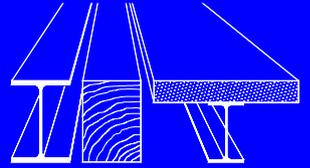


Universität Stuttgart
Institut für Konstruktion und Entwurf
Stahl-, Holz- und Verbundbau



Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen

Julius Gauß (geb. Postupka)

Mitteilungen

Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart zur
Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Julius Gauß (geb. Postupka)

aus Kempten (Allgäu)

Hauptberichterin: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

1. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Jörg Schänzlin

2. Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch

Tag der mündlichen Prüfung: 12. Dezember 2023

Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart

2024

Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf, Nr. 2024-1

Julius Gauß Zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-
Stabdübelverbindungen

Herausgeber Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann
Pfaffenwaldring 7
70569 Stuttgart
Telefon: 0711 / 685 66245

Redaktion Gloria Hofmann, M.Sc.

D93

© Institut für Konstruktion und Entwurf, Stuttgart 2024
Alle Rechte vorbehalten.

ISSN 1439-3751

Kurzfassung

Der Werkstoff Holz ist durch seine ressourcenschonende Herstellung und Montage und die langfristige, sichere Speicherung großer Mengen an CO₂ während der Nutzungsphase des Gebäudes und darüber hinaus aus Sicht der Nachhaltigkeit ein konkurrenzloses Baumaterial. Um dessen Verwendung im Bauwesen massiv auszuweiten, sollten alle Bereiche der Prozesskette digitalisiert, systematisiert und gleichzeitig vereinfacht werden. Dies gilt auch für die Tragwerksplanung und im Speziellen für die Bemessung der Bauteilfügungen. Die wichtigsten Erkenntnisse aus über sechs Jahren experimenteller und theoretischer Forschungsarbeit am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart sind in dieser Dissertation zusammengefasst und dienen als Grundlage für die Systematisierung und die numerische Modellierung von Anschlussbereichen im Holzbau.

Schwerpunkt ist dabei das Last-Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen. Dazu werden in einem ersten Schritt die Forschungsergebnisse Dritter und die aktuellen normativen Regelungen ausgewertet und eingeordnet. Anschließend werden die Ergebnisse der eigenen experimentellen Untersuchungen vorgestellt und mit den Regelungen nach DIN EN 1995-1-1 verglichen. Die dabei festgestellten teils erheblichen Abweichungen der experimentell ermittelten von den vorhergesagten Anschlusssteifigkeiten, lassen sich unter anderem auf die Nichtberücksichtigung wichtiger Einzelparameter durch die Norm und die großen Materialstreuungen zurückführen. Um die Varianz der Ergebnisse einordnen zu können, wurden verschiedene Modellierungsansätze untersucht. Der gewählte Ansatz auf Basis des nichtlinear gebetteten Balkens (Beam-on-Foundation, BoF) und dessen Validierung auf Basis der experimentellen Untersuchungen sind ausführlich beschrieben. Durch eine numerische Parameterstudie wird der Einfluss der wichtigsten Einzelparameter des Last-Verformungsverhaltens von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen anschaulich herausgearbeitet und quantifiziert. Die Verwendung der gewonnenen Erkenntnisse bei der Bemessung von Tragstrukturen wird in einem letzten Schritt am Beispiel der Komponentenmethode vorgestellt. Dazu werden großmaßstäbliche experimentelle Untersuchungen den numerischen Vorhersagemodellen gegenübergestellt.

Die Grundlage der Forschungsarbeit bilden die experimentellen Untersuchungen. Diese erfolgten auf unterschiedlichen Skalierungsebenen, angefangen bei Prüfungen des Grundmaterials, über Bettungs- und Anschlussversuche bis hin zu Bauteilversuchen. Die durchgeführten Bettungsversuche haben gezeigt, dass die experimentell ermittelten Bettungseigenschaften des Holzes maßgeblich von den Eigenschaften der Proben abhängen. Die nach Prüfnorm vorgeschriebene Verwendung von ungestörten Proben führt zwar zu einer geringeren Streuung und zu einer besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse unterschiedlicher Chargen, gibt die Bedingungen im realen Bauteil jedoch nur begrenzt wieder. In realen Anschlüssen lassen sich Äste oder ähnliche Fehlstellen im Bettungsbereich von Verbindungsmitteln jedoch nicht verhindern, sodass das lokale Verhalten der Holzmatrix stark von dem der ungestörten Holzproben abweichen kann. Für die Modellierung des Bettungsbereichs, zum Beispiel mit BoF-Modellen, wird daher empfohlen, auf Bettungsversuche sowohl mit ungestörten als auch mit gestörten Proben zurückzugreifen, um die mögliche Streubreite der Ergebnisse realistischer erfassen zu können.

Die bei den Bettungsversuchen an realitätsnahen Probekörpern festgestellte große Streubreite der Ergebnisse lässt sich auch bei den Anschlussversuchen beobachten. Bei den Steifigkeits-

werten machen sich vor allem die großen materiellen, aber auch die geometrischen Imperfektionen bemerkbar. Durch die gezielte Variation zahlreicher Parameter konnte deren Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit herausgearbeitet werden. Es zeigt sich, dass der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels, des Verbindungsmitteldurchmessers und der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Steifigkeit durch die Steifigkeitsberechnung nach EUROCODE 5 derzeit nur unzureichend abgebildet wird. So zeigt sich mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel α eine deutliche Abnahme der Anschlusssteifigkeit, sodass der Wert für eine Belastung unter 90° lediglich noch halb so groß ist wie für eine Belastung unter 0° . Die nach Norm angenommene linear zum Verbindungsmitteldurchmesser verlaufende Zunahme der Anschlusssteifigkeit kann nicht bestätigt werden. Vielmehr ist eine nahezu quadratische Zunahme der Steifigkeit mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser zu beobachten. Der bei der Tragfähigkeit auftretende Gruppeneffekt ist auch für die Steifigkeit zu beobachten. Es sollte daher auch für die Anschlusssteifigkeit eine Reduzierung der effektiven Anzahl an Verbindungsmitteln vorgenommen werden.

Der verwendete Modellierungsansatz auf Basis des nichtlinear gebetteten Balkens stellt eine gute Möglichkeit zur Vorhersage des Last-Verformungsverhaltens von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen dar. Sowohl die Anfangssteifigkeit als auch die Tragfähigkeit konnten für unterschiedliche geometrische und materielle Randbedingungen mit gleichbleibenden Modellparametern vorhergesagt werden. Die Nachgiebigkeit im Bereich des Schlitzblechs hat sich als wichtiger Parameter herausgestellt, der sowohl die Steifigkeit als auch die Tragfähigkeit des Anschlusses beeinflusst. Hierbei ist jedoch nicht die Nachgiebigkeit des Schlitzblechs entscheidend, sondern die plastischen Eindrückungen im Verbindungsmittel aufgrund des mehraxialen Spannungszustands. Das Materialverhalten des Verbindungsmittels lässt sich sehr gut durch die im Zugversuch erlangte Spannungs-Dehnungsbeziehung beschreiben.

Eine wichtige Erkenntnis der numerischen Parameterstudie ist, dass sich ein Spiel in der Verbindung stärker auf die Anschlusssteifigkeit auswirkt als erwartet. Ein solches Spiel kann dabei durch das Lochspiel zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech, durch den Anfangsschlupf in der Bettung oder durch Toleranzen in der Holzgeometrie entstehen und lässt sich in realen Verbindungen kaum vermeiden. Das vorhandene Spiel führt für das einzelne Verbindungsmittel zu einer verzögerten Aktivierung unterschiedlicher Bettungsbereiche oder bei Verbindungsmittelgruppen zu einer schrittweisen Aktivierung der einzelnen Verbindungsmittel. Durch diese stufenweise Aktivierung sinkt die maximale Steifigkeit der Verbindung, da einzelne Bereiche bereits beginnen zu plastizieren bevor andere ihre volle Steifigkeit ausbilden können.

Die wichtigsten Erkenntnisse der experimentellen, numerischen und analytischen Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit sind nachfolgend zusammengefasst:

Die Auswertung des Einflusses der Bettungseigenschaften auf die Anschlusssteifigkeit hat gezeigt, dass durch die Verwendung von mittleren Bettungseigenschaften das grundsätzliche Anschlussverhalten trotz der großen Materialstreuungen dennoch relativ genau vorhergesagt werden kann. Eine Abschätzung des Streubereichs der Anschlusssteifigkeit kann dabei durch die Verwendung von minimalen und maximalen Bettungseigenschaften getroffen werden.

Die Seitenholzdicke t zeigt für gängige Verbindungsmittelschlankheiten keinen signifikanten Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit. Es wird daher empfohlen, diese bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit weiterhin unberücksichtigt zu lassen.

Der Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers auf die Anschlusssteifigkeit wird durch die Vorhersage der Steifigkeit nach EUROCODE 5 unterschätzt. Eine Anpassung der Formel für die

Anschlusssteifigkeit K_{ser} wird daher empfohlen. So führt das Einführen eines Exponenten für den Durchmesser d zu einer deutlich besseren Vorhersage der zu erwartenden Anschlusssteifigkeit. Dies ist beispielsweise bereits in der schweizerischen Norm SIA 265 in ähnlicher Weise integriert.

Weiterhin wird empfohlen, die Anfangssteifigkeit für einen Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ im Vergleich zu einer Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) um 50 % zu verringern. Mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel zeigte sich eine überproportionale Abnahme der Anschlusssteifigkeit, die beispielsweise mit einer modifizierten Hankinson-Gleichung beschrieben werden kann. Um die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit jedoch zu vereinfachen und den großen auftretenden Streubreiten Rechnung zu tragen, wird eine lineare Abminderung zwischen 0° und 90° empfohlen.

Das Lochspiel der Verbindung hat sich als wichtiger Einflussfaktor für die Anschlusssteifigkeit erwiesen. Aufgrund der Komplexität einer genauen Berücksichtigung des Lochspiels wird jedoch empfohlen, die Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen, unabhängig von der Anzahl der Verbindungsmittel, mittels eines pauschalen Faktors abzumindern.

Auf Basis der gesammelten Versuchsdaten aus eigenen und fremden Untersuchungen wurde eine Formel zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} hergeleitet. Diese wurde für unterschiedliche Eingangswerte und im Vergleich zu vorhandenen normativen Vorhersagemodellen bewertet.

Am Beispiel eines eingespannten Stützenfußpunkts wird zuletzt die Anwendbarkeit der Komponentenmethode im Holzbau aufgezeigt. Durch den Vergleich der analytischen und numerischen Modelle mit großmaßstäblichen experimentellen Versuchen wird dabei der Einfluss der einzelnen Komponenten herausgearbeitet. Das Last-Verformungsverhalten der Stabdübelverbindung hat dabei einen wesentlichen Einfluss auf das Momenten-Rotationsverhalten des Gesamtknotens, sodass deren exakte Bestimmung von großer Bedeutung ist. Die genaue Bestimmung der Anschlusssteifigkeit erlaubt nicht nur eine zuverlässige Verformungsberechnung, sondern ermöglicht auch, eine Unterschätzung der tatsächlichen Schnittgrößen zu vermeiden.

Abstract

Due to its resource-saving production and assembly and the safe long-term storage of large amounts of CO₂ during the use phase of the building and beyond, timber is an unrivalled building material from the point of view of sustainability. In order to massively expand its use in the building sector, all areas of the process chain should be digitized, systematized and simplified at the same time. This also applies to the structural design and in particular the dimensioning of the joints. The most important findings from more than six years of experimental and theoretical research work at the Institute of Structural Design at the University of Stuttgart are summarized in this dissertation and serve as the basis for the systematization and numerical modelling of joints in timber construction. The focus is on the load-deformation behaviour of steel-timber dowel connections. In a first step, the research results of third parties and normative regulations are evaluated and classified. The results of the extensive own experimental investigations are then presented and compared with the current regulations according to DIN EN 1995-1-1. The significant deviations in the predicted and experimentally determined values of the connection stiffness can be explained, among other things, by the fact that important individual parameters were not considered as well as by the large material scattering. In order to be able to classify the variance of the results, various modelling approaches were examined. The selected approach based on the non-linear embedded beam (beam-on-foundation, BoF) and its validation on the basis of the experimental investigations are described in detail. The influence of the most important individual parameters of the load-deformation behaviour of steel-timber dowel connections are identified and quantified by means of a numerical parameter study. The application in the design of structures is presented in a last step using the component method as an example. For this purpose, large-scale experimental investigations are compared to the numerical prediction models.

