Holzbaupraxis ist diese Einschränkung jedoch unkritisch, da Verbindungen nach Norm mit mehreren Verbindungsmitteln ausgeführt werden. Zuletzt ermöglicht die analytische Auswertung auch keine Berücksichtigung der teils großen Streuung der Versuchswerte. In einer weiteren Auswertung werden deshalb die experimentell ermittelten Werte berücksichtigt.

Unter Berücksichtigung dieses Grenzgleitmoments können die Versuchswerte erneut ausgewertet werden. Dabei wird das anfängliche Haften rechnerisch eliminiert. Abbildung 89 zeigt die modifizierten Steifigkeiten nach Abzug des experimentell bestimmten Grenzgleitmoments. Die Abweichungen der Steifigkeiten liegen nun zwischen -24 % und +7 %. Lediglich die Versuche mit den Schraubenpositionen 1 + 2 + 7 + 8 (Serien 5 und 12) zeigen noch größere Abweichungen von 183 kNm/rad. Im Mittel ergibt sich bei progressiver Belastung eine Abweichung von nur +2 %. Dies belegt die prinzipielle Möglichkeit einer experimentellen und rechnerischen Berücksichtigung.

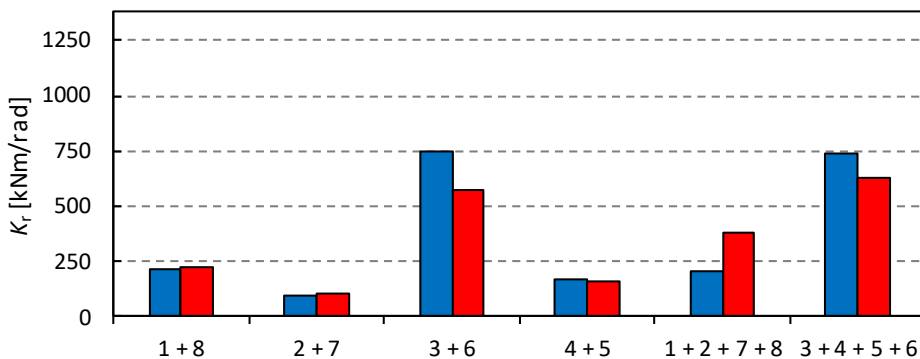


Abbildung 89: Modifizierte Mittelwerte der Steifigkeit über alle Schraubenpositionen bei simultaner (blau) und progressiver Lastaufbringung (rot)

Eine tiefer ins Detail gehende Untersuchung des Einflusses der Lastaufbringungsreihenfolge erfolgt an dieser Stelle nicht. Der beobachtete Effekt ist vor allem für Versuchsaufbauten und Laborprüfungen relevant. In realen Bauwerken wirken Moment und Normalkraft meist zeitgleich, da die Momente infolge von Nebenspannungen und Verdrehungen linear von der Normalkraft abhängen. Sonderfälle wie (teilweise) eingespannte Stützen mit Normalkräften aus Eigengewicht und unabhängigen Momenten durch Horizontallasten (z. B. Wind) bilden hier Ausnahmen.

5.3 Spannungsverteilung unter geneigten Schrauben



Abbildung 90: Farbanhaftung an Seitenholz

Die Reibung zwischen den Bauteilen stellt einen flächigen Effekt dar. Dies wird in den Versuchen durch den Farbabrieb in den Scherfugen deutlich, wie in Abbildung 90 zu erkennen ist. Der Farbabrieb zeigt, wo ein Kontakt zwischen den Bauteilen stattfindet und tritt nicht nur punktuell, sondern auch flächig auf. Teilweise beschränkt sich der Abrieb auf einen kleinen ovalen Bereich um die Schraubenposition, während er in anderen Fällen eine deutlich größere Fläche einnimmt. Bei der Betrachtung translatorischer Steifigkeiten ist die flächige Ausbreitung des querdruckbeanspruchten Bereichs, ähnlich wie im Abschnitt zuvor bei der Vorspannung, weniger relevant. Für die Bemessung der Querdrucktragfähigkeit von Verbindungen ist sie jedoch von Bedeutung [24]. Bestehende Rechenmodelle weisen die durch Reibung übertragene Kraft und damit ihren Beitrag zur Steifigkeit ausschließlich der einzelnen Schraube zu. Dabei werden lediglich punktuelle Kräfte, nicht jedoch flächige Spannungen berücksichtigt. Um den tatsächlichen Abstand zum Drehpunkt der Verbindung und die unter Querdruck belasteten Flächen quantitativ zu erfassen, ist eine Analyse der Lastverteilung unter den geneigt eingebrachten Schrauben erforderlich. Abbildung 91 verdeutlicht schematisch die Spannungsverteilung unter einer zugbeanspruchten Schraube. Die dreidimensionale Verteilung ist hier auf eine zweidimensionale Darstellung reduziert, wobei zwei mögliche Ausbreitungsformen der Spannungen dargestellt werden. Die genaue Form und die Geometrie der Spannungsausbreitung hängen von zahlreichen Faktoren ab. Wesentliche Einflussgrößen sind die Biegesteifigkeit des Holzes in Faserrichtung und quer zur Faser, die axiale Steifigkeit und Biegesteifigkeit der Verbindungsmittel im Holz und auch der Systemeffekt der Reibung. Die Form des Abriebs an den Oberflächen der Prüfkörper kann ein Anhaltspunkt für die Spannungsausbreitung sein. Es

ist jedoch zu berücksichtigen, dass diese Beobachtungen möglicherweise auch erst bei großen Verdrehwinkeln und entsprechend nichtlinearen Beanspruchungen auftreten. Darüber hinaus können weitere mechanische Effekte die Verteilung beeinflussen oder überlagern. Beispiele hierfür sind Unregelmäßigkeiten in den Holzoberflächen (z. B. Unebenheiten vom Hobelprozess), die Vorspannung der Schrauben oder minimale Schrägstellungen der Bauteile.

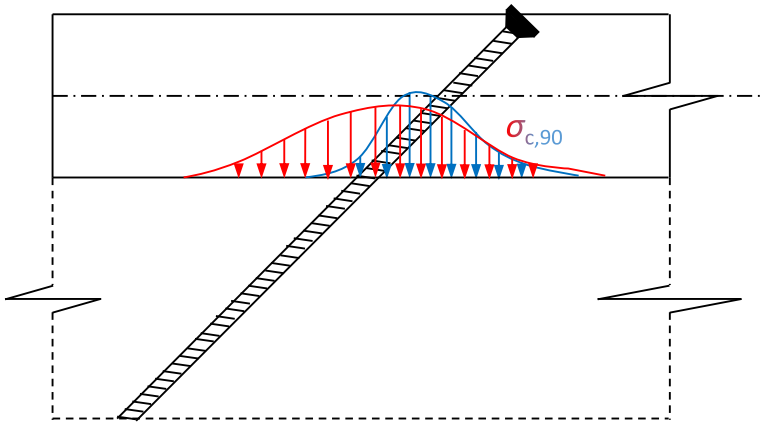


Abbildung 91: Mögliche Spannungsverteilungen unter einer geneigt eingebrachten Schraube

Die Ausbreitungsflächen der Spannungen können in einem Beam-on-Foundation-Modell nachgebildet werden. Dabei lassen sich Effekte wie die Biegesteifigkeit der Bauteile und die elastische Bettung durch die Quer-E-Moduln der Holzbauteile numerisch abbilden. Andere mechanische Einflüsse sind schwer zu quantifizieren. Dennoch ermöglicht dieses Modell, den komplexen zwei- oder dreidimensionalen Fall einer geneigten Schraube auf ein eindimensionales Modell eines elastisch gebetteten Stabs wie in Abbildung 92 zu reduzieren.

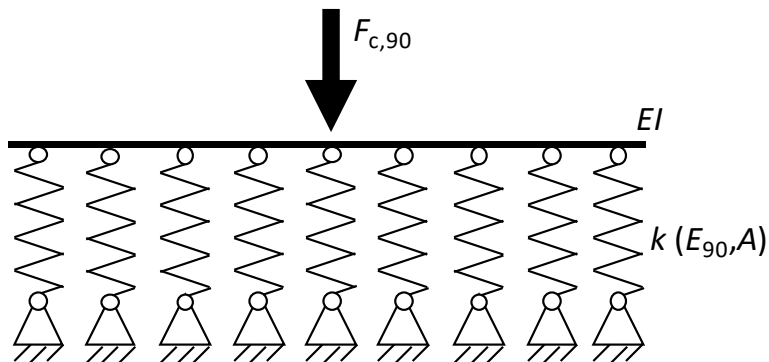


Abbildung 92: Beam-on-Foundation Modell

5.4 Diskussion der Berechnungsmodelle

Die 14 ausgewählten Berechnungsmodelle werden im Folgenden systematisch mit den Versuchsergebnissen verglichen. Jedes Berechnungsmodell wird den Versuchswerten grafisch gegenübergestellt. Punkte, die auf der Ursprungsgeraden liegen, stimmen exakt mit den Versuchsergebnissen überein. Werte oberhalb der Ursprungsgeraden zeigen, dass das Berechnungsmodell die Versuchsergebnisse überschätzt, während Werte unterhalb der Ursprungsgeraden eine Unterschätzung der Versuchsergebnisse darstellen. Berücksichtigt werden alle Versuchsergebnisse. Bei den Versuchen mit progressiver Lastaufbringung wird die Steifigkeit im Bereich oberhalb des Grenzgleitmoments (vgl. Abschnitt 5.2) betrachtet.

Zunächst erfolgt eine separate Analyse für Schrauben mit unterschiedlichen Einbringwinkeln zur Scherfuge. Geneigt eingebrachte Schrauben ($\delta = 45^\circ$) sind in Rot dargestellt und rechtwinklig eingebrachte Schrauben ($\delta = 90^\circ$) in Blau. Anschließend wird eine umfassende Vergleichsanalyse über alle Versuche hinweg durchgeführt.

Als mathematische Kriterien für die Güte der erklärenden Berechnungsmodelle dienen das Bestimmtheitsmaß R^2 sowie der Quotient der Mittelwerte aus berechneten und experimentellen Werten aller Versuche.

5.4.1 Stand der Technik und Normung

Die Berechnungsansätze 1 bis 3 basieren auf der aktuell gültigen Normung und Zulassungen. Die Umrechnung der axialen Steifigkeit in eine projizierte Steifigkeit in Scherfugenebene erfolgt rein geometrisch.

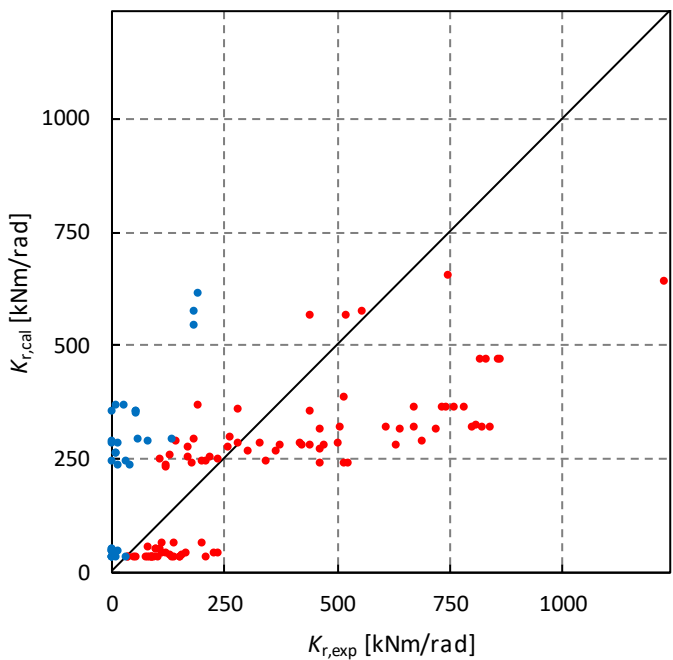


Abbildung 93: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 1

Tabelle 17: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 1

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,620	0,65
Einbringwinkel 90°	0,551	6,42
Alle Versuche	0,367	0,85

Berechnungsansatz 1, dargestellt in Abbildung 93, repräsentiert den aktuellen Stand von Technik und Normung. Die laterale Steifigkeit wird entsprechend der EN 1995-1-1:2010-12 berechnet, ohne Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels α . Die axiale Steifigkeit ergibt sich

aus der Zulassung der verwendeten Schrauben. Die resultierende Steifigkeit in der Scherfugebene wird geometrisch anhand des Winkels zwischen Schraubenachse und Scherfuge und der axialen Steifigkeit unter Einbeziehung des Reibungskoeffizienten ermittelt.

Dieser Ansatz spiegelt die Versuchsergebnisse jedoch nur unzureichend wider. Im Diagramm sind zwei horizontal separierte Gruppen erkennbar, die sich aus Verbindungen mit kleinen und großen Abständen der Verbindungsmittel zum Drehpunkt ergeben. Die laterale Steifigkeit wird deutlich überschätzt, erkennbar am sehr hohen Quotienten bei den Versuchen mit 90° Einbringwinkel in Tabelle 17. Die axiale Steifigkeit hingegen wird tendenziell unterschätzt, erkennbar am niedrigen Quotienten der Versuche mit 45° Einbringwinkel. Die axiale Steifigkeit berücksichtigt außerdem nur die Einbindelänge und den Nenndurchmesser der Schrauben. Die Rohdichte geht nur indirekt über den Vorfaktor, der zwischen Nadel- und Laubholz unterscheidet, ein. Die rechnerische Steifigkeit in lateraler, wie in projizierter axialer Richtung ist quantitativ auf demselben Niveau. Daher liegen Verbindungen mit lateral und mit axial beanspruchten Verbindungsmitteln bei rechnerisch sehr ähnlichen Steifigkeiten. Dies spiegelt die realen Versuchsergebnisse nur eingeschränkt wider. Diese Betrachtung greift insbesondere dadurch, dass das Bu-LVL eine deutlich höhere Rohdichte als andere Laubhölzer aufweist, zu kurz. Dieser bestehende Berechnungsansatz ist daher nur sehr eingeschränkt anwendbar. Für Verbindungen mit geeignet eingebrachten Verbindungsmitteln ist mit diesem Berechnungsansatz keine realistische Abschätzung möglich.

Berechnungsansatz 2 erweitert den ersten Ansatz, indem der Vorfaktor zur Berechnung der axialen Steifigkeit erhöht wird. Dadurch liegen die berechneten Werte für Verbindungen mit 45° Einbringwinkel höher und somit näher an den Versuchsergebnissen, wie in Abbildung 94 deutlich wird. Mit einem mittleren Quotienten von 0,99 werden die Steifigkeitswerte insgesamt gut getroffen. Dennoch werden Versuche mit 45° Einbringwinkel weiterhin unterschätzt. Für Versuche mit 90° Einbringwinkel bleibt die Formel unverändert, wodurch weiterhin eine deutliche Überschätzung der lateralen Steifigkeiten auftritt. Dadurch zeigt sich zumindest tendenziell eine Berücksichtigung der höheren axialen Steifigkeiten, jedoch liegen viele Verbindungen mit lateral und axial beanspruchten Verbindungsmitteln weiter auf demselben Niveau. Wie in Tabelle 18 deutlich wird, steigt das Bestimmtheitsmaß der Versuche mit 45° Einbringwinkel und entsprechend auch das aller Versuche. Für eine realistische Abschätzung ist aber auch dieser Ansatz nur sehr eingeschränkt geeignet. Insbesondere die lateralen Steifigkeiten werden zu hoch abgeschätzt.

Berechnungsansatz 3 ergänzt Ansatz 2 um die Berücksichtigung des Kraft-Faser-Winkels α bei der Ermittlung der lateralen Steifigkeit. Dieser wird unter 90° zur Faser gegenüber 0° halbiert. Zwischenwerte werden linear interpoliert. Diese Modifikation wirkt sich auf alle Versuche aus. Die lateralen Steifigkeiten werden weniger überschätzt, was insbesondere bei Verbindungen mit 90° Einbringwinkel die Rotationssteifigkeit reduziert. Zwar steigt das Bestimmtheitsmaß der Versuche mit Einbringwinkel 45°. Wie in Abbildung 95 und Tabelle 19

deutlich wird, werden nun aber diese Versuche noch deutlicher unterschätzt. Dadurch sinkt das Bestimmtheitsmaß über alle Versuche.

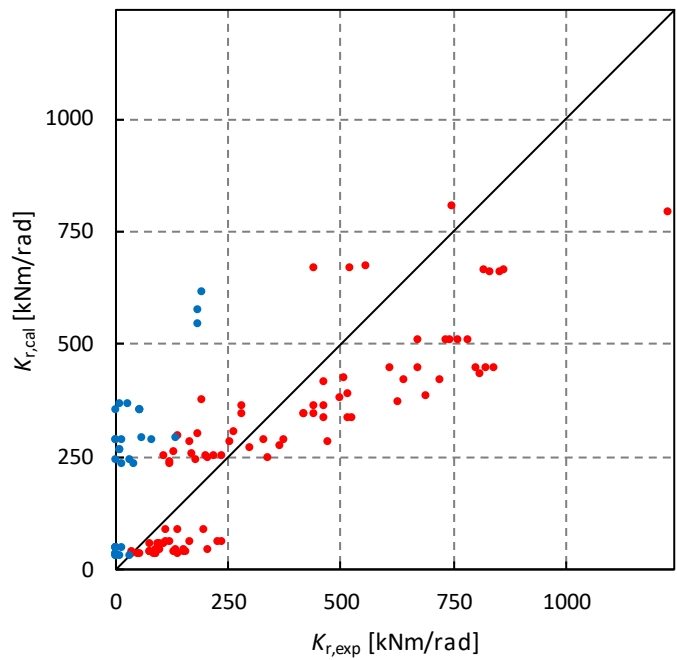


Abbildung 94: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 2

Tabelle 18: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 2

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,766	0,79
Einbringwinkel 90°	0,551	6,42
Alle Versuche	0,569	0,99

Die Berechnungsansätze 1 bis 3 liefern insgesamt nur begrenzte Übereinstimmungen mit den experimentellen Ergebnissen. Während die axialen Steifigkeiten im Mittel unterschätzt werden, werden die lateralen Steifigkeiten überschätzt. Die folgenden Berechnungsansätze beinhalten deshalb grundlegend verschiedene Ansätze zur Ermittlung der axialen Steifigkeiten.

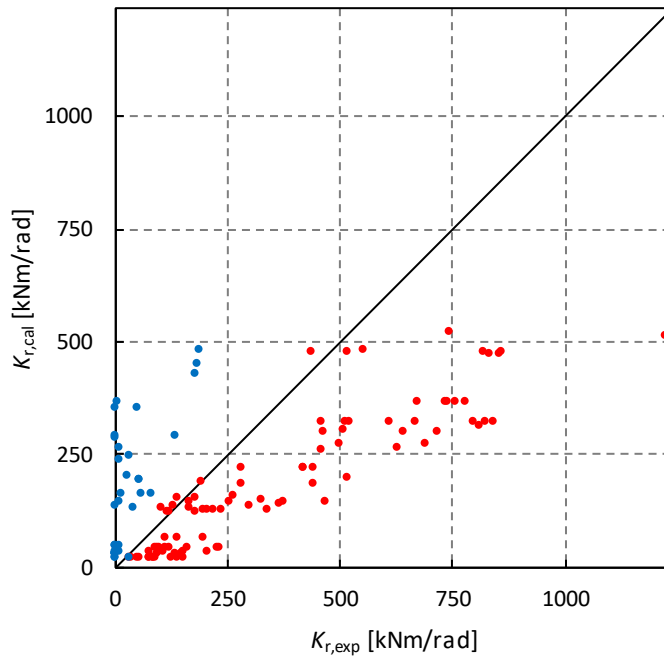


Abbildung 95: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 3

Tabelle 19: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 3

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,814	0,52
Einbringwinkel 90°	0,448	5,02
Alle Versuche	0,502	0,68

5.4.2 Berücksichtigung einer angepassten axialen Steifigkeit

Das Berechnungsmodell der Zulassung unterschätzt die axialen Steifigkeiten der Schrauben teilweise erheblich. Daher werden in den Berechnungsansätzen 4 bis 7 angepasste Modelle zur Ermittlung der axialen Steifigkeit berücksichtigt, wobei nun die Rohdichte als Parameter direkt einfließt. Die Umrechnung der axialen Steifigkeit in eine projizierte Steifigkeit in Scherfugenebene erfolgt wie zuvor rein geometrisch über Winkelfunktionen. Berechnungsansatz 4 beinhaltet den Ansatz zur Ermittlung der axialen Steifigkeiten nach [14]. Wie in Abbildung 96 ersichtlich, führt dieser Ansatz jedoch zu einer noch deutlicheren Unterschätzung der axialen Steifigkeit. Die Versuchsergebnisse mit einem Einbringwinkel von 90° werden weiterhin überschätzt, während die Ergebnisse mit 45° Einbringwinkel nahezu durchgängig unterschätzt werden. Die berechnete axiale Steifigkeit ist derart gering, dass sich eine umgekehrte Linearität zwischen den experimentellen Ergebnissen und den berechneten Werten zeigt: Verbindungen mit 90° Einbringwinkel weisen rechnerisch höhere Steifigkeiten auf als diejenigen mit 45° , was den experimentellen Beobachtungen widerspricht. Dies wird auch durch die Ergebnisse in Tabelle 20 verdeutlicht. Im Vergleich zu den Ansätzen 1 bis 3 fallen sowohl das Bestimmtheitsmaß als auch der Quotient der Mittelwerte nochmals deutlich ab. Aus diesen Gründen wird der Berechnungsansatz 4 für axial beanspruchte Schrauben nicht weiterverfolgt.

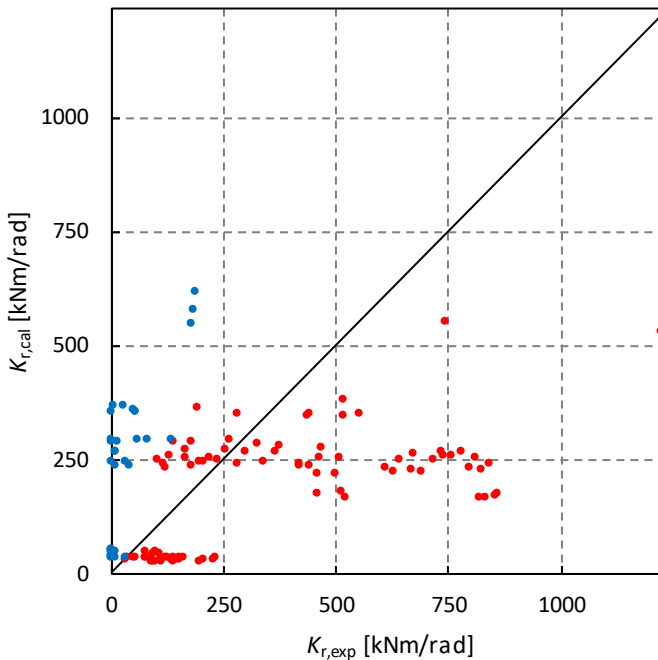


Abbildung 96: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 4

Tabelle 20: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 4

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,357	0,51
Einbringwinkel 90°	0,551	6,42
Alle Versuche	0,124	0,72

Angesichts der systematischen Unterschätzung der axialen Steifigkeiten in den vorherigen Ansätzen wird in den Berechnungsansätzen 5 bis 7 eine modifizierte Formel zur Berechnung der axialen Steifigkeit nach [8] berücksichtigt, die zu signifikant höheren rechnerischen Steifigkeiten führt. In Ansatz 5 wird weiterhin die Berechnungsformel zur lateralen Steifigkeit wie in Ansatz 1 verwendet. Abbildung 97 zeigt, dass die Versuchsergebnisse mit 45° Einbringwinkel sich eng um die Ursprungsgerade gruppieren oder leicht darüber liegen. Dies wird durch die Werte in Tabelle 21 bestätigt, in der sowohl das Bestimmtheitsmaß als auch der Quotient der Mittelwerte auf eine zutreffendere Abschätzung der Rotationssteifigkeit hinweisen. Allerdings werden die Verbindungen mit rein lateral beanspruchten Schrauben (90° Einbringwinkel) weiterhin stark überschätzt. Die rechnerischen Werte liegen fast durchgängig oberhalb der experimentellen Ergebnisse.

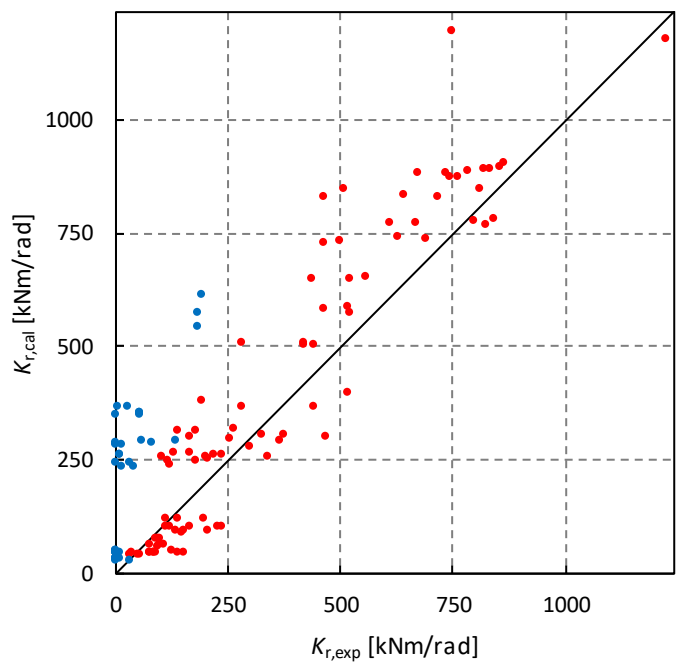


Abbildung 97: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 5

Tabelle 21: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 5

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,888	1,13
Einbringwinkel 90°	0,551	6,42
Alle Versuche	0,796	1,32

Berechnungsansatz 6 führt, analog zu Ansatz 3, eine Abhängigkeit der lateralen Steifigkeit vom Kraft-Faser-Winkel α ein. Diese Modifikation reduziert die berechneten lateralen Steifigkeiten deutlich, was zu einer geringeren Abweichung zwischen den Gruppen der unterschiedlichen Einbringwinkel führt. Zwar sinkt das Bestimmtheitsmaß für die separat betrachteten Gruppen mit 45° und 90° Einbringwinkel geringfügig, das Bestimmtheitsmaß über alle Versuche steigt jedoch an. In Abbildung 98 ist erstmals eine deutliche Abnahme der Separierung von zwei Gruppen aufgrund der Verbindungsmittelabstände erkennbar. Die berechneten Werte stimmen in diesem Ansatz genauer mit den experimentellen Ergebnissen überein, obwohl die lateralen Steifigkeiten weiterhin tendenziell überschätzt werden.

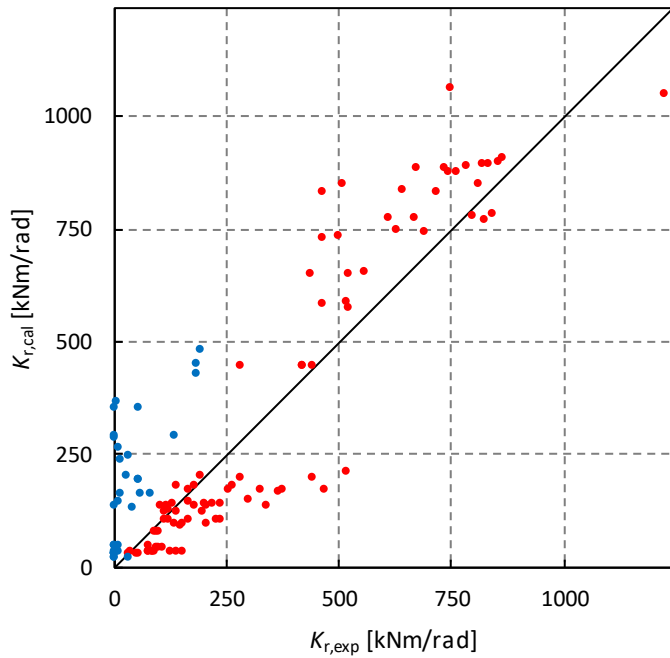


Abbildung 98: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 6

Tabelle 22: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 6

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,875	1,01
Einbringwinkel 90°	0,448	5,02
Alle Versuche	0,798	1,15

In Berechnungsansatz 7 wird ein alternativer Ansatz für die laterale Steifigkeit implementiert, der zu einer weiteren Reduktion dieser Anteile führt. In Abbildung 99 sind jedoch wieder zwei getrennte Gruppen erkennbar. Diese Trennung rührt aus der Belastungsrichtung und nicht mehr aus den Verbindungsmittelabständen. Die Versuche mit 90° Einbringwinkel befinden sich in diesem Modell nur noch in der unteren Gruppe und werden nicht mehr stark überschätzt. Erstmals liegen mehrere Versuchsergebnisse dieser Serien oberhalb der Ursprungsgerade. Tabelle 23 zeigt, dass das Bestimmtheitsmaß, obwohl es für die getrennte

Betrachtung der Einbringwinkel 45° und 90° gegenüber Ansatz 6 leicht sinkt, über alle Versuche weiter steigt. Auch die Mittelwerte der Steifigkeit werden insgesamt zutreffender abgebildet als in allen vorangegangenen Ansätzen.

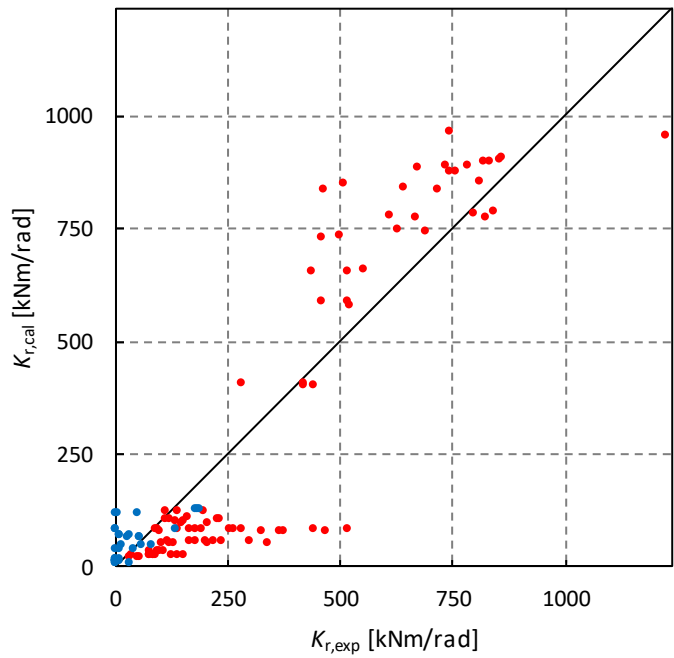


Abbildung 99: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 7

Tabelle 23: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 7

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,836	0,92
Einbringwinkel 90°	0,375	1,47
Alle Versuche	0,839	0,94

Die Ansätze 5 bis 7 zeigen eine deutlich geringere Abweichung der Abschätzung der Versuchsergebnisse und können als Grundlage für eine realistische Modellierung herangezogen werden. Dennoch bestehen weiterhin Optimierungsmöglichkeiten, insbesondere in der präziseren Berücksichtigung der lateralen Steifigkeiten.

5.4.3 Direkte Berücksichtigung der projizierten axialen Steifigkeit

Die Berechnungsansätze 8 und 9 weichen grundlegend von den vorherigen Modellen ab, da die projizierte Steifigkeit direkt berechnet wird, anstatt sie aus der axialen Steifigkeit abzuleiten. Versuchsserie 23 bleibt unberücksichtigt, da die Steifigkeit von Teilgewindeschrauben mit diesen Modellen nicht abgebildet werden kann. Die lateralen Steifigkeiten werden analog zu den Ansätzen 6 und 7 ermittelt. Im Vergleich zu den vorherigen Ansätzen erfassen Ansätze 8 und 9 die Versuchsergebnisse weniger präzise, wie in Tabelle 24 und Tabelle 25 anhand der niedrigeren Bestimmtheitsmaße ersichtlich ist.

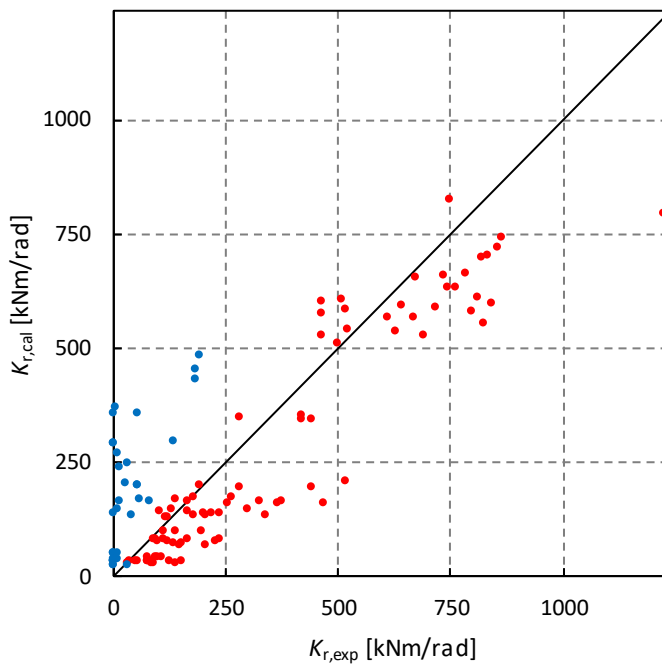


Abbildung 100: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 8

Tabelle 24: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 8

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,802	0,78
Einbringwinkel 90°	0,551	5,02
Alle Versuche	0,738	0,93

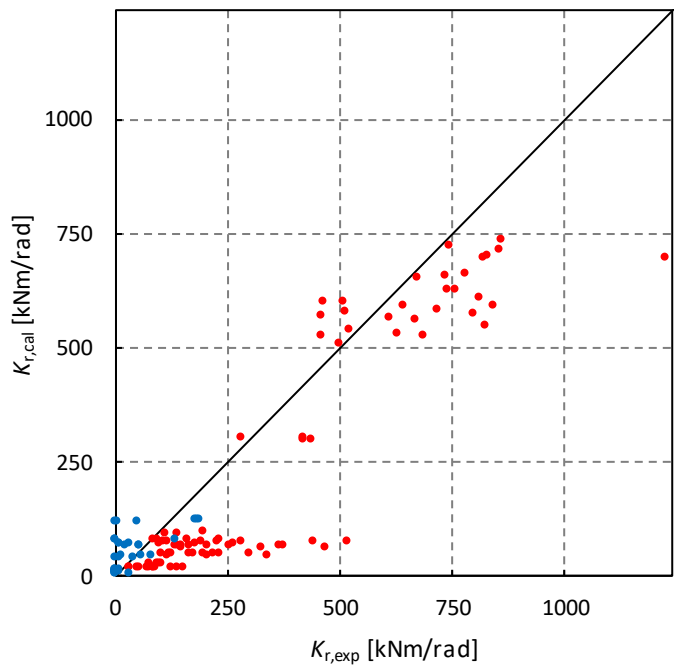


Abbildung 101: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 9

Tabelle 25: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 9

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,776	0,69
Einbringwinkel 90°	0,375	1,47
Alle Versuche	0,832	0,71

Ansatz 8 weist über alle Versuche ein geringeres Bestimmtheitsmaß auf. Beim Vergleich der Einzelwerte in Abbildung 100 und Abbildung 101 liegen diese jedoch dem Augenschein nach näher an der Ursprungsgeraden. Ansatz 9 liefert ein ähnliches Bestimmtheitsmaß wie Ansatz 7, unterschätzt jedoch Verbindungen mit kleinen Verbindungsmittelabständen und einem Einbringwinkel von 45° deutlich. Die Ähnlichkeit der Ergebnisse zwischen den Ansätzen 6 und 8 sowie 7 und 9 liegt in der gemeinsamen Datenbasis begründet. Beide Ansätze zur axialen beziehungsweise projizierten axialen Steifigkeit basieren zu großen Teilen auf den gleichen Versuchsdaten.

5.4.4 Kombinationen von axialer und lateraler Steifigkeit

Insbesondere die Ansätze 6 und 7 haben die Versuchsergebnisse für eine erste Näherung in akzeptabler Genauigkeit abgebildet. Eine Verfeinerung kann durch die Berücksichtigung der lateralen Steifigkeit geneigter Schrauben erzielt werden. In den Berechnungsansätzen 10 und 11 werden die gleichen Methoden für laterale und axiale Steifigkeit wie in Ansätzen 6 und 7 verwendet. Neben der axialen Steifigkeit, dem Achs-Scherfuge-Winkel δ und Reibungskoeffizient μ berücksichtigt die Berechnung der in die Scherfugenebene projizierten Steifigkeit auch die laterale Steifigkeit. Dies trägt der Abweichung der Schraubenachse um 45° von der Hauptlastrichtung Rechnung. Hierbei ist die laterale Steifigkeit für unterschiedliche Kraft-Faser-Winkel α zu berücksichtigen, da die lateralen Steifigkeitsanteile an der Rotationssteifigkeit und an der projizierten axialen Steifigkeit im Winkel von 90° zueinanderstehen. Berechnungsansatz 12 erweitert dies durch einen weiteren Ansatz der lateralen Steifigkeit nach [33].