The embedment tests carried out have shown that the experimentally determined embedment properties of timber depend significantly on the properties of the samples. The use of undisturbed samples prescribed by the test standard leads to less scatter and better comparability of the results from different batches, but only reflects the conditions in the real component to a limited extent. In real connections, however, knots or similar defects in the embedment area of fasteners cannot be ruled out, so that the local behaviour of the timber matrix can differ greatly from that of the undisturbed timber samples. For the modelling of the embedment area, e.g. with BoF models, it is therefore recommended to use embedment tests with disturbed as well as undisturbed samples in order to be able to more realistically record the possible range of results.

The wide range of results found in the embedment tests with mixed samples can also be observed in the connection tests. In the case of the stiffness values, the large material imperfections, but also the geometric imperfections, are particularly noticeable. Through the variation of numerous parameters, their influence on the connection stiffness could be worked out. It turns out that the influence of the load-to-grain angle, the fastener diameter and the number of fasteners on the stiffness is currently not adequately represented by the formula in Eurocode 5. With increasing load-to-grain angle α , there is a clear decrease in the connection stiffness, so that the value for a load at 90° is only half as large as for a load at 0°. The increase in connection stiffness that according to the standard is assumed to be linear with the fastener diameter cannot be confirmed. Rather, an almost quadratic increase in stiffness can be observed with increasing

fastener diameter. The group effect that occurs for the load-bearing capacity can also be observed for the stiffness. The effective number of fasteners should therefore also be reduced for the connection stiffness.

The modelling approach used, based on the non-linearly bedded beam, represents a good way of predicting the load-deformation behaviour of steel-timber dowel connections. Both the initial stiffness and the load-bearing capacity could be predicted for different geometric and material boundary conditions with the same model parameters. The embedment behaviour in the area of the slotted plate has turned out to be an important parameter that influences both the stiffness and the load-bearing capacity of the connection. However, it is not the flexibility of the slotted plate that is decisive here, but the plastic deformations of the fastener due to the multiaxial stress state. The material behaviour of the fastener can be described very well by the stress-strain relationship obtained in the tensile test.

An important finding of the numerical parameter study is that the play in the connection affects the connection stiffness more than expected. Such a play can result from the hole tolerance between the fastener and the slotted plate, from the initial slip in the embedment area or from tolerances in the timber geometry and is almost impossible to avoid in real connections. The existing clearance leads to a delayed activation of different embedment areas of the individual fastener or to a gradual activation of entire fasteners in the case of fastener groups. This gradual activation reduces the maximum stiffness of the connection, since individual areas already begin to plasticize before others can develop their full stiffness.

The most important findings of the experimental, numerical and analytical investigations on the influencing factors on the connection stiffness are summarized below:

The evaluation of the influence of the embedment properties on the connection stiffness has shown that by using average embedment properties, the connection behaviour can be predicted relatively accurately despite the large material scatter. An estimation of the scatter range of the connection stiffness can be made by using minimum and maximum embedment properties.

The thickness t of the side timber shows no significant influence on the connection stiffness for common fastener slenderness. It is therefore recommended to continue to disregard these when determining the connection stiffness.

The influence of the fastener diameter on the connection stiffness is underestimated the formula in EUROCODE 5. An adaptation of the formula of the connection stiffness K_{ser} is therefore recommended. The introduction of an exponent for the diameter d leads to a significantly better prediction of the connection stiffness to be expected. This is already integrated in a similar way in the Swiss standard SIA 265, for example.

Furthermore, it is recommended to reduce the initial stiffness by 50% for a load-to-grain angle $\alpha = 90^\circ$ compared to a load in grain direction ($\alpha = 0^\circ$). With increasing load-to-grain angle, there was a disproportionate decrease in connection stiffness, which can be described, for example, with a modified Hankinson equation. However, a linear reduction between 0° and 90° is recommended to simplify the determination of the connection stiffness and to take account of the large scatter that occurs.

The hole tolerance of the connection has proven to be an important influencing factor for the connection stiffness. However, due to the complexity of taking the hole tolerance into account,

it is recommended to generally reduce the stiffness of fastener groups by a factor, regardless of the number of fasteners.

On the basis of the collected test data from own and third-party investigations, a formula for determining the initial stiffness K_{ser} was derived. This was evaluated for different input values and in comparison to existing normative prediction models.

Finally, the applicability of the component method in timber construction is shown using the example of a fixed column base. By comparing the analytical and numerical models with large-scale experimental tests, the influence of the individual components is worked out. The load-deformation behaviour of the dowel connection has a significant influence on the moment-rotation behaviour of the overall node, so that its exact determination is of great importance. The exact determination of the connection stiffness not only allows a reliable deformation calculation, but also makes it possible to avoid underestimating the actual internal forces.

Vorwort

Die Inhalte der vorliegenden Arbeit wurden während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart erarbeitet.

Mein aufrichtiger Dank geht an Frau Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann, Leiterin des Instituts für Konstruktion und Entwurf, für das entgegengebrachte Vertrauen während meiner gesamten Zeit am Institut, die wichtigen Denkanstöße und die Annahme des Hauptberichts.

Mein weiterer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Jörg Schänzlin, Leiter des Instituts für Holzbau an der Hochschule Biberach, für die interessanten Diskussionen und Anregungen sowie die Annahme des Mitberichts.

Ebenso möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch, Leiter des Instituts für Holzbau und Baukonstruktion am Karlsruher Institut für Technologie, herzlich für die bereitwillige Annahme des Mitberichts danken.

Weiterhin möchte ich mich bei allen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen des Instituts für Konstruktion und Entwurf für die tolle Zeit bedanken. Durch euch war es möglich, alle Tiefen des Forschungsalltags zu meistern, die Höhen zu feiern und völlig neue Blickwinkel auf die eigene Arbeit zu erlangen. Danke Simon, für die tolle Zeit im Holzbaubüro! Natürlich gilt mein Dank auch allen wissenschaftlichen Hilfskräften, die mich bei der Durchführung der Forschungsarbeiten tatkräftig unterstützt haben.

Mein größter Dank geht an meine Frau Anne, die an der späten Fertigstellung dieser Arbeit sicher am meisten zu leiden hatte.

„Unsere größte Schwäche liegt im Aufgeben. Der sicherste Weg zum Erfolg ist immer, es noch einmal zu versuchen.“ (Thomas Alva Edison)

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	I
Abstract	V
Vorwort	IX
Inhaltsverzeichnis	XI
Formelzeichen und Abkürzungen	XVII
Einleitung und Gliederung	1
1.1 Gegenstand der Arbeit	1
1.2 Gliederung der Arbeit	2
2 Stand der Wissenschaft und Technik	5
2.1 Allgemeines	5
2.2 Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln nach EC 5	6
2.2.1 Allgemeines.....	6
2.2.2 Stahl-Holz-Verbindungen nach DIN EN 1995-1-1.....	6
2.2.3 Verstärkung von Anschlüssen.....	8
2.3 Steifigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel	9
2.3.1 Allgemeines.....	9
2.3.2 Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1:2010	9
2.3.3 Steifigkeit nach SIA 265:2012	10
2.3.4 Untersuchungen Ehlbeck und Werner	10
2.3.5 Untersuchungen Bejtka	11
2.3.6 Untersuchungen Jorissen.....	12
2.3.7 Untersuchungen Jockwer und Jorissen	12
2.3.8 Untersuchungen Schweigler.....	13
2.3.9 Untersuchungen Sandhaas	14
2.3.10 Untersuchungen Dorn	15
2.3.11 Untersuchungen Pedersen	16
2.3.12 Untersuchungen Reynolds	17

2.4	Komponentenmethode	19
2.4.1	Allgemeines.....	19
2.4.2	Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8.....	19
2.4.3	Untersuchungen von Brühl	21
3	Experimentelle Untersuchungen	23
3.1	Allgemeines	23
3.2	Messtechnik und Analysemethoden	23
3.2.1	Allgemeines.....	23
3.2.2	Wegaufnehmer	23
3.2.3	Dehnungsmessstreifen.....	24
3.2.4	Optische Messsysteme	24
3.2.5	3D-Röntgen-Computertomographie	25
3.3	Bettungsversuche	26
3.3.1	Allgemeines und Versuchsprogramm	26
3.3.2	Versuchsaufbauten und -durchführung	27
3.3.3	Ergebnisse Bettungsversuche	27
3.3.4	Zusammenfassung.....	36
3.4	Anschlussversuche	38
3.4.1	Allgemeines.....	38
3.4.2	Versuchsprogramm	38
3.4.3	Versuchskörpergeometrie	39
3.4.4	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	41
3.4.5	Ergebnisse der Anschlussversuche	43
3.4.5.1	Allgemeines	43
3.4.5.2	Einfluss von Verstärkungsmaßnahmen mit Vollgewindeschrauben.....	44
3.4.5.3	Vergleich Stabdübel und Bolzen	46
3.4.5.4	Einfluss der Seitenholzdicke t	48
3.4.5.5	Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α	51
3.4.5.6	Einfluss der Anzahl an Verbindungsmitteln	55
3.4.5.7	Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers und Vergleich mit externen Daten	59
3.4.6	Auswertung der 3D-CT-Scans	61
3.5	Materialuntersuchungen	64
3.5.1	Stahlzugproben Stabdübel.....	64

3.5.2	Holzbauteile	65
3.6	Zusammenfassung.....	66
4	Numerische Untersuchungen	67
4.1	Allgemeines	67
4.2	Aufbau des numerischen Modells.....	68
4.2.1	Allgemeines.....	68
4.2.2	Einzelkomponenten des numerischen Modells.....	69
4.2.2.1	Überblick	69
4.2.2.2	Nichtlineare Feder Bettung Holz (1H)	70
4.2.2.3	Nichtlineare Feder Bettung Schlitzblech (1S).....	71
4.2.2.4	Momentengelenk Bettung (2) und horizontale Verbindung Verbindungsmittel (3)	72
4.2.2.5	Modellierung des Verbindungsmittels	72
4.2.2.6	Kopplungen / Starrstäbe	73
4.3	Validierung und Verifizierung der Modelle	74
4.3.1	Allgemeines.....	74
4.3.2	Materialmodell Stahl.....	74
4.3.3	Kontaktbereich Verbindungsmittel und Schlitzblech	75
4.3.4	Bettungseigenschaften Holz.....	80
4.3.5	Anschlussversuche	80
4.3.5.1	Überblick	80
4.3.5.2	Belastung parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$)	81
4.3.5.3	Belastung unter einem Winkel zur Faserrichtung	84
4.3.5.4	Verbindungsmittelgruppen	85
4.3.6	Zusammenfassung.....	87
4.4	Auswertung des Last-Verformungsverhaltens.....	88
4.5	Parameterstudie	90
4.5.1	Allgemeines.....	90
4.5.2	Bettungsparameter des Holzes	90
4.5.2.1	Anfangssteifigkeit k_{ser}	90
4.5.2.2	Plastische Steifigkeit k_f	91
4.5.2.3	Bettungsspannung $f_{h,int}$	93
4.5.2.4	Übergangsfaktor α	94

4.5.2.5	Anfangsschlupf u_0	95
4.5.2.6	Zusammenfassung	96
4.5.3	Bettungsparameter Stahl	96
4.5.4	Einfluss der Stahlgüte	97
4.5.5	Seitenholzdicke t	99
4.5.6	Einfluss des Lochspiels	102
4.5.7	Anzahl der Verbindungsmittel n	104
4.5.8	Versatz der Bohrlochhälften	106
4.6	Zusammenfassung.....	107
5	Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit.....	109
5.1	Allgemeines	109
5.2	Bewertung des Einflusses einzelner Faktoren	109
5.2.1	Bettungsverhalten des Holzes	109
5.2.2	Seitenholzdicke t	110
5.2.3	Durchmesser d	111
5.2.4	Kraft-Faser-Winkel α	112
5.2.5	Anzahl der Verbindungsmittel	113
5.2.6	Verstärkungsmaßnahmen mit Vollgewindeschrauben.....	114
5.3	Vorschlag zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit.....	115
5.3.1	Allgemeines.....	115
5.3.2	Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser}	115
5.3.3	Bewertung der vorgeschlagenen Gleichung.....	116
5.4	Zusammenfassung.....	119
6	Anwendungsbeispiel Komponentenmethode	121
6.1	Allgemeines	121
6.2	Anwendung der Komponentenmethode im Holzbau	123
6.3	Experimentelle Untersuchungen.....	125
6.3.1	Allgemeines.....	125
6.3.2	Federkennlinien aus Komponentenversuchen.....	125
6.3.2.1	Allgemeines	125
6.3.2.2	Einzelner Stabdübel in Faserrichtung.....	126
6.3.2.3	Verbindungsmittelgruppe Zug in Faserrichtung	127
6.3.3	Bauteilversuche	128

6.4	Komponentenmodell	132
6.4.1	Allgemeines.....	132
6.4.2	Ergebnisse Parameterstudie	133
6.5	Vergleich Komponentenmodell und Versuche	135
6.6	Zusammenfassung	136
7	Zusammenfassung und Ausblick	139
7.1	Zusammenfassung.....	139
7.2	Ausblick.....	140
A	Ergebnisse experimentelle Untersuchungen	141
A.1	Bettungsversuche	141
A.2	Anschlussversuche	143
	Literaturverzeichnis	155

Formelzeichen und Abkürzungen

Lateinische Formelzeichen

a_1	Abstand der Verbindungsmittel in Faserrichtung
$a_{3,t}$	Abstand der Verbindungsmittel zum belasteten Hirnholz
A	Querschnittsfläche
d	Durchmesser des Verbindungsmittels
E	Elastizitätsmodul
F_{\max}	Erreichte Maximallast
F_{plat}	Last bei Erreichen des 1. Plastischen Plateaus
k_f	Plastische Steifigkeit, Endtangente Bettungskurve
k_{ser}	Elastische Steifigkeit, Anfangssteifigkeit Bettungskurve
K_c	Ersatzfeder Druckzone
K_e	Wiederbelastungssteifigkeit
K_f	Steifigkeit im plastischen Bereich, Reststeifigkeit
K_{ser}	Anfangsverschiebungsmodul, Erstbelastungssteifigkeit
$K_{\text{ser},E}$	Anfangsverschiebungsmodul nach BEJTKA (2005) [3], dickes Stahlblech
$K_{\text{ser},EC5}$	Anfangsverschiebungsmodul nach DIN EN 1995-1-1 [23]
$K_{\text{ser},EC5,\text{mod}}$	Modifizierter Anfangsverschiebungsmodul nach DIN EN 1995-1-1 [23]
$K_{\text{ser},G}$	Anfangsverschiebungsmodul nach BEJTKA (2005) [3], dünnes Stahlblech
$K_{\text{ser},\alpha}$	Anfangsverschiebungsmodul unter dem Winkel α
K_t	Ersatzfeder Zugzone
K_φ	Ersatzfeder Rotation Stabdübelgruppe
$F_{\text{ax},Rk}$	Charakteristische Tragfähigkeit in axialer Richtung
$f_h(u)$	Bettungsspannung nach SCHWEIGLER (2018) [81]
$f_{h,i,k}$	Charakteristische Lochleibungsfestigkeit des Bauteils i
$f_{h,\text{inter}}$	Bettungsspannung nach SCHWEIGLER (2018) [81]
$f_{h,\text{int}}$	Bettungsspannung
$f_{h,\text{max}}$	Maximale Bettungsspannung
$f_{h,0,k}$	Charakteristische Lochleibungsfestigkeit in Faserrichtung

$f_{h,\alpha,k}$	Charakteristische Lochleibungsfestigkeit unter dem Winkel α
$f_{u,k}$	Charakteristische Zugfestigkeit des Verbindungsmittels
$F_{v,Rk}$	Charakteristische Tragfähigkeit in lateraler Richtung
$M_{y,Rk}$	Charakteristisches Fließmoment des Verbindungsmittels
n_{ef}	Effektive Anzahl an Verbindungsmitteln
n_{\perp}	Anzahl Verbindungsmittel senkrecht zur Faserrichtung
n_{\parallel}	Anzahl Verbindungsmittel parallel zur Faserrichtung
t_i	Dicke des Bauteils i
t_{req}	Mindestdicke des Holzes
u	Verformung im Bettungsbereich
u_0	Anfangsschlupf, Anfangsverschiebung

Griechische Formelzeichen

α	Standard: Kraft-Faser-Winkel, teilweise: Übergangparameter
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert für Holz
λ	Schlankheit des Verbindungsmittels
ρ_k	Charakteristische Rohdichte
ρ_m	Mittlere Rohdichte
σ, τ	Normalspannung, Schubspannung

Abkürzungen

BoF	Beam-on-Foundation
DMS	Dehnungsmessstreifen
EYM	European Yield Model
FG	Fließgelenk
FKL	Federkennlinie
FSH	Furnierschichtholz
LS	Lochspiel
LVK	Last-Verformungskurve
MW	Mittelwert
SB	Schlitzblech
SD	Stabdübel
VBM	Verbindungsmittel
WA	Wegaufnehmer
3L	3-linear
9L	9-linear

Einleitung und Gliederung

1.1 Gegenstand der Arbeit

Die fortschreitende Erderwärmung führt weltweit zu immer deutlicheren Änderungen der Lebensbedingungen. Durch die nun für jeden wahrnehmbaren Folgen wächst das Bewusstsein der Notwendigkeit einer Reduzierung der CO₂-Emissionen in allen Lebensbereichen. Das Bauwesen kann sowohl durch eine Reduzierung des Energiebedarfs im Betrieb, als auch bei der Herstellung und dem Rückbau von Bauwerken einen erheblichen Beitrag dazu leisten. Der Werkstoff Holz ist durch seine ressourcenschonende Herstellung und Montage und die langfristige, sichere Speicherung großer Mengen an CO₂ während der Nutzungsphase des Gebäudes und darüber hinaus aus Sicht der Nachhaltigkeit ein konkurrenzloses Baumaterial. Die drängende Aufgabe besteht daher darin, die aktuellen Grenzen des Bauens mit Holz durch Normen, Bauordnungen sowie durch Kapazitäten und Wissen seitens der Planenden und Ausführenden zu erweitern. Ziel muss es sein, den Holzbau auch in Projekten mit großem Bauvolumen gegenüber dem klassischen, energie- und ressourcenintensiven Massivbau wettbewerbsfähig zu machen. Als Beispiele sind neben prestigeträchtigen Leuchtturmprojekten, wie zum Beispiel Hochhäusern oder Türmen aus Holz, vor allem Schulen, Kindertagesstätten, mehrgeschossige Büro- und Wohngebäude und Sporthallen als Zielgruppe zu nennen. Gerade bei den derzeit noch vorherrschenden „Hybridbauten“ (Kombination von Holz und Stahlbeton) stellt sich jedoch stets die Frage, wie sich Lasten innerhalb des Tragwerks verteilen. Stellt die Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeiten des Tragwerks bei den vertikalen Lastfällen eher noch eine Optimierungsmöglichkeit einzelner Tragwerksabschnitte oder für den Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit dar, so wird diese für die horizontalen Lastfälle zur absoluten Voraussetzung bei der Bemessung. Durch die jüngst erfolgte Anpassung der Erdbebenzonenkarte [25] nimmt der Lastfall Erdbeben auch in Deutschland bei der Bemessung eine deutlich wichtigere Rolle ein, wodurch die Verteilung von Horizontallasten in einer bemessungsrelevanten Größenordnung innerhalb des Tragwerks nun eher Alltag als Ausnahme sind. Die Bemessung dieser meist geometrisch komplexen Tragstrukturen wird dabei erst durch eine leistungsfähige computergestützte Tragwerksplanung ermöglicht. Der Funktionsumfang und der Komfort der numerischen Bemessung entwickelt sich dabei stetig weiter, sodass diese kaum mehr aus dem Alltag von IngenieurInnen wegzudenken ist. Eine wichtige Voraussetzung für eine realitätsnahe Abbildung der Tragstruktur ist dabei neben der Kenntnis der Materialeigenschaften auch die korrekte Abbildung der Schnittstellen der einzelnen Bauteile. Diese werden bei der Schnittgrößenermittlung klassischer Weise vereinfachend als gelenkige oder starre Knoten angenommen, was vor allem im Holzbau durch meist geringe Verbindungssteifigkeiten nicht der Realität entspricht. Bei einer Betrachtung von Teilbereichen von Tragstrukturen kann durch eine Grenzwertbetrachtung diese Vereinfachung ohne eine Verringerung des Sicherheitsniveaus akzeptiert werden, bei großen Tragstrukturen können jedoch nie alle Grenzfälle ermittelt werden. Durch eine ungenaue Berücksichtigung des Verformungsverhaltens der Knoten kann es so zu unge-

wollten Einspanneffekten oder Lastkonzentrationen kommen, die im schlimmsten Fall zu unsicheren Bemessungsergebnissen führen. Dem Anwender stellt sich daher die Frage, auf welcher Grundlage die benötigten Knoteneigenschaften ermittelt werden können. Dies bedeutet, dass neben den genauen Verformungseigenschaften des einzelnen Verbindungsmittels auch Gruppeneffekte und globalere Bemessungsansätze, die das Zusammenwirken unterschiedlicher Knotenbereiche und Auswirkungen auf das Sicherheitskonzept berücksichtigen, bekannt sein sollten.

Für das Beispiel der stiftförmigen Verbindungsmittel basieren die im EUROCODE 5 [23] gegebenen Steifigkeitswerte auf teils jahrzehntealten Untersuchungen, deren Ziel nicht die Herleitung von Eingangswerten für die numerische Berechnung war. Die Herleitung und die physikalische Bedeutung der gegebenen Steifigkeitswerte können zudem durch ein alleiniges Studium des Normtextes nicht nachvollzogen werden. So kann bereits die wichtige Frage, ob der Wert der Anfangssteifigkeit K_{ser} nach Norm einen Mittelwert, einen unteren oder gar einen oberen Grenzwert darstellt, durch den Normenanwender nicht beantwortet werden. Auch wird zu Gruppeneffekten, dem Einfluss des Kraft-Faser-Winkels oder zur korrekten numerischen Nachbildung der Last-Verformungskurve keine Aussage gemacht. Im Rahmen eines Forschungsvorhabens [56] hat sich bei der Herleitung eines Bemessungsverfahrens analog zur Komponentenmethode im Stahl- und Stahlverbundbau [22] gezeigt, dass die im EUROCODE 5 gegebenen Steifigkeiten für Stabdübel mehr als grober Anhaltswert denn als genaue Bemessungsgrundlage angesehen werden können. Auf Basis dieser Erkenntnis wurden in einem weiteren Forschungsvorhaben [57] neben zahlreichen experimentellen Untersuchungen an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen auch Vergleichsrechnungen auf Basis der FEM durchgeführt. Ziel war es dabei, realistischere Werte für die Anschlusssteifigkeit von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zur Verfügung zu stellen und die wichtigsten Einflussgrößen herauszuarbeiten.

Die wichtigsten Erkenntnisse aus über sechs Jahren experimenteller und theoretischer Forschungsarbeit am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart sind in dieser Dissertation zusammengefasst. Detaillierte Versuchsberichte und -ergebnisse sowie Untersuchungen zu weiteren mit dem Forschungsgebiet verbundenen Themenbereichen können vor allem den beiden Forschungsberichten im Rahmen der Programme "ZukunftBau" [56] und „AiF IGF“ [57] entnommen werden. Die wichtigsten Erkenntnisse wurden zudem laufend veröffentlicht und im Rahmen von Konferenzen und Ausschüssen mit anderen Forschenden und Anwendern diskutiert [38],[54],[55],[65]-[67].