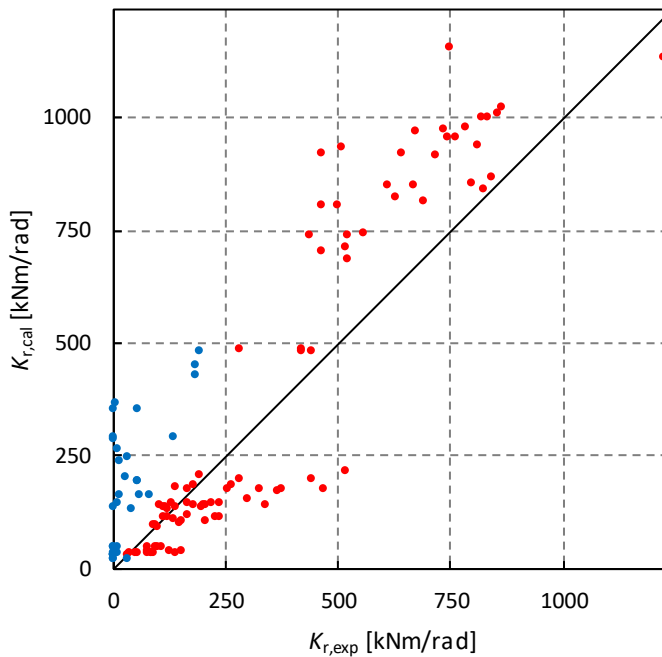


Abbildung 102: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 10

Aus der Anschauung heraus und wie Tabelle 26 und Tabelle 27 zeigen, hat die Änderung der Berechnungsmethode keinen Einfluss auf die Versuche mit 90° Einbringwinkel. Der

Vergleich zwischen Ansatz 6 und 10 zeigt jedoch, dass bei Versuchen mit 45° Einbringwinkel das Bestimmtheitsmaß leicht steigt, während die Steifigkeit im Mittel deutlicher überschätzt wird. Dieser Trend setzt sich fort, wenn alle Versuche betrachtet werden. Ein höheres Bestimmtheitsmaß korreliert mit einer stärkeren Überschätzung der Steifigkeiten. Beim Vergleich von Ansatz 7 und 11 zeigt sich ein ähnliches Bild. Da Ansatz 7 die Steifigkeit leicht unterschätzt, führt diese Überschätzung zu einer näheren Abschätzung der Steifigkeiten. Die Bestimmtheitsmaße von Ansatz 7 und 11 ändern sich kaum. Ansatz 10 überschätzt die Versuchsergebnisse tendenziell, während Ansatz 11 diese minimal unterschätzt.

Tabelle 26: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 10

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,868	1,10
Einbringwinkel 90°	0,448	5,02
Alle Versuche	0,809	1,24

Abbildung 102 zeigt die Einzelergebnisse von Berechnungsansatz 10. Die laterale Steifigkeit wird wie zuvor überschätzt, weshalb die blauen Werte deutlich über der Ursprungsgerade liegen. Die Verbindungen mit geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln werden mit größerer Näherung abgebildet, wobei bei den roten Einzelwerten zwei getrennte Gruppen erkennbar bleiben. Verbindungen mit kleinen Verbindungsmittelabständen oder mit lateraler Beanspruchung aus den Momenten werden eher unterschätzt. Versuche mit großen Verbindungsmittelabständen, die eine axiale Zusatzbeanspruchung erfahren, werden hingegen tendenziell eher überschätzt. Noch deutlicher wird derselbe Effekt bei Berechnungsansatz 11 in Abbildung 103. Die Verbindungen mit 90° Einbringwinkel werden zwar weit weniger überschätzt, dafür sind jedoch zwei getrennte rote Punktwolken erkennbar. Mit 4 % Abweichung im Mittel und einem Bestimmtheitsmaß von 0,839 erweist sich Ansatz 11 jedoch als zutreffendere Näherung und ermöglicht eine ausreichende Abschätzung der Rotationssteifigkeit für praktische Anwendungen.

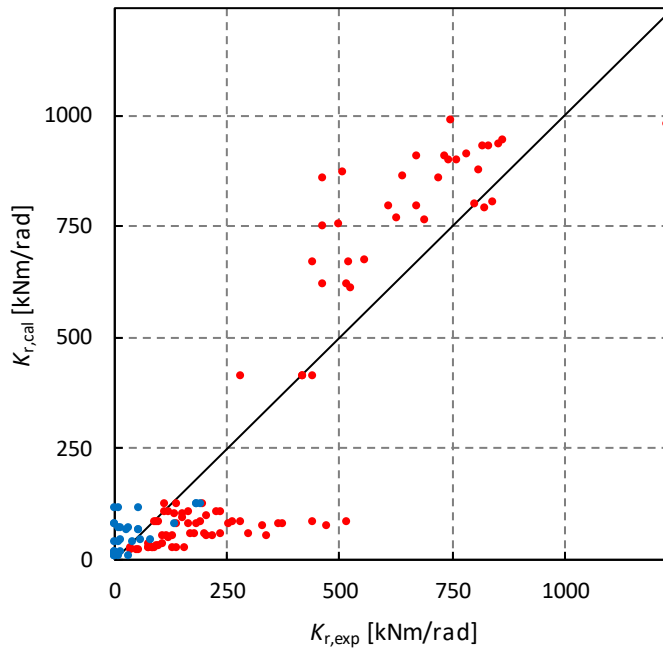


Abbildung 103: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 11

Tabelle 27: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 11

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,836	0,94
Einbringwinkel 90°	0,375	1,47
Alle Versuche	0,839	0,96

Tabelle 27 zeigt, dass Ansatz 12 die Steifigkeit der 90°-Versuche stärker überschätzt und mit einem geringeren Bestimmtheitsmaß erfasst. Dies führt dazu, dass der Mittelwert aller Versuche leicht überschätzt und das Bestimmtheitsmaß etwas verringert wird. Die 45°-Versuche hingegen werden sehr präzise abgebildet, wobei in Abbildung 104, ähnlich wie in den beiden Berechnungsansätzen zuvor, Verbindungen mit 90° Einbringwinkel fast ausschließlich überschätzt werden und bei Versuchen mit 45° Einbringwinkel weiterhin zwei

getrennte Punktwolken erkennbar sind. Insgesamt liefert Ansatz 12 realistische Ergebnisse, bleibt jedoch leicht hinter Ansatz 11 zurück.

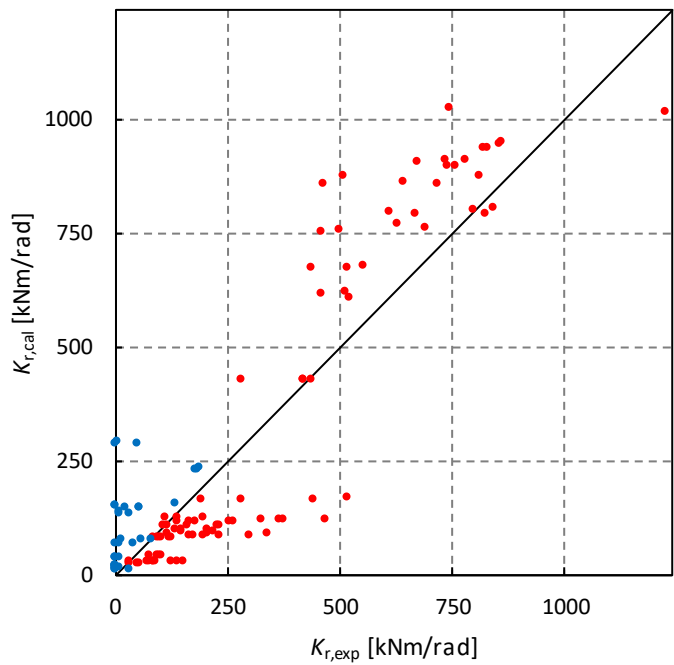


Abbildung 104: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 12

Tabelle 28: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 12

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,858	0,99
Einbringwinkel 90°	0,252	3,03
Alle Versuche	0,832	1,06

5.4.5 Entwürfe für die normative Neufassung

Zuletzt werden zwei Berechnungsansätze, die auf den Entwürfen der Neufassung der EN 1995-1-1 basieren, untersucht. Berechnungsansatz 13 basiert auf der Berechnungsmethode für Schrauben in der Neufassung der prEN 1995-1-1:2023-10. Berechnungsansatz 14 basiert auf den Berechnungsformeln der Neufassung prEN 1995-1-1:2024-09. Beide Ansätze werden im Folgenden berücksichtigt und mit den am besten passenden Ansätzen 11 und 12 verglichen.

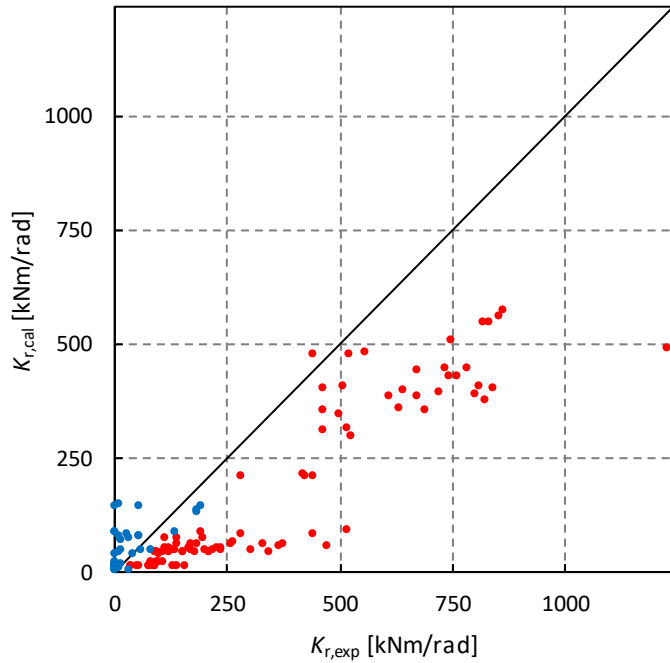


Abbildung 105: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 13

Tabelle 29: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 13

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,832	0,51
Einbringwinkel 90°	0,331	1,70
Alle Versuche	0,805	0,55

Berechnungsansatz 13 unterschätzt die Steifigkeit von Verbindungen mit 45° Einbringwinkel deutlich. Wie in Abbildung 105 erkennbar, liegen mit Ausnahme eines einzigen Versuchs alle experimentellen Ergebnisse über den berechneten Werten. Das Bestimmtheitsmaß in Tabelle 29 zeigt eine hohe Korrelation, doch der Quotient der Mittelwerte verdeutlicht, dass die berechneten Werte etwa um den Faktor 2 zu niedrig ausfallen. Im Gegensatz dazu werden Verbindungen mit 90° Einbringwinkel überschätzt. Im direkten Vergleich zu den Ansätzen 11 und 12 ist die Abschätzung der Werte im Mittel, als auch das Bestimmtheitsmaß des Berechnungsansatzes, wesentlich geringer.

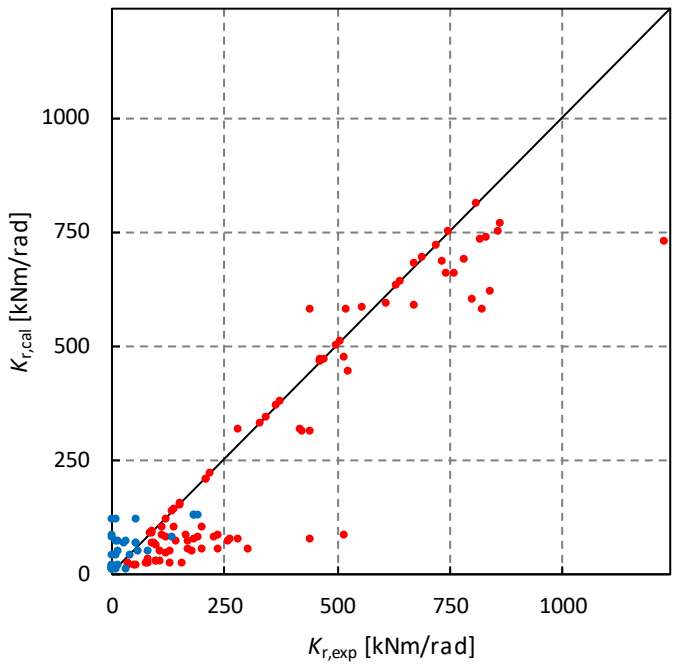


Abbildung 106: Gegenüberstellung Versuchsergebnisse zu Berechnungsansatz 14

Tabelle 30: Bestimmtheitsmaß und Quotient der Mittelwerte Berechnungsansatz 14

	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Einbringwinkel 45°	0,840	0,72
Einbringwinkel 90°	0,404	1,46
Alle Versuche	0,837	0,74

Die Berechnungsformel für die axiale Steifigkeit in Ansatz 14 führt bei Verbindungen mit 45° Einbringwinkel zu höheren Werten. Die laterale Steifigkeit ist etwas geringer, wodurch auch die Verbindungen mit 90° Einbringwinkel näher abgeschätzt werden. Wie die Bestimmtheitsmaße und Quotienten in Tabelle 30 zeigen, liefert Ansatz 14 eine nähere Abschätzung der Versuchswerte, wenngleich diese im Mittel weiterhin unterschätzt werden. Absolut liegen die berechneten Werte höher als bei Ansatz 13, bleiben jedoch hinter den Ansätzen 11 und 12 zurück.

Bei der Betrachtung der Einzelwerte in Abbildung 106 fällt auf, dass die roten Werte der Verbindungen mit 45° Einbringwinkel gleichmäßiger verteilt liegen als in den Berechnungsansätzen zuvor. Nur wenige Versuchswerte überschreiten die Ursprungsgerade, was zeigt, dass die Rotationssteifigkeiten bei geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln selten überschätzt werden. Dies macht Berechnungsansatz 14 zu einer guten Wahl für die Abschätzung realer Verformungen, da unterschätzte rechnerische Steifigkeiten zu einer Überschätzung der Verformungen führen und die Werte somit auf der sicheren Seite liegen.

5.5 Geometrie und Richtungsabhängigkeit der Verbindungsmittelsteifigkeit

In den zuvor untersuchten Berechnungsansätzen wurde zur Entwicklung eines möglichst nachvollziehbaren und simplen Rechenmodells nicht zwischen den Lastrichtungen entlang der Schraubenachse unterschieden. Aufgrund der aufgebrachten Momente kann es jedoch zu einer Entlastung bis hin zu einer Lastumkehr einzelner Schrauben kommen. Für Schrauben, die entlastet worden sind oder unter axialem Druck stehen, unterscheidet sich die Steifigkeit signifikant. Wie in Abschnitt 4.1 erläutert, hängt die Steifigkeit vom Lastniveau und der Richtung der Laständerung ab. Vereinfachend kann jedoch ein konstantes Lastniveau angenommen werden. Bei Schrauben unter axialem Druck ist dies anders, da sie ein grundsätzlich abweichendes mechanisches Verhalten zeigen [9]. Zudem können keine Lastanteile durch Reibung übertragen werden, wenn die Scherfuge einen Spalt aufweist oder keine Druckkräfte quer zur Scherfuge wirken.

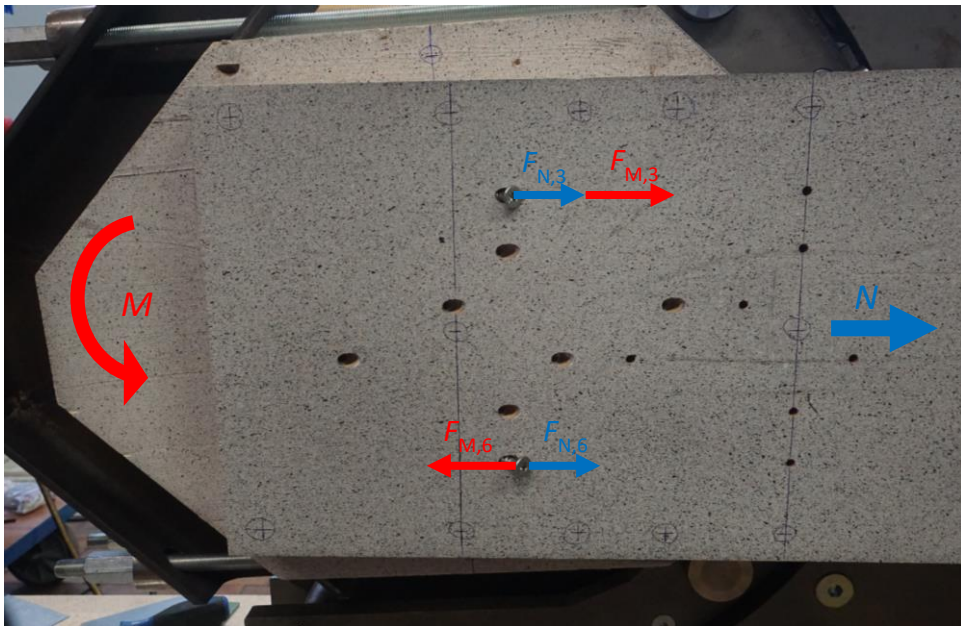


Abbildung 107: Aufteilung der Lasten aus Normalkraft N und Moment M

Eine Ermittlung der resultierenden Schraubenkräfte aus Normalkraft und Moment zeigt, dass bei großen Verdrehwinkeln fast in jedem Prüfkörper Schrauben Druckkräfte erfahren (vgl. Abschnitt 4.4.6.5). Ursächlich hierfür ist, dass die anteilige Normalkraft wie in Abbildung 107 dargestellt kleiner ist als die entgegengesetzt wirkende Resultierende des Moments. Über die Steifigkeiten und die Geometrie der Verbindungsmittelanordnung kann die Belastung jeder

einzelnen Schraube berechnet werden. Unter der Annahme eines spezifischen Verhältnisses von lateraler und axialer Steifigkeit wird untersucht, bei welchem Verdrehwinkel ein Lastwechsel in den Schrauben auftritt. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass der Prüfaufbau einen festen Drehpunkt vorgibt. In realen Bauteilen ist der Drehpunkt direkt von den Steifigkeiten der Verbindungsmittel abhängig, was die Berechnung erheblich erschwert. Da sich die Lage des Drehpunkts und die Steifigkeit der Verbindungsmittel gegenseitig beeinflussen, wäre in diesem Fall eine iterative Berechnung erforderlich. In 28 der 91 ausgewerteten Versuche mit geneigten Verbindungsmitteln kommt es im Bereich der ausgewerteten Steifigkeiten zu einem Überdrücken einzelner Schrauben. In weiteren 13 Versuchen kommt es in diesem Bereich zu einem Lastwechsel von Zug- zu Druckbeanspruchung in mindestens einer Schraube. Um dies zu berücksichtigen, wird die reduzierte Steifigkeit unter Druckbeanspruchung rechnerisch einbezogen. Da die berechneten Druckkräfte in den meisten Versuchen sehr gering sind, werden zur Berechnung der reduzierten Steifigkeit dieselben Formeln wie für die Zugbeanspruchung verwendet. Dabei wird jedoch die Reibung nicht berücksichtigt, da diese bei Druckbeanspruchung entfällt. Die Berechnungsansätze 8 und 9 berücksichtigen keine Reibung, während alle anderen Ansätze dies ermöglichen. Als Referenz werden die Ansätze 11, 12 und 14 herangezogen, da sie die Versuchsergebnisse am besten abbilden. Die modifizierten Berechnungsansätze sind in Abbildung 108 bis Abbildung 110 dargestellt.

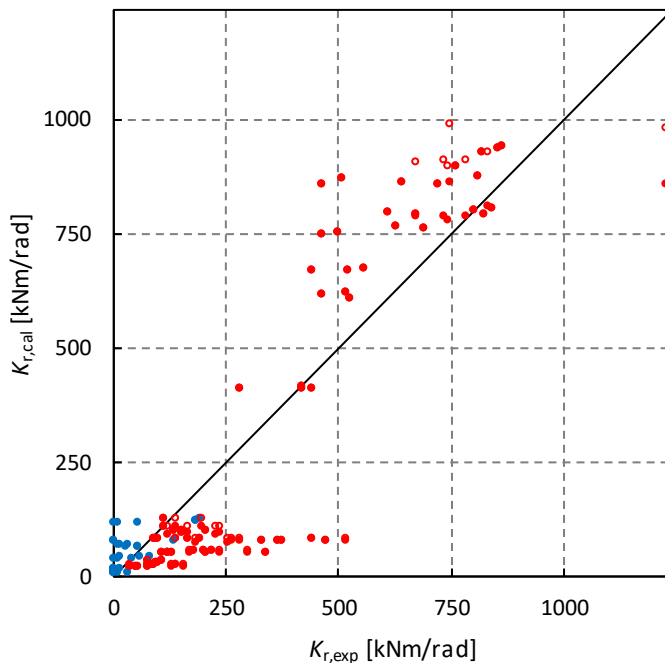


Abbildung 108: Berechnungsansatz 11 modifiziert

Die roten Punkte sind die modifizierten Werte. Die roten Kreise sind die Werte ohne Berücksichtigung der Lastrichtung. Bei den lateral beanspruchten Schrauben kann es zu keiner solchen Lastumkehr kommen, weshalb diese Werte (in Blau) unverändert sind.

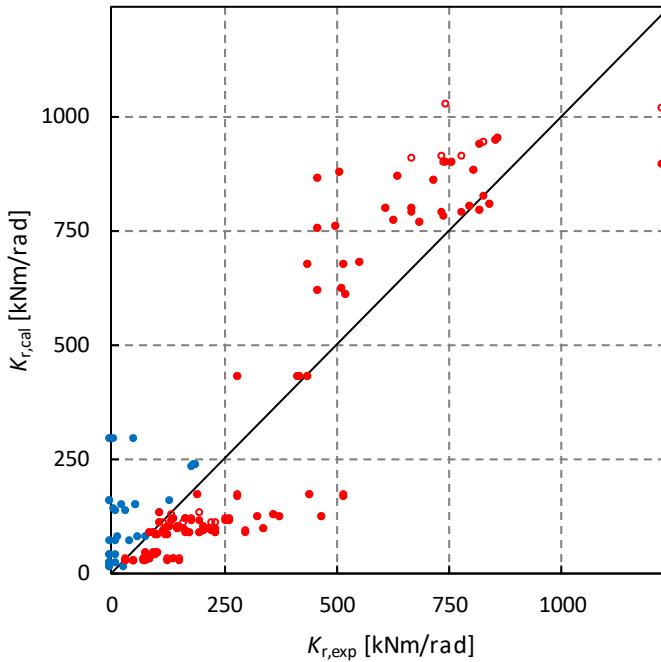


Abbildung 109: Berechnungsansatz 12 modifiziert

Die reduzierte Verbindungsmittelsteifigkeit führt in einzelnen Versuchen zu um bis zu 14,8 % reduzierten Steifigkeiten. Im Mittel sinkt die Steifigkeit über alle Versuche um 2,8 % bis 3,5 %. In Tabelle 31 sind die Werte der Berechnungsansätze entsprechend den unkorrigierten Ansätzen gegenübergestellt. Entsprechend unterschätzen die korrigierten Berechnungsansätze 11 und 14 die Versuchswerte deutlicher. Auch das Bestimmtheitsmaß sinkt geringfügig. Berechnungsansatz 12 überschätzt die Versuchswerte im Mittel etwas weniger. Aber auch hier sinkt das Bestimmtheitsmaß geringfügig. Eine weitere Verfeinerung der bestehenden Ansätze führt somit nicht zu einer besseren Abbildung der Ergebnisse. Viel mehr wird dieser geringe Einfluss von anderen Effekten oder durch die allgemeinen Streuungen der Einflussgrößen und die Standardfehler in der Korrelation der Berechnungsansätze überlagert. In der Praxis sollen überdrückte Schrauben in Verbindungen soweit möglich vermieden werden. Für die Ergebnisse der Diskussion der Berechnungsmodelle haben die geringfügigen Änderungen der rechnerischen Ergebnisse keine Auswirkungen.

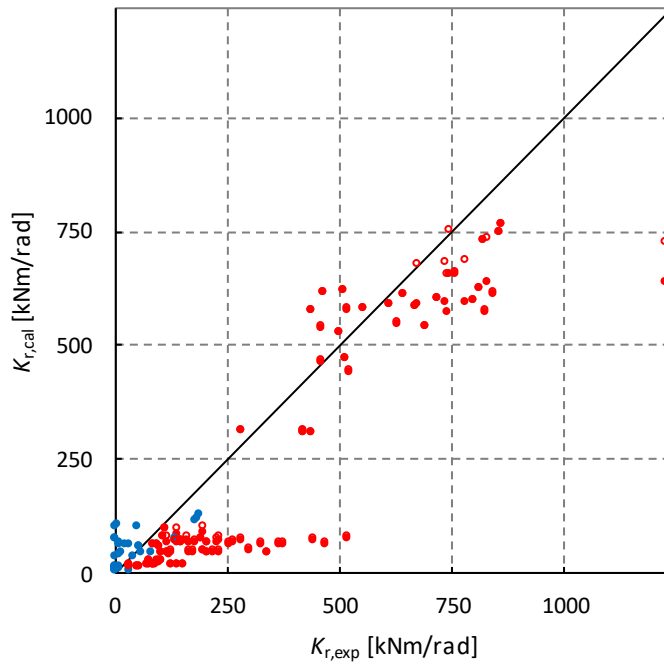


Abbildung 110: Berechnungsansatz 14 modifiziert

Tabelle 31: Vergleich mit korrigierten Berechnungsansätzen

Berechnungsansatz		Ohne Berücksichtigung	Angepasster Ansatz
11	Bestimmtheitsmaß	0,839	0,827
	Mittelwerte	0,96	0,93
12	Bestimmtheitsmaß	0,832	0,819
	Mittelwerte	1,06	1,03
14	Bestimmtheitsmaß	0,837	0,826
	Mittelwerte	0,74	0,72

5.6 Vergleich mit translatorischen Steifigkeiten

Der Vergleich zwischen den translatorischen und rotatorischen Steifigkeiten sowie den entsprechenden Berechnungsansätzen verdeutlicht die Aussagekraft der Berechnungsansätze und liefert Informationen zur Bewertung der Streuung der Versuchsergebnisse der Rotationsversuche. In den Zugscherversuchen (vgl. Abschnitt 4.3) und in den Rotationsversuchen der Serien 1 bis 6 lässt sich auch die translatorische Steifigkeit aufgrund der Zugbeanspruchung ermitteln. Die Auswertung der Serien 5 und 6 erfolgt zwischen 10 % und 40 % der in Serie 3 der Zugscherversuchen erreichten Höchstlast (vgl. Abschnitt 4.3). Die Serien 1 bis 4 werden aufgrund der halbierten Verbindungsmittellanzahl in den Bereichen der entsprechend halbierten Höchstlast ausgewertet. Die experimentell ermittelten Steifigkeiten werden den rechnerischen Werten gegenübergestellt. Berücksichtigt werden der Berechnungsansatz nach Zulassung der Schrauben [6] (Berechnungsansatz 1 - Stand der Technik und Normung), Ansätze nach [8] (Berechnungsansätze 5 bis 7) sowie die Berechnungsansätze 11 bis 14, die bei den Rotationsversuchen die beste Übereinstimmung zeigen und den zukünftigen Stand der Normung repräsentieren. Dabei unterscheiden sich die Ansätze 5, 6 und 7 nur in der Berechnung der lateralen Steifigkeit, weshalb sie für die untersuchten Versuchsgeometrien zu gleichen Ergebnissen führen.

Tabelle 32: Berechnungsansätze für translatorische Steifigkeit von Verbindungen mit geeigneten Schrauben

Berechnungsansatz	Vergleichbare Berechnungsansätze K_r	Bestimmtheitsmaß R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Nach Zulassung [6]	1	0,012	0,477
Nach [8]	5, 6, 7	0,518	0,965
Berechnungsansatz 11		0,518	1,396
Berechnungsansatz 12		0,515	1,391
Berechnungsansatz 13		0,490	0,947
Berechnungsansatz 14		0,537	1,395

Tabelle 32 zeigt, dass die Berechnungsansätze die Versuchsergebnisse in unterschiedlicher Näherung abbilden. Berechnungsansatz 1, der den Stand der aktuellen Technik und Normung darstellt, unterschätzt die Versuchsergebnisse deutlich. Das geringe Bestimmtheitsmaß zeigt zudem, dass dieser Ansatz nur bedingt geeignet ist. Abbildung 111 verdeutlicht dies. Der Berechnungsansatz bildet die Streuung der Versuchsergebnisse nicht ab, und es sind lediglich zwei horizontale Gruppen erkennbar. Nahezu alle Werte

werden unterschätzt, mit Ausnahme der Versuche, die Teilgewindeschrauben und Winkelscheiben verwenden. Bei diesen Versuchen wird allerdings die experimentell ermittelte Steifigkeit der Winkelscheiben berücksichtigt. Die Berechnungsansätze 5 bis 7 liefern im Vergleich Ergebnisse, die näher an den Versuchsergebnissen liegen. Im Mittel stimmen sie näher mit den Versuchsergebnissen überein und auch das Bestimmtheitsmaß ist höher.

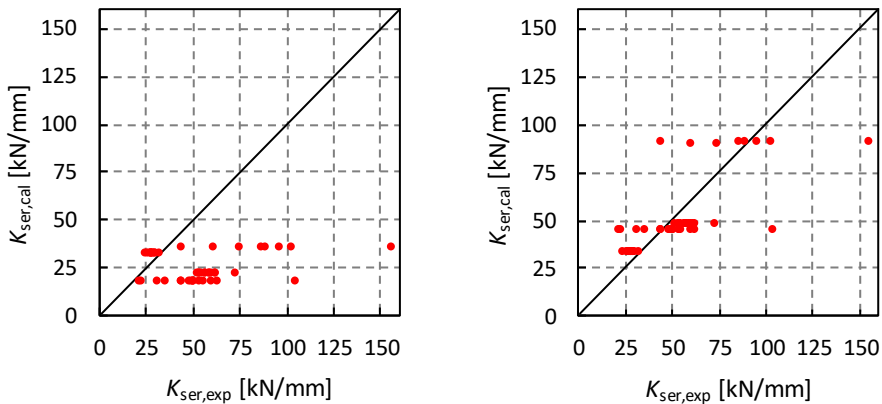


Abbildung 111: Versuchsergebnisse gegenüber Berechnung nach ETA 011/0190 [6] (links) und [8] (rechts)

Die Berechnungsansätze 11, 12 und 14 überschätzen die ermittelten Steifigkeiten jeweils um etwa 40 %. Diese Ansätze wie auch Ansatz 13, der die Werte im Mittel sehr genau abschätzt, weisen vergleichbare Bestimmtheitsmaße auf. Abbildung 112 und Abbildung 113 verdeutlichen, dass die Einzelwerte, mit Ausnahme von Ansatz 13, deutlich über der Ursprungsgerade liegen. Ansatz 13 ist insgesamt etwas ungenauer als die Ansätze 5 bis 7. Dennoch eignen sich die weiteren Ansätze aufgrund der Bestimmtheitsmaße zwischen 0,51 und 0,55 vergleichbar.

Der Vergleich mit den translatorischen Steifigkeiten verdeutlicht, dass die Streuungen in den Versuchsergebnissen der Rotationsversuche vergleichbar mit entsprechenden Zug- und Druckscherversuchen sind. Der Versuchsaufbau der Rotationsversuche führt zu keinen größeren Streuungen als typische Zug- und Druckscherversuche. Die Ergebnisse der Rotationsversuche stehen in Konsistenz und Reproduzierbarkeit früheren Untersuchungen zur Steifigkeit von Verbindungen nicht nach.

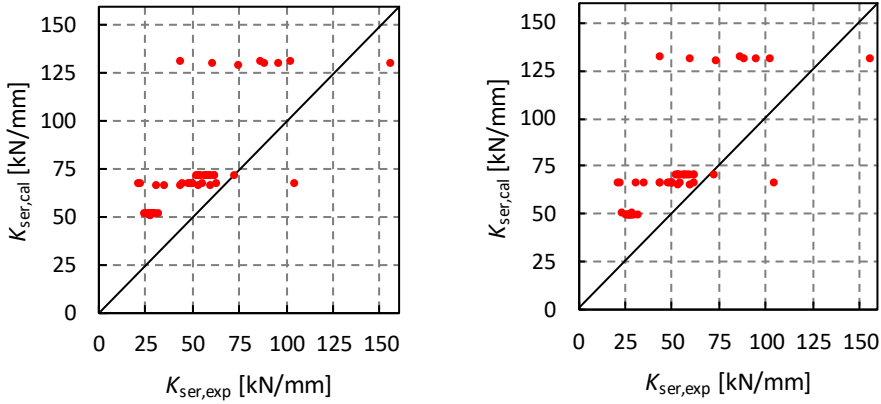


Abbildung 112: Versuchsergebnisse gegenüber Berechnung nach Ansatz 11 (links) Ansatz 12 (rechts)

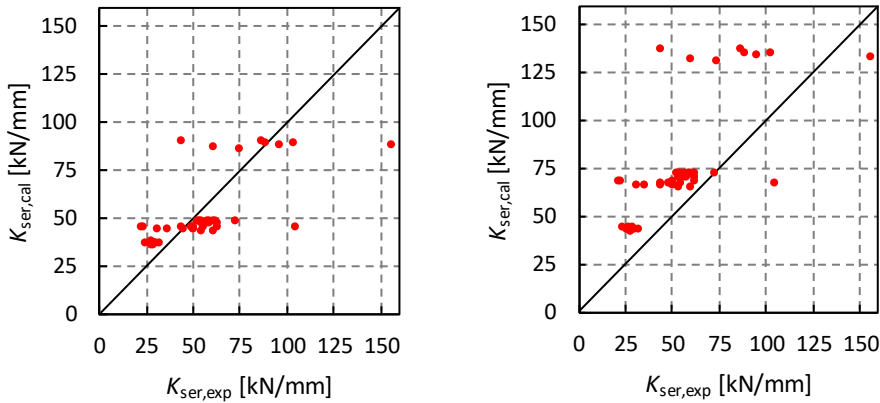


Abbildung 113: Versuchsergebnisse gegenüber Berechnung nach prEN 1995-1-1:2023-10 – Ansatz 13 (links) und prEN 1995-1-1:2024-09 – Ansatz 14 (rechts)

Darüber hinaus verdeutlicht der Vergleich mit den translatorischen Steifigkeiten, dass ein auf Regression basierender, optimierter Berechnungsansatz bei einer abweichenden Datengrundlage deutlich abweichende Ergebnisse liefern kann. So zeigen sowohl die Bestimmtheitsmaße als auch die Quotienten der Mittelwerte, dass die Berechnungsformeln bei translatorischen Steifigkeiten weit weniger zutreffende Ergebnisse liefern als bei rotatorischen Steifigkeiten. Natürlich ist die Datengrundlage hier sehr begrenzt und die Variationsparameter beschränkt, aber nichtsdestotrotz müssen solche Berechnungsmodelle, die auf Parameteranalysen und Regression basieren, daher stets kritisch geprüft werden. Dies erfolgt im folgenden Abschnitt.

5.7 Statistische Untersuchung - Regressionsanalyse

Die Regressionsanalyse ist ein bewährtes Werkzeug der statistischen Analyse. Insbesondere die multiple lineare und nichtlineare Regressionsanalyse wird häufig genutzt, um auf Basis von Versuchsergebnissen Vorhersagen zu treffen und darauf aufbauend Bemessungsformeln abzuleiten (vgl. [8], [11], [14], [16], [33], [42], [43]). Sie ermöglicht es, Näherungsgleichungen durch die Auswahl geeigneter erklärender Variablen zu erstellen. Darüber hinaus erlaubt sie die Prüfung der Signifikanz dieser Variablen (p -Wert $< 0,05$). Ein wichtiges Kriterium ist dabei die Multikollinearität, das heißt, dass die erklärenden Variablen nicht miteinander korrelieren, also voneinander abhängig sein dürfen. Eine Abhängigkeit beziehungsweise Korrelation von erklärenden Variablen wirkt sich negativ auf die Vorhersagequalität eines Modells aus.

Für eine erfolgreiche Regressionsanalyse müssen bestimmte Voraussetzungen erfüllt und geprüft werden. Bei der linearen Regression zählen dazu die Linearität der Werte, die Normalverteilung der Residuen, die sich leicht grafisch überprüfen lässt und die Homoskedastizität, also die Unabhängigkeit der Fehlergröße von den unabhängigen Variablen.

Zunächst müssen entsprechende Regressionsparameter, für die axiale Steifigkeit von Schrauben beispielsweise die Rohdichte der Hölzer oder der Verbindungsmitteldurchmesser, festgelegt werden. Diese können frei variiert werden. Anhand der p -Werte können signifikante Parameter identifiziert und daraus die erklärenden Variablen für eine Näherungsformel abgeleitet werden. Die Qualität der Näherungsformel kann entsprechend der statistischen Auswertung (vgl. Abschnitt 5.4) mithilfe des Bestimmtheitsmaßes R^2 als Kennzahl der Anpassungsgüte und des Quotienten der mittleren Versuchswerte und der Erwartungswerte beurteilt werden. Für die Rotationssteifigkeit bieten sich offensichtlich die richtungsabhängigen Steifigkeiten der Verbindungsmittel und die zugehörigen quadrierten Abstände zum Drehpunkt als Parameter an. Ergänzend können noch beliebig viele zusätzliche Parameter betrachtet werden wie beispielsweise der Winkel zwischen Achse und Scherfuge δ , der Reibungskoeffizient μ in der Scherfuge, die Kontaktfläche A und weitere.

Exemplarisch soll an dieser Stelle Berechnungsansatz 11, mit der besten Näherung an die Versuchsergebnisse, einer multiplen linearen Regression gegenübergestellt werden. Berücksichtigt wird die axiale und laterale Steifigkeit entsprechend des Berechnungsansatzes, sowie der Reibungskoeffizient μ der Kontaktfläche und der Einbringwinkel. Der Einbringwinkel beziehungsweise Achs-Scherfugen-Winkel δ wird nicht beliebig variiert, sondern als logistischer Parameter e eingeführt. Es wird nur unterschieden zwischen $e = 0$ ($\delta = 90^\circ$) und $e = 1$ ($\delta = 45^\circ$).

Die Multikollinearität der Variablen wird mithilfe des Varianzinflationsfaktors (VIF) überprüft, der nach Formel (5-2) berechnet wird. Ein VIF von 1 deutet auf keine Korrelation

hin, Werte zwischen 1 und 5 auf eine mäßige, jedoch akzeptable Multikollinearität. Werte über 5 sind kritisch, da sie die Verlässlichkeit der Ergebnisse beeinträchtigen. Eine starke Multikollinearität schränkt die Abschätzung der Koeffizienten in der Regressionsanalyse ein und Signifikanzen können falsch abgeschätzt werden.

$$VIF = \frac{1}{1 - R^2} \quad (5-2)$$

Die ermittelten VIF, dargestellt in Tabelle 33, zeigen, dass die untersuchten Parameter keine relevante Abhängigkeit aufweisen und somit für die Regressionsanalyse geeignet sind.