1.2 Gliederung der Arbeit

Die für das Verständnis der Arbeit wichtigsten Grundlagen sowie eine Literaturrecherche zum Thema Stabdübelverbindungen sind in Kapitel 2 gegeben. Dabei wird neben der Ermittlung der Tragfähigkeit (Kapitel 2.2) der Fokus auf verschiedene Untersuchungen zum Thema Steifigkeit gelegt (Kapitel 2.3). Die Hintergründe der Komponentenmethode im Stahl- und Verbundbau sowie erste Ansätze zu deren Anwendung im Holzbau sind in Kapitel 2.4 zusammengefasst. Die bei den experimentellen Untersuchungen verwendeten Messtechniken und Analysemethoden werden ebenfalls kurz vorgestellt und bewertet (Kapitel 2.4.3).

Im Kapitel 3 sind die umfassenden eigenen experimentellen Untersuchungen zusammengefasst. Neben Bettungsversuchen (Kapitel 3.3) werden dabei auch Anschlussversuche an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen (Kapitel 3.4) und Materialuntersuchungen (Kapitel 3.5) vorgestellt. Dabei erfolgen auch eine Einordnung und ein Vergleich zu den Ergebnissen der in Kapitel 2.3

vorgestellten Forschungsarbeiten. Die großformatigen Bauteilversuche werden gesondert im Kapitel 6.3 im Rahmen des Anwendungsbeispiels zur Komponentenmethode behandelt.

Die numerischen Untersuchungen sind in Kapitel 4 beschrieben. Neben der Vorstellung des Modellierungsansatzes (Kapitel 4.2), erfolgt eine ausführliche Validierung und Verifizierung einzelner Modellbereiche sowie des Gesamtmodells (Kapitel 4.3). Mit Hilfe dieses kalibrierten numerischen Modells wird das Last-Verformungsverhalten einer Stahl-Holz-Stabdübelverbindung analysiert (Kapitel 4.4). Dabei wird im Detail auf die zentralen Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit eingegangen. Um den Parameterumfang der experimentellen Untersuchungen zu erweitern und den Einfluss des jeweiligen Einzelparameters ohne statistische Unschärfe und Überlagerungseffekte erfassen zu können, wurde eine numerischen Parameterstudie durchgeführt und die Ergebnisse im Vergleich zu den Versuchen bewertet (Kapitel 4.5).

In Kapitel 5 werden die Forschungsergebnisse zu den Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zusammengeführt und bewertet. Dabei werden die zentralen Einflussfaktoren für die Anschlusssteifigkeit vorgestellt, deren Auswirkungen quantifiziert und ein Vergleich zur derzeitigen Regelung nach EUROCODE 5 durchgeführt.

In Kapitel 6 wird die Anwendung der Forschungsergebnisse am Beispiel der Komponentenmethode veranschaulicht. Darin sind die experimentellen Untersuchungen an großmaßstäblichen Stützenfußpunkten (Kapitel 6.2), die Modellierung mit Hilfe eines Komponentenmodells (Kapitel 6.4) sowie der Vergleich von Modell und Versuch (Kapitel 6.5) zusammengefasst.

In Kapitel 7 erfolgt zuletzt die abschließende Zusammenfassung dieser Arbeit und es wird ein Ausblick hinsichtlich der Verwendung der Forschungsergebnisse und des weiteren Forschungsbedarfs gegeben.

Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Allgemeines

Die Eigenschaften des natürlichen Werkstoffs Holz unterliegen bekanntermaßen aufgrund zahlreicher wuchsortabhängiger Faktoren großen Schwankungen. Auf Bauteilebene wird diese Streuung durch die Sortierung und Homogenisierung des verwendeten Rohmaterials bereits deutlich reduziert. Lokale Fehlstellen wie Äste, Faserabweichungen, Risse oder Einschlüsse wirken sich durch das Umlagern von Kräften in ungestörte Bereiche meist nur unwesentlich auf das globale Verhalten des Bauteils aus. Im Bereich der Verbindungen jedoch führen diese Inhomogenitäten des Materials zu lokal stark streuenden Bettungseigenschaften. Da für stiftförmige Verbindungsmittel meist ein Versagen des Verbindungsmittels in Form der Ausbildung von Fließgelenken angestrebt wird, wirken sich diese Streuungen der Bettung dabei weniger stark auf die Tragfähigkeit der Verbindung aus als auf die Steifigkeit. Die Umlagerung von Spannungen in benachbarte Bereiche führt zu einer Erhöhung oder Verringerung der Anschlussverformung bei Erreichen der Traglast und somit auch der Steifigkeit. Die Tragfähigkeit wird letztlich hauptsächlich von den Stahleigenschaften und den geometrischen Randbedingungen beeinflusst.

Die auf dem European Yield Model (EYM) basierende Ermittlung der Traglast von Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln liefert daher bereits eine gute Vorhersage der experimentell ermittelten Tragfähigkeiten. In Kapitel 2.2 sind die für das Verständnis dieser Arbeit relevanten Formeln nach EUROCODE 5 [23],[24] zusammengefasst. Dabei ist neben der auf dem EYM basierenden genauen Berechnungsmethode auch das vereinfachte Verfahren nach Nationalem Anhang gegeben.

Für die Anschlusssteifigkeiten ergibt sich erwartungsgemäß ein anderes Bild; hier sind große Unterschiede für die Ergebnisse verschiedener Forschungsvorhaben zu beobachten. Die wichtigsten Untersuchungsergebnisse zur Steifigkeit von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen sind daher in Kapitel 2.3 zusammengefasst. Eine vergleichende Gegenüberstellung der einzelnen Ergebnisse mit den eigenen Versuchsergebnissen erfolgt in Kapitel 3.4.5.7.

Da sich gezeigt hat, dass neben der Materialstreuung auch die Art und Weise der Verformungsmessung bei der Versuchsdurchführung eine wesentliche Rolle spielt, werden in Kapitel 2.4 die verwendete Messtechnik und Analysemethoden vorgestellt. Dies soll die Bewertung der Vergleichbarkeit von Versuchsergebnissen vereinfachen und Vor- und Nachteile der einzelnen Verfahren aufzeigen.

2.2 Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln nach EC 5

2.2.1 Allgemeines

Die Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln ist detailliert in DIN EN 1995-1-1 [23] geregelt. Die gegebenen Bemessungsgleichungen beruhen dabei auf den von JOHANNSEN (1949) [47] hergeleiteten Versagensmechanismen unter Annahme eines ideal plastischen Materialverhaltens. Die nach EUROCODE 5 [23],[24] gegebene Tragfähigkeit für Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen ist im Folgenden zusammengefasst.

2.2.2 Stahl-Holz-Verbindungen nach DIN EN 1995-1-1

Bei den experimentell untersuchten Anschlüssen handelt es sich stets um zweischnittige Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen mit innenliegendem Stahlblech. Nach DIN EN 1995-1-1 [23] Abschnitt 8.2.3 Gleichung (8.10) kann die charakteristische Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ pro Verbindungsmittel und Scherfuge für diesen Anschlusstyp wie folgt ermittelt werden:

$$F_{v,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \\ 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \end{array} \right. \quad (2-1)$$

Die Gleichung (2-1) gilt sowohl für Stabdübel als auch für Bolzenverbindungen. Die einzelnen Anteile stellen dabei die Traglasten der möglichen Versagensmodi der Verbindung dar, deren Minimum dann die Tragfähigkeit der Verbindung ergibt. Das benötigte charakteristische Fließmoment $M_{y,Rk}$ der Verbindungsmittel in [Nmm] ergibt sich für runde Querschnitte zu:

$$M_{y,Rk} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (2-2)$$

mit: $f_{u,k}$ Charakteristischer Wert der Zugfestigkeit in [N/mm²]
 d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k}$ in [N/mm] kann für den Kraft-Faser-Winkel α bis zu einem Verbindungsmitteldurchmesser von 30 mm nach Gleichung (2-3) ermittelt werden.

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \cdot \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2} \quad (2-3)$$

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (2-4)$$

mit: $k_{90} = \begin{cases} 1,35 + 0,015 \cdot d & \text{für Nadelhölzer} \\ 1,30 + 0,015 \cdot d & \text{für Furnierschichtholz LVL} \\ 0,90 + 0,015 \cdot d & \text{für Laubhölzer} \end{cases}$

ρ_k Charakteristischer Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

α Kraft-Faser-Winkel

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Der Anteil aus Seilwirkung an der Gesamttragfähigkeit $F_{v,Rk}$ darf nach DIN EN 1995-1-1 [23] zu einem Viertel des Ausziehwidestands $F_{ax,Rk}$ angenommen werden. Dieser Zusatzanteil darf dabei allerdings nicht größer als 25 % der Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ ohne Seileffekt sein. Für Stabdübel ohne Profilierung ergibt sich der Ausziehwidestand $F_{ax,Rk}$ und folglich auch der Anteil aus Seilwirkung zu Null, für Bolzen kann $F_{ax,Rk}$ wie folgt ermittelt werden:

$$F_{ax,Rk} = \min \begin{cases} \text{Zugfestigkeit Bolzen} \\ \text{Querdruck unter der Unterlegscheibe} \end{cases} \quad (2-5)$$

Alternativ kann die Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfuge auch nach dem vereinfachten Verfahren nach DIN EN 1995-1-1/NA [24] ermittelt werden. Diese ergibt sich für Stahl-Holz-Verbindungen mit innenliegendem Stahlblech dabei nach Gleichung (2-6).

$$F_{v,Rk} = \sqrt{2} \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} \quad (2-6)$$

Zusätzlich ist dabei die Einhaltung der Mindestholzdicke t_{req} zu prüfen und gegebenenfalls eine lineare Abminderung der Tragfähigkeit im Verhältnis der vorhandenen zur erforderlichen Holzdicke vorzunehmen. Die Mindestholzdicke ergibt sich bei innenliegenden Stahlblechen zu

$$t_{req} = 1,15 \cdot 4 \cdot \sqrt{\frac{M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d}} \quad (2-7)$$

Basierend auf der Arbeit von JORISSEN (1998) [49] ist nach DIN EN 1995-1-1 [23] eine Reduktion der Tragfähigkeit der Verbindungsmittelgruppe vorzunehmen, wenn in Faserrichtung mehrere Verbindungsmittel unverstärkt hintereinander angeordnet werden. Diese Abminderung erfolgt hierbei durch die Ermittlung einer effektiven Anzahl n_{ef} der Verbindungsmittel, die sich am Lastabtrag beteiligen.

Für Stabdübel- und Bolzenverbindungen kann diese effektive Anzahl n_{ef} für Verbindungsmittel, die in Faserrichtung hintereinander liegen und in Faserrichtung belastet werden, wie folgt bestimmt werden:

$$n_{ef} = \min \left\{ n, n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{13 \cdot d}} \right\} \quad (2-8)$$

mit: a_1 Abstand der Verbindungsmittel in Faserrichtung in [mm]

d Verbindungsmitteldurchmesser in [mm]

n Anzahl der Verbindungsmittel in Faserrichtung

Für Kraft-Faser-Winkel zwischen 0° und 90° darf n_{ef} durch lineare Interpolation zwischen $n_{ef,0^\circ}$ und $n_{ef,90^\circ} = n$ ermittelt werden.

2.2.3 Verstärkung von Anschlüssen

Die Verstärkung von Anschlüssen durch Vollgewindeschrauben kann nach dem aktuellen Stand der DIN EN 1995-1-1/NA [24] bisher nur bei der Ermittlung der effektiven Anzahl n_{ef} der in Faserrichtung hintereinanderliegenden Verbindungsmittel berücksichtigt werden. Dabei darf die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel $n_{ef} = n$ gesetzt werden, wenn das Spalten des Holzes durch eine Verstärkung rechtwinklig zur Faserrichtung verhindert wird (NCI NA.8.5.3 (NA.7)).