Tabelle 33: Varianzinflationsfaktoren zur Abschätzung der Multikollinearität

VIF	Anteil aus axialer Steifigkeit	Anteil aus lateraler Steifigkeit	Reibungskoeffizienten	Einbringwinkel
Anteil aus axialer Steifigkeit	--	1,238	1,003	1,208
Anteil aus lateraler Steifigkeit	1,238	--	1,024	1,515
Reibungskoeffizient	1,003	1,024	--	1,040
Einbringwinkel	1,208	1,515	1,040	--

Im Weiteren werden sowohl alle diese Parameter berücksichtigt als auch einzelne Parameter ausgeklammert. Die durch Regressionsanalyse ermittelte Formel hat die Form von Formel (5-3). Die aus der Regressionsanalyse resultierenden Koeffizienten a , b , c , und d sind in Tabelle 34 dargestellt und die Ergebnisse mit ihrem Bestimmtheitsmaß den Ergebnissen von Berechnungsansatz 11 gegenübergestellt.

$$K_{r,reg} = a * \sum K_{lat} * x^2 + b * \sum K_{s,ax} * y^2 + c * \mu + d * e \left[\frac{kNm}{rad} \right] \quad (5-3)$$

Tabelle 34: Koeffizienten, statistische Signifikanz und Bestimmtheitsmaß der Regressionsanalyse

		<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>	<i>d</i>	R^2	Quotient $K_{r,cal}/K_{r,exp}$
Berechnungs- ansatz 11		1	1	0	0	0,839	0,962
1. Regression	Koeffizient	1,958	0,847	0	0	0,908	0,911
	p-Wert	0,000	0,000	--	--		
2. Regression	Koeffizient	0,883	0,760	188,6	0	0,920	0,990
	p-Wert	0,000	0,000	0,017	--		
3. Regression	Koeffizient	1,325	0,694	0	115,8	0,941	1,034
	p-Wert	0,000	0,000	--	0,000		
4. Regression	Koeffizient	1,573	0,702	-56,79	129,8	0,942	1,025
	p-Wert	0,000	0,000	0,288	0,000		

Die Analyse der Bestimmtheitsmaße zeigt, dass die multiple lineare Regression ein effektives Werkzeug zur Annäherung rechnerischer Werte an die Versuchsergebnisse sein kann. In drei von vier Regressionsformeln zeigt sich, dass die laterale Steifigkeit mit einem Faktor erhöht wird, während die axiale Steifigkeit in allen Fällen in unterschiedlichem Ausmaß reduziert wird. Dadurch liefert die Regressionsanalyse wertvolle Hinweise zur Abschätzung der Einflüsse dieser beiden Größen.

Es werden jedoch auch direkt die Beschränkungen dieser mathematischen Methode deutlich. Die Wahl der Variablen Einbringwinkel und Reibungskoeffizient erhöht zwar das Bestimmtheitsmaß, jedoch zeigt sich, dass bei der Berücksichtigung beider Parameter der Koeffizient des Reibungskoeffizienten negativ und darüber hinaus statistisch insignifikant wird (p-Wert > 0,05).

Dieser Widerspruch verweist auf die Bedeutung der Datengrundlage. Ein negativer Einfluss eines erhöhten Reibungskoeffizienten widerspricht den mechanischen Prinzipien, wird aber durch die Versuchsdaten erklärbar. Bei einem Einbringwinkel zur Scherfuge von 90° treten keine großen Querdruckkräfte in der Scherfuge auf. Der Einfluss des Reibungskoeffizienten ist deshalb untergeordnet. Bei einem Einbringwinkel von 45° hingegen wird der Reibungskoeffizient durch den Querdruck relevant. Da Versuche mit reduziertem Reibungskoeffizienten ausschließlich bei geneigt eingebrachten Schrauben durchgeführt

wurden, ist diese Konstellation überrepräsentiert. Somit entsteht ein mathematisches Artefakt, das auf der begrenzten Zahl der Stichproben mit reduziertem Reibungskoeffizienten beruht.

Diese exemplarische Untersuchung verdeutlicht sowohl die Stärken als auch die Grenzen der Regressionsanalyse. Sie eignet sich, um statistisch fundierte Berechnungsformeln abzuleiten, experimentelle Variationsparameter hinsichtlich ihres qualitativen und quantitativen Einflusses nach objektiven Kriterien zu bewerten und zuvor unbekannte Wechselbeeinflussungen aufzudecken. Dennoch bleibt sie ein mathematisches Werkzeug, das eine kritische Überprüfung der Ergebnisse erfordert. Die Datengrundlage muss geeignet sein, um eine valide Regressionsanalyse zu ermöglichen. Rein mathematisch korrekte Ergebnisse können den mechanischen Theorien widersprechen. Parameter, die nur in wenigen Stichproben untersucht werden, verfälschen die Ergebnisse potenziell. Ein ausreichend großer Probenumfang ist daher essenziell, um präzise Näherungsgleichungen zu erhalten. Der aufwändige Prüfaufbau begrenzt jedoch die Zahl der verfügbaren Versuchsdaten, weshalb einzelne Variationsparameter nur in Stichversuchen untersucht wurden. Aus diesem Grund kann die Regressionsanalyse in diesem Kontext nicht als Mittel zur Herleitung einer allgemeingültigen Berechnungsformel herangezogen werden. Stattdessen können die Ergebnisse der Regression als Hinweise für Anpassungen der analytischen Berechnungsansätze dienen. Die axiale Steifigkeit der Verbindungsmittel wird tendenziell in Berechnungsansatz 11 überschätzt. Stattdessen bleiben Effekte des flächigen Kontakts unberücksichtigt. Zwar lassen sich diese über die Berücksichtigung des Einbringwinkels und des Reibungskoeffizienten mit abbilden, jedoch stellt dies nur eine grobe Näherung mehrerer mechanischer Einflussfaktoren dar.

5.8 Auswirkungen der Rotationssteifigkeiten auf Verbindungen und Bauteile

Die ermittelten Rotationssteifigkeiten werden zur Abschätzung der Auswirkungen auf eine reale Konstruktion genutzt. Grundlage bildet das Stabwerksmodell eines Fachwerkträgers von etwa 11 m Spannweite mit fallenden Zugdiagonalen und vertikalen Druckstützen wie in Abbildung 114 dargestellt, der schon zuvor als Grundlage der Sensitivitätsanalyse (vgl. Abschnitt 1.3) diente. Ziel ist es, die zusätzlichen Lasten auf Verbindungen und Zugbauteile zu analysieren. Die Steifigkeiten werden jeder Verbindung einzeln zugewiesen. In einer rein linear-elastischen Betrachtung können die Lasten aus Normalkraft, Querkraft und Moment den Verbindungsmitteln entsprechend den richtungsabhängigen Steifigkeiten auf die Verbindungsmittel aufgeteilt werden. Zunächst werden im Stabwerksmodell die Einwirkungen auf die Verbindungen ermittelt. Hierzu werden jedem Stabgelenk eine translatorische Steifigkeit in Hauptlastrichtung und eine rotatorische Steifigkeit zugeordnet. Eine Steifigkeit in Querkraftrichtung wird aufgrund ihres vernachlässigbaren Einflusses nicht berücksichtigt. Analog zu Abschnitt 1.3 wirken Einzellasten auf jeden Knotenpunkt des Obergurts, die der charakteristischen Tragfähigkeit des Trägers entsprechen. Die Berechnung der Lasten erfolgt nach Theorie 2. Ordnung, am verformten System. Die Steifigkeiten werden gemäß Berechnungsansatz 11 und die Berechnungsformeln nach prEN 1995-1-1:2024-09 (Ansatz 14) ermittelt, da diese die Versuchsergebnisse am besten abbilden.

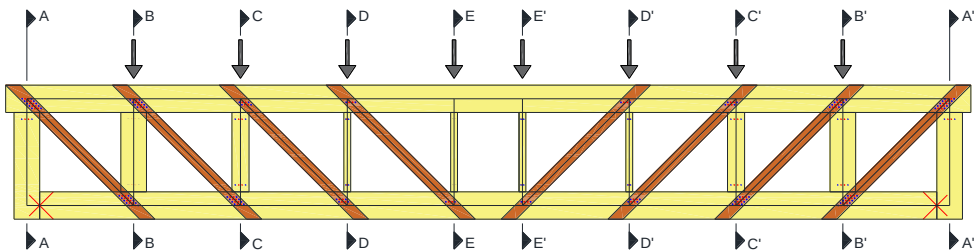


Abbildung 114: Skizze Modellfachwerkträger

5.8.1 Einfluss auf die Zugdiagonale

Im Modellträger ist die Geometrie der Zugdiagonalen nicht abgestuft, da die minimale Breite der Diagonalen durch die Verbindungsmittelanordnung und Mindestabstände limitiert ist. Die Dicke der Zugdiagonalen ist wiederum durch die erforderlichen Einbindelängen der Vollgewindeschrauben sowie die verfügbaren Plattenquerschnitte des Bu-LVL

beschränkt. Die höchsten Zugspannungen und die größte Momentenbeanspruchung treten in den äußersten Diagonalen zwischen Achse A und B (beziehungsweise A' und B') auf (vgl. Abbildung 114). Aufgrund der beschränkten Verbindungsmittelanzahl kann die Querschnittstragfähigkeit der Zugdiagonale nur zu etwa 11 % ausgenutzt werden. Die resultierende Zugspannung σ_t beträgt etwa $6,9 \text{ N/mm}^2$. Unter der Annahme eines Pendelstabs mit Vollgelenken zwischen den Gurten und den Zugdiagonalen treten vernachlässigbare Biegespannungen aus dem Eigengewicht auf. Berücksichtigt man jedoch die Verbindungssteifigkeiten, ergeben sich Biegerandspannungen σ_m von $2,6 \text{ N/mm}^2$ (Berechnungsansatz 11) beziehungsweise $2,3 \text{ N/mm}^2$ (Berechnungsansatz 14).

In diesem Modellbeispiel haben die Biegespannungen kaum Einfluss auf die rechnerische Ausnutzung der Zugstreben. In entsprechend abgestuften Trägeraufbauten mit höheren Ausnutzungen der Bruttoquerschnitte kann die Rotationssteifigkeit jedoch Momente hervorrufen, die zu nicht vernachlässigbaren Zusatzspannungen führen. Dieser Umstand wird in der Normung berücksichtigt durch eine maximal zulässige Ausnutzung von biege- und druckbeanspruchten Bauteilen in Höhe von 90 % [25].

Für Zugbauteile gibt es keine Anforderung an eine Abminderung. Einzig vereinfacht berechnete Fachwerke, die nur in ihren Knotenpunkten beansprucht werden, dürfen in ihrer Zug- und Druckfestigkeit sowie in der Tragfähigkeit ihrer Verbindungen auch nur zu 70 % ausgenutzt werden. Diese Methode der Dimensionierung ermöglicht eine konservative Abschätzung der Dimensionen von Fachwerkbindern, führt aber in der Regel zu sehr unwirtschaftlichen Konstruktionen.

5.8.2 Einfluss auf die Verbindungsmittel

Die Momente wirken sich weitaus stärker auf die Verbindungen und Verbindungsmittel aus als auf die Bruttoquerschnitte der angeschlossenen Bauteile. Die Verteilung von Normalkräften, Querkraften und Momenten auf die Verbindungsmittel kann entsprechend ihrer Steifigkeiten und Positionen erfolgen. Berechnungsformeln und resultierende Beanspruchungen sind in Anhang G dargestellt. Unter der Annahme identischer Steifigkeiten aller Verbindungsmittel werden Normalkräfte durch die Verbindungsmittelanzahl geteilt, um die Last je Verbindungsmittel zu bestimmen. Bei Querkraften erfolgt eine ähnliche Vorgehensweise, während bei Momenten der Abstand zum Drehpunkt berücksichtigt wird. Aufgrund der ausgeprägten Richtungsabhängigkeit der Verbindungsmittelsteifigkeit wird ein Verhältnissfaktor k_k zwischen axialer und lateraler Steifigkeit gemäß Formel (5-4) eingeführt.

$$k_k = \frac{K_{s,ax}}{K_{lat}} [-] \quad (5-4)$$

Die aus dem Moment resultierenden axialen wie auch lateralen Lasten führen insbesondere bei Verbindungen mit geringer Verbindungsmittelzahl zu sehr hohen Zusatzlasten auf einzelne Verbindungsmittel. Beispielsweise liegt der Momentenanteil an der Gesamtlast bei Verbindungen mit zwei Schrauben je Seite (Diagonale D-E) und geringen Verbindungsmittelabständen quer zur Lastrichtung bei 9,2 % (Berechnungsansatz 11) beziehungsweise 7,8 % (Berechnungsansatz 14). Bei großen Abständen steigt dieser Anteil auf bis zu 22 % beziehungsweise 19 %. Da Verbindungen mit so geringer Verbindungsmittelanzahl eher akademische Beispiele sind, wird nicht nur dieser Grenzfall betrachtet, sondern auch alle anderen Diagonalen. Mehr Verbindungsmittel in Reihe führen zu größeren Lastanteilen, die über eine laterale Beanspruchung abgetragen werden können. Dies resultiert in lateralen Lasten von bis zu 0,37 kN. Der aus dem Moment resultierende Anteil an der axialen Beanspruchung der Schrauben liegt bei etwa 5 % bis 17 %.

Diese deutlichen Laststeigerungen aufgrund kleiner Momente führen bei einzelnen Schrauben zu Beanspruchungen, die auf dem Niveau der charakteristischen Tragfähigkeit liegen. Dem gegenüber steht in der Bemessung eine pauschale Abminderung der Verbindungsmittelanzahl, unabhängig von ihrer Anordnung über den Faktor n_{ef} . Die pauschale Abminderung beträgt etwa 10 %. Zusammen mit der pauschalen Reduzierung der rechnerischen Tragfähigkeit der Verbindung auf 70 % nach [25] können die Zusatzlasten ausreichend berücksichtigt werden. Eine ungleiche Verteilung der Kräfte auf die einzelnen Verbindungsmittel bei reiner Zugbeanspruchung [65], [66] muss auch berücksichtigt werden. Eine Bemessung der Verbindung im Standardnachweisverfahren ohne Berücksichtigung des Zusatzmoments hingegen kann auf der unsicheren Seite liegen.

Andererseits treten in realen Bauteilen Effekte auf, die zu einem Abbau dieser Zusatzbeanspruchungen führen. Mehrere Faktoren können zu einem entsprechenden Spannungsabbau beitragen. Erstens handelt es sich bei der Berechnung um eine reine linear-elastische Betrachtung. Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln weisen jedoch meist, sowohl bei axialer wie auch bei lateraler Beanspruchung, eine plastische Anfangsverformung (Schlupf) bei Lastaufbringung auf. Entsprechend können sich Anfangsverdrehungen der Verbindungen ohne große Lasten einstellen und genauso Momentenbeanspruchungen aufgrund von äußerlich vorgegebenen Verdrehungen abgebaut werden. Zweitens kommt es bei Lastniveaus oberhalb des Gebrauchslastniveaus zu plastischen Verformungen der Verbindungsmittel und der Bauteile, was Spannungen weiter mindert. Drittens haben auch die mechano-sorptiven Eigenschaften des Holzes einen Einfluss. In baupraktischen Umgebungsbedingungen kommt es aufgrund des Effekts der Relaxation zu einem Abbau von Spannungen bei gleichbleibenden Verformungen. Dieser Spannungsabbau liegt im Bereich von 40 % bis 60 % [35]. Eine genaue Quantifizierung der verbleibenden Zusatzspannungen ist dadurch schwierig.

5.8.3 Weiterführende Überlegungen zur Verbindungsmittelbelastung

Die linear-elastische Betrachtung zeigt deutliche Zusatzbeanspruchungen sowohl der Verbindungsmittel als auch der angeschlossenen Bauteile. Allerdings stellt diese Betrachtung lediglich eine konservative Abschätzung nach oben dar. Eine genauere Analyse der Verbindungen ermöglicht wirtschaftliche Optimierungen ohne Einbußen bei der Robustheit der Konstruktion.

Einige generelle Empfehlungen lassen sich aus den angestellten Untersuchungen ableiten. Eine Anordnung mit vielen Verbindungsmitteln in Reihe ist einer Anordnung in mehr Reihen vorzuziehen, da sie durch das duktilere Verhalten der Schrauben bei lateralen Beanspruchungen eine geringere Rotationssteifigkeit aufweist. Darüber hinaus ermöglicht der Schlupf einer Verbindung, in der die Schrauben durch ein Moment lateral beansprucht werden, einen direkten Abbau von Spannungsspitzen. Dies hat sich zuvor deutlich in den Rotationsversuchen gezeigt beim Vergleich von lateralen und axialen Zusatzbeanspruchungen (vgl. Abschnitt 4.4.6.1). Während bei axialen Zusatzbeanspruchungen bereits kleine Verdrehungen große Sekundärmomente verursachen und zu einer Überschreitung der rechnerischen Tragfähigkeit einzelner Verbindungsmittel führen, können Verbindungen mit lateralen Zusatzbeanspruchungen um mehrere Grad verdreht werden, ohne dass eine Überschreitung eintritt. Dies ist ein wichtiges Kriterium für die robuste Ausführung von Zugverbindungen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden keine weiteren Versuche zur Quantifizierung dieser Zusatzlasten aus Sekundärmomenten durchgeführt, da dies über die ursprüngliche Fragestellung hinausgeht. Inwieweit sich Einspannungen und daraus resultierende Nebenspannungen auf die Tragfähigkeit der Verbindung auswirken und ob ein linear-elastischer Ansatz die realen Einwirkungen auf die Verbindungsmittel ausreichend genau abschätzen kann, sollte weiter untersucht werden. Vorbild für weitere Untersuchungen können exzentrische Zugversuche an Verbindungen mit mehreren Verbindungsmitteln sein, wie sie bereits für Stahl-Holz-Bolzenverbindungen durchgeführt wurden [2]. Durch Variation der Exzentrizitäten und Lastniveaus lassen sich sowohl resultierende Verdrehungen ermitteln und so der Datenumfang für Rotationssteifigkeiten erweitern als auch die Auswirkungen auf die Tragfähigkeit der Verbindungen untersuchen. Ergänzend können Langzeitversuche bei Lastniveaus nahe der Tragfähigkeit der Verbindungen durchgeführt werden, um Relaxationseffekte sowie durch Klimaanpassungen auch die Einflüsse von Schwinden und Quellen der Holzbauteile auf Verformungen und Tragfähigkeit zu analysieren. Die Geometrie der Versuche kann sich an den in Abschnitt 4.3 besprochenen Zugversuchen orientieren.

5.9 Empfehlungen für ein Rechenmodell

Auf Basis der vorangegangenen Literaturrecherche und der experimentellen Untersuchungen wurde eine Vielzahl von Berechnungsansätzen analysiert und ein Berechnungsmodell entwickelt. Generell überschätzen alle Ansätze die Steifigkeit von Verbindungen mit 90° Einbringwinkel. Ursache hierfür sind die kleinen absoluten Verformungen der Verbindungsmittel im relevanten Bereich bis etwa $0,5^\circ$. Die resultierende Verformung an den Schraubenpositionen beträgt je nach Abstand vom Drehpunkt nur 0,2 bis 1,5 mm. Zug-scherversuche an Verbindungen mit auf Abscheren beanspruchten Schrauben zeigen, dass bei so geringen Verschiebungen nur minimale Kräfte in der Scherverbindung übertragen werden [9], wohingegen in Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben schon signifikante Lasten übertragen werden. Hinzu kommt der initiale Schlupf bei Verbindungen mit lateral beanspruchten Verbindungsmitteln [26]. Da auch dieser Anfangsschlupf rechnerisch unberücksichtigt bleibt, liegen die rechnerischen Steifigkeiten noch deutlicher über den realen Steifigkeiten bei entsprechend kleinen Verformungen. Dies zeigen auch die Versuchsergebnisse. Verbindungen mit Schrauben mit 90° Einbringwinkel weisen einen rotatorischen Anfangsschlupf auf, der zu Verdrehungen führt, die teilweise deutlich über den baupraktisch relevanten Verdrehungen liegen, wie in den Momenten-Verdrehungs-Diagrammen der Serien 24 bis 34 erkennbar ist.

Die Berechnungsmodelle zur axialen Steifigkeit von Schrauben weisen untereinander sehr große Streuungen auf. Auch die experimentellen Steifigkeiten weisen Streuungen auf, die rechnerisch nicht abgebildet werden. Sie können nur über einen Standardfehler abgeschätzt werden. Diese Berechnungsmodelle sind jedoch essenziell zur Abschätzung der Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Verbindungsmitteln. Mehrere Berechnungsansätze liefern dabei eine vergleichbare Abschätzung der Versuchsergebnisse. Viele frühere Ansätze unterschätzen aufgrund der experimentellen Grundlagen und Messmethode die axiale Steifigkeit und sind deshalb für die Berechnung der Rotationssteifigkeit ungeeignet.

Die Rotationssteifigkeit kann über einen rein mechanischen Ansatz mithilfe der quadrierten Verbindungsmittelabstände und der richtungsabhängigen Steifigkeit ausreichend genau abgeschätzt werden. Darüber hinaus ermöglicht der Ansatz eine Rückrechnung auf die Beanspruchung der einzelnen Verbindungsmittel. Der Berechnungsansatz der lateralen und axialen Steifigkeit nach prEN 1995-1-1:2024-09 liefert passende Eingangswerte, um die Rotationssteifigkeit realistisch abschätzen zu können. Mittelwerte und Bestimmtheitsmaße zeigen, dass damit eine genauere Abschätzung der Rotationssteifigkeit möglich ist, als bei so manchem Berechnungsansatz für die Steifigkeiten einzelner Verbindungsmittel [8], [11].

Ein gewisser Steifigkeitsanteil bei axial beanspruchten Schrauben resultiert aus Wechselwirkungen in den Kontaktflächen, was sich insbesondere bei Verbindungen mit kleinen

Verbindungsmittelabständen oder Verbindungen, bei denen die geneigt eingebrachten Schrauben aufgrund des Moments laterale Beanspruchung erfahren, zeigt. Diese Effekte führen zu einer Unterschätzung der Steifigkeit in vielen Berechnungsansätzen. Dagegen werden Verbindungen mit großen Abständen und axialer Momentenbeanspruchung tendenziell überschätzt. Dieser flächige Effekt ist sowohl bei der Versuchsbeobachtung als auch in der Versuchsauswertung erkennbar, aber mithilfe des bestehenden Prüfaufbaus nicht quantifizierbar.

Deshalb erweist sich der Berechnungsansatz nach [8] (vgl. Abschnitt 2.4.4) als eine zutreffende Näherung. Auch dort wird der Anteil aus Kontakt zwischen den Bauteilen nicht genau quantifiziert, sondern geht unspezifisch in die Berechnungsgleichung mit ein. Die besten Abschätzungen der Rotationssteifigkeit liefern Berechnungsansätze 11 und 12. In Ansatz 11 wird die Berechnungsmethode zur Ermittlung der axialen Steifigkeit nach [8] mit der Methode zur lateralen Steifigkeit nach SIA 265:2012 und dem Ansatz zur Interaktion nach [12] kombiniert. Ansatz 12 berücksichtigt die Methode zur Ermittlung der lateralen Steifigkeit nach [33]. Mathematische Methoden wie die Regression können die Ergebnisse weiter annähern, sind jedoch stark von den Eingangsdaten abhängig. Aufgrund des begrenzten Probenumfangs können Artefakte entstehen, die die allgemeine Aussagekraft der Regression infrage stellen. Ein präzises mathematisches Fitting kann daher nicht ohne Weiteres als allgemeingültig angesehen werden.

6 Zusammenfassung und Fazit

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Berechnungsmethode für die Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Schrauben entwickelt. Nach einer Diskussion der Einflussparameter und einer kritischen Betrachtung der früheren Versuchsergebnisse werden eigene experimentelle Untersuchungen durchgeführt.

Kernstück dieser Untersuchungen ist die Entwicklung und Erprobung eines Prüfaufbaus, der die unabhängige Aufbringung von (Zug-) Normalkräften und Biegemomenten ermöglicht. Nach einer Konzeptionsphase und ersten Vorversuchen wurde ein biaxialer Prüfaufbau konstruiert und gefertigt. Die darauffolgenden experimentellen Untersuchungen zeigen, dass mit diesem Prüfstand Zugverbindungen unter Biegebeanspruchung in baupraktischen Größen zuverlässig, in ausreichender Präzision, reproduzier- und validierbar geprüft werden können.

Eine Vielzahl möglicher Einflussfaktoren wird identifiziert und anschließend entweder durch Verweis auf entsprechende Literatur oder durch eigene experimentelle Untersuchungen überprüft und systematisch analysiert.

Anschließend werden verschiedene Methoden zur Bestimmung einer Berechnungsformel angewendet und die Ergebnisse miteinander verglichen. Neben rein analytischen Ansätzen wurden auch statistische Methoden einbezogen. Die Diskussion ergibt, dass eine statistisch hergeleitete Formel auf Basis der vorliegenden Daten keine ausreichende Allgemeingültigkeit besitzt. Stattdessen wird die Anwendung der analytisch hergeleiteten Ansätze 11, 12 und 14 (vgl. Abschnitte 5.4.4 und 5.4.5) empfohlen. Diese Ansätze ermöglichen eine ausreichend genaue Abschätzung der Steifigkeiten und fügen sich in bestehende Normenwerke ein, wodurch eine direkte Anwendung in der Baupraxis erleichtert wird.

6.1 Empfehlungen für die Praxis

Die angestellten Untersuchungen führen zu konkreten Empfehlungen für die Konstruktion von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben in Fachwerkknoten wie auch in Zugscherverbindungen unter Momentenbeanspruchung, die sich durch hohe Tragfähigkeit und Robustheit auszeichnen. Allerdings sind bestimmte Aspekte zu beachten. Allem vorangestellt muss erwähnt werden, dass unsachgemäße Ausführungen alle Optimierungsmaßnahmen zunichtemachen können. Kollisionen durch unbeabsichtigte Lageabweichungen mindern die Tragfähigkeit sowohl einzelner Verbindungsmittel als auch der gesamten Verbindung erheblich. Daher müssen Verbindungen so konstruiert werden, dass die Tragfähigkeit der Schrauben nicht vollständig ausgenutzt wird oder im Falle einer fehlerhaften Montage zusätzliche Verbindungsmittel vorgesehen werden können.

Die Rotationssteifigkeit lässt sich am besten durch die Berechnung mit Schwerpunktabständen und der Aufteilung in axiale und laterale Steifigkeitsanteile abschätzen. Besonders genau ist der Ansatz, der die laterale Steifigkeit nach SIA 265:2012 oder nach [33] sowie die axiale Steifigkeit nach [8] mit der Umrechnung nach [12] kombiniert. Auch die Formeln der prEN 1995-1-1:2024-09 liefern realistische Werte.

Für Fachwerkkonstruktionen ist ein duktils Verbindungsverhalten bei niedriger Rotationssteifigkeit vorteilhaft. Dies wird erreicht, indem geneigte Schrauben in wenigen Reihen mit entsprechend erforderlicher Anzahl je Reihe angeordnet werden. Trotz eines möglichen Reißverschluss effekts bei vielen Verbindungsmitteln in Reihe sorgt diese Anordnung für minimale Hebelarme zum Drehpunkt, geringere Rotationssteifigkeit und reduzierte Sekundärmomente. Durch die überwiegend laterale Beanspruchung der geneigten Schrauben aufgrund des Moments bleibt das Verbindungsverhalten duktil und die axiale Tragfähigkeit wird nur geringfügig reduziert [44]. Geneigte Schrauben unter Druckbeanspruchung sind zu vermeiden.

Bei der Wahl der Materialien empfiehlt sich bei der Verwendung von LVL entsprechende Plattenwerkstoffe mit Querlagen zu nutzen, da diese ein sprödes Versagen wie beispielsweise ein Aufspalten effektiv verhindern. Auch ein Blockscheren kann somit unterbunden werden. Die höhere Zugtragfähigkeit von homogenen Aufbauten in Faserrichtung bringt dagegen keine Vorteile, da der Nettoquerschnitt meist nicht vollständig ausgenutzt werden kann.

6.2 Offene Fragen

Die durchgeführten Untersuchungen haben die Entwicklung und Validierung eines praxisnahen Rechenansatzes zur Bestimmung der Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geeignet eingebrachten Schrauben ermöglicht. Mit diesem Ansatz lassen sich sowohl die Steifigkeit der gesamten Verbindung als auch die Belastung einzelner Verbindungsmittel zuverlässig abschätzen. Dennoch sind im Verlauf der Arbeit weiterführende Fragestellungen aufgekommen, die nicht abschließend behandelt werden konnten.

Insbesondere zwei Aspekte sollten dabei im Fokus zukünftiger Untersuchungen stehen. Zum Ersten ist der Effekt der flächenhaften Reibung zwar qualitativ erkannt und beschrieben, jedoch fehlt bislang eine quantitative Analyse der flächigen Querdruckspannung und der daraus resultierenden Reibkräfte. Hierzu sind neue Messmethoden oder Simulationen erforderlich, um die Ausbreitung der Querdruckspannung um die Verbindungsmittel und ihren Einfluss auf die Reibung und Steifigkeit präziser erfassen zu können.

Zum Zweiten ist die Auswirkungen einer Dauerbelastung auf die einzelnen Verbindungsmittel und auf die Rotationssteifigkeit der gesamten Verbindung noch nicht untersucht. Insbesondere die Effekte der Relaxation und des Kriechens sollten in entsprechenden Dauerstandversuchen untersucht werden. Darüber hinaus sind die Folgen von Feuchteänderungen wie Schwinden und Quellen der Holzbauteile zu analysieren. Während feststeht, dass Schwinden zusätzliche Verformungen bewirkt, ist ein möglicher Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung noch genauer zu untersuchen.

Diese weiterführenden Untersuchungen können dazu beitragen, die bisherigen Erkenntnisse zu ergänzen und die Konstruktion robuster und langlebiger Verbindungen weiter zu optimieren.

7 Literaturverzeichnis

- [1] P. Dubas, *Einführung in die Norm SIA 164 (1981) - Holzbau*. Zürich: ETH Zürich - Lehrstuhl für Baustatik und Stahlbau, 1981.
- [2] E. Gehri, „Betrachtung zum Tragverhalten von Bolzenverbindungen im Holzbau“, *Schweizer Ingenieur und Architekt*, Bd. 98, 1980.
- [3] S. Schilling, N. Manser, P. Palma, R. Steiger, und A. Frangi, „Design of timber trusses with dowelled steel-to-timber connections“, Aug. 2022, doi: 10.3929/ETHZ-B-000649518.
- [4] E. Baldauf und M. Frese, „Lageimperfektionen von selbstbohrenden Schrauben in Holz und Holzwerkstoffen“, KIT Holzbau und Baukonstruktion, Karlsruhe, 2025.
- [5] S. Egner und M. Frese, „Schlussbericht zum Verbundvorhaben: Fachwerkträger aus Nadel- und Buchenholz (fanabu)“, Schlussbericht, Jan. 2023.
- [6] „ETA-11/0190“. Deutsches Institut für Bautechnik, 23. Juli 2018.
- [7] *prEN 1995-1-1:2024-09: Eurocode 5 - Design of timber structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*, 23. September 2024.
- [8] H. J. Blaß und Y. Steige, *Steifigkeit axial beanspruchter Vollgewindeschrauben*, Bd. 34. in *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, vol. 34. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2018.
- [9] R. Jockwer, R. Steiger, und A. Frangi, „Design model for inclined screws under varying load to grain angles: Comparison with other simplified models“, in *INTER 47*, Bath UK, 2014, S. 141–153.
- [10] A. Kevarinmäki, „Joints with inclined screws“, gehalten auf der INTER 35, 2002, S. 127–140.
- [11] I. Bejtka, *Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben*, Bd. 2. in *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, vol. 2. Karlsruhe: Univ.-Verl. Karlsruhe, 2005.
- [12] R. Tomasi, A. Crosatti, und M. Piazza, „Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws“, *Construction and Building Materials*, Bd. 24, S. 1560–1571, Jan. 2010.
- [13] R. Jockwer, R. Steiger, und A. Frangi, „Fully threaded self-tapping screws subjected to combined axial and lateral loading with different load to grain angles“, *Materials and Joints in Timber Structures*, S. 265–272, Jan. 2014.
- [14] A. Ringhofer, R. Brandner, und G. Schickhofer, „A universal approach for withdrawal properties of self-tapping screws in solid timber and laminated timber products“, in *INTER 48*, 2015, S. 79–96.
- [15] U. A. Girhammar, N. Jacquier, und B. Källsner, „Stiffness model for inclined screws in shear-tension mode in timber-to-timber joints“, *Engineering Structures*, Bd. 136, S. 580–595, Jan. 2017, doi: 10.1016/j.engstruct.2017.01.022.

- [16] Y. De Santis und M. Fragiaco, „Slip modulus formulas for timber-to-timber inclined screw connections: Comparison with other simplified models“, gehalten auf der INTER 54, Timber Scientific Publishing, Jan. 2021, S. 131–145.
- [17] *DIN EN 26891:1991-07: Holzbauwerke - Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln: Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens.*
- [18] H. J. Blaß, I. Bejtka, und T. Uibel, *Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde*, Bd. Bd. 4. in Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, vol. Bd. 4. Hannover; Karlsruhe: Univ.-Verl. Karlsruhe, 2006.
- [19] P. Racher, Hrsg., *Moment resisting connections: STEP lecture C16*. 1995.
- [20] B. Heimeshoff, „Berechnung von Rahmenecken mit Dübelanschluß (Stabdübelkreis)“, *Holzbau Statik Aktuell*, Bd. 2, Nr. 2, S. 1–5, Jan. 1977.
- [21] M. H. Kessel und T. Willemsen, „Zur Berchnung biegesteifer Anschlüsse“, *Bauen mit Holz*, Bd. 93, S. 342–352, Jan. 1991.
- [22] M. Noguchi und K. Komatsu, „A new method for estimating stiffness and strength in bolted timber-to-timber joints and its verification by experiments (II): bolted cross-lapped beam to column joints“, *J Wood Sci*, Bd. 50, Nr. 5, S. 391–399, Jan. 2004, doi: 10.1007/s10086-003-0606-y.
- [23] M. Johanides, A. Lokaj, P. Dobes, und D. Mikolasek, „Numerical and experimental analysis of the rotational stiffness of a timber semi-rigid dowel-type connection“, *Materials (Basel)*, Bd. 15, Nr. 16, Jan. 2022, doi: 10.3390/ma15165622.
- [24] S. Aurand und H. J. Blaß, *Verbinder aus Kunstharzpressholz mit erhöhter Reibung in der Scherfuge*, Bd. 38. in Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, vol. 38. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2023.
- [25] *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 + AC:2006 + A1:2008*, 1. Dezember 2010.
- [26] J. Ehlbeck, „Load-carrying capacity and deformation characteristics of nailed joints“, gehalten auf der CIB-W18, Bordeaux, Frankreich, 1979, S. Paper 12-7-1.
- [27] R. Jockwer und A. Jorissen, „Stiffness and deformation of connections with dowel-type fasteners“, in *Design of connections in timber structures*, [1. Auflage]., Aachen: Shaker Verlag GmbH, 2018, S. 95–126.
- [28] *DIN 1052:2008-12: Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau.*
- [29] A. Ringhofer, „Zum Last-Verschiebungsverhalten mehrachsiger beanspruchter Holzbauschrauben ... und weitere ausgesuchte Themenstellungen“, gehalten auf der Generalversammlung des IHBV, Cafe Landtmann, Wien, 8. Oktober 2020.
- [30] *SIA 265:2012 Holzbau: Holzbau*, Zürich., 1. Januar 2012.
- [31] *prEN 1995-1-1:2023-10: Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.*
- [32] M. A. H. Mirdad, A. Jucutan, R. Khan, J. Niederwestberg, und Y. H. Chui, „Embedment and withdrawal stiffness predictions of self-tapping screws in timber“, *Construction and Building Materials*, Bd. 345, Aug. 2022, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2022.128394.
- [33] J. Gauß, „Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen“, Stuttgart, 2024.

- [34] Y. Steige und M. Frese, „Study on a newly developed diagonal connection for hybrid timber trusses made of spruce glulam and beech laminated veneer lumber“, *Wood Material Science & Engineering*, Bd. 14, Nr. 5, S. 280–290, Jan. 2019.
- [35] P. Dietsch, „Einsatz und Berechnung von Schubverstärkungen für Brettschichtholz“, München, 2012.
- [36] „ETA-12/0132“. Deutsches Institut für Bautechnik, 21. Mai 2021.
- [37] *DIN EN 14080:2013-09: Holzbauwerke - Brettschichtholz und Balkenschichtholz - Anforderungen*.
- [38] „ETA-12/0062“. Deutsches Institut für Bautechnik, 15. April 2019.
- [39] „ETA-12/0114“. ETA-Danmark A/S, 12. Oktober 2017.
- [40] „ETA-22/0772“. Österreichisches Institut für Bautechnik, 3. April 2023.
- [41] B. Azinovic und M. Frese, Hrsg., „FE modelling of timber connections with inclined and cross-wise arranged screws - new findings on testing the shear stiffness.“, gehalten auf der INTER 53, Timber Scientific Publishing, Jan. 2020, S. 71–85.
- [42] H. Stamatopoulos und K. A. Malo, „On strength and stiffness of screwed-in threaded rods embedded in softwood“, *Construction and Building Materials*, Bd. 261, S. 119999, Nov. 2020, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119999.
- [43] M. A. H. Mirdad, J. Niederwestberg, A. Jucutan, und Y. H. Chui, „Prediction of withdrawal stiffness of self-tapping screws“, in *World Conference on Timber Engineering (WCTE 2023)*, Oslo, Norway: World Conference on Timber Engineering (WCTE 2023), 2023, S. 1117–1122. doi: 10.52202/069179-0153.
- [44] A. Ringhofer, M. Burtscher, R. Sieder, und M. Gsettnner, „Self-tapping timber screws subjected to combined axial and lateral loading“, in *INTER 54*, Karlsruhe: Timber Scientific Publishing, Jan. 2021, S. 95–111.
- [45] *DIN EN 1995-2:2010-12: Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 2: Brücken*.
- [46] T. Block, H. Eggert, und W. Kauschke, *Lager im Bauwesen*, 3. Auflage. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn.
- [47] M. Dörre, R. Glienke, M. Schwarz, und K. -H. Henkel, „Zur Querkrafttragfähigkeit reibschlüssiger Schraubverbindungen mit erhöhtem Nennlochspiel“, *Materialwissenschaft Werkst*, Bd. 53, Nr. 2, S. 139–155, Feb. 2022, doi: 10.1002/mawe.202100206.
- [48] O. Minor und P. Ryjacek, „Rotational stiffness of connections in a historical steel railway bridge“, in *Structural Analysis of Historical Constructions*, 2019, S. 1082–1089.
- [49] *VDI 2230-1: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen*, November 2015.
- [50] S. Medina, D. Nowell, und D. Dini, „Analytical and numerical models for tangential stiffness of rough elastic contacts“, *Tribol Lett*, Bd. 49, Nr. 1, S. 103–115, Jan. 2013, doi: 10.1007/s11249-012-0049-y.
- [51] K. S. Parel, R. J. Paynter, und D. Nowell, „Linear relationship of normal and tangential contact stiffness with load“, *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, Bd. 476, Nov. 2020, doi: 10.1098/rspa.2020.0329.
- [52] H. Schmidt, J. Korth, G. Machura, R. Podleschny, C. Kammel, und M. Volz, *Ausführung von Stahlbauten: Kommentare zu DIN EN 1090-2 und DIN EN 1090-4*, 1. Aufl. Wiley, 2019. doi: 10.1002/9783433605325.