Die Tragfähigkeit von verstärkten Stabdübelverbindungen kann alternativ aber auch mit Hilfe der von BEJTKA (2005) [3] hergeleiteten Formeln für unterschiedliche Verstärkungsvarianten bestimmt werden. Es handelt sich dabei um eine Erweiterung der von Johansen hergeleiteten Gleichungen um einen Traglastanteil aus der Verstärkungsschraube. Eine tragfähigkeits- oder steifigkeitssteigernde Wirkung, wie sie von [3] beschrieben wird, wird in der aktuellen Fassung von DIN EN 1995-1-1 [23] allerdings nicht erwähnt.

2.3 Steifigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel

2.3.1 Allgemeines

Die Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln unterliegt im Vergleich zur Tragfähigkeit ungleich größeren Streuungen. Dies ist möglicherweise ein Grund, warum es in der Vergangenheit zahlreiche Untersuchungen zur Tragfähigkeit von Holzverbindungen mit stiftförmigen Verbindungen, jedoch relativ wenige Veröffentlichungen und Berechnungsansätze zum Thema Steifigkeit gab.

Die Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln wird von vielen geometrischen und physikalischen Eigenschaften beeinflusst. Nach EHLBECK (1979) [31] ist das Last-Verformungsverhalten von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln von den nachfolgenden Eigenschaften abhängig:

- Material und Geometrie des Verbindungsmittels (zum Beispiel Länge, Durchmesser, Oberflächenbeschaffenheit, Steifigkeit)
- Materialeigenschaften der verbundenen Schichten (zum Beispiel Lochleibungsfestigkeit, Steifigkeit, Kriechverhalten, Fließgrenze)
- Geometrie der Verbindung (zum Beispiel einzelne Verbindungsmittel oder Verbindungsmittelgruppen, Anzahl Scherfugen, Abmessungen der Schichten, Verbindungsmittel- und Randabstände)
- Art und Weise der Belastung (zum Beispiel statisch, dynamisch, Geschwindigkeit, Kurzzeit- oder Langzeitbelastung, Höhe und Variation der Belastung, Zeit zwischen Herstellung der Verbindung und Belastung)

Aus dieser Vielzahl an Faktoren, die für die Beschreibung des Verformungsverhaltens bekannt sein sollten, wird die Komplexität des Themas deutlich. Einen sehr guten Überblick über die Hintergründe der normativ hinterlegten Werte zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit und über die unterschiedlichen Forschungsvorhaben bieten hierbei die Veröffentlichungen von JOCKWER & JORISSEN (2018) [45],[46]. Nachfolgend sind die wichtigsten Forschungsergebnisse zum Thema Anschlusssteifigkeit kurz zusammengefasst. Der Schwerpunkt wurde dabei auf die Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen gelegt, da sich deren Verformungsverhalten von dem der Holz-Holz-Verbindungen in wesentlichen Punkten unterscheidet. Zudem werden dadurch die unzähligen Forschungsergebnisse zu Stabdübelverbindungen auch auf ein überschaubares Maß eingegrenzt.

2.3.2 Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1:2010

Die Steifigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfuge ist für stiftförmige Verbindungsmittel in DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 geregelt. Der Verschiebungsmodul unter Gebrauchslast K_{ser} in [N/mm] ergibt sich für Stabdübel, Bolzen mit und ohne Lochspiel, Schrauben und vorgebohrte Nägel in Holz-Holz-Verbindungen zu:

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} \cdot d/23 \text{ in [N/mm]} \quad (2-9)$$

mit: ρ_m Mittlere Rohdichte in [kg/m³]
 d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Bei Stahlblech-Holz-Verbindungen sollte K_{ser} mit dem Faktor 2 multipliziert werden. Außerdem ist bei Bolzenverbindungen ein vorhandenes Lochspiel zusätzlich zu der Verschiebung hinzuzurechnen. Wie das Lochspiel beziehungsweise die zusätzlichen Verformungen definiert sind, wird in der Norm nicht erläutert.

Die Ermittlung der Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen ist in der aktuellen Norm nicht genauer geregelt. Eine Berücksichtigung einer wirksamen Anzahl an Verbindungsmitteln in Faserrichtung n_{ef} , wie sie für die Tragfähigkeit bestimmt werden kann (vgl. Gl. (2-8)), ist nicht vorgeschrieben.

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit kann die Anschlusssteifigkeit K_u wie folgt ermittelt werden:

$$K_u = \frac{2}{3} \cdot K_{\text{ser}} \text{ in [N/mm]} \quad (2-10)$$

2.3.3 Steifigkeit nach SIA 265:2012

Bei der Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} nach der schweizerischen Holzbaunorm SIA 265:2012 [83] wird neben der Art der Verbindung auch nach dem Kraft-Faser-Winkel α unterschieden. Auch wird dem Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers durch den Exponenten 1,7 Rechnung getragen. Die entsprechenden Gleichungen zur Ermittlung von K_{ser} in N/mm pro Verbindungsmittel und Scherfuge sind für vorgebohrte Verbindungen (Stabdübel, Bolzen, Nägel) nachfolgend aufgeführt. Im Gegensatz zu DIN EN 1995-1-1 [23] wird hierbei die charakteristische Rohdichte und nicht die mittlere Rohdichte verwendet. Der Schlupf wird für Stabdübelverbindungen pauschal zu 0,5 mm und für Bolzenverbindungen als das 0,5- bis 1-fache des gesamten Lochspiels angegeben.

Holz-Holz-Verbindungen	Stahl-Holz-Verbindungen	
$K_{\text{ser},0} = 3 \cdot \rho_k^{0,5} \cdot d^{1,7}$	$= 6 \cdot \rho_k^{0,5} \cdot d^{1,7}$	(2-11)

$K_{\text{ser},90} = 1,5 \cdot \rho_k^{0,5} \cdot d^{1,7}$	$= 3 \cdot \rho_k^{0,5} \cdot d^{1,7}$	(2-12)
--	--	--------

mit: ρ_k Charakteristische Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

2.3.4 Untersuchungen Ehlbeck und Werner

Bereits Ende der 80er Jahre wurden von EHLBECK UND WERNER (1988) [32] Gleichungen zur Ermittlung der Steifigkeit von Holz-Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln in Nadel- und Laubholz vorgeschlagen. Aufgrund des geringen Umfangs an Versuchen gingen in diese Gleichungen jedoch lediglich der Verbindungsmitteldurchmesser und die Rohdichte des Holzes ein, zum Einfluss der Reibung und der Stahlgüte beziehungsweise der Geometrie der Holzbauteile konnte keine Aussage getroffen werden. Auf die großen Schwankungen innerhalb der Versuchsserien wird explizit hingewiesen.

Für Holz-Holz-Verbindungen in Nadelholz wird Gl. (2-13) vorgeschlagen, für Laubhölzer Gl. (2-14). Als Vereinfachung, die für beide Holzarten gültig ist, kann die Gl. (2-15) verwendet werden. Diese gibt die Steifigkeit von Nadelholz wieder, die Steifigkeit von Laubholzverbindungen erhält man durch die Multiplikation mit dem Faktor 1,25.

$$\bar{C} = (1,2 \cdot d - 1,6) \cdot \bar{\rho} \text{ in [N/mm]} \quad (2-13)$$

$$\bar{C} = d \cdot \bar{\rho} \text{ in [N/mm]} \quad (2-14)$$

$$C = d \cdot \rho_k \text{ in [N/mm]} \quad (2-15)$$

mit: $\bar{\rho}$ Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

ρ_k Charakteristische Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

2.3.5 Untersuchungen Bejtka

Von BEJTKA [3],[4] wurde der Einfluss von Verstärkungen mit Vollgewindeschrauben auf das Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen untersucht. Dabei wurde auch eine Vielzahl von Versuchen an unterschiedlich verstärkten Verbindungen durchgeführt. Variiert wurde neben der Anzahl n der Verbindungsmittel (3 / 4 / 5), der Verbindungsmitteldurchmesser (16 mm / 24 mm), der Abstand a_1 , die Zugfestigkeit der Stabdübel $f_{u,k}$ (360 N/mm² / 800 N/mm²) und die Seitenholzdicke t (50 mm / 100 mm).

Als Ergebnis seiner experimentellen und numerischen Untersuchungen stellt BEJTKA (2005) [3] unter anderem fest, dass die von EHLBECK UND WERNER (1988) [32] für Holz-Holz-Verbindungen hergeleitete Gleichung zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} nicht für die untersuchten Stahl-Holz-Verbindungen gültig ist und die damit ermittelten Steifigkeiten stark von den experimentell und numerisch ermittelten Werten abweichen.

Die von BEJTKA (2005) [3] vorgeschlagenen Gleichungen für die Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} unterscheiden zwischen Stahl-Holz-Verbindungen mit dünnem ($K_{ser,G}$) und mit dickem ($K_{ser,E}$) Stahlblech.

$$K_{ser,G} = 0,037 \cdot \rho^{0,82} \cdot d^{1,41} \cdot t^{0,66} \text{ in [N/mm]} \quad (2-16)$$

$$K_{ser,E} = 0,31 \cdot \rho^{0,72} \cdot d^{1,54} \cdot t^{0,25} \cdot f_y^{0,16} \text{ in [N/mm]} \quad (2-17)$$

mit: ρ Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

t Holzdicke in [mm]

f_y Fließspannung Verbindungsmittel in [N/mm²]

2.3.6 Untersuchungen Jorissen

Von JORISSEN [48],[49] wurden zahlreiche Untersuchungen an Holz-Holz-Verbindungen durchgeführt. Dabei wurden die Anzahl der Verbindungsmittel sowie die Geometrie der Versuchskörper variiert. Mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen und von Federmodellen konnte für die Tragfähigkeit von unverstärkten Verbindungsmittelgruppen eine effektive Anzahl an Verbindungsmitteln hergeleitet werden. Das vorhandene Lochspiel stellt dabei einen wichtigen Parameter dar, der einen entscheidenden Einfluss auf die Maximallast und die Steifigkeit des Anschlusses hat.

Für die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit K_{ser} von Verbindungsmittelgruppen schlägt JORISSEN [48] folgende Gleichung vor. Ein wichtiger Parameter ist dabei der Faktor k_{bolt} der eine Abminderung der Anschlusssteifigkeit aufgrund von Gruppeneffekten berücksichtigen soll.

$$K_{\text{ser}} = k_{\text{bolt}} \cdot \frac{\rho_k^{1.5} \cdot d}{20} = 0,3 \cdot \frac{\rho_k^{1.5} \cdot d}{20} \text{ in [N/mm]} \quad (2-18)$$

- mit: ρ_k Charakteristische Rohdichte des Holzes in [kg/m³]
 d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]
 k_{bolt} Abminderungsfaktor für Verbindungsmittelgruppen

2.3.7 Untersuchungen Jockwer und Jorissen

Von JOCKWER & JORISSEN [45],[46] wurden Nachforschungen zum Ursprung der im EUROCODE 5 [23] angegebenen Formel zur Ermittlung der Anschlusssteifigkeit K_{ser} und Vergleiche zu anderen Ansätzen und Berechnungsmethoden durchgeführt. Als Fazit stellen JOCKWER & JORISSEN [45],[46] fest:

- Der genaue Ursprung der in DIN EN 1995-1-1 [23] gegebenen Formel für K_{ser} ist unklar.
- Die Gleichungen für die Steifigkeit basieren auf vereinfachten Annahmen.
- In den verschiedenen Normen und Forschungsberichten werden unterschiedliche Formeln zur Ermittlung der Steifigkeit angegeben.
- Das Verhältnis zwischen der Steifigkeit K_{ser} im GZG und der Steifigkeit K_u im GZT ist nicht in Einklang mit dem Sicherheitskonzept der Eurocodes. Die Steifigkeit ist stark vom Belastungsniveau abhängig und nimmt mit zunehmender Belastung ab.
- Es besteht ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Anschlusssteifigkeit.
- Die Rohdichte zeigt einen geringen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit.
- Der Verbindungsmitteldurchmesser weist einen größeren Einfluss auf die Steifigkeit auf als derzeit in DIN EN 1995-1-1 [23] berücksichtigt.
- Der Versagensmodus mit zwei Fließgelenken pro Scherfuge sollte als Referenzfall zur Definition der Anschlusssteifigkeit dienen.

Die obigen Thesen konnten auch im Rahmen der eigenen Untersuchungen bestätigt werden und sollten daher bei der derzeitigen Überarbeitung des EUROCODE 5 Berücksichtigung finden.

2.3.8 Untersuchungen Schweigler

Von SCHWEIGLER (2018) [81] wurden die verschiedenen für die Modellierung von Anschlüssen auf Basis von Beam-on-Foundation (BoF)-Modellen benötigten Parameter systematisch experimentell und numerisch untersucht. So wurden zahlreiche Bettungsversuche an Holzproben (unter anderem mit Variation der Holzgüte, des Kraft-Faser-Winkels, des Verbindungsmitteldurchmessers) und Materialuntersuchungen an Stabdübeln (Zugversuche, Biegeversuche) durchgeführt. Die Modellierung der Anschlüsse in Kapitel 4 basiert auf den von SCHWEIGLER (2018) [81] verwendeten Ansätzen und wird dort im Detail vorgestellt.

Die Bettungseigenschaften des Holzes werden traditionell durch Bettungsversuche bestimmt (zum Beispiel nach DIN EN 383 [18]). Von SCHWEIGLER & SANDHAAS (2018) [82] wurde eine Vielzahl an experimentellen Bettungswerten gesammelt und in Form einer Datenbank zur Verfügung gestellt. Die Versuchsergebnisse werden dabei durch die folgende parametrisierte Kurve angenähert (siehe auch [81]):

$$f_h(u) = \frac{(k_{\text{ser}} - k_f) \cdot u}{\left[1 + \left[\frac{(k_{\text{ser}} - k_f) \cdot u}{f_{h,\text{int}}}\right]^\alpha\right]^{\frac{1}{\alpha}}} + k_f \cdot u \quad (2-19)$$

mit:	f_h	Bettungsspannung [N/mm ²]
	u	Verformung im Bettungsbereich [mm]
	k_{ser}	Elastische Steifigkeit [N/mm/mm ²]
	k_f	Plastische Steifigkeit / Reststeifigkeit Endtangente [N/mm/mm ²]
	$f_{h,\text{int}}$	Schnittpunkt y-Achse und Endtangente [N/mm ²]
	α	Übergangsparameter [-]

In Abb. 2.1 sind die Versuchskurve eines Bettungsversuchs mit einem Stabdübel Ø 16 mm und einer Belastung parallel zur Faserrichtung (grau) und die Näherung auf Basis der parametrisierten Kurve nach Gl. (2-19) (lila) gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass bei einer entsprechenden Wahl der Parameter eine sehr gute Übereinstimmung der Versuchskurve und der Näherung vorliegt. Effekte wie das oftmals auftretende Abfallen der Prüflast nach Erreichen der maximalen Bettungsspannung („Peak“) und das anschließende Einschwenken auf die Endtangente können jedoch nicht detailliert modelliert werden und müssen durch eine geeignete Wahl der Parameter $f_{h,\text{int}}$ und k_f angenähert werden. Es kommt dabei zwangsläufig zu Über- und Unterschreitungen der Versuchskurve.

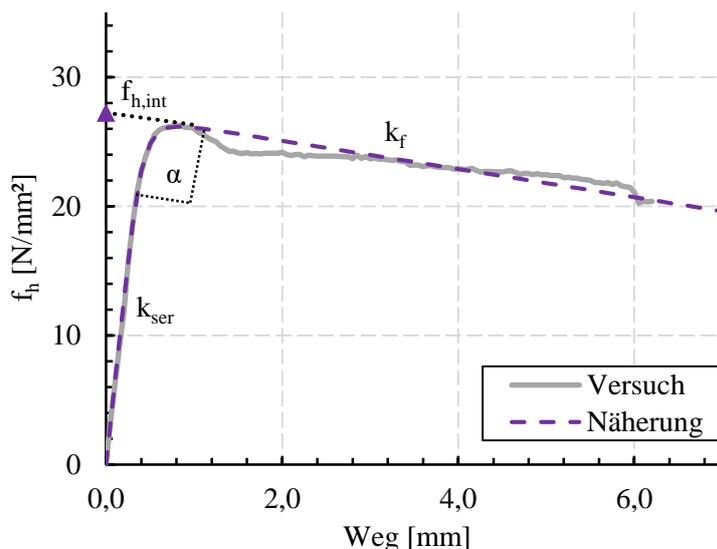


Abb. 2.1: Vergleich Bettungsversuch Stabdübel \varnothing 16 mm aus eigenem Versuch und der analytische Näherung nach SCHWEIGLER (2018) [81] (siehe Gl. (2-19))

2.3.9 Untersuchungen Sandhaas

Im Rahmen ihrer Dissertation wurden von SANDHAAS (2012) [74] zahlreiche Zugversuche an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen durchgeführt. Dabei wurden neben der Holzart (Fichte, Buche, Azobé), die Anzahl der Verbindungsmittel (1x1, 1x3, 1x5) und das Material des Stabdübels (S235 und 10.9) variiert. Für die in Kapitel 3.4.5.7 durchgeführten Vergleiche der eigenen Versuche mit denen von SANDHAAS wurden dankenswerter Weise die Rohdaten zur Verfügung gestellt, sodass Abweichungen in der Systematik der Auswertung ausgeschlossen werden können. Ein wesentlicher Unterschied zwischen den Versuchen von [74] und den eigenen stellt der Ort der Messung der Anschlussverformung dar. Während bei den eigenen Versuchen jeweils die Relativverformung zwischen Schlitzblech und Holzbauteil im Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe im Seitenholz gemessen wurde, wurden durch SANDHAAS die Verformungen zwischen der Oberkante des Schlitzblechs und dem Seitenholz oberhalb des Anschlusses gemessen (ähnlich Abb. 2.2). Es ist daher grundsätzlich davon auszugehen, dass die von SANDHAAS gemessenen Verformungen größer sind als bei einer Anordnung der Messtechnik im Zentrum der Verbindungsmittelgruppe und dass somit die Steifigkeiten im Vergleich etwas geringer ausfallen.

Als Ergebnis der experimentellen Untersuchungen stellt SANDHAAS (2012) [74] fest, dass die Vorhersagegenauigkeit der Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen auf Basis der im EUROCODE 5 [23] gegebenen Formel gering ist. Die gemessenen Steifigkeiten seien stets geringer als die vorhergesagten. Die effektive Anzahl an Verbindungsmitteln, die für die Ermittlung der Tragfähigkeit verwendet wird, sollte auch für die Steifigkeit verwendet werden. Die Anfangssteifigkeit K_{ser} sei zudem stark abhängig vom Anfangsschlupf, der hauptsächlich durch Herstellungstoleranzen hervorgerufen werde.

2.3.10 Untersuchungen Dorn

Von DORN [29],[30] wurden 66 Versuche an zweischnittigen Stabdübelverbindungen mit innenliegendem Stahlblech durchgeführt. Ziel der Versuche war es unter anderem, den Einfluss der Oberflächeneigenschaften des Holzes im Bettungsbereich (Unebenheiten aus dem Herstellungsprozess) und des Stabdübels (Reibung) zu untersuchen. Die untersuchten Verbindungen wurden alle mit einem einzelnen Stabdübel $\varnothing 12$ mm ausgeführt, die Belastung erfolgte stets parallel zur Faserrichtung. Variiert wurden innerhalb der Versuchsserien die Rohdichte (360 kg/m^3 bis 513 kg/m^3), die Seitenholzdicke (15 mm, 45 mm und 95 mm), die Rauigkeit der Stabdübel, die Rand- und Hirnholzabstände (schrittweise Reduktion der Abstände) und die Verstärkung der Verbindung (ohne seitliche Klammern). Neben den Zugversuchen an Verbindungen wurden auch Kontaktversuche durchgeführt, um realitätsnahe Eingangswerte für die 3D-Modellierung von Anschlüssen zu erhalten. Auf der Basis der Versuche wurde von Dorn eine Kontaktformulierung für die 3D-FE-Modellierung von Stabdübelverbindungen hergeleitet und eine umfangreiche numerische Parameterstudie zu unterschiedlichen Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit durchgeführt.

Die Messung der Verformungen zur Ermittlung der Verbindungssteifigkeit erfolgte durch je einen Wegaufnehmer vorne und hinten, die oberhalb des Schlitzes am Holz fixiert und auf seitlich auf dem Schlitzblech angebrachte Winkel auf Höhe des Verbindungsmittels aufgesetzt wurden (siehe WA 5 und 6 in Abb. 2.2). Diese Art der Verformungsmessung wurde auch bei anderen Forschungsvorhaben verwendet (zum Beispiel [74]), weicht aber von der nach DIN EN 26891 [27] und der bei den eigenen Versuchen verwendeten Art der Verformungsmessung ab. Bei der gewählten Anbringung der Wegaufnehmer wird neben der Relativverformung des Verbindungsmittels und des Holzes in der Achse des Verbindungsmittels auch die Verformung der Holzmatrix oberhalb der Verbindung mitgemessen. Diese Verformung ist zwar im Verhältnis zur Anschlussverformung gering, führt jedoch zu einer leichten Reduktion der Gesamtsteifigkeit.

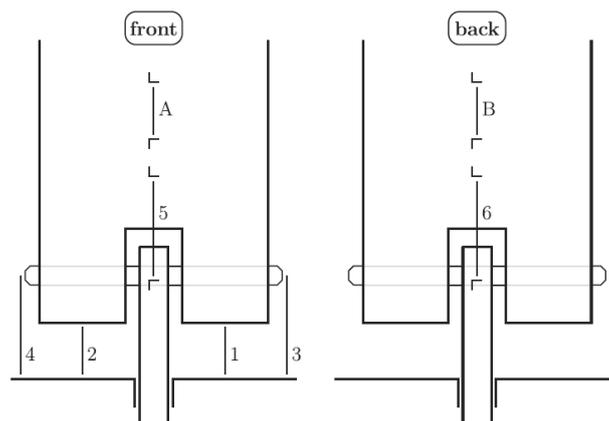


Abb. 2.2: Anbringung Wegaufnehmer Versuche DORN (aus [30])

In [29] werden ausführlich die einzelnen Phasen der Last-Verformungskurve von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen beschrieben und der Einfluss der Bohrlocheigenschaften auf die Anschlusssteifigkeit untersucht. Die Rauigkeit des Bohrlochs sei neben den Eigenschaften des Bohrers und der Geschwindigkeit der Bohrung auch stark von der Rohdichte des Holzes ab-

hängig. Die Verformungen des Bettungsbereichs könnten letztlich in vier Anteile zerlegt werden: einen elastischen und einen plastischen Anteil der Kontaktzone und einen elastischen und einen plastischen Anteil der Holzmatrix generell.