- [53] N. Stranghöner, N. Afzari, und J. Berg, „Gleitfeste Verbindungen im Turm- und Mastbau“, *Stahlbau*, Bd. 84, Nr. 12, S. 966–979, 2015, doi: 10.1002/stab.201510337.
- [54] M. Piazza, A. Polastri, und R. Tomasi, „Ductility of timber joints under static and cyclic loads“, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, Bd. 164, Nr. 2, S. 79–90, Jan. 2011, doi: 10.1680/stbu.10.00017.
- [55] *DIN EN 1995-1-1/NA:2013-08, Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.*
- [56] *DIN EN 14358:2016-11: Holzbauwerke - Berechnung und Kontrolle charakteristischer Werte.*
- [57] M. Frese und M. Jordan, „Deviations between planned and actual position of wood screws - consequences for minimum spacing“, *NZ Timber Design Journal*, Bd. 28, Nr. 2, Jan. 2020.
- [58] „Oberflächenbündige Unterlegscheibe für 45°-Schrägverschraubung entwickelt: Winkelscheibe 45° Hartholz“, Feb. 2018.
- [59] H. C. Foo, „Experimental study of timber trusses and joints“, *Journal of Structural Engineering*, Bd. 119, Nr. 4, S. 1283–1296, Jan. 1993.
- [60] N. Meyer, *Tragfähigkeit mechanischer und geklebter Verbindungsmittel in Buchenfurnierschichtholz*, Bd. 36. in Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, vol. 36. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2020.
- [61] F. Diehl u. a., „Schlussbericht zum Verbundvorhaben: Hybrid-Leichtbauträger für weitgespannte Hallentragwerke (Acronym HLBTräger)“, Jan. 2022.
- [62] M. Schweigler, T. K. Bader, G. Hochreiner, G. Unger, und J. Eberhardsteiner, „Load-to-grain angle dependence of the embedment behavior of dowel-type fasteners in laminated veneer lumber“, *Construction and Building Materials*, Bd. 126, Nr. 3, S. 1020–1033, Jan. 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.09.051.
- [63] *DIN EN ISO 7500-1:2004-11: Metallische Werkstoffe - Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung.*
- [64] *DIN EN ISO 9513:2013-05: Metallische Werkstoffe - Kalibrierung von Längenänderungs- Messeinrichtungen für die Prüfung mit einachsiger Beanspruchung.*
- [65] H. Krenn, „Der Einfluss der Gruppenwirkung von Schraubenverbindungen auf das Nachweisverfahren“, gehalten auf der 16. Internationales Holzbau-Forum (IHF 2010), 2010.
- [66] C. O. Cramer, „Load distribution in multiple-bolt tension joints“, *Journal of the Structural Division*, Bd. 94, Nr. 5, Mai 1968, doi: 10.1061/JSDEAG.0001946.

Anhang A – Verschiebungsmodul von selbstbohrenden Schrauben

Tabelle A 1: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 1 (Na-BSH - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 90° - Nicht vorgebohrt)

	Rondichte [kg/m ³]	0 % - 40 %	10 % - 40 % Erstbelastung	10 % - 40 % Zweitbelastung	10 % - 40 % Drittbelastung	10 % - 40 % Vertbelastung	40 % - 10 % Erstentlastung	40 % - 10 % Zweitentlastung	40 % - 10 % Drittentlastung	40 % - 10 % Vertentlastung	10 % - 90 % Erstbelastung	10 % - 90 % Zweitbelastung	90 % - 10 % Erstentlastung	90 % - 10 % Zweitentlastung
	449	15,3	16,3	18,4	18,5	18,4	18,6	18,6	15,6	16,8	17,5	18,5	18,0	18,8
	449	11,1	13,7	15,2	15,3	15,5	15,5	15,4	12,0	14,1	15,6	16,2	14,8	16,4
	449	10,0	11,9	15,1	15,3	15,4	15,3	15,4	12,3	14,5	15,9	16,7	15,5	17,1
	449	9,1	12,7	14,8	14,9	14,9	15,0	15,0	11,1	13,5	15,0	16,1	14,5	16,4
	449	13,4	14,8	16,7	16,9	16,8	17,0	17,0	14,0	14,9	15,8	17,0	16,6	17,4
	449	10,0	15,0	17,0	17,2	17,2	17,3	17,3	11,8	15,7	15,9	17,2	15,0	17,5
	449	11,7	14,7	16,0	16,3	16,0	16,3	16,3	13,1	14,8	15,4	16,4	15,6	16,8
	449	9,5	12,1	15,2	15,5	15,6	15,4	15,5	12,6	14,5	15,4	16,3	15,3	16,8
	449	8,4	12,7	15,0	15,3	15,4	15,2	15,3	10,3	14,3	15,8	16,8	14,0	17,1
Mittelwert	449	10,9	13,8	15,9	16,1	16,1	16,2	16,2	12,5	14,8	15,8	16,8	15,5	17,2
COV [%]	0,0	19,2	10,5	7,2	7,0	6,5	7,2	7,1	11,9	6,0	4,2	4,2	7,2	4,0

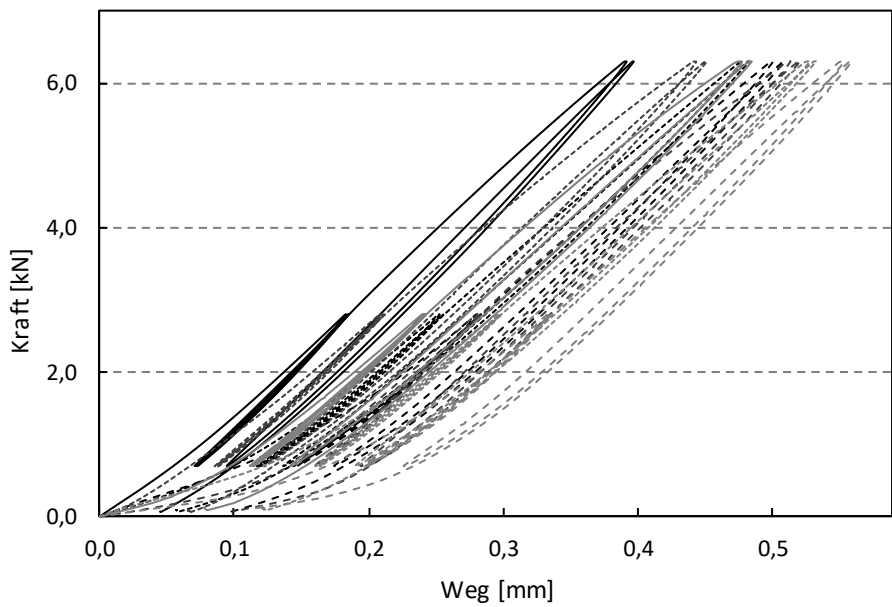


Abbildung A 1: Kraft-Weg-Diagramme Serie 1

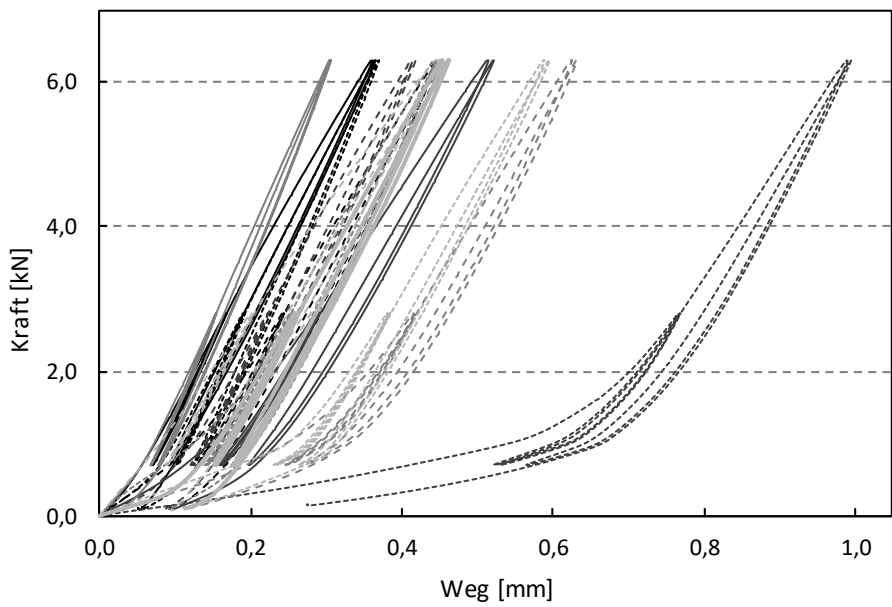


Abbildung A 2: Kraft-Weg-Diagramme Serie 2

Tabelle A 2: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 2 (Na-BSH - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 45° - Nicht vorgebohrt)

		90 % - 10 %	90 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	0 % - 40 %	Rohdichte
		Zweitentlastung	Erstentlastung	Zweitbelastung	Erstbelastung	Viertentlastung	Drittentlastung	Zweitentlastung	Erstentlastung	Viertbelastung	Drittbelastung	Zweitbelastung	Erstbelastung		[kg/m³]	
	464	20,9	20,1	20,5	19,3	18,8	17,8	21,5	21,5	23,4	23,3	21,3	21,5	21,2	19,0	464
	464	23,2	20,2	22,8	21,3	20,7	16,1	23,4	23,4	16,1	23,3	23,3	21,3	22,9	19,1	464
	464	19,5	17,6	17,6	17,8	16,5	14,0	18,6	18,5	14,0	18,6	18,4	18,4	18,3	14,0	464
	464	17,7	14,9	17,2	15,9	14,7	11,0	16,2	16,2	11,0	16,2	16,3	16,2	15,8	12,0	464
	464	13,3	8,6	13,1	12,2	8,5	4,9	8,7	8,5	4,9	8,7	9,0	8,5	8,5	5,9	464
	436	24,8	22,7	24,5	23,7	22,5	19,2	24,3	24,1	19,2	24,3	24,1	24,1	24,2	21,3	436
	436	20,8	18,9	20,4	19,2	18,2	15,4	20,8	20,4	15,4	20,8	20,6	20,4	20,4	17,1	436
	436	21,1	17,6	20,6	18,6	17,4	13,0	18,8	18,5	13,0	18,8	19,5	18,5	18,4	12,6	436
	464	15,9	12,3	15,6	14,9	11,4	8,0	12,3	12,3	8,0	12,3	12,2	12,3	12,1	9,5	464
	464	20,1	18,2	19,6	18,7	17,6	14,6	19,2	19,6	14,6	19,2	19,3	19,6	18,8	16,6	464
	464	17,2	13,2	16,9	15,9	13,4	8,9	13,9	13,9	8,9	13,9	14,4	13,9	13,7	10,5	464
	464	18,0	17,7	17,3	15,7	15,9	15,6	18,5	18,5	15,6	18,5	18,3	18,5	18,1	14,5	464
Mittelwert	457	19,4	16,8	19,0	17,8	16,3	13,2	18,0	17,9	13,2	18,0	18,0	18,0	18,0	14,3	457
COV [%]	2,7	15,7	22,3	15,9	16,6	22,8	30,7	24,3	24,4	30,7	23,5	24,2	24,6	30,1	35,3	2,7

Tabelle A 3: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 3 (Na-BSH - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 90° - Vorgebohrt)

	Rohdichte	0 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	90 % - 10 %	90 % - 10 %
	[kg/m ³]		Erstbelastung	Zweitbelastung	Drittbelastung	Viertbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung	Drittentlastung	Viertentlastung	Erstbelastung	Zweitbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung
	386	13,9	14,5	18,1	18,4	18,3	18,5	18,5	15,6	15,9	15,7	17,3	17,7	18,0
	386	14,7	15,6	17,1	17,3	16,7	17,5	17,4	14,2	15,1	16,2	17,1	16,9	17,5
	386	13,3	15,1	16,9	17,1	16,6	17,1	17,2	14,0	15,3	16,2	16,9	16,4	17,4
	386	13,0	15,4	16,5	16,8	16,4	16,9	16,9	13,0	14,7	15,9	16,8	16,0	17,1
	386	12,1	14,0	16,3	16,6	16,3	16,5	16,6	13,6	14,9	15,1	16,4	15,9	16,9
	386	11,9	14,0	16,1	16,4	16,2	16,5	16,4	13,0	14,8	15,8	16,7	15,9	17,1
	386	13,4	14,8	15,8	16,0	15,6	16,0	16,1	13,9	14,4	14,6	15,5	15,8	16,1
	386	15,1	16,9	18,4	18,6	18,3	18,7	18,7	15,3	16,7	17,3	18,2	17,6	18,5
	394	12,1	14,3	16,1	16,3	15,7	16,5	16,4	12,0	13,4	14,2	15,2	14,6	15,6
	394	15,5	16,0	18,1	18,3	17,6	18,3	18,3	14,9	15,2	15,9	16,9	17,0	17,3
	394	12,5	15,6	17,2	17,5	16,6	17,4	17,4	14,4	14,4	15,7	16,9	17,2	17,0
	394	13,9	16,4	18,6	18,8	18,4	18,8	18,8	15,1	16,6	17,5	18,2	17,4	18,5
	394	10,5	12,4	14,2	14,5	13,8	14,5	14,5	10,1	11,6	11,9	13,7	13,1	14,4
Mittelwert	389	13,2	15,0	16,9	17,1	16,6	17,2	17,2	13,8	14,9	15,5	16,6	16,3	17,0
COV [%]	1,0	10,2	7,6	6,9	6,8	7,5	6,8	6,8	10,5	8,6	8,8	7,0	7,6	6,5

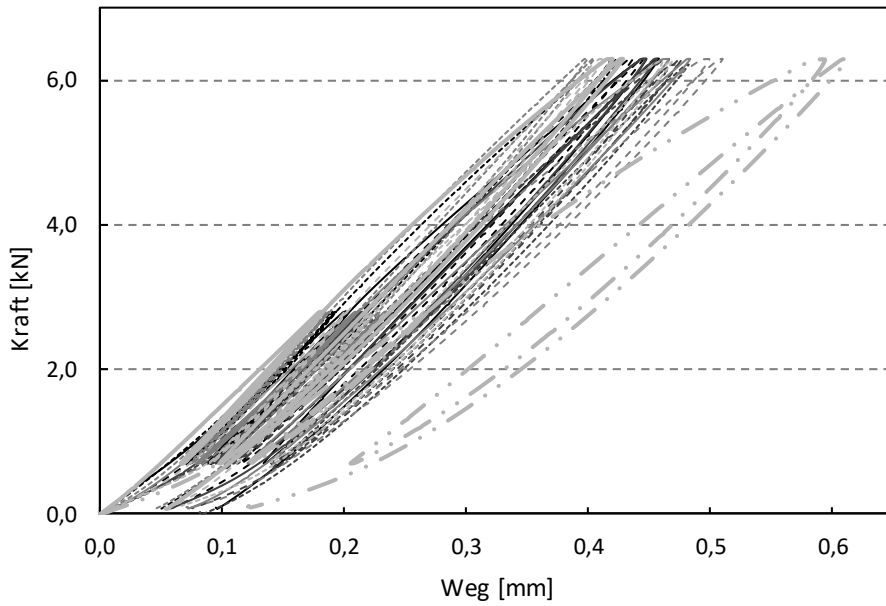


Abbildung A 3: Kraft-Weg-Diagramme Serie 3

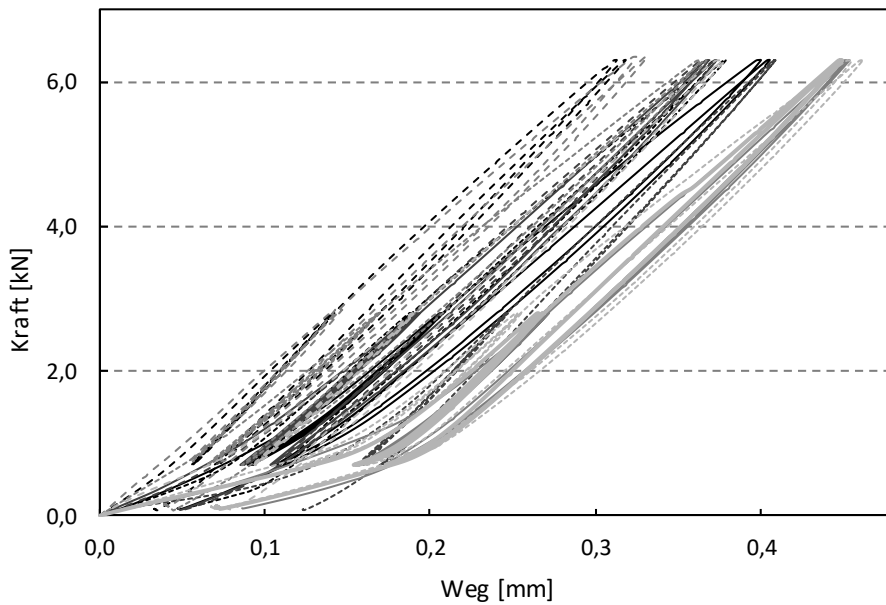


Abbildung A 4: Kraft-Weg-Diagramme Serie 4

Tabelle A 4: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 4 (Na-BSH - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 60° - Vorgebohrt)

	Rohdichte	0 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	90 % - 10 %	90 % - 10 %
	[kg/m ³]		Erstbelastung	Zweitbelastung	Drittbelastung	Viertbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung	Drittentlastung	Viertentlastung	Erstbelastung	Zweitbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung
	487	13,6	15,9	17,8	18,1	17,5	17,9	18,1	14,2	15,8	18,2	18,8	17,7	19,1
	487	14,9	19,1	21,5	21,8	21,7	21,7	21,8	15,9	19,5	20,0	20,9	19,1	21,4
	487	19,9	21,5	24,2	24,6	22,9	24,5	24,6	20,3	20,8	21,8	22,5	22,4	22,7
	487	14,6	16,4	19,4	19,6	19,3	19,6	19,6	15,8	18,1	19,9	20,8	19,4	21,2
	487	11,4	18,2	23,0	23,4	23,2	23,4	23,3	18,8	20,9	22,2	23,5	21,8	23,4
	487	14,8	17,5	20,2	20,8	20,7	20,4	20,5	16,6	19,5	20,2	21,2	19,7	21,6
	487	10,3	13,4	18,3	18,7	18,6	18,3	18,6	12,8	17,1	19,1	19,9	17,0	20,2
	487	16,6	17,7	20,0	20,3	20,1	20,2	20,3	17,1	18,1	18,8	19,9	19,5	20,3
	487	20,0	20,1	22,7	23,8	22,7	23,8	23,2	19,9	20,1	20,9	21,7	22,0	22,1
	487	10,6	15,4	18,3	18,7	18,7	18,7	18,7	12,1	17,4	19,2	20,3	16,5	20,5
	487	11,1	14,3	16,0	16,3	17,1	16,1	16,2	11,6	15,4	17,0	18,6	16,1	19,2
	487	14,8	17,0	21,6	21,8	21,7	21,6	21,8	18,6	19,5	19,9	21,3	21,0	21,7
Mittelwert	487	14,4	17,2	20,2	20,7	20,3	20,5	20,5	16,1	18,5	19,8	20,8	19,4	21,1
COV [%]	0,0	21,9	13,0	11,5	11,7	10,1	11,9	11,5	17,7	9,6	7,1	6,5	10,8	6,0

Tabelle A 5: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 5 (Na-BSH - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 45° - Vorgebohrt)

90 % - 10 %	Zweitentlastung	18,2
90 % - 10 %	Erstentlastung	19,4
10 % - 90 %	Zweitbelastung	18,0
10 % - 90 %	Erstbelastung	23,0
40 % - 10 %	Viertentlastung	23,9
40 % - 10 %	Drittentlastung	20,2
40 % - 10 %	Zweitentlastung	19,0
40 % - 10 %	Erstentlastung	19,2
10 % - 40 %	Vierbelastung	21,5
10 % - 40 %	Drittelbelastung	17,1
10 % - 40 %	Zweitbelastung	18,2
10 % - 40 %	Erstbelastung	17,1
0 % - 40 %		12,2
Rohdichte	[kg/m³]	451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
		451
Mittelwert		451
COV [%]		0,0

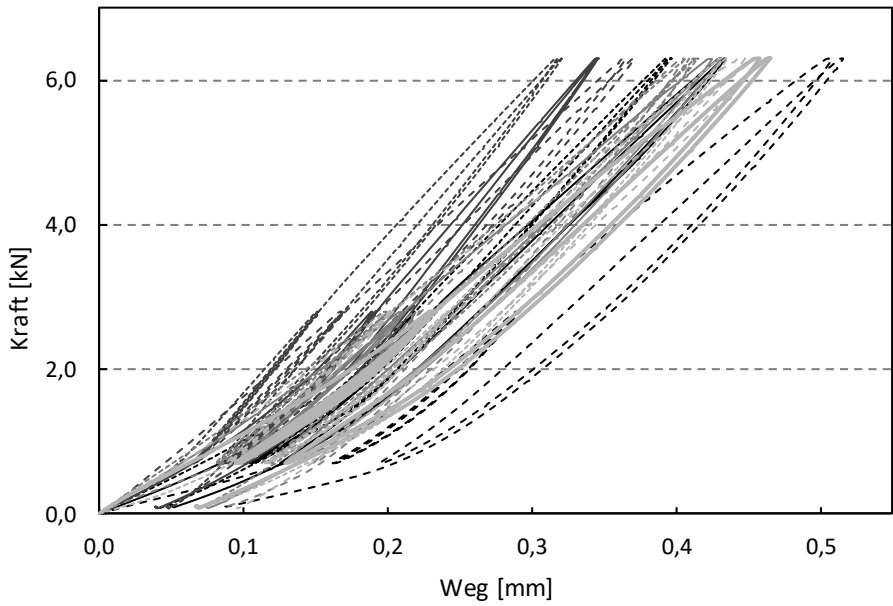


Abbildung A 5: Kraft-Weg-Diagramme Serie 5

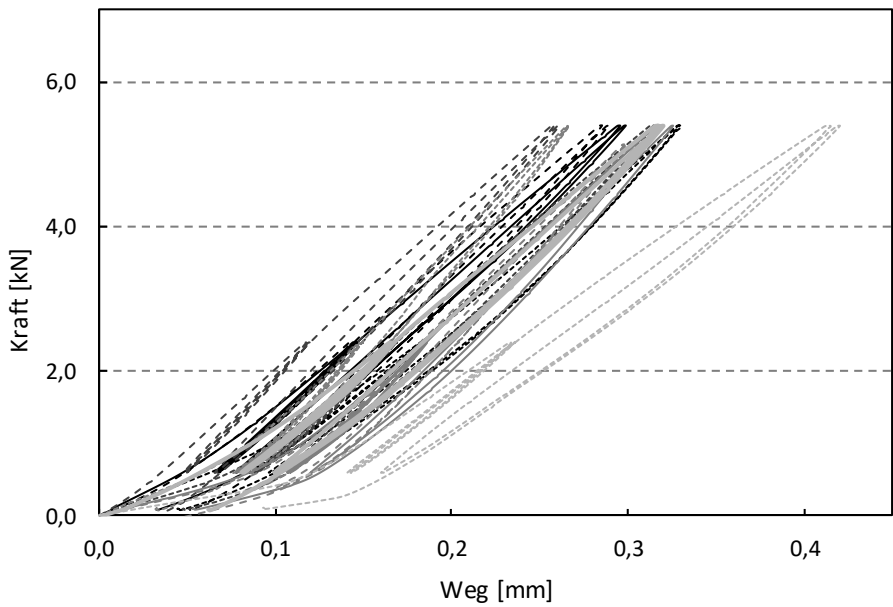


Abbildung A 6: Kraft-Weg-Diagramme Serie 6

189

Tabelle A 7: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 7 (Bu-LVL - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 90° - Vorgebohrt)

	Rohdichte	0 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	90 % - 10 %	90 % - 10 %
	[kg/m ³]		Erstbelastung	Zweitbelastung	Drittbelastung	Viertbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung	Drittentlastung	Viertentlastung	Erstbelastung	Zweitbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung
	813	23,8	26,0	26,9	27,1	26,4	27,1	27,1	22,8	24,1	23,2	24,9	24,9	25,5
	813	21,3	24,4	26,7	27,0	26,2	27,0	27,0	22,4	23,8	23,0	25,0	24,8	25,6
	813	21,2	24,2	26,2	26,4	25,6	26,5	26,4	21,5	23,2	22,5	24,6	24,2	25,3
	813	21,3	24,7	26,4	26,6	25,7	26,6	26,6	21,2	23,1	23,2	24,5	23,8	24,9
	813	21,8	23,6	25,7	25,9	24,9	26,0	26,0	21,4	22,3	21,7	23,8	24,0	24,5
	813	20,8	23,7	25,7	26,0	25,3	26,2	26,0	20,8	22,6	22,5	24,1	23,7	24,7
	813	22,9	24,9	26,8	27,5	26,6	27,9	27,5	22,6	23,3	22,3	24,7	25,1	25,5
	813	21,4	23,6	25,6	26,0	25,1	26,0	26,0	21,4	22,4	21,7	24,0	24,1	24,8
	813	20,6	24,0	25,9	26,2	25,5	26,3	26,2	21,0	23,0	23,1	24,5	23,9	25,1
	813	20,6	23,8	25,9	26,4	25,5	26,1	26,0	20,9	22,9	22,7	24,3	23,9	24,9
	813	21,6	24,0	26,1	26,4	26,0	26,6	26,5	22,2	23,5	23,1	24,7	24,6	25,3
	813	21,9	23,3	25,6	25,9	24,8	26,1	26,0	21,7	22,0	20,9	23,3	24,1	24,2
Mittelwert	813	21,6	24,2	26,1	26,5	25,6	26,5	26,5	21,7	23,0	22,5	24,4	24,3	25,0
COV [%]	0,0	4,1	2,9	1,8	1,9	2,1	2,1	1,9	3,0	2,6	3,1	1,9	1,8	1,6

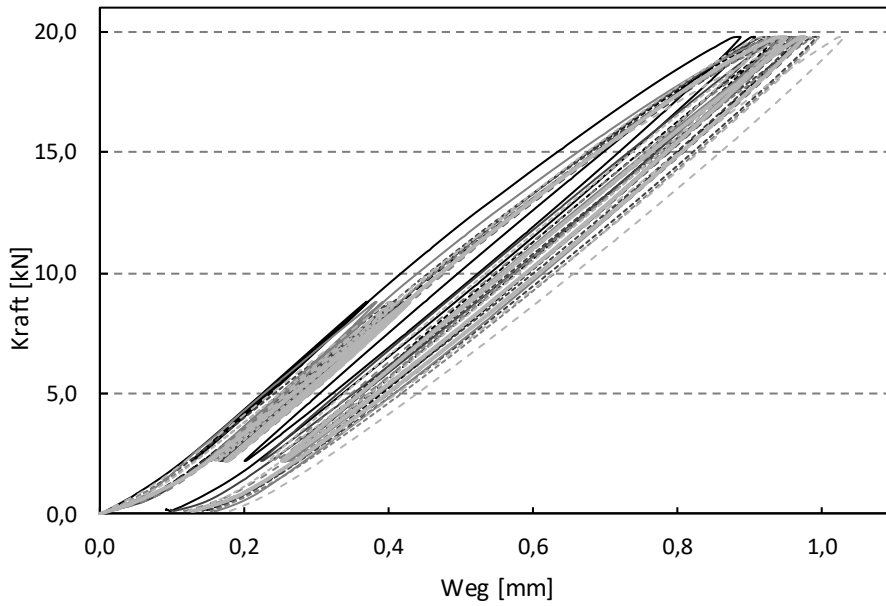


Abbildung A 7: Kraft-Weg-Diagramme Serie 7

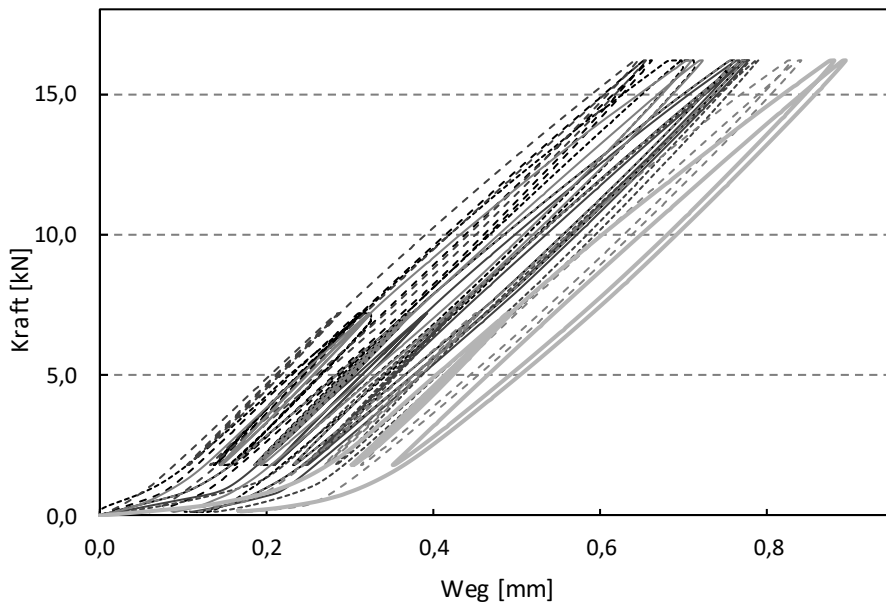


Abbildung A 8: Kraft-Weg-Diagramme Serie 8

Tabelle A 8: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 8 (Bu-LVL - 8 mm - Achs-Faser-Winkel 45° - Vorgebohrt)

90 % - 10 %	Zweitentlastung	27,2
90 % - 10 %	Erstentlastung	28,5
10 % - 90 %	Zweitbelastung	29,2
10 % - 90 %	Erstbelastung	27,8
40 % - 10 %	Viertentlastung	25,2
40 % - 10 %	Drittentlastung	26,0
40 % - 10 %	Zweitentlastung	27,9
40 % - 10 %	Erstentlastung	28,8
10 % - 40 %	Vertheilastung	25,0
10 % - 40 %	Drittbelastung	24,5
10 % - 40 %	Zweitbelastung	25,8
10 % - 40 %	Erstbelastung	27,0
0 % - 40 %	Rohdichte [kg/m³]	27,9
0 % - 40 %		28,6
0 % - 40 %		29,1
0 % - 40 %		23,4
0 % - 40 %		27,0
0 % - 40 %		25,5
0 % - 40 %		26,6
0 % - 40 %		25,8
0 % - 40 %		26,8
0 % - 40 %		27,6
0 % - 40 %		27,2
0 % - 40 %		25,9
0 % - 40 %		26,0
0 % - 40 %		24,7
0 % - 40 %		22,6
0 % - 40 %		28,1
0 % - 40 %		27,8
0 % - 40 %		28,4
0 % - 40 %		27,9
0 % - 40 %		27,2
Mittelwert	795	28,1
COV [%]	1,3	2,3

Tabelle A 9: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 9 (Na-BSH - 12 mm - Achs-Faser-Winkel 90° - Vorgebohrt)

90 % - 10 %	Zweitentlastung	39,0
90 % - 10 %	Erstentlastung	46,0
10 % - 90 %	Zweitbelastung	40,0
10 % - 90 %	Erstbelastung	46,3
40 % - 10 %	Viertentlastung	40,1
40 % - 10 %	Drittentlastung	37,6
40 % - 10 %	Zweitentlastung	37,2
40 % - 10 %	Erstentlastung	36,5
10 % - 40 %	Viertbelastung	36,3
10 % - 40 %	Drittbelastung	37,9
10 % - 40 %	Zweitbelastung	43,4
10 % - 40 %	Erstbelastung	39,4
0 % - 40 %		44,2
0 % - 40 %		42,8
Rohdichte	[kg/m³]	40,6
		7,6
Mittelwert		3,6
COV [%]		7,7
		9,0
		6,6
		6,4
		7,2
		6,9
		6,5
		9,4
		9,9
		10,6
		39,6
		40,9
		7,3
		8,4
		37,0
		36,6
		37,5
		44,0
		44,1
		42,0
		43,8
		43,4
		40,1
		40,9
		43,4
		46,9
		47,4
		44,2
		43,9
		41,0
		41,6
		44,1
		39,0
		43,4
		37,8
		38,7
		34,8
		37,1
		40,4
		44,5
		43,4
		448

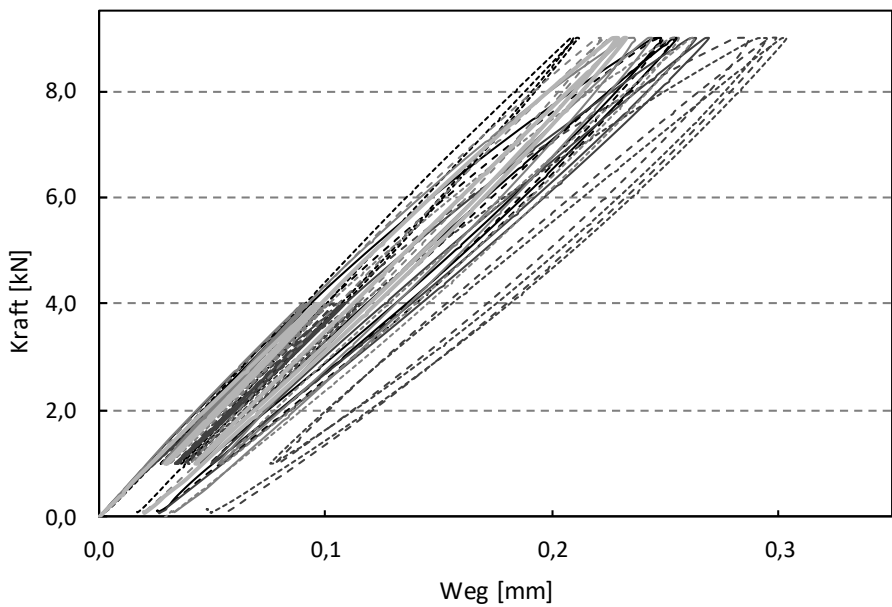


Abbildung A 9: Kraft-Weg-Diagramme Serie 9

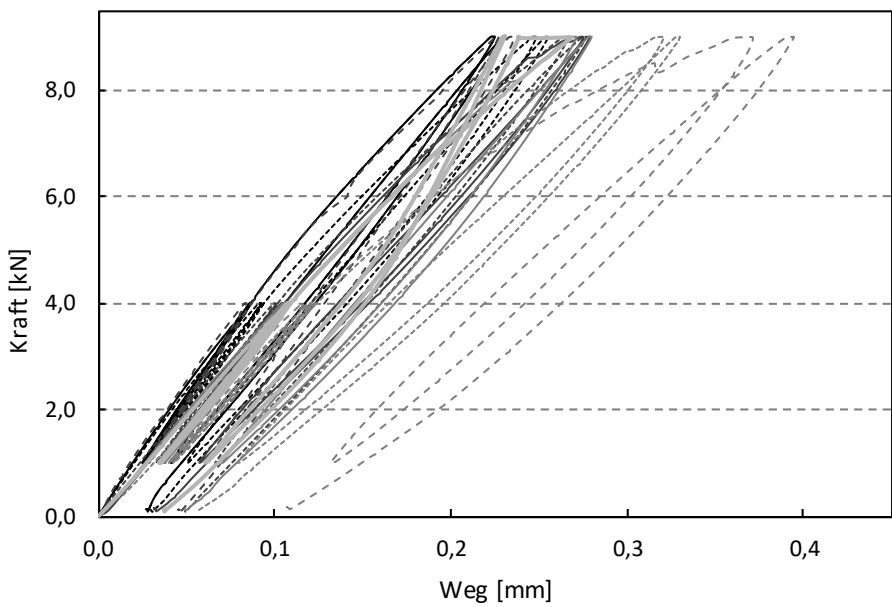


Abbildung A 10: Kraft-Weg-Diagramme Serie 10

Tabelle A 10: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 10 (Na-BSH - 12 mm - Achs-Faser-Winkel 45° - Vorgebohrt)

	Rohdichte	0 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	90 % - 10 %	90 % - 10 %
	[kg/m ³]		Erstbelastung	Zweitbelastung	Drittbelastung	Viertbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung	Drittentlastung	Viertentlastung	Erstbelastung	Zweitbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung
	417	46,4	44,9	48,7	48,9	46,4	48,9	48,8	43,9	39,4	40,1	42,2	45,3	43,5
	417	43,6	41,9	45,2	45,8	42,5	46,4	46,0	37,2	34,9	36,4	39,0	40,9	40,0
	417	37,4	36,2	38,1	38,6	36,1	38,8	38,6	33,1	30,9	30,5	33,1	35,1	34,1
	417	38,2	39,1	42,4	42,7	38,0	43,0	43,0	33,4	32,6	34,5	36,1	37,5	36,8
	417	39,9	39,0	43,4	44,5	42,2	44,0	44,1	38,4	35,5	34,4	38,0	41,0	39,7
	417	47,8	45,5	50,1	51,0	50,2	52,8	51,2	47,7	44,4	40,2	45,8	49,3	48,1
	417	37,9	37,8	41,2	42,0	39,7	42,4	42,7	35,0	33,4	34,3	38,1	40,1	39,7
	417	33,2	33,6	35,9	36,7	34,8	37,1	37,1	29,8	28,5	28,7	31,9	33,6	33,5
	429	34,3	33,3	37,4	37,9	34,2	38,8	38,4	28,9	26,4	27,3	30,4	39,5	32,6
	429	37,1	37,3	40,2	40,7	38,7	40,8	40,7	35,7	36,0	35,2	47,1	42,5	49,2
Mittelwert	419	39,6	38,9	42,3	42,9	40,3	43,3	43,1	36,3	34,2	34,2	38,2	40,5	39,7
COV [%]	1,1	11,7	10,2	10,6	10,4	12,1	10,8	10,2	15,3	14,4	12,0	14,0	10,8	13,9