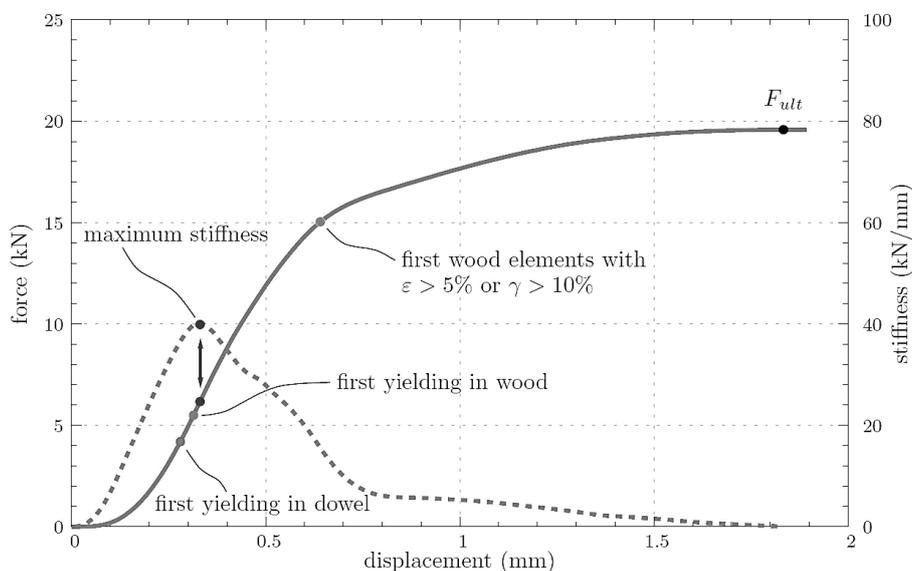


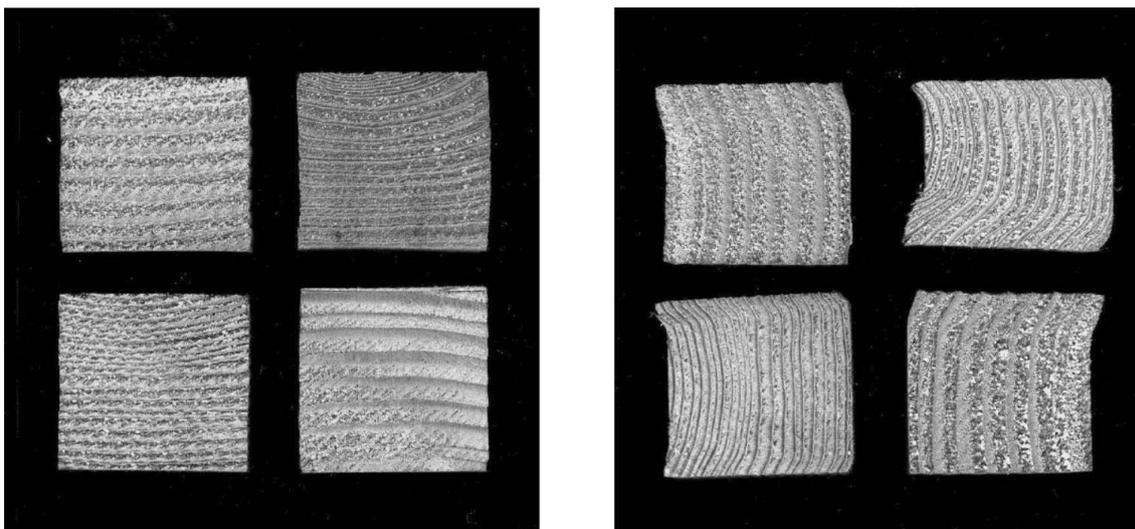
Abb. 2.3: Charakteristische Punkte der numerischen Last-Verformungskurve (durchgezogen) und zugehörige Steifigkeit (gepunktet) einer Stahl-Holz-Stabdübelverbindung, aus [29]

Die charakteristischen Punkte der Last-Verformungskurve einer Stahl-Holz-Stabdübelverbindung nach [29] sind in Abb. 2.3 dargestellt. Zu Beginn baut sich die Steifigkeit der Verbindung durch das Plastizieren der Kontaktzone nach und nach auf, bis sich die volle Anschlusssteifigkeit ausgebildet hat. Durch das Plastizieren des Verbindungsmittels und der Holzmatrix reduziert sich die Steifigkeit nach und nach wieder, bis sie schließlich bei Erreichen des plastischen Plateaus nahezu Null beträgt.

2.3.11 Untersuchungen Pedersen

Von PEDERSEN (2002) [64] wurden Bettungsversuche und Versuche an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen durchgeführt. Im Rahmen der Bettungsversuche wurden die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ und 90° untersucht. Die Bettungssteifigkeit im linearen Anfangsbereich wies dabei für die Zunahme von α von 0° auf 30° lediglich eine geringe Abnahme auf. Bei einer weiteren Zunahme auf 60° konnte ein starker Abfall der Steifigkeit beobachtet werden, der sich hin zu einem Winkel von 90° wiederum abschwächte. Es konnte somit ein deutlich nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Bettungssteifigkeit und dem Kraft-Faser-Winkel festgestellt werden.

Für die unterschiedlichen Belastungsrichtungen konnten unterschiedliche Versagensmodi beobachtet werden. So wurde für die Winkel 0° und 30° ein Ausknicken der Fasern in Längsrichtung beobachtet, bei einer Belastung unter 60° und 90° kam es zu einem Zugversagen der Fasern in Längsrichtung. Für das Druckversagen senkrecht zur Faserrichtung wurde weiterhin zwischen dem radialen und dem tangentialen Versagen unterschieden (siehe Abb. 2.4). Die Tragfähigkeit war für tangentielle Belastung um 33 % höher als für die radiale Belastungsrichtung, die Steifigkeit dagegen war für die radiale Richtung um 47 % höher als die Steifigkeit für eine tangentielle Belastung.



(a) Radiales Druckversagen

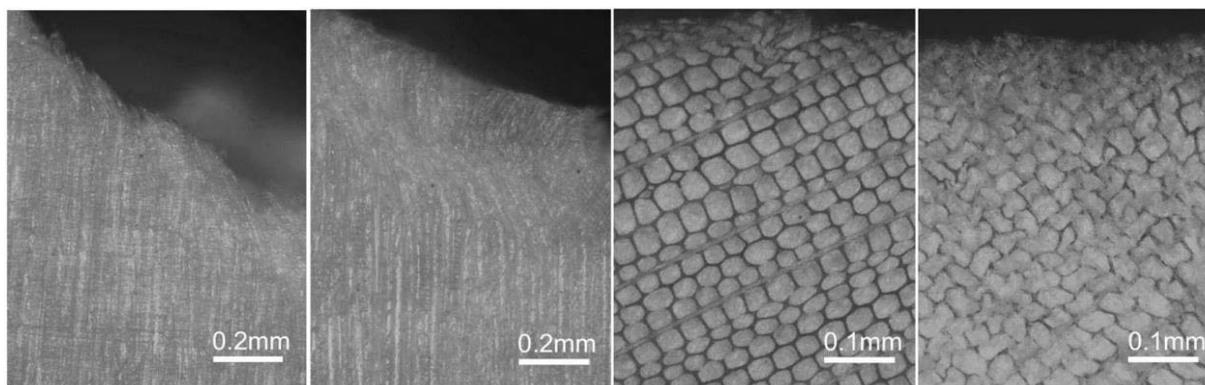
(b) Tangentiales Druckversagen

Abb. 2.4: Vergleich der unterschiedlichen Versagensmodi für eine Belastung radial und tangential zu den Jahringebenen, aus [64]

2.3.12 Untersuchungen Reynolds

Von REYNOLDS (2013) [72] wurden zahlreiche Untersuchungen zum dynamischen Last-Verformungsverhalten von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln durchgeführt. Dabei wurden experimentelle, numerische und analytische Untersuchungen zum Bettungsverhalten des Holzes, zur Steifigkeit einzelner Verbindungsmittel und zu den Knoteneigenschaften von großmaßstäblichen Holzrahmen unter einer dynamischen Belastung durchgeführt.

Für die Modellierung der Knotensteifigkeit wird ein ähnlicher Ansatz empfohlen, wie er auch zur Modellierung des nichtlinearen Knotenverhaltens in KUHLMANN & GAUß (2019) [56] gewählt wurde. Die Steifigkeit des Knotens wird dabei in Form einer Steifigkeitsmatrix als Kombination der Steifigkeitsanteile parallel zur Faserrichtung, senkrecht zur Faserrichtung und aus Rotation des Knotens ermittelt.



(a) 0°, unbelastet

(b) 0°, belastet

(c) 90°, unbelastet

(d) 90°, belastet

Abb. 2.5: Vergleich mikroskopischer Aufnahmen von Proben parallel und senkrecht zur Faserrichtung, die nicht bzw. bis 40 % der erwarteten Fließspannung belastet wurden, aus [72]

Die Kontaktzone zwischen dem Verbindungsmittel und dem Holz hat nach [72] einen großen Einfluss auf die Steifigkeit der Verbindung. Die Bettungsverformung kann dabei in einen elastischen, einen viskoelastischen und einen plastischen Anteil zerlegt werden. Der Wert der Anfangssteifigkeit k_{ser} betrug bei den durchgeführten Untersuchungen lediglich 38 % der Wiederbelastungssteifigkeit k_e . Dies deckt sich in etwa mit den eigenen Ergebnissen aus Bettungs- (Kapitel 3.3) und Anschlussversuchen (Kapitel 3.4). Die höhere Wiederbelastungssteifigkeit stellt sich laut REYNOLDS dabei aufgrund von plastischen Verformungen kleiner Bereiche des Holzes ein, die beispielhaft in Abb. 2.5 dargestellt sind. Es komme dabei zum Ausknicken und Spalten der Holzfasern auf mikroskopischer Ebene, was in der Folge zu einer glatten, starren Kontaktfläche führe. Die Eigenschaften der Kontaktfläche hängen dabei jedoch stark von Faktoren wie zum Beispiel dem verwendeten Bohrer oder der Bohrgeschwindigkeit ab, sodass eine genaue Vorhersage schwierig sei. Insgesamt sei die Steifigkeit von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter einer dynamischen Belastung mit hoher Amplitude deutlich geringer, als mit Hilfe eines elastischen Ansatzes vorhergesagt.

2.4 Komponentenmethode

2.4.1 Allgemeines

Bei der Komponentenmethode handelt es sich um ein Bemessungsverfahren, das bereits erfolgreich im Stahl- und Stahlbetonverbundbau Anwendung findet. Mit Hilfe der Komponentenmethode kann durch die genaue Vorhersage des Trag-Verformungsverhaltens neben einer Umverteilung der Schnittgrößen im Gesamtsystem auch eine Aussage zu dem zu erwartenden Versagensmechanismus des Anschlusses gemacht werden. Weiterhing wird durch die Nutzung der Komponentenmethode die Vorhersage der Verformungen des Anschlusses ermöglicht und eine wünschenswerte Standardisierung von Anschlüssen ermöglicht und gefördert. Nachfolgend werden das Grundkonzept der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [22] und die Übertragung auf den Holzbau [56] vorgestellt. Der Grundgedanke besteht dabei darin, einen komplexen Anschluss in seine einfacher zu beschreibenden Grundkomponenten zu zerlegen. Durch die Kombination der Federeigenschaften der Einzelkomponenten zu einer Ersatzfeder lässt sich dann wiederum das Last-Verformungsverhalten des Gesamtknotens vorhersagen.

2.4.2 Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8

Nach WAGENKNECHT (2014) [86] wurde eine vorhandene Nachgiebigkeit von Anschlüssen in der Stahlbaupraxis bis zur Einführung der Komponentenmethode nicht berücksichtigt. Anschlüsse wurden entweder als starr oder ideal gelenkig behandelt. Mit Einführung der DIN EN 1993-1-8 [22] und durch „umfangreiche Forschungstätigkeiten in den letzten Jahrzehnten“ [86] wurde die rechnerische Bestimmung der Anschlusssteifigkeit ermöglicht. Weitere Informationen zur Komponentenmethode im Stahlbau können auch JASPART (2016) [43] entnommen werden.

Nach DIN EN 1993-1-8 [22] können die jeweiligen Anschlüsse im Kreuzungspunkt ihrer Schwerlinien durch eine Rotationsfeder verbunden werden. In Abb. 2.6 sind beispielhaft ein einseitiger Träger-Stützenanschluss sowie dessen statisches System und die zugehörige Momenten-Rotations-Charakteristik dargestellt. Die Verdrehsteifigkeit kann dabei in einen quasi-elastischen, einen Übergangs- und einen plastischen Bereich unterteilt werden. Charakterisiert werden diese dabei durch die Rotationssteifigkeit $S_{j,ini}$, die Momentenragfähigkeit $M_{j,Rd}$ und die Rotationskapazität Φ_{Cd} .