Tabelle A 11: Verschiebungsmodul [kN/mm] Serie 11 (Bu-LVL - 12 mm - Achs-Faser-Winkel 90° - Vorgebohrt)

		0 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	10 % - 40 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	40 % - 10 %	10 % - 90 %	10 % - 90 %	90 % - 10 %	90 % - 10 %
	Rohdichte [kg/m ³]		Erstbelastung	Zweitbelastung	Drittbelastung	Viertbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung	Drittentlastung	Viertentlastung	Erstbelastung	Zweitbelastung	Erstentlastung	Zweitentlastung
	801	50,1	48,0	52,5	53,0	48,7	52,9	53,1	42,8	40,5	42,5	48,3	51,2	50,3
	801	50,7	49,6	53,3	53,8	52,4	53,9	53,8	47,0	45,2	48,3	53,9	56,4	56,3
	801	51,4	49,6	53,4	54,9	54,7	54,5	54,4	48,8	47,1	49,0	55,4	57,9	57,4
	801	60,8	61,8	66,0	66,7	62,8	67,0	66,7	53,7	52,2	50,1	57,6	60,9	60,2
	801	55,2	55,8	59,5	59,6	54,6	60,7	59,9	47,6	44,9	47,2	52,1	55,5	54,7
	801	58,0	58,7	63,6	64,3	64,2	64,5	64,5	59,0	56,0	54,0	61,1	64,5	63,4
	801	54,8	54,3	59,9	60,7	62,2	60,7	60,8	55,1	55,3	54,6	60,7	63,3	63,8
	801	59,3	58,7	63,4	64,0	62,8	64,4	64,2	53,2	53,1	50,2	59,0	62,8	61,6
	823	57,9	59,8	64,1	64,7	61,9	64,3	64,6	52,3	52,9	51,7	57,7	60,4	60,1
	823	62,0	61,1	65,0	65,3	62,2	65,1	65,1	52,6	51,2	52,5	57,9	60,1	59,6
Mittelwert	805	56,0	55,7	60,1	60,7	58,6	60,8	60,7	51,2	49,8	50,0	56,4	59,3	58,7
COV [%]	1,1	7,2	8,7	8,3	8,0	8,9	8,2	8,1	8,6	9,8	6,8	6,7	6,5	6,7

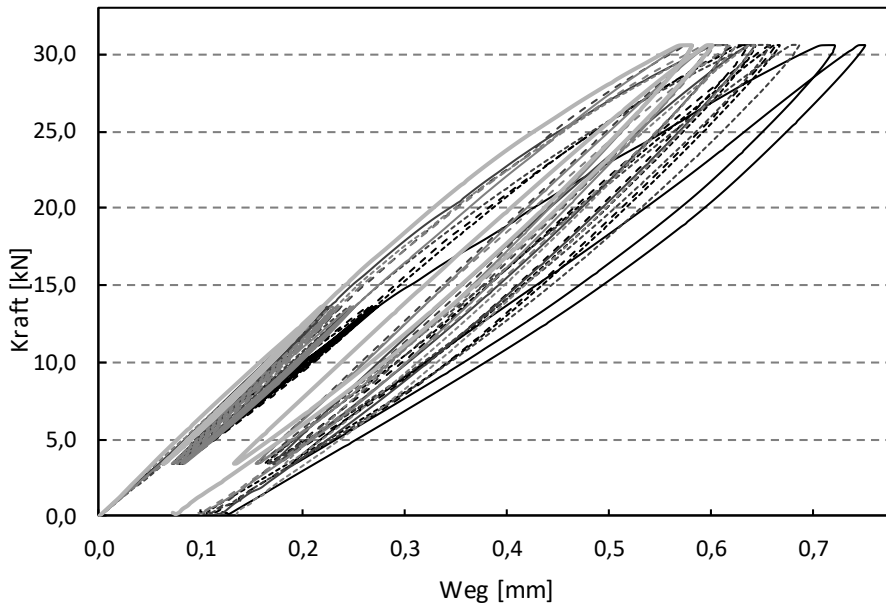


Abbildung A 11: Kraft-Weg-Diagramme Serie 11

Anhang B - Reibungskoeffizienten

Tabelle A 12: Reibungskoeffizienten Serie 1

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
1.1	0,24	0,24
1.2	0,28	0,28
1.3	0,37	0,37
1.4	0,38	0,38
1.5	0,45	0,41
1.6	0,38	0,38
1.7	0,47	0,47
1.8	0,43	0,20
1.9	0,46	0,46
1.10	0,45	0,45
Mittelwert	0,39	0,36
COV [%]	18,7	24,7
5 %-Quantilwert	0,24	0,19

Tabelle A 13: Reibungskoeffizienten Serie 2

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
2.1	0,44	0,37
2.2	0,44	0,38
2.3	0,45	0,42
2.4	0,47	0,43
2.5	0,53	0,51
2.6	0,50	0,50
2.7	0,38	0,38
2.8	0,45	0,45
2.9	0,39	0,38
2.10	0,45	0,45
Mittelwert	0,45	0,42
COV [%]	9,3	11,5
5 %-Quantilwert	0,36	0,33

Tabelle A 14: Reibungskoeffizienten Serie 3

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
3.1	0,60	0,60
3.2	0,44	0,44
3.3	0,43	0,43
3.4	0,45	0,45
3.5	0,63	0,63
3.6	0,48	0,48
3.7	0,66	0,66
3.8	0,54	0,54
3.9	0,62	0,62
Mittelwert	0,54	0,54
COV [%]	15,9	15,9
5 %-Quantilwert	0,37	0,37

Tabelle A 15: Reibungskoeffizienten Serie 4

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
4.1	0,41	0,41
4.2	0,36	0,36
4.3	0,24	0,19
4.4	0,50	0,50
4.5	0,35	0,35
4.6	0,48	0,48
4.7	0,43	0,42
4.8	0,46	0,46
4.9	0,46	0,46
Mittelwert	0,41	0,40
COV [%]	18,6	22,2
5 %-Quantilwert	0,25	0,21

Tabelle A 16: Reibungskoeffizienten Serie 5

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
5.1	0,37	0,37
5.2	0,29	0,29
Mittelwert	0,33	0,33
COV [%]	12,6	12,6
5 %-Quantilwert	0,15	0,15

Tabelle A 17: Reibungskoeffizienten Serie 6

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
6.1	1,14	0,70
6.2	(0,71*)	0,42
6.3	(1,53*)	0,82
6.4	(1,67*)	0,77
6.5	0,91	0,67
6.6	0,82	0,64
6.7	1,05	0,80
6.8	0,99	0,69
6.9	0,61	0,48
6.10	0,82	0,70
Mittelwert	0,91	0,67
COV [%]	17,9	18,2
5 %-Quantilwert	0,56	0,42

*Werte bleiben unberücksichtigt wegen Schiefstellung bei großen Verformungen

Tabelle A 18: Reibungskoeffizienten Serie 7

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
7.1	0,34	--
7.2	0,30	--
7.3	0,31	--
7.4	0,23	0,19
7.5	0,25	0,22
7.6	0,27	0,23
7.7	0,26	0,23
7.8	0,24	0,22
7.9	0,23	0,21
7.10	0,23	0,20
7.11	0,24	0,21
Mittelwert	0,26	0,21
COV [%]	13,1	5,3
5 %-Quantilwert	0,20	0,19

Tabelle A 19: Reibungskoeffizienten Serie 8

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
8.1	0,25	--
8.2	0,27	--
8.3	0,32	--
8.4	0,41	0,16
8.5	0,40	0,14
8.6	0,41	0,16
8.7	0,42	0,16
8.8	0,43	0,17
8.9	0,42	0,16
8.10	0,43	0,16
8.11	0,40	0,15
Mittelwert	0,38	0,16
COV [%]	16,1	5,0
5 %-Quantilwert	0,25	0,14

Tabelle A 20: Reibungskoeffizienten Serie 9

Versuch	Reibungskoeffizienten (15 mm)	Reibungskoeffizienten (3 mm)
9.1	0,06	--
9.2	0,10	--
9.3	0,08	0,06
9.4	0,07	0,05
9.5	0,07	0,04
9.6	0,07	0,05
9.7	0,09	0,06
9.8	0,08	0,05
9.9	0,07	0,05
9.10	0,08	0,06
Mittelwert	0,08	0,05
COV [%]	15,6	10,4
5 %-Quantilwert	0,05	0,04

Anhang C – Zugscherversuche

Jeder Zugscherversuch ist doppelt symmetrisch aufgebaut. Somit kann die Verformung von vier Scherverbindungen ermittelt werden. Diese sind je Versuch einzeln aufgeführt. Mit roten Kreuzen sind jeweils 10 % und 40 % der Schätzlast (= Mittlere Höchstlast je Serie) dargestellt.

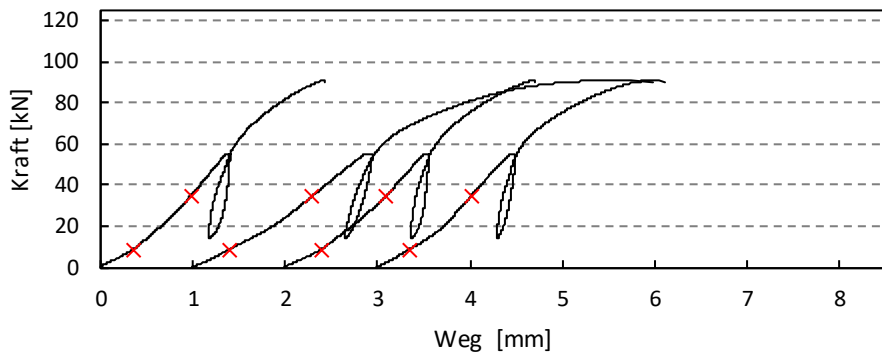


Abbildung A 12: Zugscherversuch 1.1

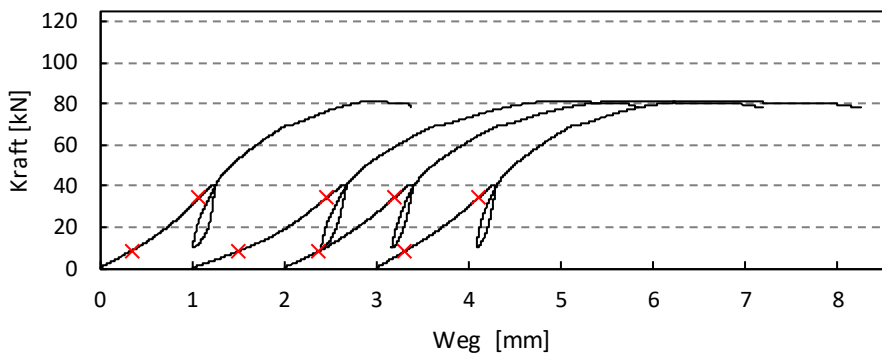


Abbildung A 13: Zugscherversuch 1.2

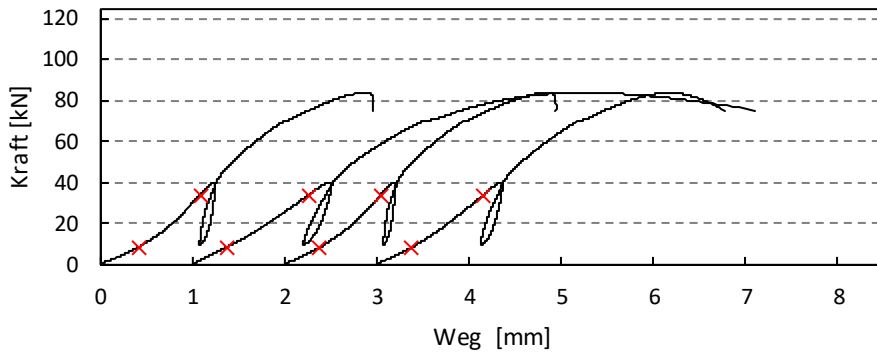


Abbildung A 14: Zugversuch 1.3

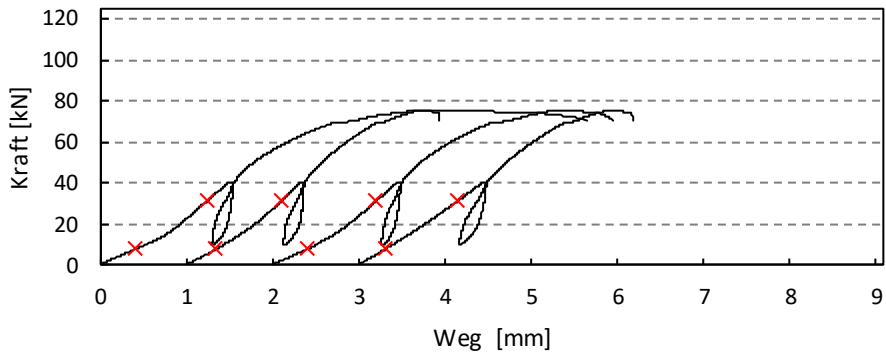


Abbildung A 15: Zugversuch 2.1

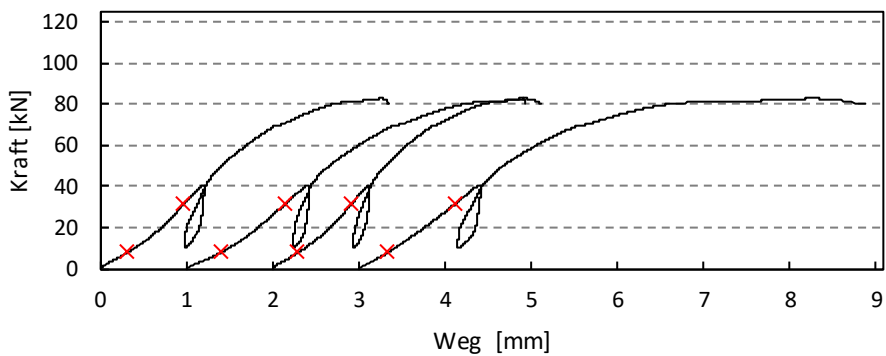


Abbildung A 16: Zugversuch 2.2

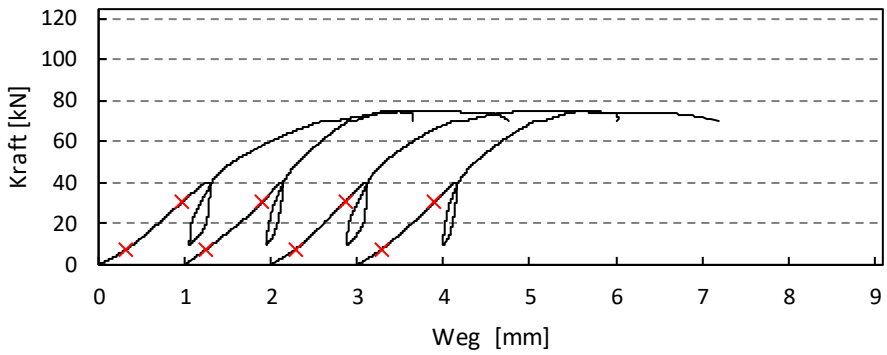


Abbildung A 17: Zugscherversuch 2.3

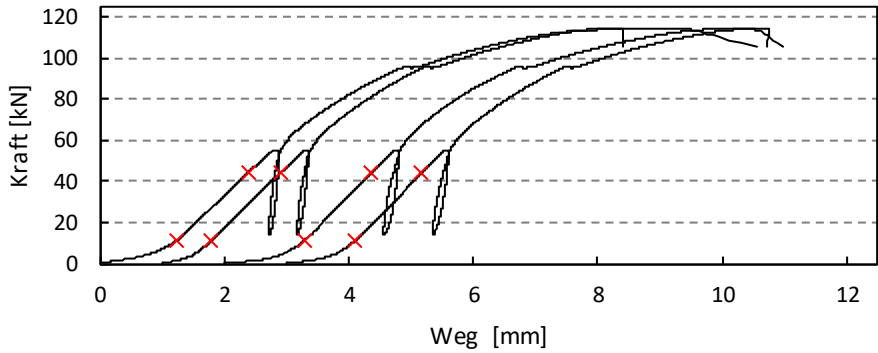


Abbildung A 18: Zugscherversuch 3.1

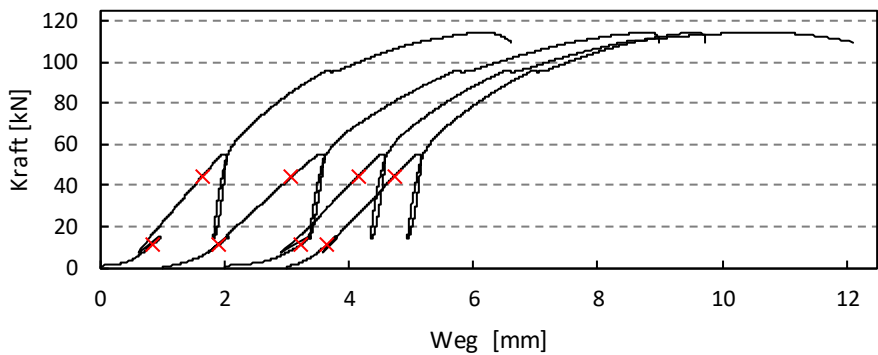


Abbildung A 19: Zugscherversuch 3.2

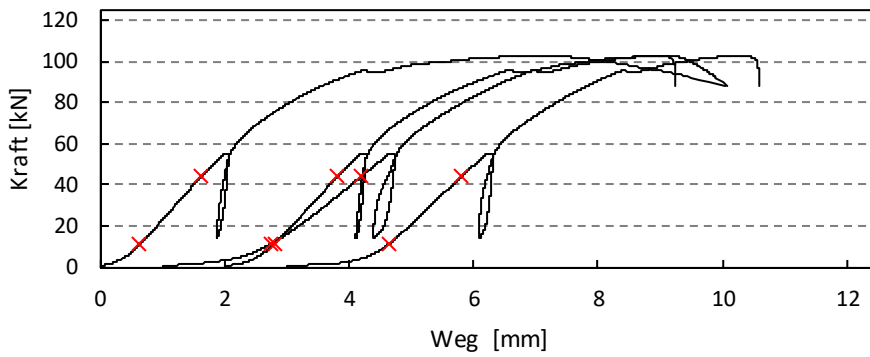


Abbildung A 20: Zugversuch 3.3

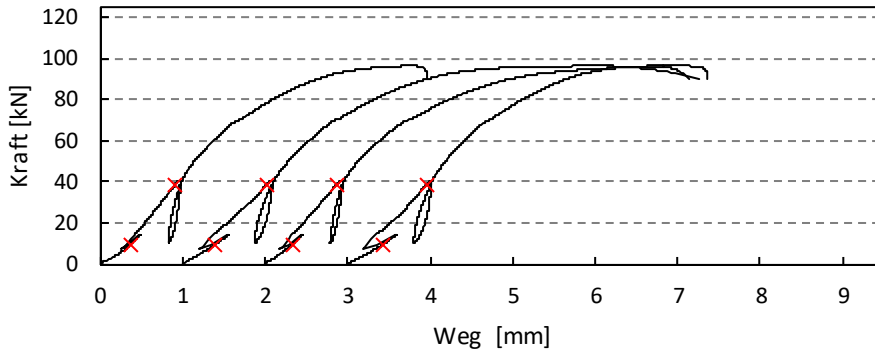


Abbildung A 21: Zugversuch 4.1

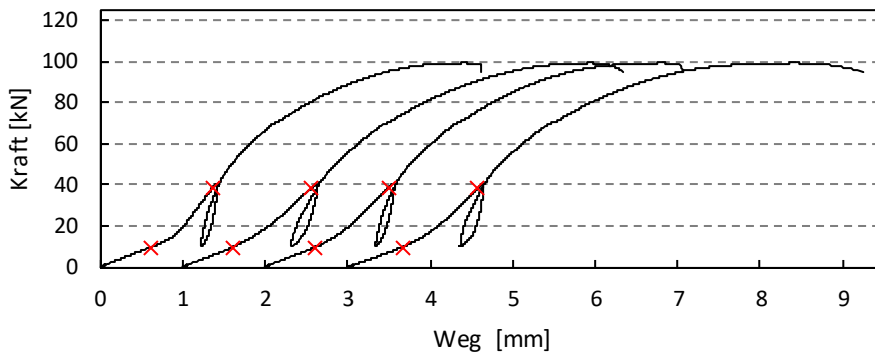


Abbildung A 22: Zugversuch 4.2

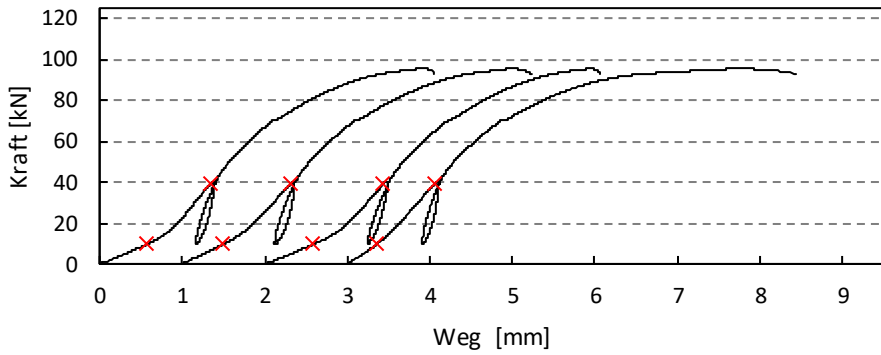


Abbildung A 23: Zugversuch 4.3

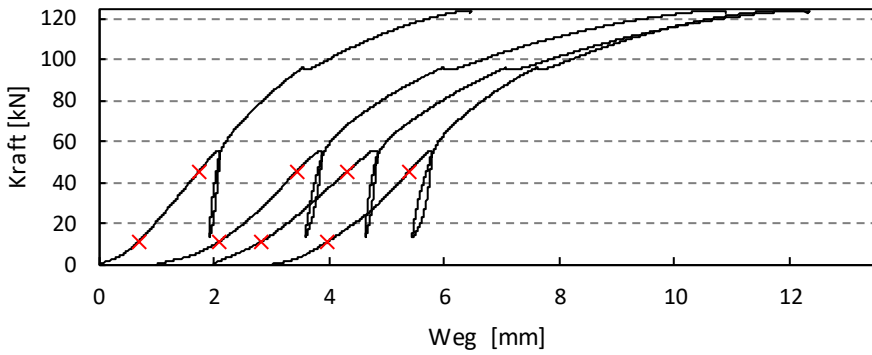


Abbildung A 24: Zugversuch 5.1

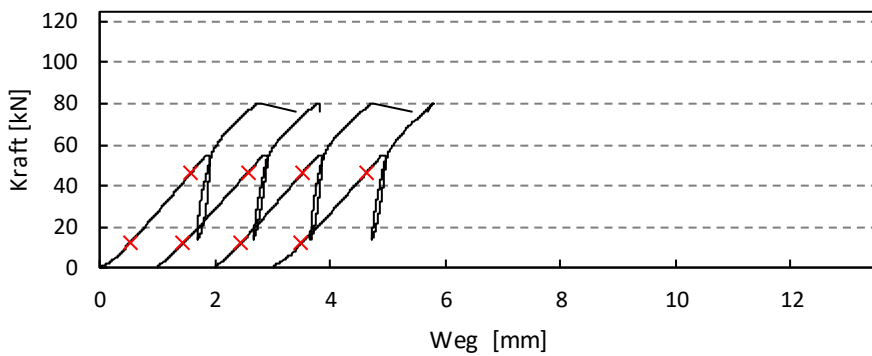


Abbildung A 25: Zugversuch 5.2 (Erstbelastung)

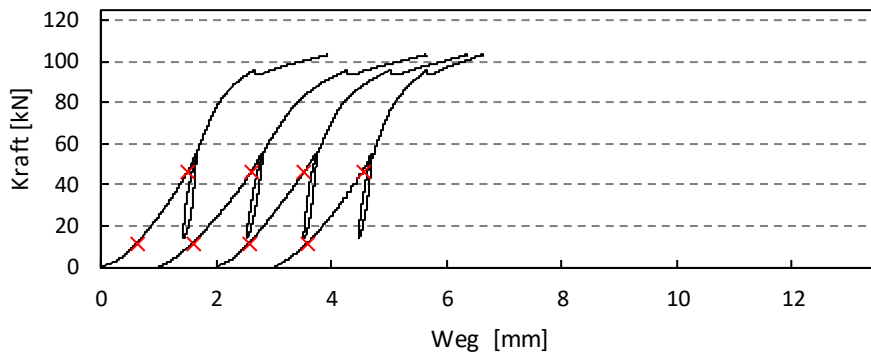


Abbildung A 26: Zugscherversuch 5.2 (Zweitbelastung)

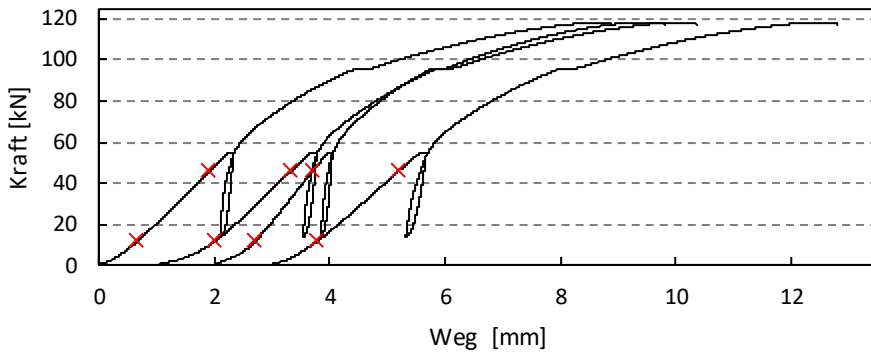


Abbildung A 27: Zugscherversuch 5.3

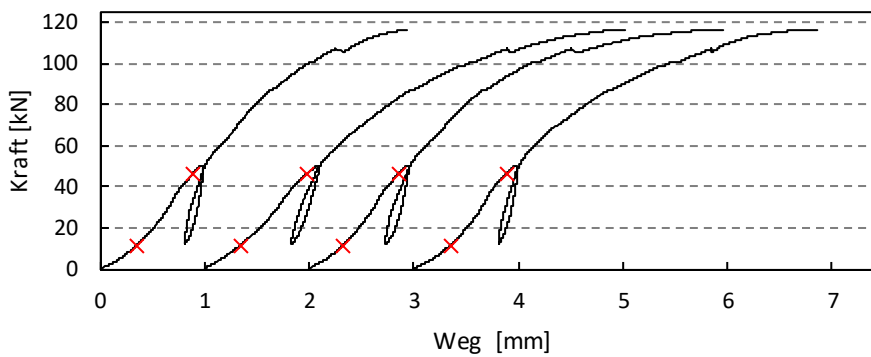


Abbildung A 28: Zugscherversuch 6.1

Anhang D – Versuchsumfang der Rotationsversuche

Versuchsnummern	Vorlast	Normalkraft N [kN]	Schraubentyp	Schraubenposition	Material Kontaktfläche	Kraft-Achs-Winkel γ [°]	Nenn Durchmesser d [mm]	Davon ausgewertet [-]	Anzahl Versuche [-]	Serie
1.1; 1.4; 1.10; 1.16; 1.25	Ja	35	VGS 8x240	1+8	LVL- BSH	45	8	5	5	1
1.2; 1.5; 1.11; 1.17; 1.26	Ja	35	VGS 8x240	2+7	LVL- BSH	45	8	4	5	2
1.7; 1.13; 1.19; 1.22	Ja	35	VGS 8x240	3+6	LVL- BSH	45	8	4	4	3
1.8; 1.14; 1.20; 1.23	Ja	35	VGS 8x240	4+5	LVL- BSH	45	8	4	4	4
1.9; 1.15; 1.21; 1.24	Ja	70	VGS 8x240	1+2+7+8	LVL- BSH	45	8	4	4	5
1.3; 1.6; 1.12; 1.18; 1.27	Ja	70	VGS 8x240	3+4+5+6	LVL- BSH	45	8	5	5	6
2.3; 2.5; 2.9; 2.13; 2.17	Nein	35	VGS 8x240	1+8	LVL- BSH	45	8	5	5	7
2.4; 2.6; 2.10; 2.14; 2.18	Nein	35	VGS 8x240	2+7	LVL- BSH	45	8	5	5	8
2.1; 2.7; 2.11; 2.15; 2.19	Nein	35	VGS 8x240	3+6	LVL- BSH	45	8	5	5	9
2.2; 2.8; 2.12; 2.16; 2.20	Nein	35	VGS 8x240	4+5	LVL- BSH	45	8	5	5	10
2.63; 2.65; 2.67; 2.69	Nein	35	VGS 8x240	9+10	LVL- BSH	45	8	4	4	11
2.21; 2.23; 2.25; 2.27; 2.29	Nein	35	VGS 8x240	1+2+7+8	LVL- BSH	45	8	5	5	12
2.22; 2.24; 2.26; 2.28; 2.30	Nein	35	VGS 8x240	3+4+5+6	LVL- BSH	45	8	5	5	13
2.31; 2.32; 2.33	Nein	35	VGS 8x240	1+2+3+4+5+6+7 +8	LVL- BSH	45	8	2	3	14
2.34; 2.38; 2.42; 2.46	Nein	35	VGS 12x240	1+8	LVL- BSH	45	12	4	4	15

Versuchsnummern	Vorlast	Normalkraft <i>N</i>	Schraubentyp	Schraubenposition	Material Kontaktfläche	Kraft-Achsis-Winkel <i>γ</i>	Nenn Durchmesser <i>d</i>	Davon ausgewertet	Anzahl Versuche	Serie
		[kN]				[°]	[mm]	[-]	[-]	
2.35; 2.39; 2.43; 2.47	Nein	35	VGS 12x240	2+7	LVL- BSH	45	12	4	4	16
2.36; 2.40; 2.44; 2.48	Nein	35	VGS 12x240	3+6	LVL- BSH	45	12	4	4	17
2.37; 2.41; 2.45; 2.49	Nein	35	VGS 12x240	4+5	LVL- BSH	45	12	3	4	18
2.50; 2.54; 2.58	Nein	35	VGS 8x240	1+8	PP-PP	45	8	3	3	19
2.51; 2.55; 2.59	Nein	35	VGS 8x240	2+7	PP-PP	45	8	3	3	20
2.52; 2.56; 2.60	Nein	35	VGS 8x240	3+6	PP-PP	45	8	3	3	21
2.53; 2.57; 2.61	Nein	35	VGS 8x240	4+5	PP-PP	45	8	3	3	22
2.62; 2.64; 2.66; 2.68	Nein	35	TGS 8x250	3+4+5+6	LVL- BSH	45	8	3	4	23
2.93; 2.97; 2.101	Nein	35	VGS 8x200	1+8	LVL- BSH	90	8	2	3	24
2.91; 2.95; 2.99	Nein	35	VGS 8x200	2+7	LVL- BSH	90	8	1	3	25
2.94; 2.98; 2.102	Nein	35	VGS 8x200	3+6	LVL- BSH	90	8	3	3	26
2.92; 2.96; 2.100	Nein	35	VGS 8x200	4+5	LVL- BSH	90	8	1	3	27
2.85; 2.87; 2.89	Nein	35	VGS 8x200	1+2+7+8	LVL- BSH	90	8	3	3	28
2.86; 2.88; 2.90	Nein	35	VGS 8x200	3+4+5+6	LVL- BSH	90	8	1	3	29
2.82; 2.83; 2.84	Nein	35	VGS 8x200	1+2+3+4+5+6+7 +8	LVL- BSH	90	8	3	3	30
2.70; 2.74; 2.78	Nein	35	VGS 12x200	1+8	LVL- BSH	90	12	3	3	31
2.72; 2.75; 2.79	Nein	35	VGS 12x200	2+7	LVL- BSH	90	12	0	3	32
2.71; 2.76; 2.80	Nein	35	VGS 12x200	3+6	LVL- BSH	90	12	2	3	33
2.73; 2.77; 2.81	Nein	35	VGS 12x200	4+5	LVL- BSH	90	12	1	3	34

Anhang E – Rotationsversuche

Bei den Serien 1 bis 6 wird zunächst die Zugkraft aufgebracht. Die translatorische Relativbewegung zwischen den Bauteilen beim Aufbringen der Vorlast ist in Abbildung A 29 bis Abbildung A 34 dargestellt. Die Momentenbeanspruchung über der Verdrehung ist in Abbildung A 35 bis Abbildung A 102 dargestellt. Je Serie ist eine Übersichtsdarstellung über den gesamten Versuchsablauf und eine Detaildarstellung bis 1,5° Verdrehung dargestellt. In Tabelle A 21 sind die experimentellen und rechnerischen Rotationssteifigkeiten für jeden Einzelversuch aufgeführt.

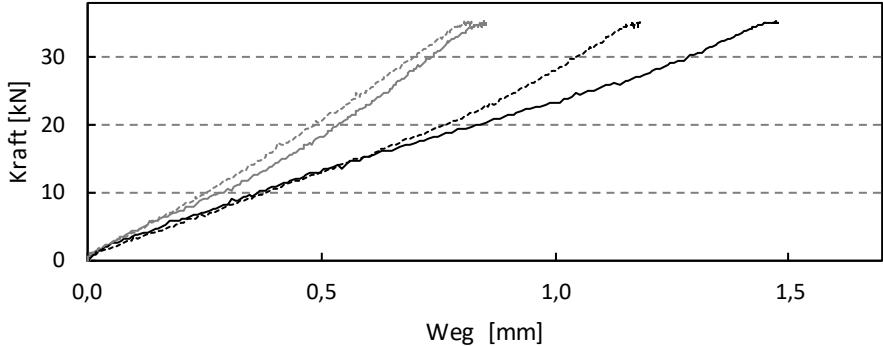


Abbildung A 29: Kraft-Weg-Diagramm Serie 1

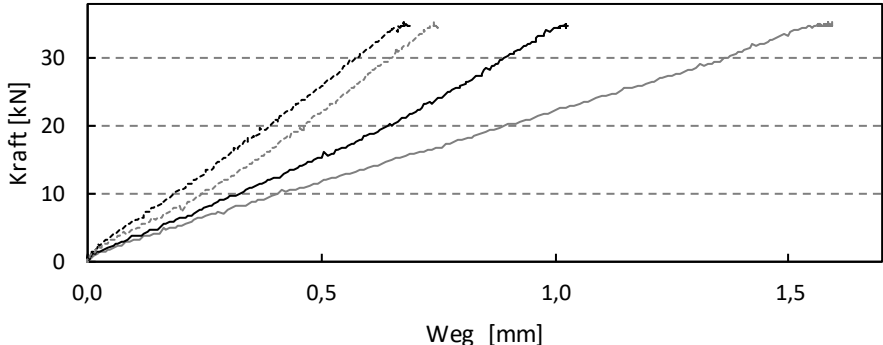


Abbildung A 30: Kraft-Weg-Diagramm Serie 2

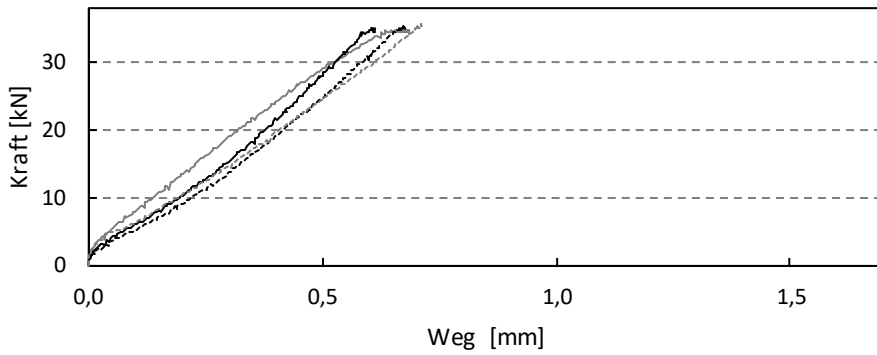


Abbildung A 31: Kraft-Weg-Diagramm Serie 3

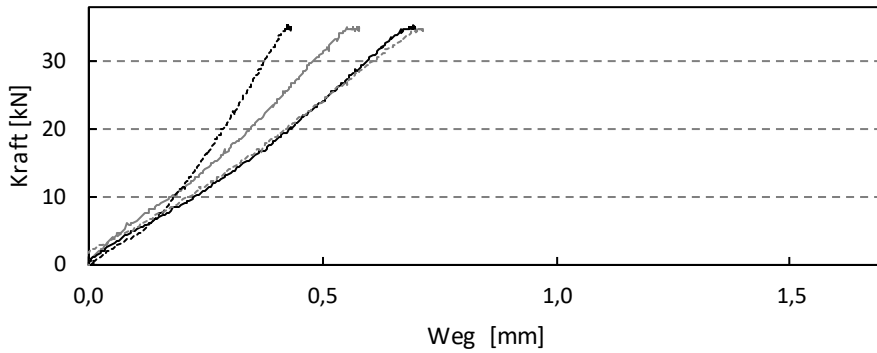


Abbildung A 32: Kraft-Weg-Diagramm Serie 4

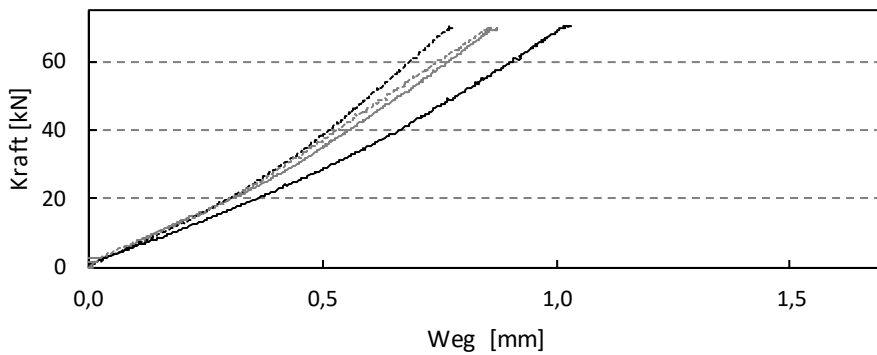


Abbildung A 33: Kraft-Weg-Diagramm Serie 5

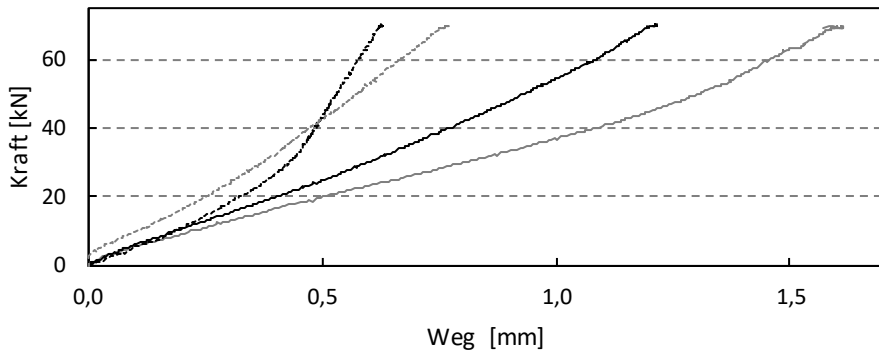


Abbildung A 34: Kraft-Weg-Diagramm Serie 6

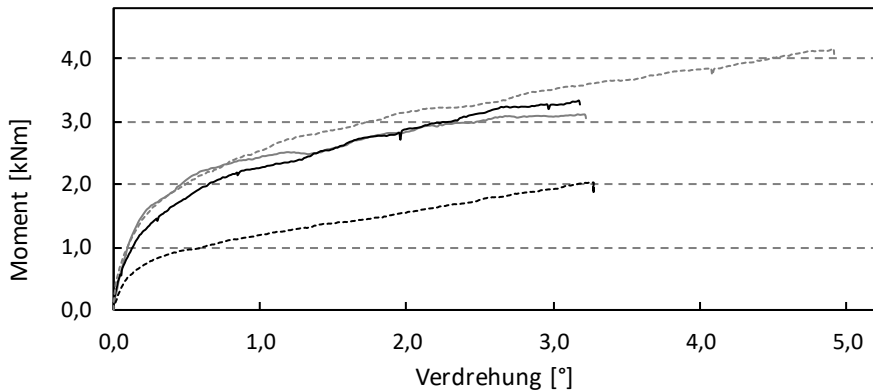


Abbildung A 35: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 1

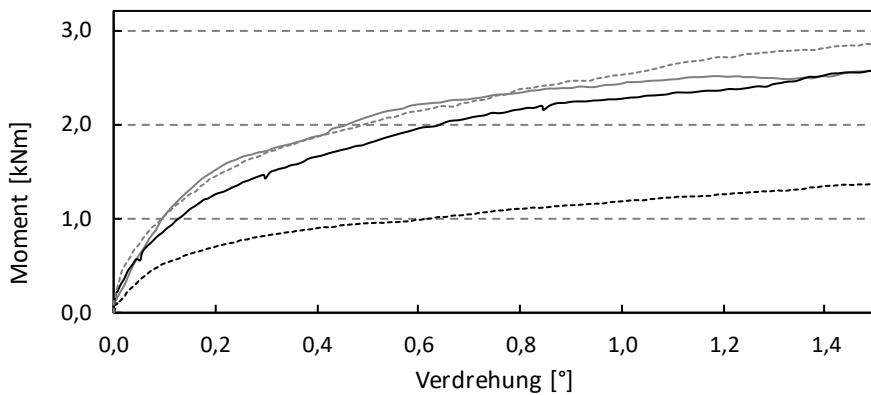


Abbildung A 36: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 1 - Detail

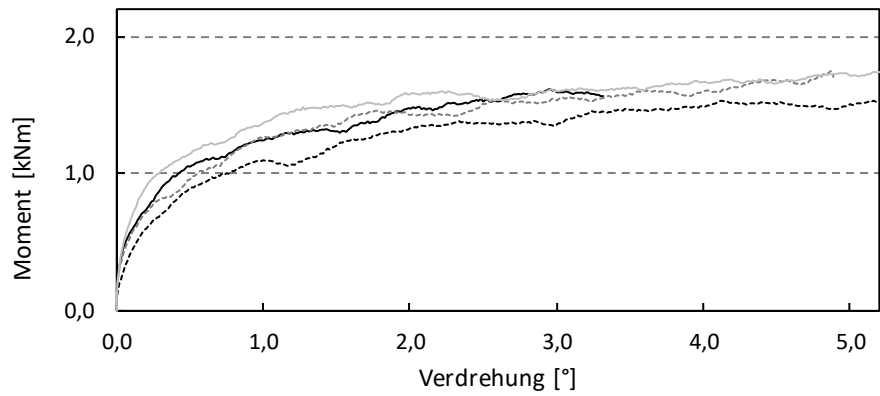


Abbildung A 37: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 2

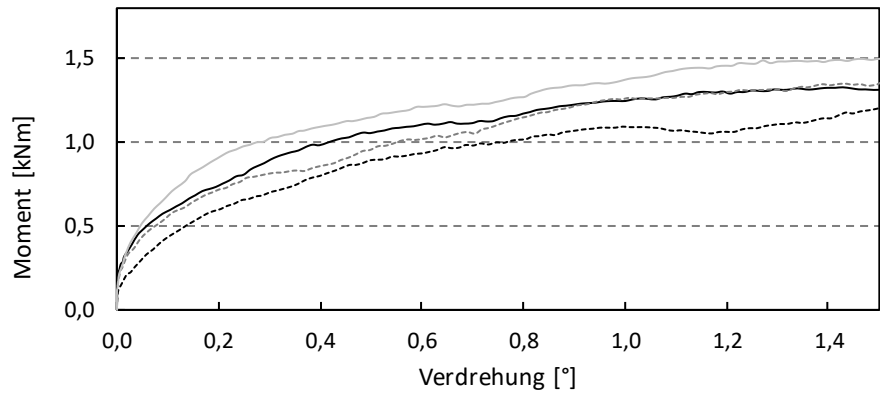


Abbildung A 38: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 2 - Detail

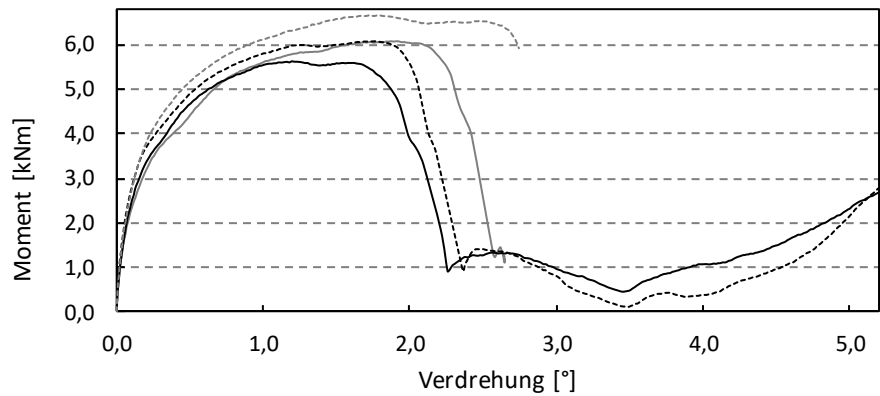


Abbildung A 39: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 3

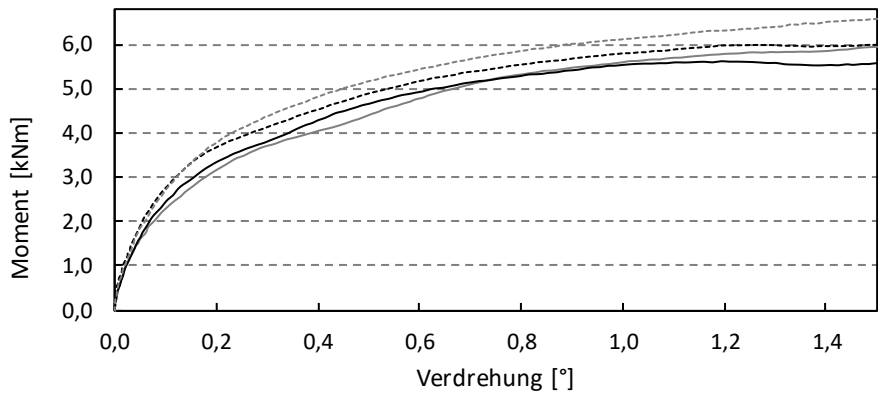


Abbildung A 40: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 3 - Detail

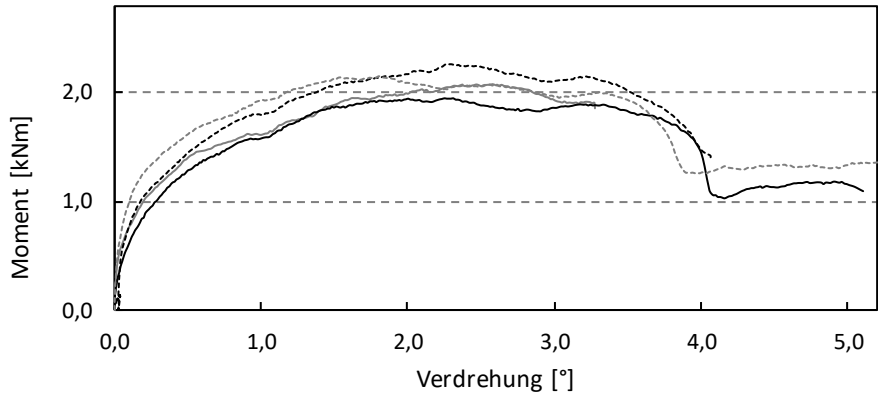


Abbildung A 41: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 4

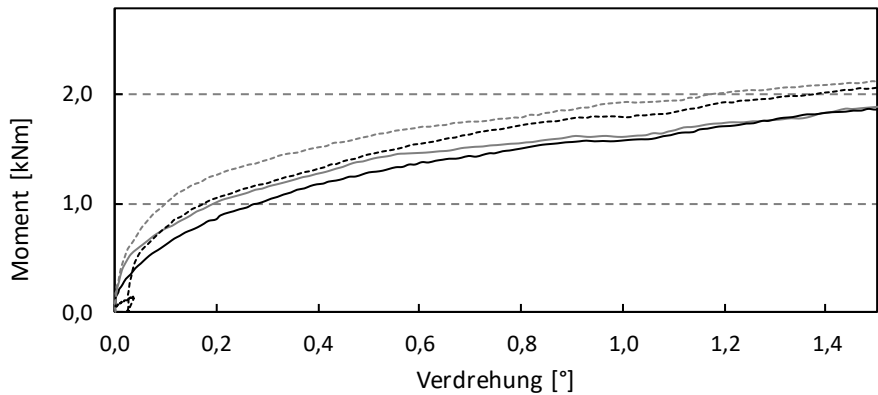


Abbildung A 42: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 4 - Detail

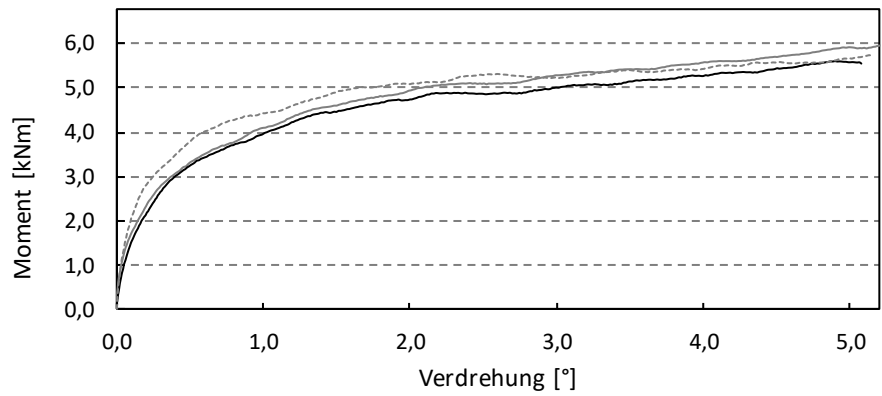


Abbildung A 43: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 5

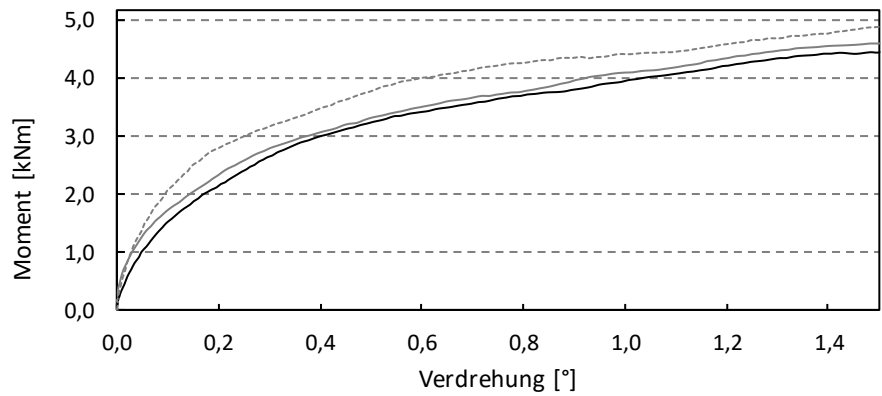


Abbildung A 44: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 5 - Detail

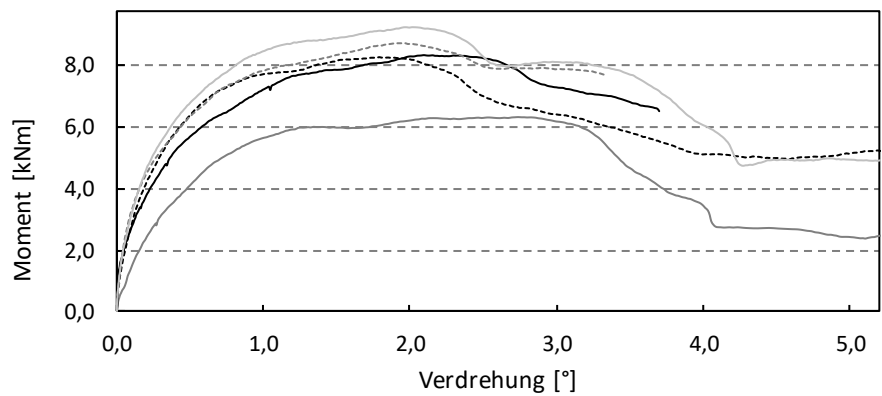


Abbildung A 45: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 6

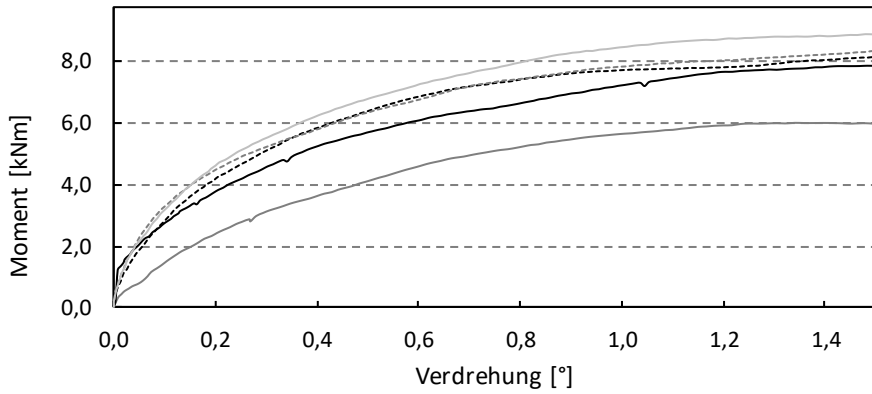


Abbildung A 46: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 6 - Detail

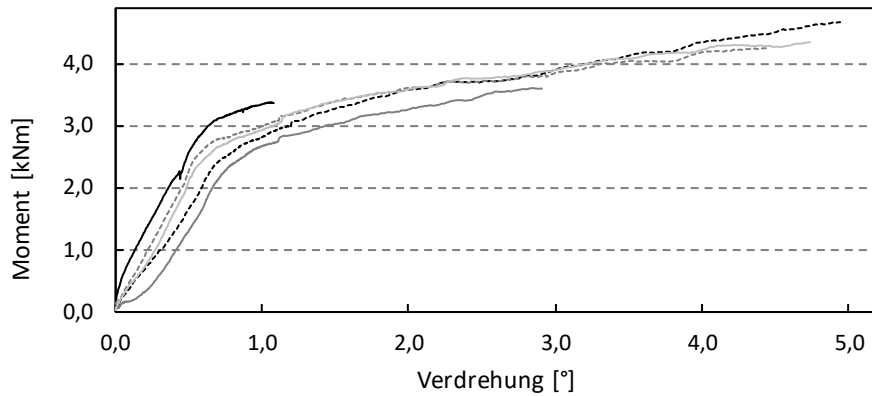


Abbildung A 47: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 7

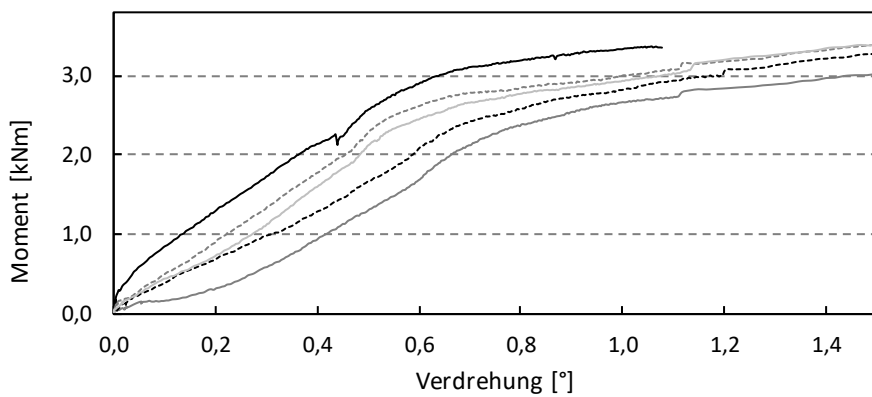


Abbildung A 48: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 7 - Detail

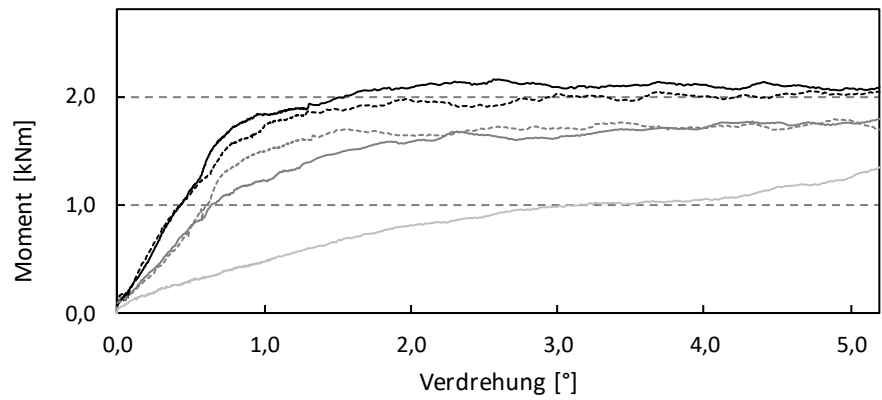


Abbildung A 49: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 8

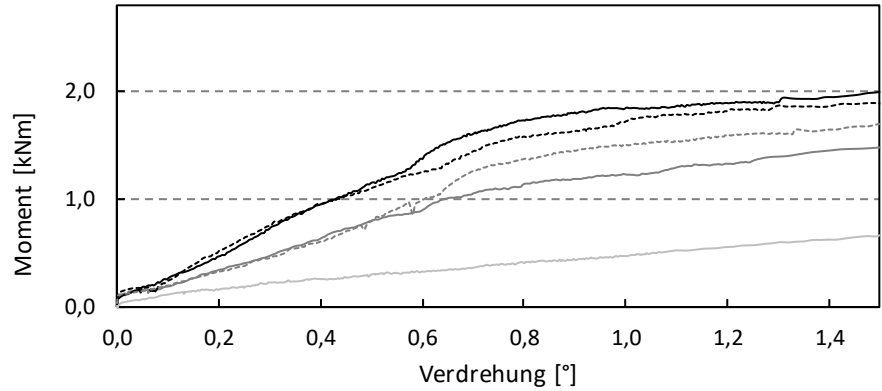


Abbildung A 50: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 8 - Detail

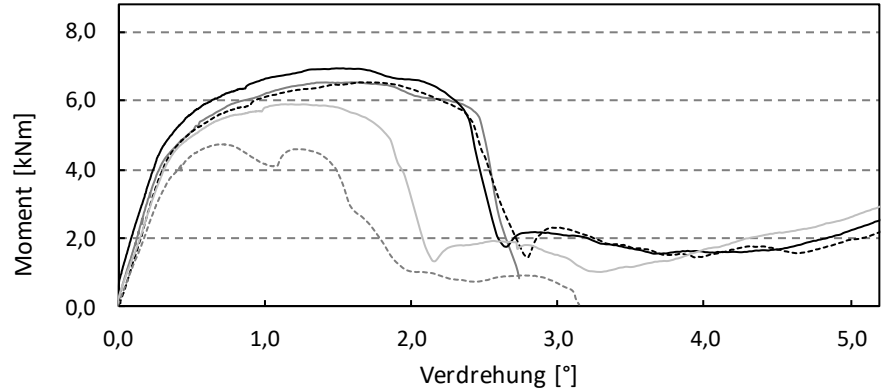


Abbildung A 51: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 9

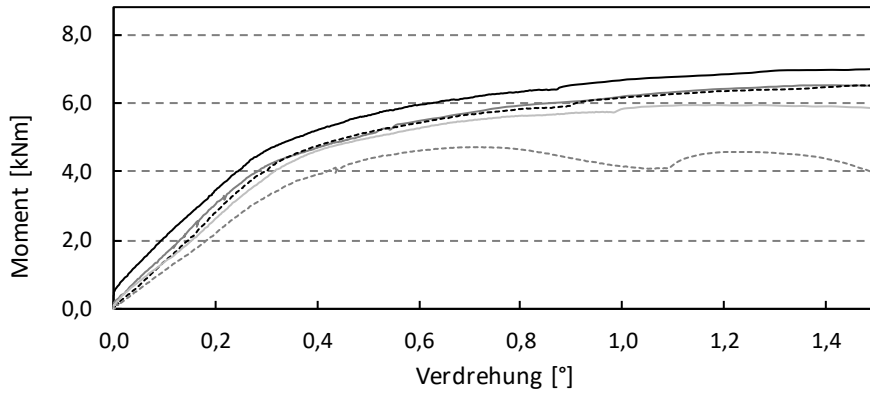


Abbildung A 52: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 9 - Detail

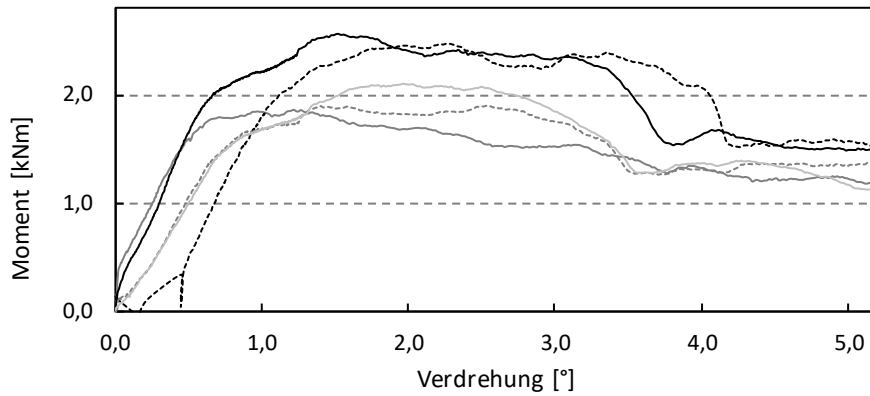


Abbildung A 53: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 10

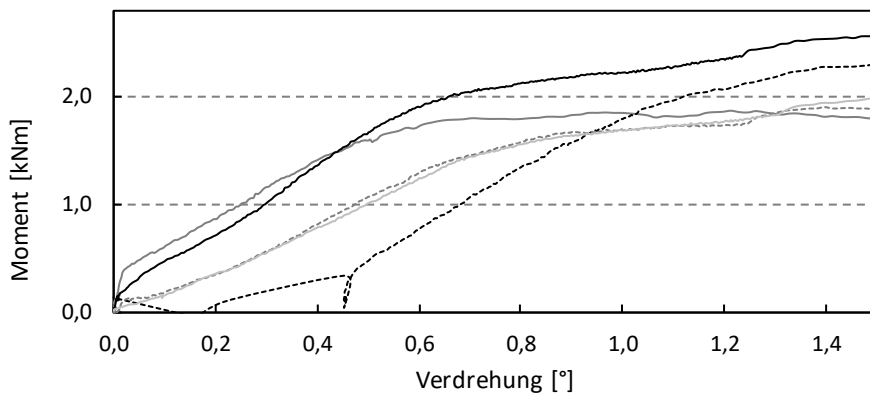


Abbildung A 54: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 10 - Detail

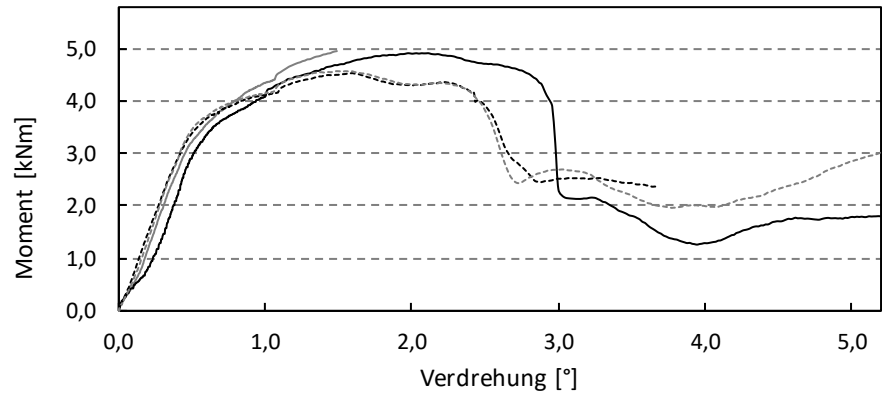


Abbildung A 55: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 11

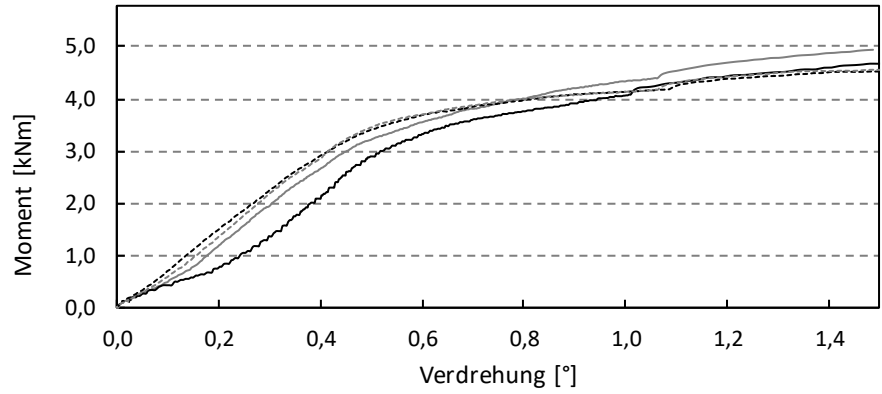


Abbildung A 56: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 11 - Detail

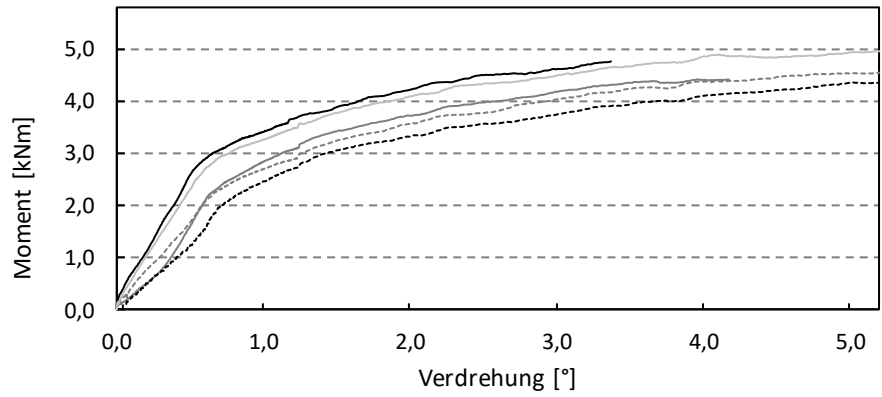


Abbildung A 57: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 12

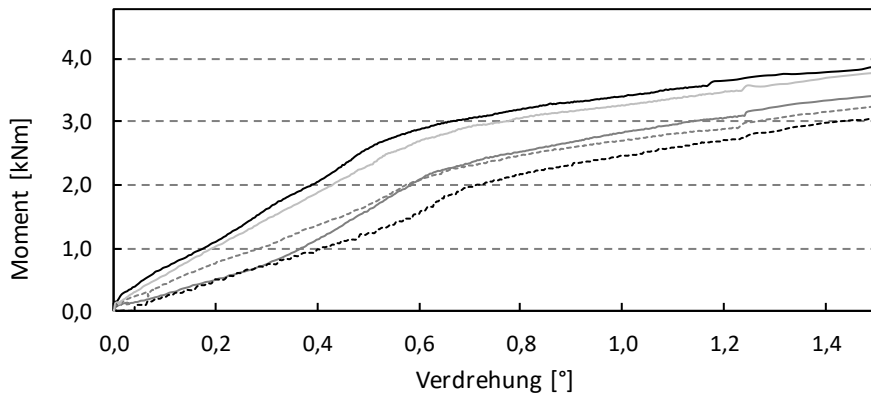


Abbildung A 58: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 12 - Detail

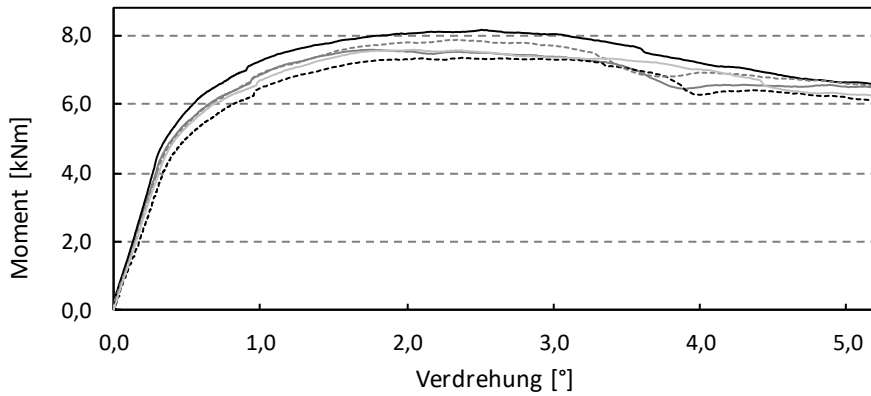


Abbildung A 59: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 13

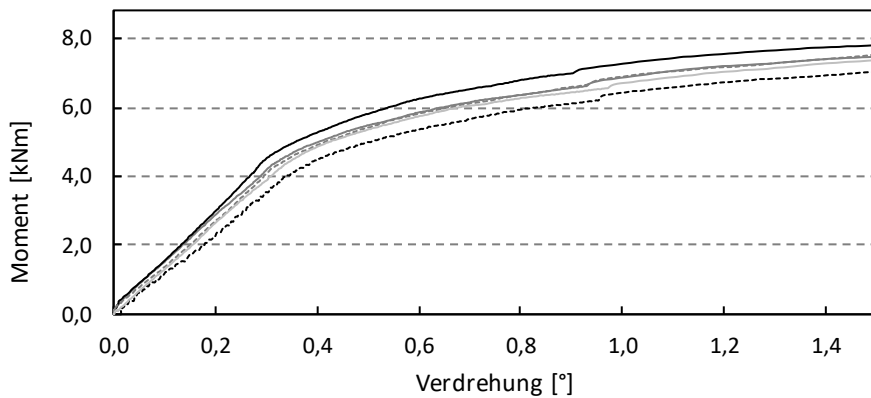


Abbildung A 60: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 13 - Detail

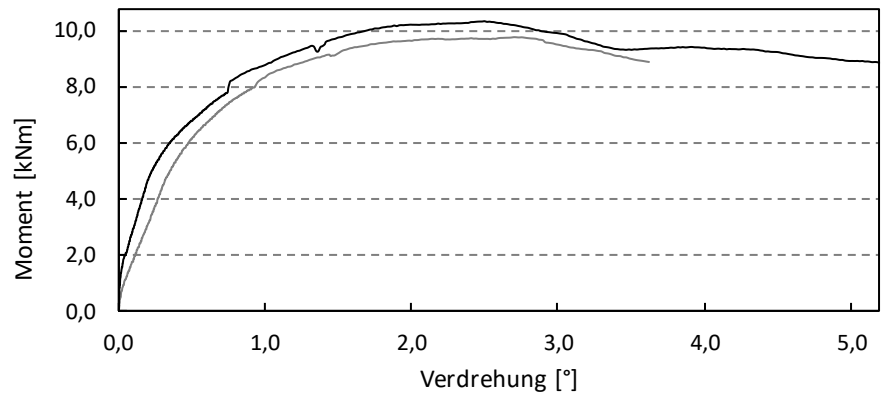


Abbildung A 61: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 14

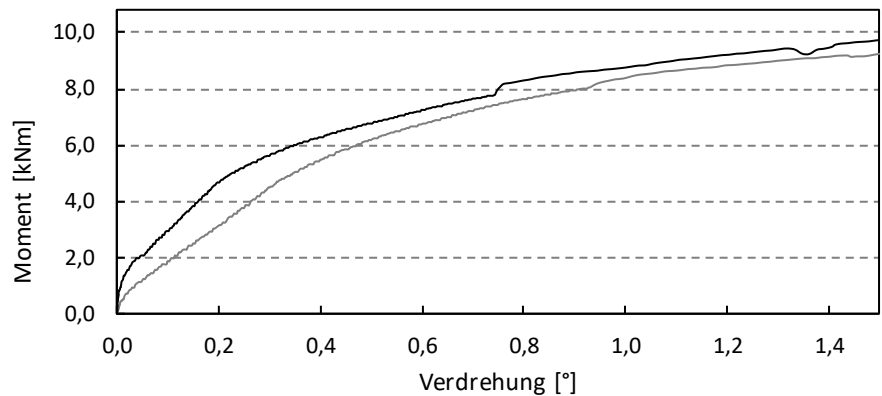


Abbildung A 62: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 14 - Detail

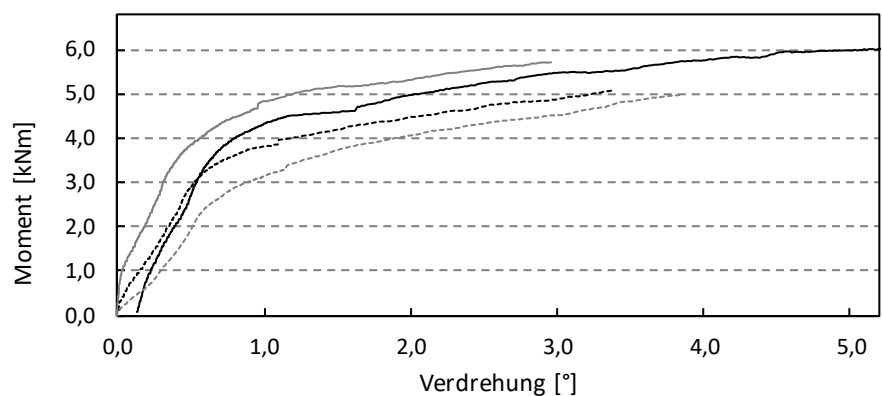


Abbildung A 63: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 15

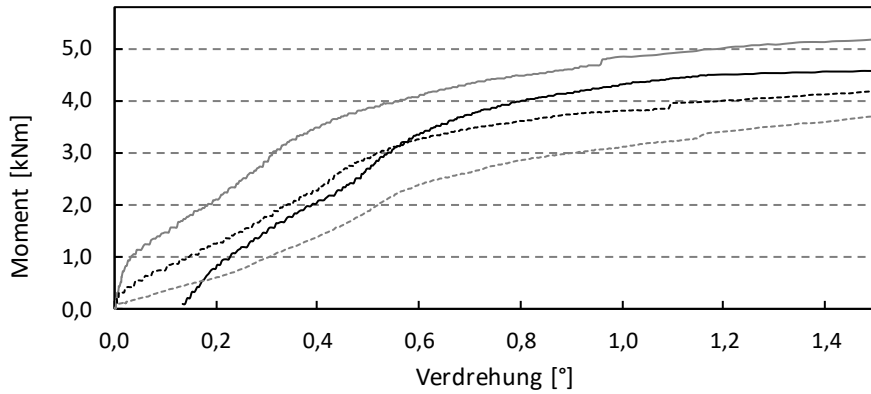


Abbildung A 64: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 15 - Detail

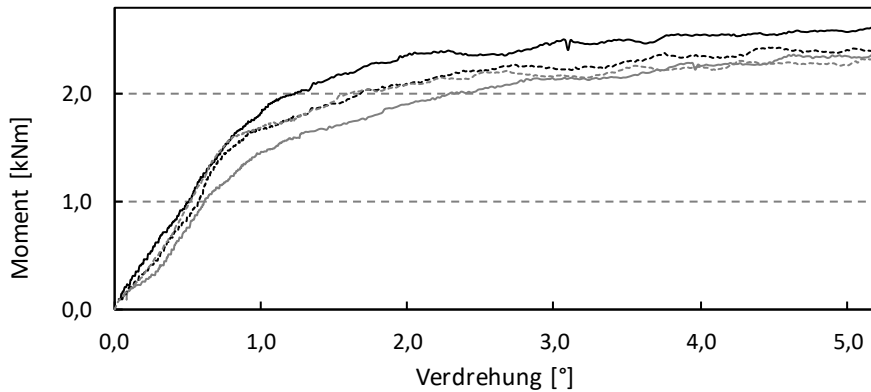


Abbildung A 65: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 16

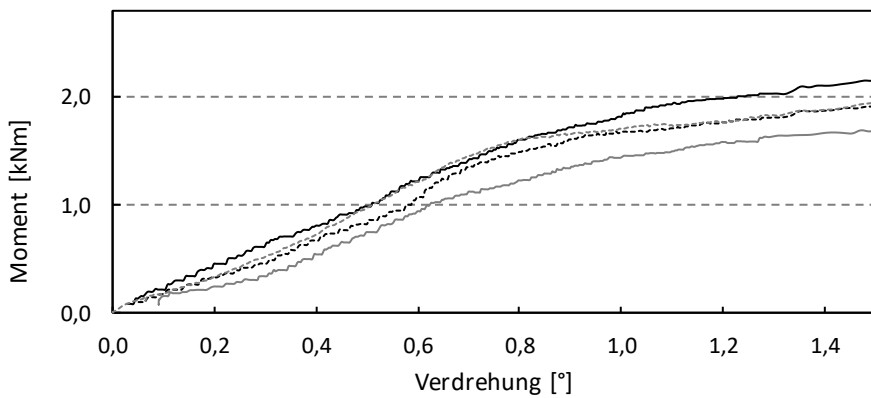


Abbildung A 66: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 16 - Detail

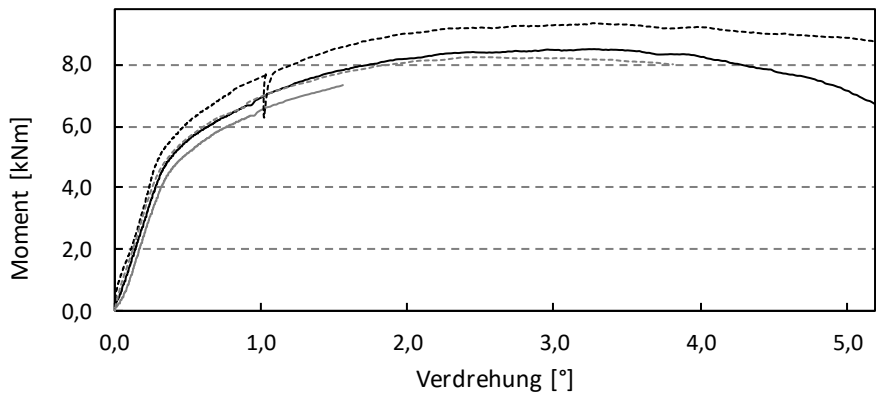


Abbildung A 67: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 17

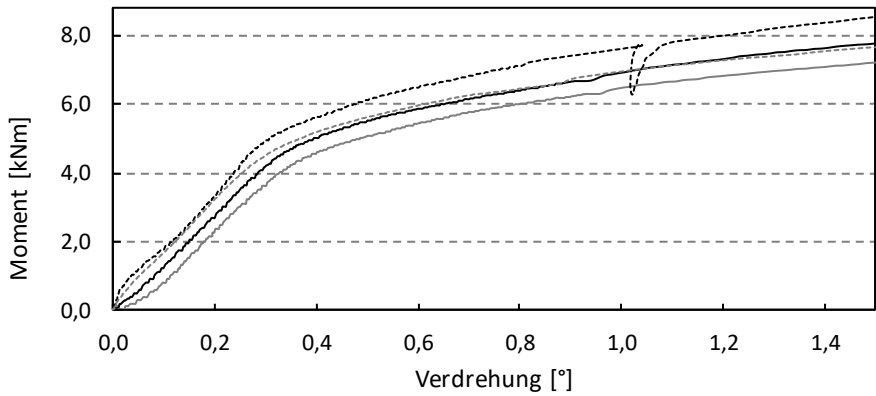


Abbildung A 68: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 17 - Detail

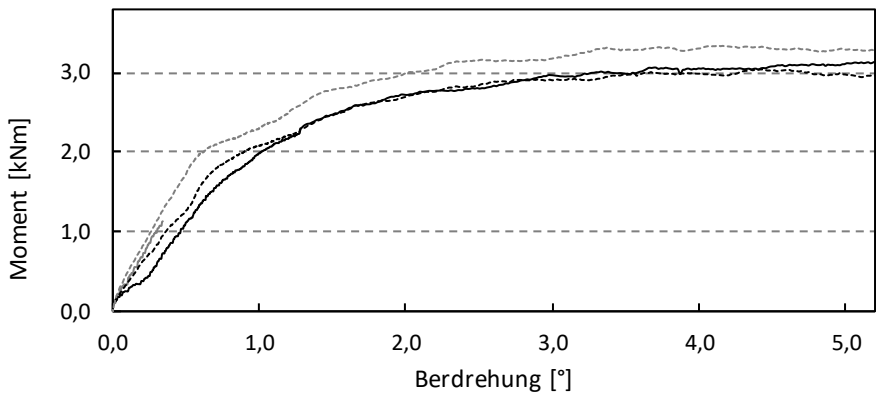


Abbildung A 69: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 18

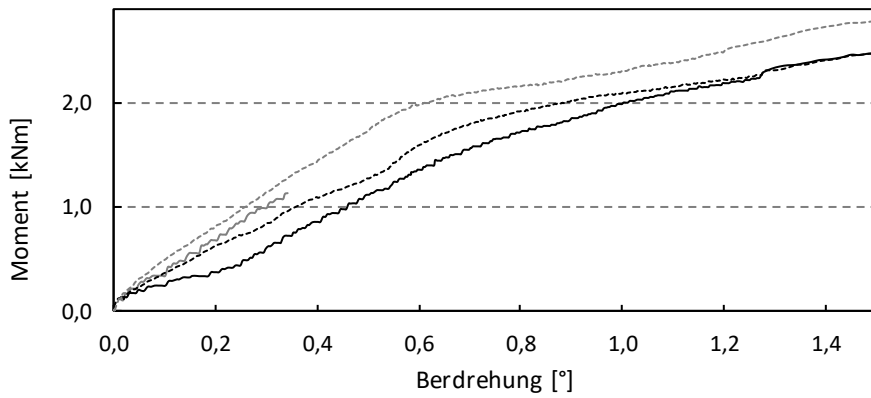


Abbildung A 70: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 18 - Detail

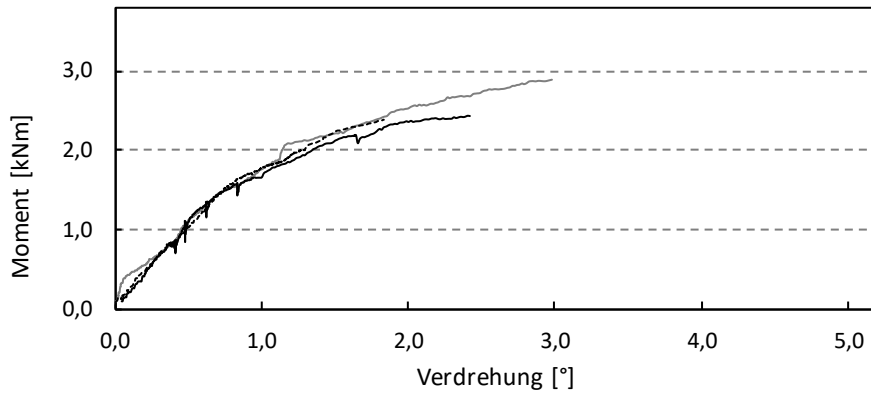


Abbildung A 71: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 19

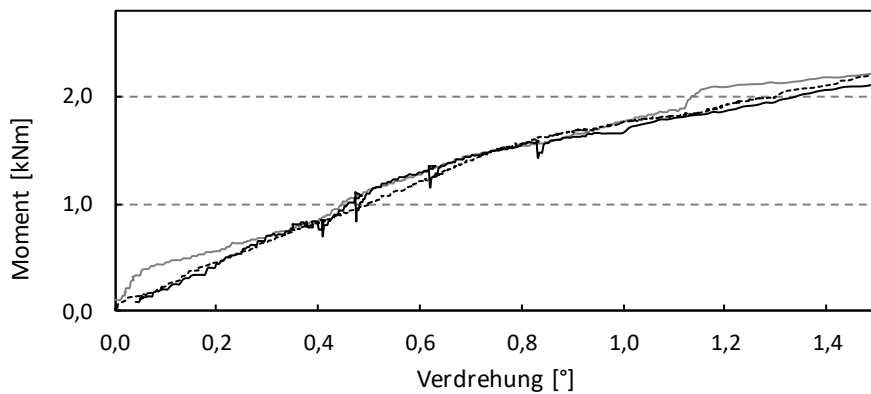


Abbildung A 72: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 19 - Detail

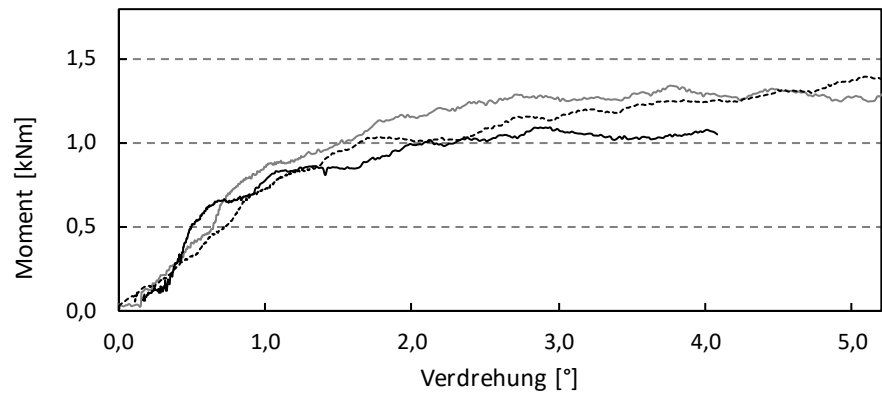


Abbildung A 73: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 20

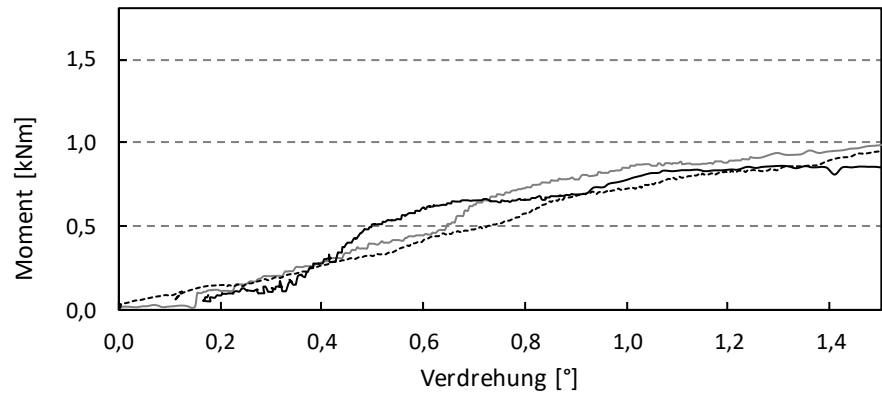


Abbildung A 74: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 20 - Detail

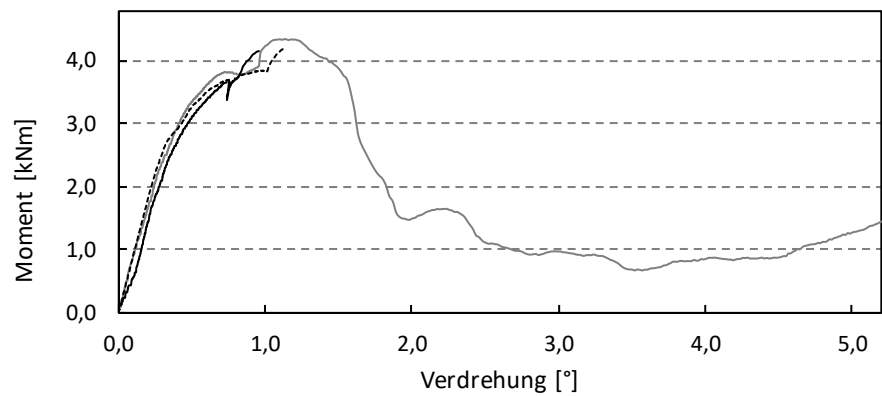


Abbildung A 75: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 21

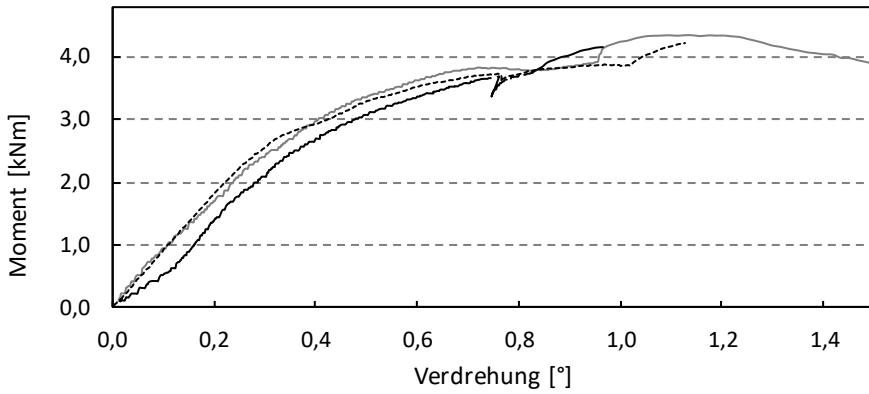


Abbildung A 76: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 21 - Detail

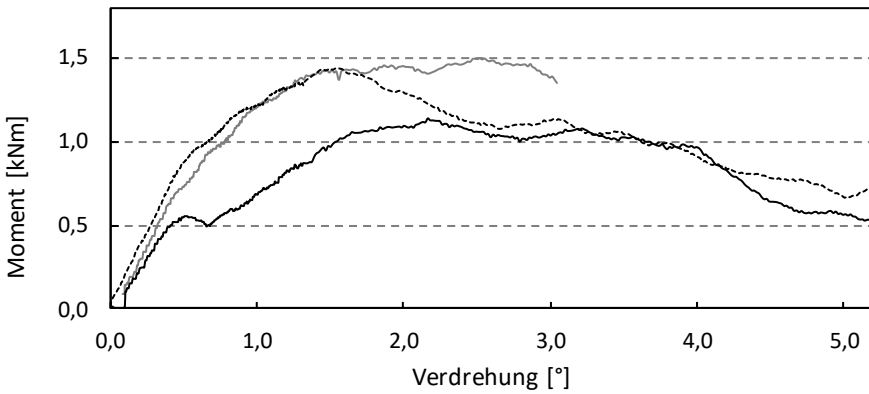


Abbildung A 77: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 22

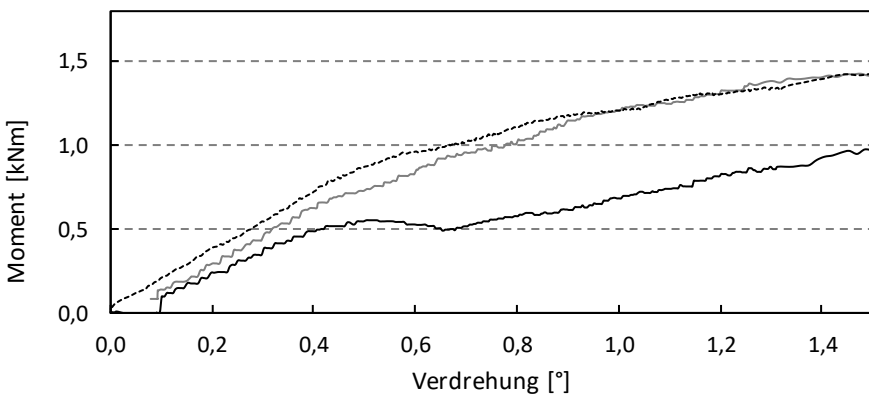


Abbildung A 78: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 22 - Detail

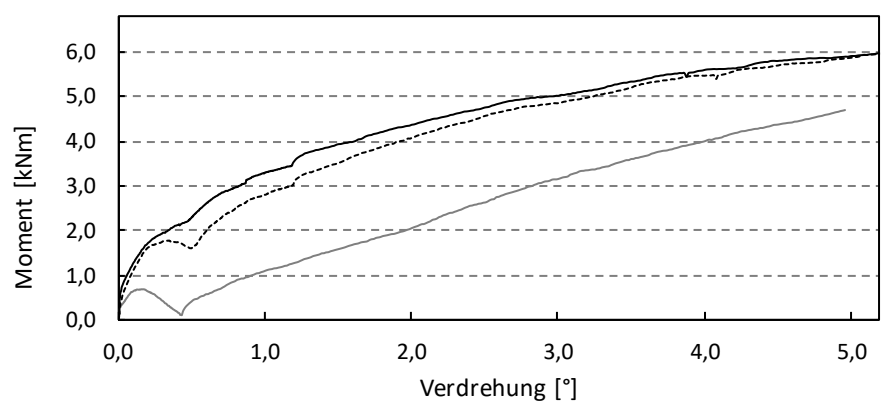


Abbildung A 79: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 23

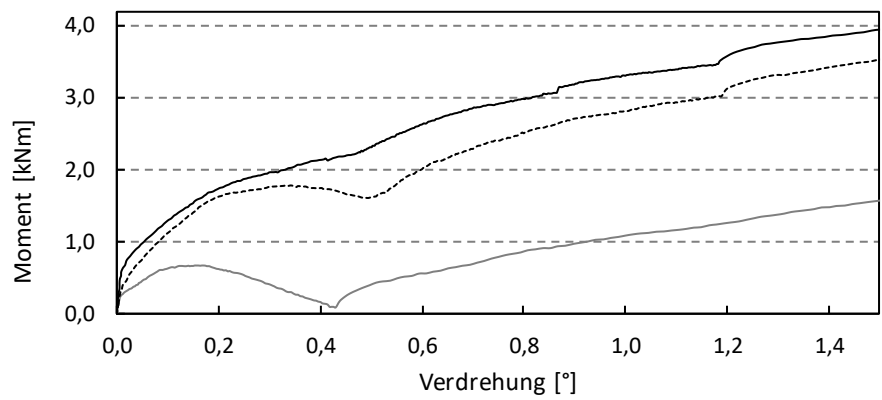


Abbildung A 80: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 23 - Detail

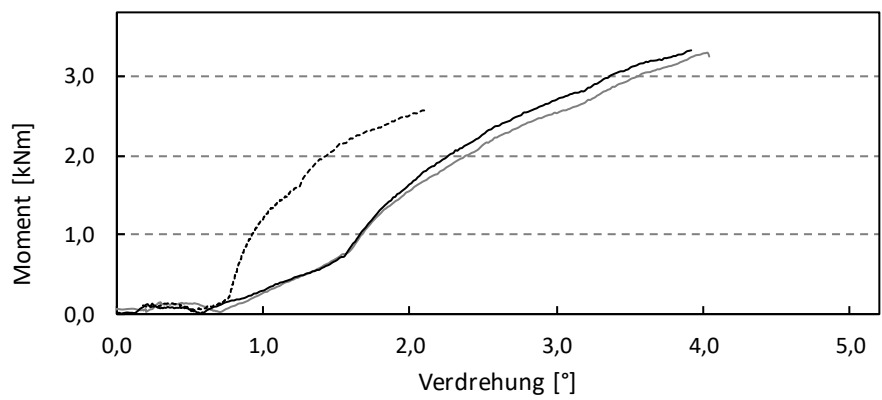


Abbildung A 81: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 24

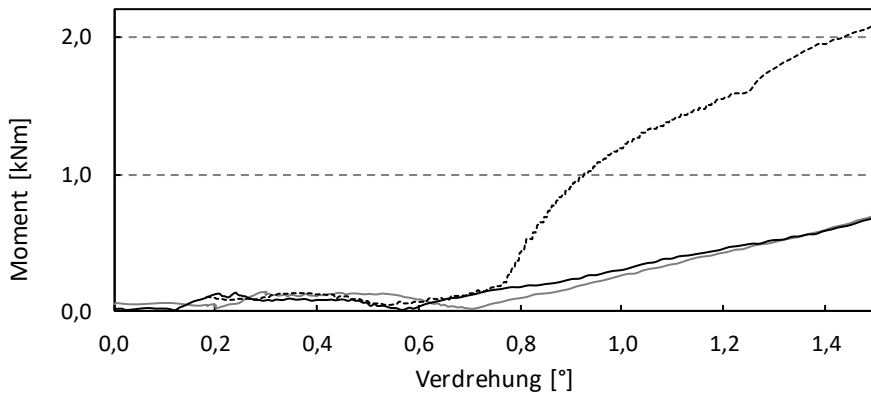


Abbildung A 82: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 24 - Detail

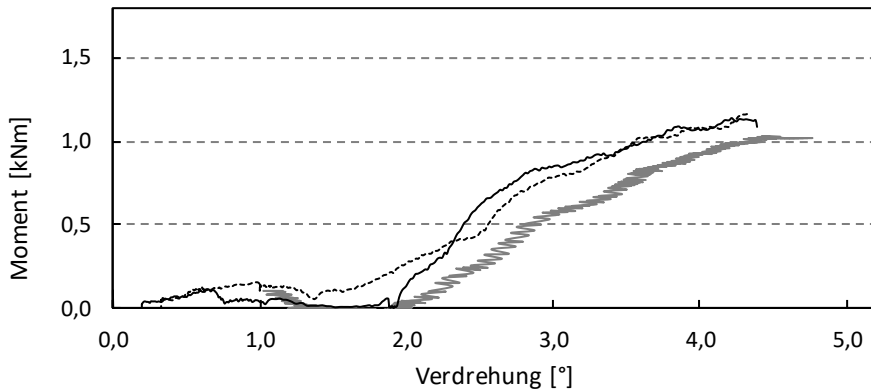


Abbildung A 83: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 25

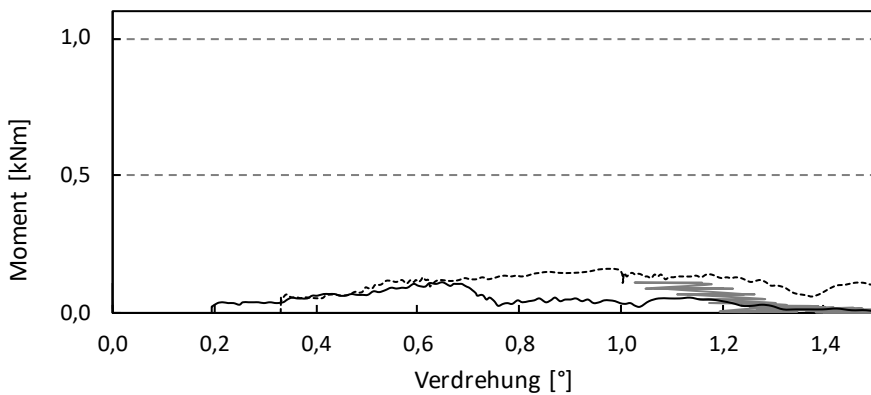


Abbildung A 84: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 25 - Detail

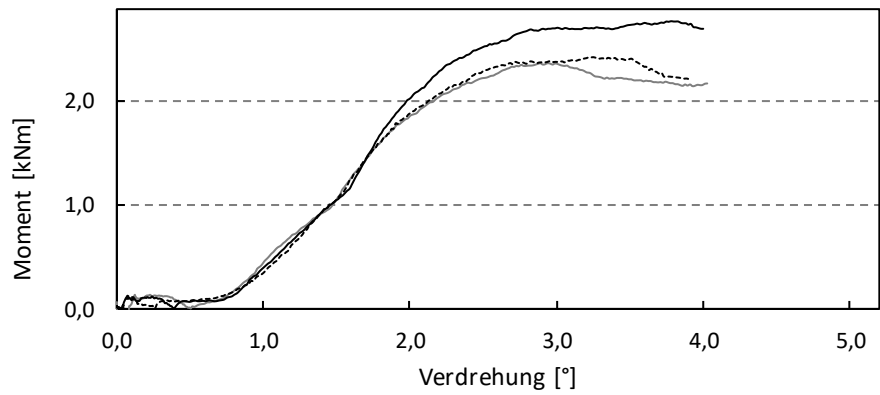


Abbildung A 85: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 26

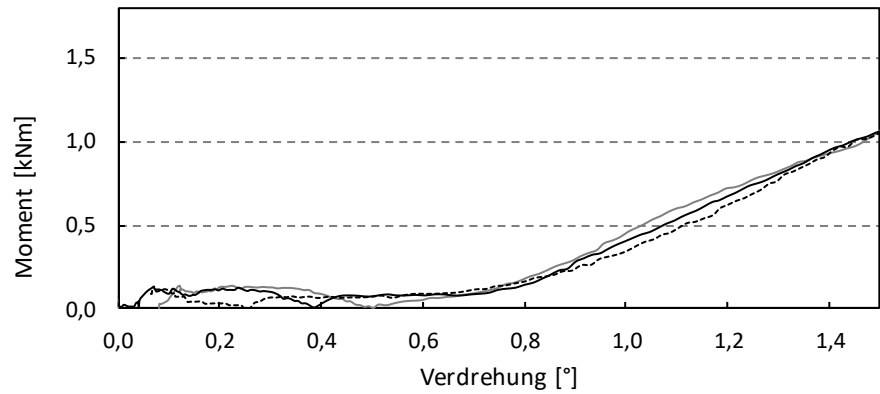


Abbildung A 86: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 26 - Detail

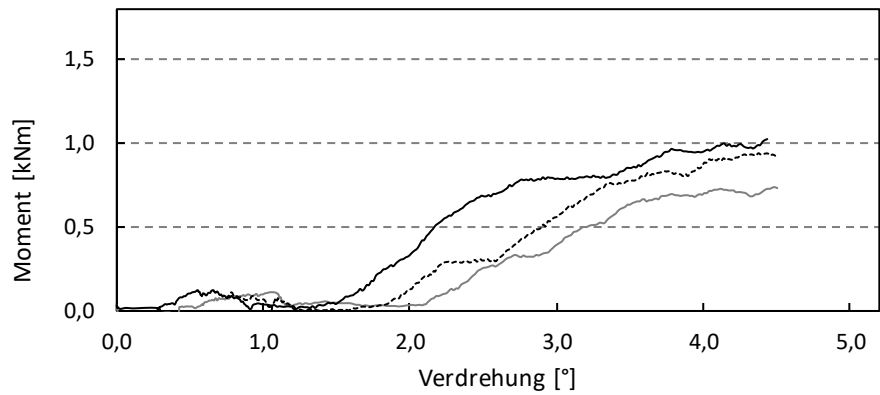


Abbildung A 87: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 27

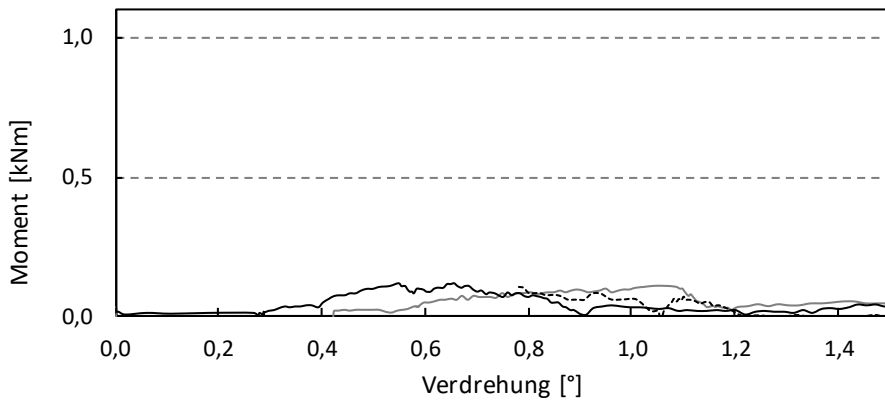


Abbildung A 88: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 27 - Detail

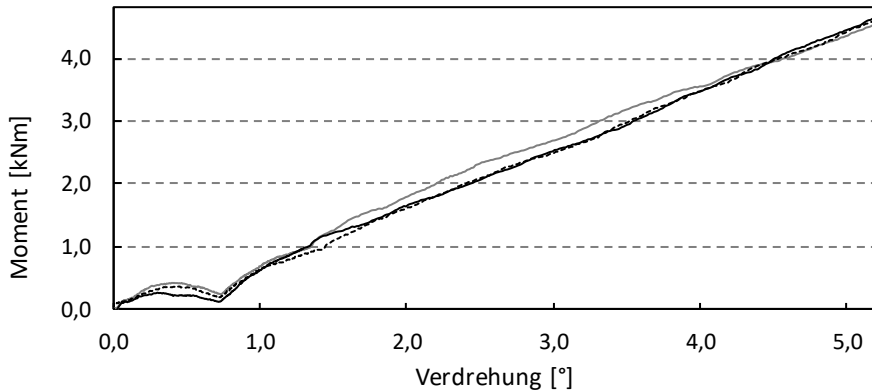


Abbildung A 89: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 28

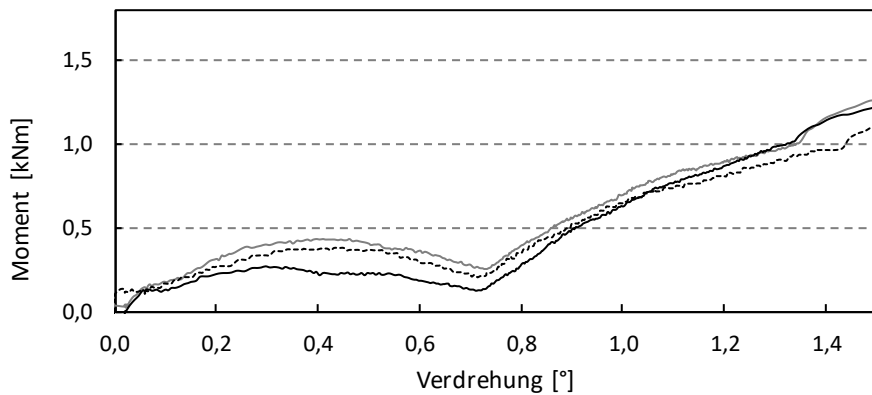


Abbildung A 90: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 28 - Detail

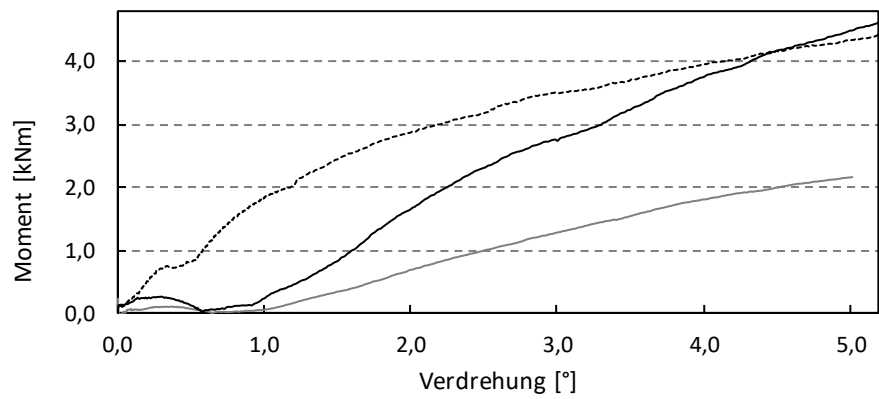


Abbildung A 91: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 29

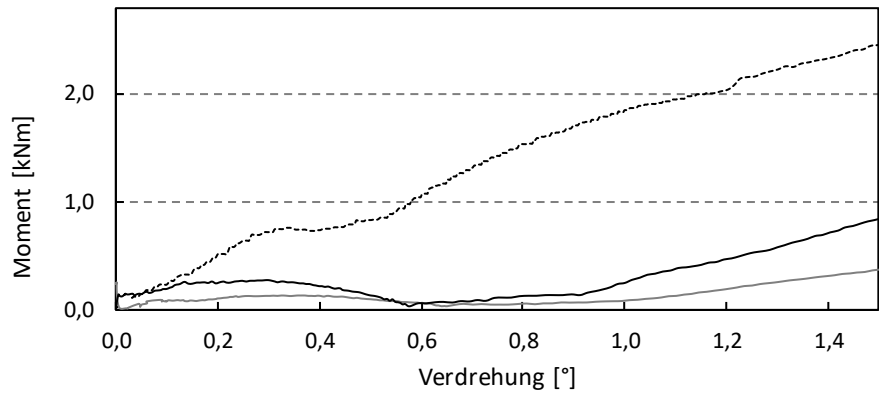


Abbildung A 92: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 29 - Detail

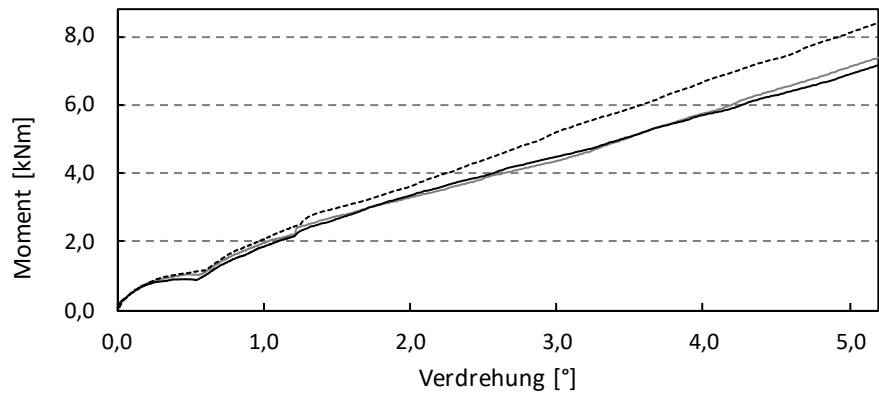


Abbildung A 93: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 30

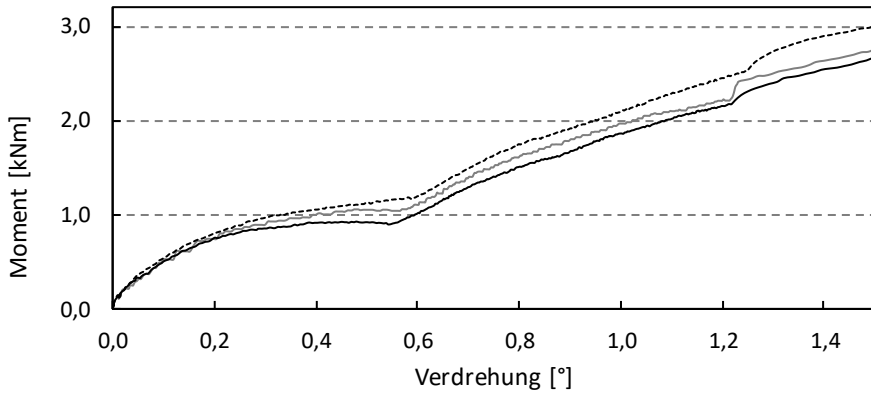


Abbildung A 94: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 30 - Detail

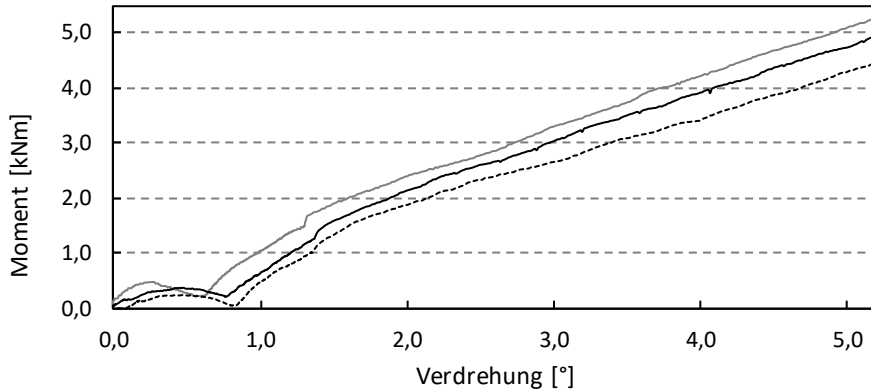


Abbildung A 95: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 31

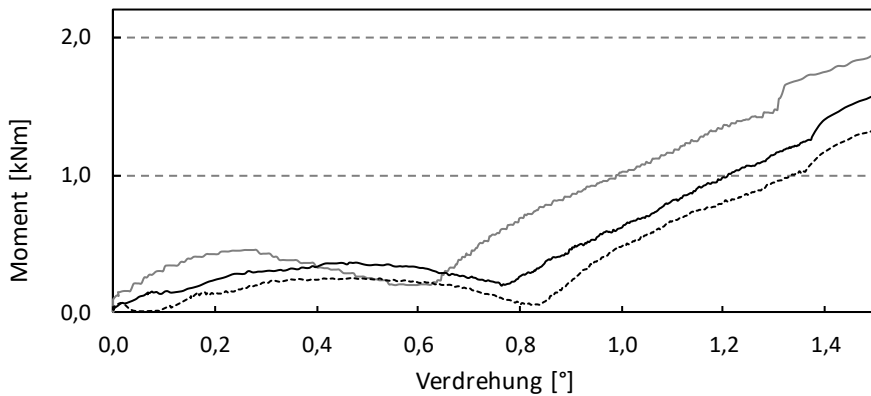


Abbildung A 96: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 31 - Detail

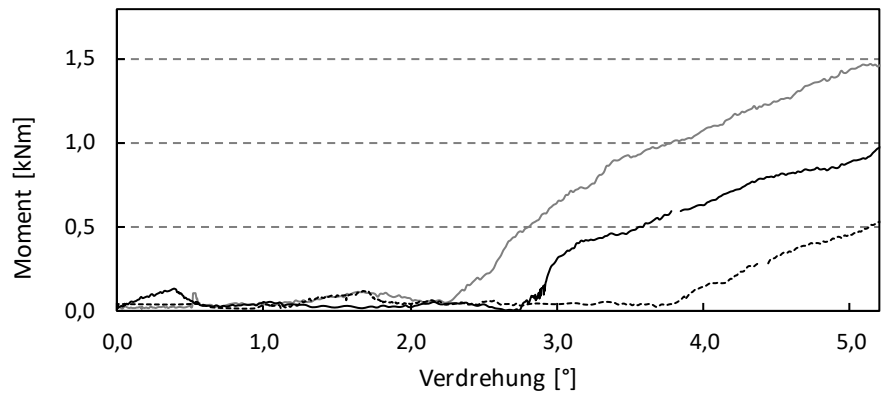


Abbildung A 97: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 32

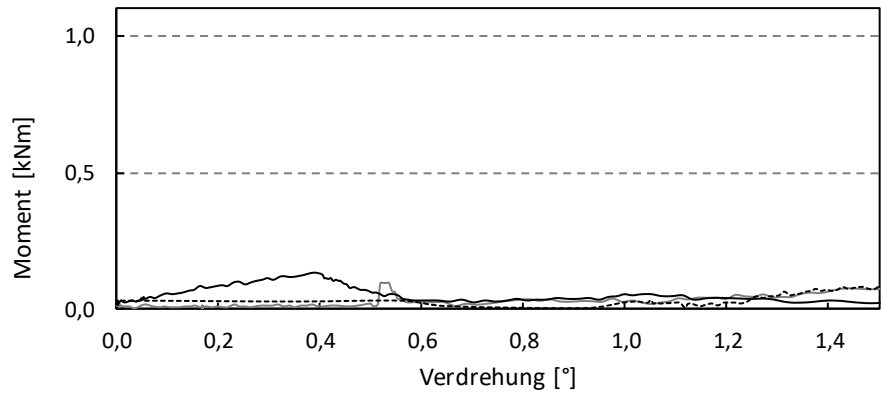


Abbildung A 98: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 32 - Detail

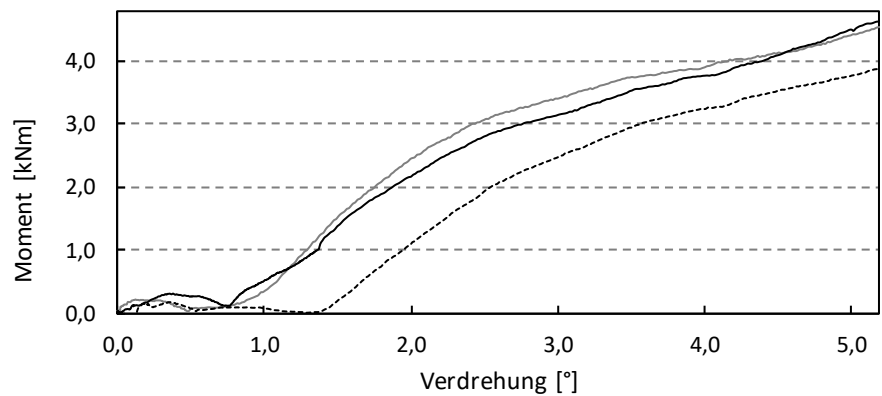


Abbildung A 99: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 33

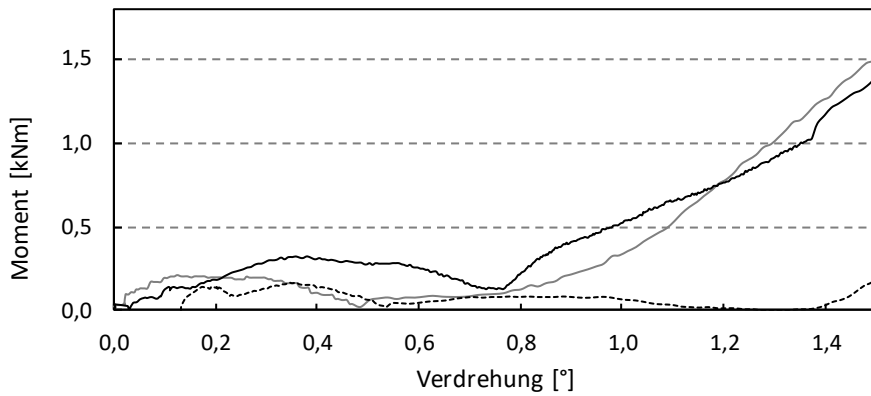


Abbildung A 100: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 33 - Detail

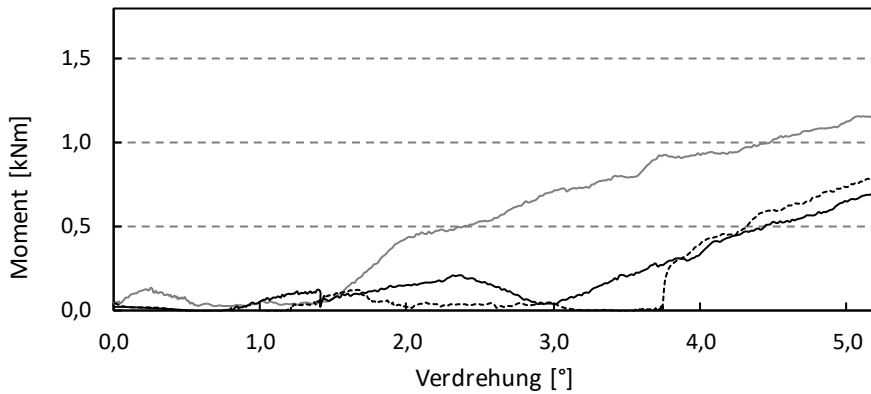


Abbildung A 101: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 34

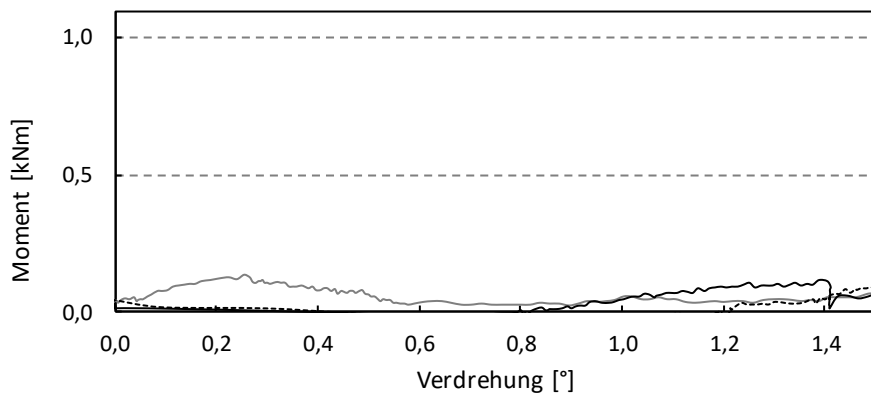


Abbildung A 102: Momenten-Verdrehungs-Diagramm Serie 34 – Detail

Tabelle A 21: Experimentelle und rechnerische Rotationssteifigkeiten der Einzelversuche

Versuch	$K_{r,exp}$		$K_{r,cal}$													
			[kNm/rad]													
			Berechnungsansatz													
	*	**	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1.1	340	602	245	248	126	244	257	138	53	133	47	140	53	93	46	48
1.2	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
1.3	508	617	321	428	307	253	849	849	849	602	602	936	874	876	408	623
1.4	206	404	245	248	126	244	257	138	52	133	46	140	52	91	46	47
1.5	87	276	36	38	21	34	49	35	24	29	19	37	25	30	14	19
1.6	463	706	315	419	301	250	835	835	835	600	600	921	858	861	404	617
1.7	461	1137	274	366	262	219	730	730	730	525	525	806	751	753	354	540
1.8	133	528	34	45	32	30	98	98	98	69	69	108	101	101	47	71
1.9	327	865	284	289	148	282	308	173	76	162	65	178	77	120	60	66
1.10	118	291	239	241	123	237	251	135	53	129	47	137	53	92	45	46
1.11	89	201	33	36	20	31	46	34	25	27	18	36	25	30	14	19
1.12	719	1282	315	420	301	246	834	834	834	585	585	917	858	859	396	605

1.13	500	1254	285	381	273	215	735	735	735	510	510	806	756	757	346	528
1.14	206	293	34	46	33	29	96	96	96	66	66	106	99	100	45	69
1.15	365	681	270	275	142	266	296	169	79	156	66	173	80	124	59	66
1.16	218	499	253	255	130	251	264	142	54	136	49	143	55	95	47	48
1.17	86	308	35	37	21	33	47	34	24	28	18	36	24	29	14	18
1.18	641	1699	316	422	303	249	839	839	839	592	592	923	863	865	401	611
1.19	629	1498	279	372	267	223	747	747	747	532	532	823	768	770	359	549
1.20	149	528	32	43	31	28	93	93	93	65	65	103	96	96	44	67
1.21	374	880	282	287	147	279	307	173	77	162	65	177	78	121	60	66
1.22	689	1480	288	385	276	220	742	742	742	527	526	816	763	765	356	543
1.23	150	817	34	46	33	29	97	97	97	68	68	108	100	101	47	71
1.24	470	1254	279	284	146	276	303	171	76	160	65	175	77	121	60	66
1.25	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
1.26	139	482	34	37	21	33	47	34	24	28	18	36	25	29	14	19
1.27	810	1413	327	436	313	253	852	852	852	608	608	938	876	878	410	626
2.1	823	--	321	450	323	224	771	771	771	549	549	843	792	792	377	575
2.2	227	--	44	61	44	31	105	105	105	75	74	114	108	107	51	78
2.3	177	--	239	243	124	237	252	137	56	131	50	139	57	88	46	49

2.4	75	--	35	39	22	32	48	35	26	29	20	37	27	30	15	20
2.5	300	--	266	270	138	264	279	150	56	145	50	153	56	89	51	53
2.6	127	--	37	41	23	35	50	36	25	30	20	38	26	29	15	21
2.7	842	--	321	450	323	237	786	786	786	593	593	866	807	807	402	615
2.8	163	--	43	61	44	32	106	106	106	80	80	117	109	109	54	83
2.9	167	--	256	260	133	254	269	145	55	140	50	147	56	88	49	51
2.10	153	--	36	40	23	34	49	35	25	30	20	37	26	29	15	20
2.11	799	--	321	450	323	232	780	780	780	577	577	857	801	801	392	600
2.12	234	--	43	61	44	32	106	106	106	78	78	116	108	108	53	81
2.13	235	--	250	254	129	248	262	142	55	136	50	144	56	88	48	50
2.14	77	--	36	39	22	33	48	35	25	29	19	37	26	29	15	20
2.15	611	--	321	450	323	229	776	776	776	566	566	851	797	797	387	591
2.16	110	--	43	61	44	31	105	105	105	77	77	115	108	108	53	80
2.17	199	--	248	251	128	245	260	141	55	135	50	143	56	88	47	50
2.18	35	--	35	39	22	33	48	35	25	29	19	37	26	29	15	20
2.19	670	--	321	450	323	228	775	775	775	563	563	849	796	795	384	587
2.20	119	--	44	61	44	31	105	105	105	76	76	115	108	108	52	80
2.21	166	--	277	284	147	272	301	172	80	160	68	176	81	116	61	68

2.22	759	--	364	511	366	256	876	876	876	629	629	958	900	899	431	658
2.23	264	--	297	305	158	293	323	183	81	172	70	188	83	119	65	73
2.24	782	--	365	511	367	266	889	888	888	662	662	977	912	912	449	687
2.25	140	--	291	298	154	286	316	179	80	168	69	183	81	117	63	71
2.26	672	--	364	510	366	262	884	884	884	652	652	971	908	908	444	679
2.27	181	--	294	301	156	289	319	180	80	170	69	185	82	117	64	71
2.28	735	--	364	511	366	264	886	886	886	657	657	974	910	910	447	683
2.29	256	--	276	283	147	271	301	171	80	159	68	175	81	116	60	68
2.30	742	--	364	510	366	255	876	876	876	628	628	958	900	899	431	657
2.31	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
2.32	746	--	655	809	521	549	1201	1064	965	821	722	1155	990	1025	508	750
2.33	1226	--	642	795	514	529	1179	1049	956	792	699	1136	981	1015	493	728
2.34	516	--	387	392	200	379	399	212	83	207	78	215	84	170	92	80
2.35	77	--	55	60	34	47	67	46	32	42	27	49	33	43	25	28
2.36	862	--	472	664	476	173	908	908	908	738	738	1024	943	952	574	767
2.37	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
2.38	442	--	358	363	186	349	370	197	83	192	77	201	84	168	86	75
2.39	106	--	52	57	33	43	64	44	32	39	26	47	33	42	23	27

2.40	819	--	473	664	476	166	896	895	895	698	1003	931	939	548	732
2.41	111	--	65	91	65	23	122	122	122	95	137	127	128	75	100
2.42	281	--	358	364	186	350	370	197	82	192	200	83	167	86	75
2.43	95	--	51	57	32	43	63	44	31	38	47	32	41	23	26
2.44	831	--	472	663	476	166	896	896	896	700	1003	931	940	549	733
2.45	138	--	64	90	65	23	121	121	121	95	136	126	127	74	99
2.46	192	--	371	376	192	363	383	203	82	198	206	83	168	88	76
2.47	99	--	53	58	33	44	64	44	31	39	47	32	41	23	26
2.48	856	--	472	663	476	169	901	901	901	716	1012	936	945	560	748
2.49	197	--	64	90	64	23	122	122	122	97	137	127	128	76	102
2.50	105	--	252	254	131	250	261	138	50	138	142	51	83	46	47
2.51	50	--	34	36	22	32	43	30	20	29	33	21	24	13	17
2.52	461	--	242	339	323	174	587	587	587	572	706	620	619	313	467
2.53	94	--	33	46	44	24	80	80	80	78	96	84	84	43	64
2.54	128	--	260	262	135	258	269	143	50	142	146	51	83	48	49
2.55	53	--	35	37	23	33	44	30	20	30	34	21	24	13	17
2.56	515	--	242	339	322	176	588	588	588	581	711	621	621	317	473
2.57	88	--	33	46	44	24	80	80	80	80	97	85	84	44	65

2.58	121	--	232	234	121	230	241	128	50	127	49	131	50	82	43	44
2.59	34	--	32	34	21	30	41	29	20	27	19	32	21	24	12	16
2.60	523	--	242	339	322	167	577	577	577	539	539	687	611	609	298	443
2.61	99	--	33	46	44	23	78	78	78	73	73	93	83	83	40	60
2.62	438	--	569	668	479	345	652	652	652	--	--	740	670	676	479	578
2.63	418	--	284	348	222	240	512	449	403	348	303	487	414	430	213	314
2.64	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
2.65	281	--	284	348	222	240	511	448	403	348	302	486	413	429	213	314
2.66	555	--	575	674	483	349	658	657	656	--	--	743	675	680	482	581
2.67	439	--	282	345	221	237	507	446	402	343	298	483	412	428	211	310
2.68	519	--	569	668	479	346	653	653	653	--	--	738	671	676	480	579
2.69	420	--	281	345	221	236	506	445	401	341	297	482	411	427	210	309
2.70	26	--	368	368	203	368	368	203	65	203	65	203	65	147	83	64
2.71	7	--	367	367	367	367	367	367	118	367	118	367	118	292	150	115
2.72	0	--	50	50	32	50	50	32	10	32	10	32	10	22	13	10
2.73	0	--	50	50	50	50	50	50	16	50	16	50	16	40	20	16
2.74	54	--	355	355	196	355	355	196	65	196	65	196	65	147	80	62
2.75	0	--	49	49	32	49	49	32	11	32	11	32	11	22	13	10

2.76	52	--	356	356	356	356	356	356	118	356	118	356	118	291	145	112
2.77	11	--	48	48	48	48	48	48	16	48	16	48	16	39	20	15
2.78	54	--	354	354	354	354	354	354	65	195	65	195	65	147	80	61
2.79	0	--	48	48	48	48	48	48	31	31	10	31	10	21	13	10
2.80	0	--	354	354	354	354	354	354	118	354	118	354	118	290	145	111
2.81	0	--	48	48	48	48	48	48	16	48	16	48	16	39	20	15
2.82	181	--	548	548	548	548	548	548	124	428	124	428	124	231	132	120
2.83	183	--	575	575	575	575	575	575	124	450	124	450	124	233	138	126
2.84	190	--	615	615	615	615	615	615	125	481	125	481	125	236	147	134
2.85	80	--	290	290	290	290	290	290	45	164	45	164	45	79	50	45
2.86	0	--	290	290	290	290	290	290	80	290	80	290	80	155	88	81
2.87	14	--	287	287	287	287	287	287	45	162	45	162	45	79	49	45
2.88	0	--	287	287	287	287	287	287	80	287	80	287	80	154	88	80
2.89	58	--	293	293	293	293	293	293	45	165	45	165	45	79	51	46
2.90	134	--	293	293	293	293	293	293	79	293	79	293	79	155	90	82
2.91	0	--	33	33	33	33	33	33	6	22	6	22	6	10	7	6
2.92	10	--	33	33	33	33	33	33	9	33	9	33	9	18	10	9
2.93	0	--	245	245	245	245	245	245	39	136	39	136	39	68	42	38

2.94	32	--	245	245	245	245	245	245	245	70	245	70	245	70	135	75	69
2.95	0	--	36	36	23	36	36	23	36	6	23	6	23	6	10	7	6
2.96	0	--	36	36	36	36	36	36	36	9	36	9	36	9	19	11	10
2.97	9	--	265	265	146	265	265	146	265	39	146	39	146	39	69	45	41
2.98	9	--	265	265	265	265	265	265	265	70	265	70	265	70	137	81	74
2.99	31	--	32	32	21	32	32	21	32	6	21	6	21	6	10	6	6
2.100	0	--	32	32	32	32	32	32	32	10	32	10	32	10	18	10	9
2.101	41	--	236	236	131	236	236	131	236	39	131	39	131	39	68	40	36
2.102	12	--	237	237	237	237	237	237	237	70	237	70	237	70	134	72	66

* Experimentelle Rotationssteifigkeit zwischen 10 % und 40 % des maximalen Moments bis 1° Verdrehung unter Berücksichtigung einer Grenzgleitmoments $M_{GZl,1\mu}$ bei Vorbelastung mit Zugkraft

** Experimentelle Rotationssteifigkeit zwischen 10 % und 40 % des maximalen Moments bis 1° Verdrehung angelehnt an EN 26891:1991-07

Anhang F – Herleitung der Richtungsabhängigkeit

1. Ausgangsformel: Berechnung Stabdübelkreis ohne Richtungsabhängigkeit

$$K_{\varphi} = \sum_{i=1}^n K_{ser,i} * r_i^2$$

2. Aufteilung in Anteile in Faserrichtung x_i und quer zur Faserrichtung y_i

$$K_{\varphi} = \sum_{i=1}^n K_{ser,i} * (x_i^2 + y_i^2)$$

3. Ausmultiplizieren

$$K_{\varphi} = \sum_{i=1}^n K_{ser,i} * x_i^2 + K_{ser,i} * y_i^2$$

4. Erweiterung um Winkelzusammenhänge entsprechend Abbildung A 103

$$K_{ser,i} = K_{s,ax,i} * (\cos \alpha)^2 + K_{lat,i} * (\sin \alpha)^2$$

$$K_{\varphi} = \sum_{i=1}^n (K_{s,ax,i} * (\cos \alpha_i)^2 + K_{lat,i} * (\sin \alpha_i)^2) * x_i^2 + (K_{s,ax,i} * (\cos \alpha_i)^2 + K_{lat,i} * (\sin \alpha_i)^2) * y_i^2$$

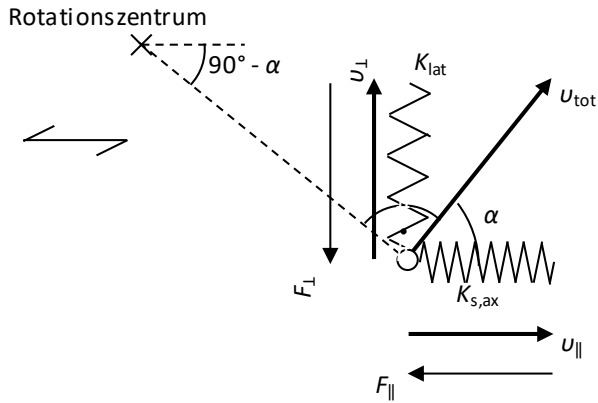


Abbildung A 103: Winkelzusammenhänge

5. Zusammenhänge zwischen Last, Steifigkeit und Verformung

$$v_{\perp} = \sin \alpha * v_{tot}$$

$$v_{\parallel} = \cos \alpha * v_{tot}$$

$$F_{\perp} = K_{lat} * v_{\perp} = K_{lat} * \sin \alpha * v_{tot}$$

$$F_{\parallel} = K_{s,ax} * v_{\parallel} = K_{s,ax} * \cos \alpha * v_{tot}$$

6. Umrechnung der Abstandsquadrate

$$\cos \alpha_i = \frac{y_i}{r_i} = \frac{y_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}}$$

$$\sin \alpha_i = \frac{x_i}{r_i} = \frac{x_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}}$$

$$K_\varphi = \sum_{i=1}^n \left(K_{s,ax,i} * \left(\frac{y_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \right)^2 + K_{lat,i} * \left(\frac{x_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \right)^2 \right) * x_i^2 + \left(K_{s,ax,i} * \left(\frac{y_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \right)^2 + K_{lat,i} * \left(\frac{x_i}{\sqrt{x_i^2 + y_i^2}} \right)^2 \right) * y_i^2$$

7. Kürzen der Berechnungsformel

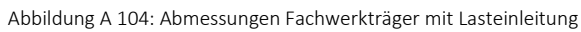
$$K_\varphi = \sum_{i=1}^n K_{s,ax,i} * \frac{y_i^2 * x_i^2}{x_i^2 + y_i^2} + K_{lat,i} * \frac{x_i^4}{x_i^2 + y_i^2} + K_{s,ax,i} * \frac{y_i^4}{x_i^2 + y_i^2} + K_{lat,i} * \frac{x_i^2 * y_i^2}{x_i^2 + y_i^2}$$

$$K_\varphi = \sum_{i=1}^n K_{s,ax,i} * \frac{y_i^2 * x_i^2 + y_i^4}{x_i^2 + y_i^2} + K_{lat,i} * \frac{x_i^4 + x_i^2 * y_i^2}{x_i^2 + y_i^2}$$

8. Richtungsabhängige Rotationssteifigkeit

$$K_\varphi = \sum_{i=1}^n K_{s,ax,i} * y_i^2 + K_{lat,i} * x_i^2$$

Geometrie Fachwerkträger



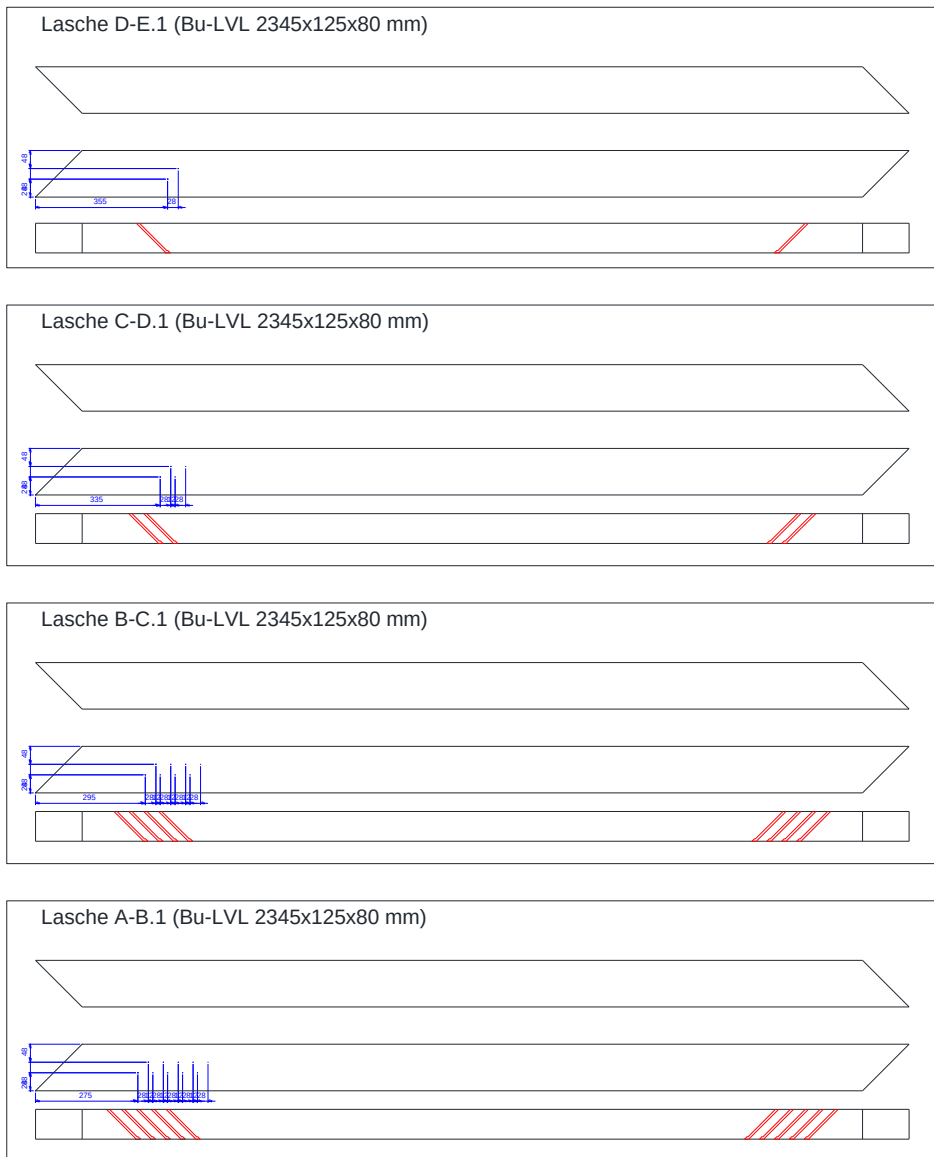


Abbildung A 106: Geometrie Zuglaschen 1

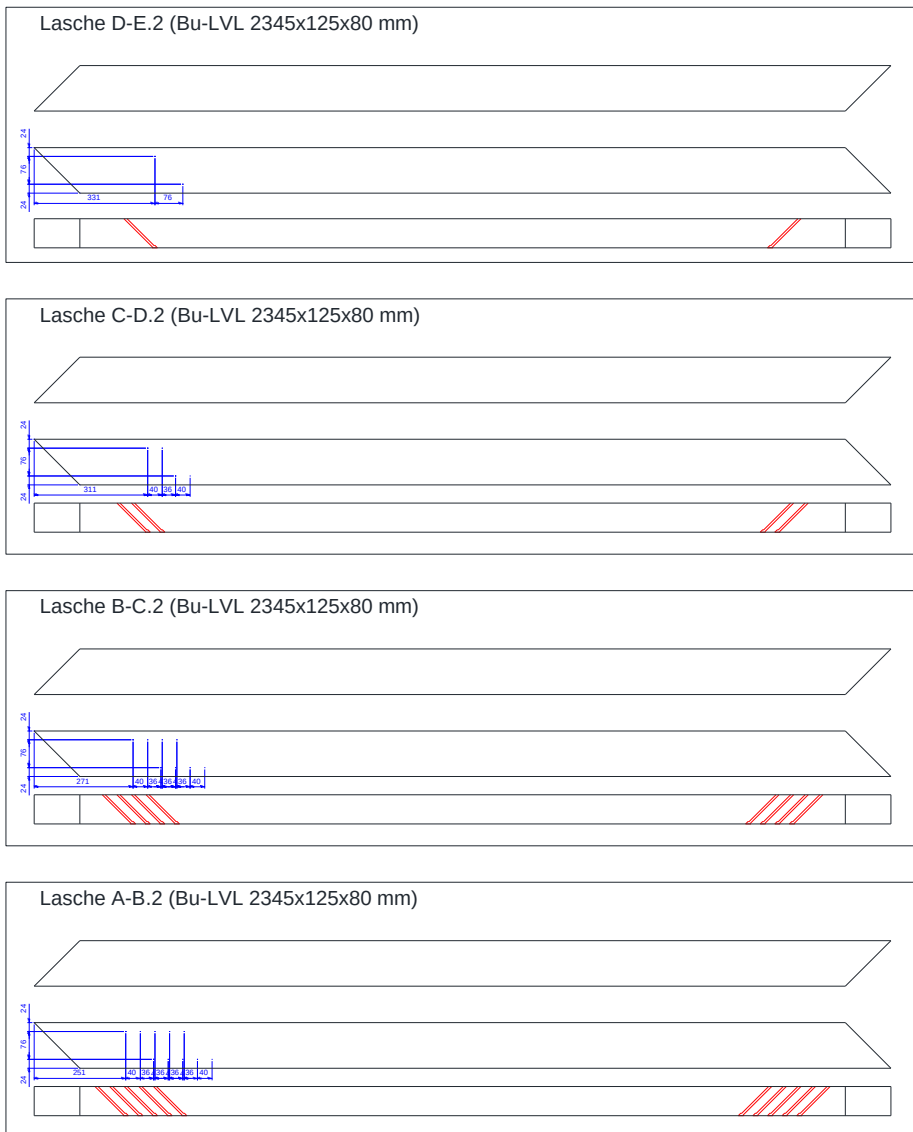


Abbildung A 107: Geometrie Zuglaschen 2

Berechnung Lasten je Schrauben:

Anteil aus Querkraft unter Annahme gleicher Steifigkeiten

$$F_V = \frac{V}{n}$$

Anteil aus Normalkraft unter Annahme gleicher Steifigkeiten

$$F_N = \frac{N}{n}$$

Anteil aus Moment unter Annahme gleicher Steifigkeiten

$$F_M = \frac{M * r}{\sum r_i^2} = \frac{M * r}{\sum x_i^2 + \sum y_i^2}$$

Einführung Steifigkeitsverhältnis

$$k_k = \frac{K_{s,ax}}{K_{lat}}$$

$$F_{M,0} = \frac{M * y}{\sum \frac{x_i^2}{k_k} + \sum y_i^2}$$

$$F_{M,90} = \frac{M * \frac{x}{k_k}}{\sum \frac{x_i^2}{k_k} + \sum y_i^2}$$

Lasten je Schraube

Tabelle A 22: Berechnung Modellträger – Maße und Steifigkeiten

Seite		Seite 1				Seite 2			
Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B	D-E	C-D	B-C	A-B
n	[-]	4	8	16	20	4	8	16	20
d	[mm]					8			
l_{ef} (Bu-LVL)	[mm]					99			
l_{ef} (Na-BSH)	[mm]					181			
ρ_{mean} (Bu-LVL)	[kg/m ³]					800			
ρ_{mean} (Na-BSH)	[kg/m ³]					420			
μ	[-]					0,25			
$K_{\text{lat,Bu-LVL},0^\circ}$	[kN/mm]					1,62 (Ansatz 11) / 2,08 (Ansatz 14)			
$K_{\text{lat,Bu-LVL},90^\circ}$	[kN/mm]					0,81 (Ansatz 11) / 1,04 (Ansatz 14)			
$K_{\text{ax,Bu-LVL}}$	[kN/mm]					51,5 (Ansatz 11) / 45,0 (Ansatz 14)			
$K_{\text{lat,Na-BSH},45^\circ}$	[kN/mm]					0,90 (Ansatz 11) / 0,77 (Ansatz 14)			
$K_{\text{ax,Na-BSH}}$	[kN/mm]					54,0 (Ansatz 11) / 33,6 (Ansatz 14)			
$K_{\text{lat},0^\circ}$	[kN/mm]					1,16 (Ansatz 11) / 1,12 (Ansatz 14)			
$K_{\text{lat},90^\circ}$	[kN/mm]					0,85 (Ansatz 11) / 0,88 (Ansatz 14)			
K_{ax}	[kN/mm]					26,4 (Ansatz 11) / 19,2 (Ansatz 14)			
$K_{\text{s,ax}}$	[kN/mm]					16,9 (Ansatz 11) / 12,4 (Ansatz 14)			
k_k	[-]					19,8 (Ansatz 11) / 14,1 (Ansatz 14)			

Tabelle A 23: Verbindungsmittelabstände vom Schwerpunkt

Seite		Seite 1				Seite 2			
Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B	D-E	C-D	B-C	A-B
x ₁	[mm]	14	6	6	14	38	18	18	2
y ₁	[mm]	14	14	14	14	38	38	38	38
x ₂	[mm]	--	34	34	26	--	58	22	38
y ₂	[mm]	--	14	14	14	--	38	38	38
x ₃	[mm]	--	--	46	54	--	--	58	42
y ₃	[mm]	--	--	14	14	--	--	38	38
x ₄	[mm]	--	--	74	66	--	--	98	78
y ₄	[mm]	--	--	14	14	--	--	38	38
x ₅	[mm]	--	--	--	94	--	--	--	118
y ₅	[mm]	--	--	--	14	--	--	--	38

Tabelle A 24: Steifigkeit und Lasten (Berechnungsansatz 11)

Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B
K_r	[kNm/rad]	58,4	120	262	348
F_{tot}	[kN]	32,0	105	178	240
F_{Schraube}	[kN]	8,00	13,1	11,1	12,0
F_{ax}	[kN]	9,05	14,8	12,6	13,6
M_{tot}	[kNm]	0,20	0,44	0,92	1,09

Tabelle A 25: Last aus Moment je Schraube (Berechnungsansatz 11)

Seite		Seite 1				Seite 2			
Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B	D-E	C-D	B-C	A-B
Laterale Last x_1	[kN]	0,04	0,02	0,02	0,04	0,11	0,06	0,05	0,01
Axiale Last y_1	[kN]	$\pm 0,92$	$\pm 0,99$	$\pm 0,95$	$\pm 0,84$	$\pm 2,50$	$\pm 2,68$	$\pm 2,67$	$\pm 2,29$
Laterale Last x_2	[kN]	--	0,11	0,10	0,07	--	0,18	0,07	0,10
Axiale Last y_2	[kN]	--	$\pm 0,99$	$\pm 0,95$	$\pm 0,84$	--	$\pm 2,68$	$\pm 2,67$	$\pm 2,29$
Laterale Last x_3	[kN]	--	--	0,14	0,15	--	--	0,18	0,11
Axiale Last y_3	[kN]	--	--	$\pm 0,95$	$\pm 0,84$	--	--	$\pm 2,67$	$\pm 2,29$
Laterale Last x_4	[kN]	--	--	0,22	0,18	--	--	0,30	0,21
Axiale Last y_4	[kN]	--	--	$\pm 0,95$	$\pm 0,84$	--	--	$\pm 2,67$	$\pm 2,29$
Laterale Last x_5	[kN]	--	--	--	0,25	--	--	--	0,32
Axiale Last y_5	[kN]	--	--	--	$\pm 0,84$	--	--	--	$\pm 2,29$

Tabelle A 26: Steifigkeit und Lasten (Berechnungsansatz 14)

Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B
K_r	[kNm/rad]	43,7	90	203	275
F_{tot}	[kN]	30,0	102	178	239
F_{Schraube}	[kN]	7,50	12,8	11,1	12,0
F_{ax}	[kN]	8,49	14,4	12,6	13,5
M_{tot}	[kNm]	0,16	0,36	0,79	0,97

Tabelle A 27: Last aus Moment je Schraube (Berechnungsansatz 14)

Seite		Seite 1				Seite 2			
Lasche		D-E	C-D	B-C	A-B	D-E	C-D	B-C	A-B
Laterale Last x_1	[kN]	0,05	0,02	0,02	0,04	0,12	0,06	0,06	0,01
Axiale Last y_1	[kN]	±0,64	±0,69	±0,68	±0,61	±2,00	±2,13	±2,09	±1,89
Laterale Last x_2	[kN]	--	0,12	0,12	0,08	--	0,20	0,08	0,12
Axiale Last y_2	[kN]	--	±0,69	±0,68	±0,61	--	±2,13	±2,09	±1,89
Laterale Last x_3	[kN]	--	--	0,16	0,17	--	--	0,20	0,13
Axiale Last y_3	[kN]	--	--	±0,68	±0,61	--	--	±2,09	±1,89
Laterale Last x_4	[kN]	--	--	0,25	0,21	--	--	0,34	0,24
Axiale Last y_4	[kN]	--	--	±0,68	±0,61	--	--	±2,09	±1,89
Laterale Last x_5	[kN]	--	--	--	0,29	--	--	--	0,38
Axiale Last y_5	[kN]	--	--	--	±0,61	--	--	--	±1,89

Moderne Voll- und Teilgewindeschrauben haben den Ingenieurholzbau wesentlich geprägt. Sie ermöglichen hochtragfähige, steife und einfach herzustellende Verbindungen. Besonders das geneigte Einbringen erlaubt die axiale Beanspruchung der Schrauben und somit die Übertragung höherer Lasten im Vergleich zu klassisch lateral beanspruchten Verbindungsmitteln. Dadurch eignen sich Holzbauschrauben ideal für Fachwerkkonstruktionen. Trotz umfangreicher Forschung zu axialer und lateraler Steifigkeit ist die Rotationssteifigkeit solcher Verbindungen bislang kaum untersucht. Diese spielt jedoch eine zentrale Rolle, um Nebenspannungen und Verformungen in Verbindungen und Tragwerken zuverlässig zu berechnen.

Die vorliegende Arbeit untersucht die Rotationssteifigkeit von Verbindungen mit geneigt eingebrachten Voll- und Teilgewindeschrauben. In einer ganzheitlichen Betrachtung, vom Gesamttragwerk bis zur Einzelschraube, werden maßgebende Parameter wie Schraubentyp, Querdruk, Belastungsreihenfolge und Reibung zwischen den Bauteilen analysiert. Zur experimentellen Bestimmung wurde ein neuartiger biaxialer Prüfaufbau entwickelt, der es ermöglicht, Normalkräfte und Biegemomente unabhängig voneinander aufzubringen. Nach Validierung des Prüfaufbaus hinsichtlich Präzision und Reproduzierbarkeit wurden die identifizierten Parameter systematisch untersucht. Die Versuchsergebnisse bilden die Grundlage für einen praxisnahen Berechnungsansatz, der mithilfe analytischer und statistischer Methoden entwickelt und verglichen wurde. Der resultierende Ansatz erlaubt eine zuverlässige Abschätzung der Rotationssteifigkeit und kann direkt in bestehende oder zukünftige Normen integriert werden. Dadurch wird eine unmittelbare Anwendung in der Baupraxis ermöglicht.