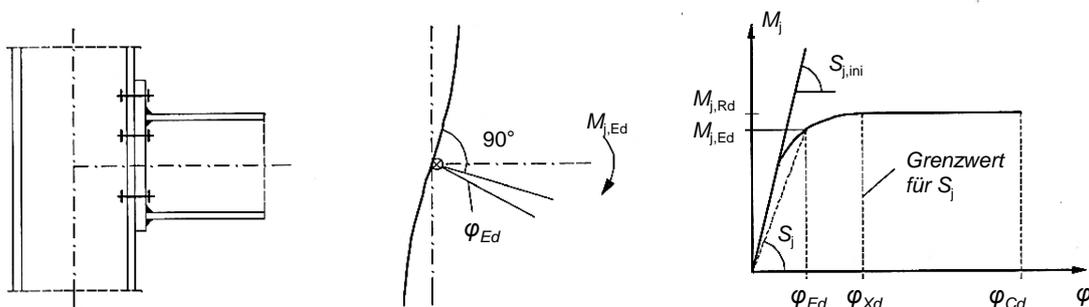


Abb. 2.6: Beispiel nachgiebiger Anschluss im Stahlbau, statisches Modell und zugehörige Momenten-Rotations-Charakteristik [22]

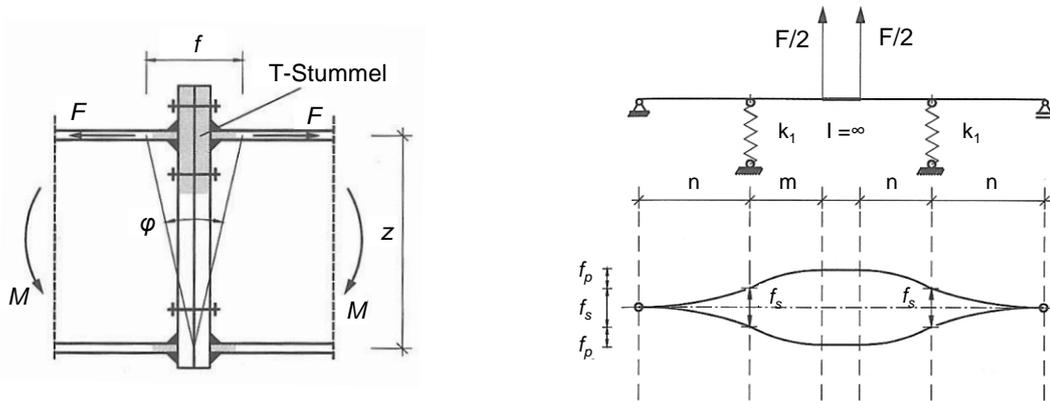


Abb. 2.7: Stirnplattenstoß im Stahlbau (links) und zugehöriges statisches Ersatzsystem des T-Stummels zur Bestimmung der Federsteifigkeit (rechts), aus [86]

In Abb. 2.7 (links) ist ein typischer Stirnplattenstoß mit zwei Schraubenreihen dargestellt. Die Anschlussverdrehung Φ , die Verformung f der Zugzone, die Richtung des einwirkenden Moments M sowie der Hebelarm z zwischen der Zug- und der Druckzone sind darin gegeben. In der Zugzone befindet sich hierbei ein sogenannter „T-Stummel“, der die Zugkraft der Flansche ohne ein zusätzliches Versatzmoment über die beiden Schraubenreihen überträgt. Nach [86] kann die Federsteifigkeit $k_{j,\text{ini}}$ des T-Stummels mit dem in Abb. 2.7 (rechts) gegebenen statischen Ersatzsystem bestimmt werden. Diese Federsteifigkeit $k_{j,\text{ini}}$ wiederum könnte dann für die Ermittlung der Momenten-Rotationsbeziehung des Anschlusses verwendet werden.

Die Vorgehensweise nach DIN EN 1993-1-8 [22] sieht hierbei allerdings die Bestimmung des Verformungsverhaltens des T-Stummels aus den Verformungseigenschaften der Einzelkomponenten (Schrauben, Stirnplatte) und ein anschließendes in Reihe schalten vor. Das nach DIN EN 1993-1-8 [22] hergeleitete Federmodell eines Träger-Stützenanschlusses ist in Abb. 2.8 dargestellt. Die Nachgiebigkeit des Anschlusses ergibt sich hierbei zum einen aus dem T-Stummel im Zugbereich, zum anderen aber auch aus der steifenfreien Einleitung der Druckkomponente in den Stützensteg. Das erste Federmodell beinhaltet die Federeigenschaften des Stützenstegfelds mit Schubbeanspruchung (k_1), des Stützenstegs mit Querdruckbeanspruchung (k_2), des Stützenstegs mit Querdrukbeanspruchung ($k_{3,1}$, $k_{3,2}$), des Stützenflansches mit Biegebeanspruchung ($k_{4,1}$, $k_{4,2}$), des Stirnblechs mit Biegebeanspruchung ($k_{5,1}$, $k_{5,2}$) und der Schrauben mit Zugbeanspruchung ($k_{10,1}$, $k_{10,2}$). Im zweiten Federmodell werden die einzelnen Federketten der einzelnen Schraubenreihen jeweils zu einer Ersatzfeder ($k_{\text{eff},1}$, $k_{\text{eff},2}$) aufsummiert (Reihenschaltung). Diese Ersatzfedern wiederum können dann zu einer weiteren Ersatzfeder (k_{eq}) vereint werden (Parallelschaltung), siehe drittes Federmodell. Über die ermittelte Drehfedersteifigkeit des Anschlusses und die resultierende Verdrehung kann wiederum eine Bemessung der einzelnen Komponenten erfolgen. Der Anschluss des Trägers an die Stütze ähnelt in Grundzügen bereits dem in Kapitel 6 untersuchten Bauteilanschluss eines Stützenfußpunktes.

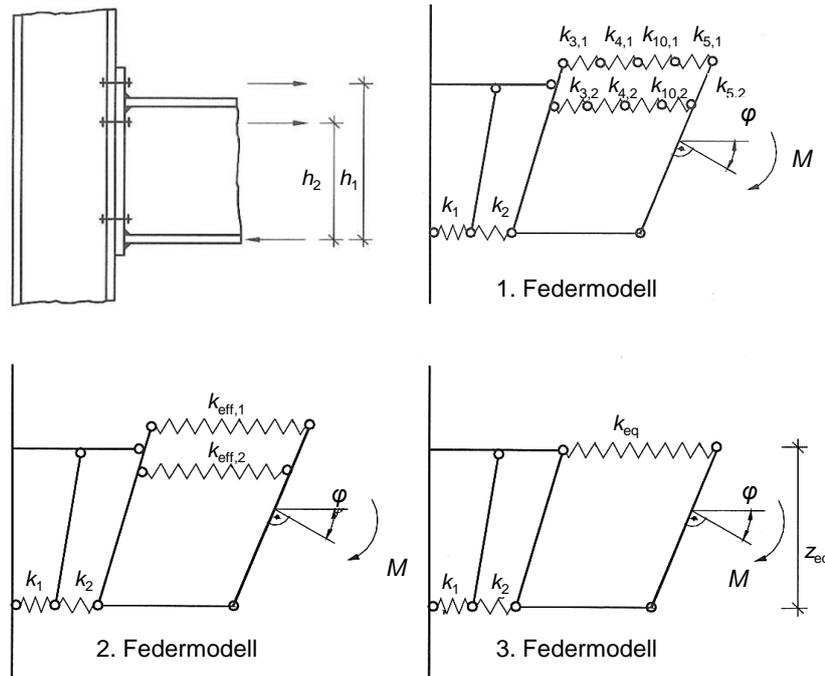


Abb. 2.8: Federmodell einseitiger, nachgiebiger Träger-Stützenanschluss mit drei Schraubenreihen (Vorgehen nach DIN EN 1993-1-8) [86]

2.4.3 Untersuchungen von Brühl

Von BRÜHL (2020) [11] wurde systematisch untersucht, wie das plastische Verformungsvermögen von Verbindungen im Holzbau bei der Bemessung berücksichtigt werden kann. Ziel war es, die Voraussetzungen, die Grenzen und die Möglichkeiten einer elastisch-plastischen Bemessung im Holzbau herauszuarbeiten. Dazu wurden zahlreiche Verbindungen im Holzbau ausgewertet und nach unterschiedlichen Methoden bezüglich ihrer Duktilität bewertet. Für die von ihm untersuchten Stabdübelverbindungen stellte BRÜHL [11] fest, dass lediglich die verstärkten Verbindungen ein ausgeprägtes plastisches Versagensverhalten aufweisen, unverstärkte Verbindungen dagegen eher spröde versagen.

Die Vorhersage des Verformungsverhaltens der untersuchten Knoten erfolgte auf Basis der Komponentenmethode. Die Knotenpunkte wurden dabei in Einzelkomponenten zerlegt, deren Eigenschaften durch experimentelle und analytische Methoden ermittelt wurden. Die experimentell ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen der Knotenpunkte konnten mit Hilfe der hergeleiteten Federmodelle auf Basis der Komponentenmethode gut vorhergesagt werden. BRÜHL [11] stellte jedoch fest, dass die nach DIN EN 1995-1-1 [23] vorhergesagten Anfangssteifigkeiten K_{ser} der Stabdübel deutlich größer sind als die experimentell ermittelten Steifigkeiten. Da die Steifigkeit der Verbindungsmittel einen großen Einfluss auf die Verteilung der Schnittgrößen sowohl innerhalb des Knotenpunkts als auch innerhalb eines statisch unbestimmten Tragwerks hat, wurden weitere Untersuchungen zu diesem Thema empfohlen.

Neben den experimentellen Untersuchungen an Einzelkomponenten und an Gesamtknoten wurden von BRÜHL [11] außerdem analytische Untersuchungen zum Einfluss der Überfestigkeit der Komponenten durchgeführt. Hierbei wurden Überfestigkeitsfaktoren hergeleitet und Mindeststeifigkeiten der Knotenpunkte für eine sichere Aktivierung des plastischen Verformungsvermögens definiert.

Als Ergebnis stellte Brühl fest, dass für Tragwerke mit Stabdübelverbindungen, die mit Vollgewindeschrauben verstärkt sind, unter Berücksichtigung der vorhandenen Überfestigkeiten eine elastisch-plastische Bemessung erfolgen kann. Hierbei müssen die Knoten, die die plastischen Kapazitäten zur Verfügung stellen sollen, jedoch eine definierte Mindeststeifigkeit aufweisen, damit es nicht zu einem vorzeitigen, spröden Versagen anderer Tragwerksbereiche kommen kann. Die untersuchten verstärkten Stabdübelverbindungen weisen ein äußerst duktilen Versagensverhalten auf und haben große bisher nicht genutzte Reserven für eine plastische Bemessung zum Beispiel beim Ausfall einzelner Tragwerksbereiche.

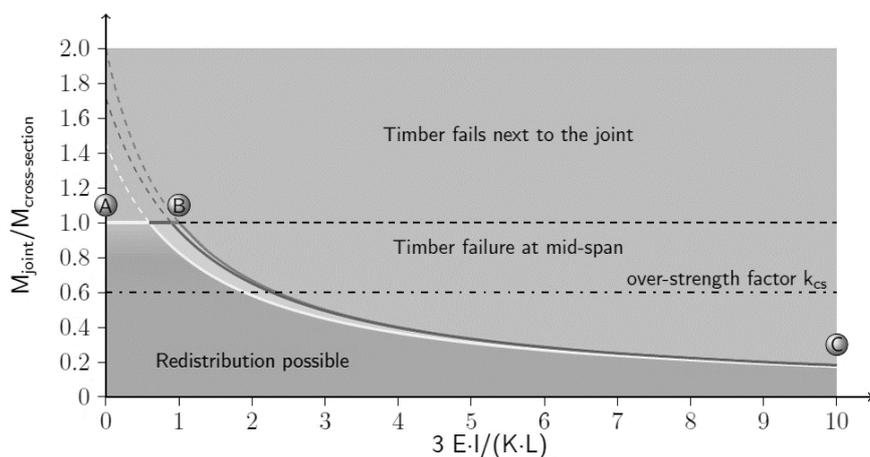


Abb. 2.9: Zusammenfassung verschiedener erforderlicher Mindeststeifigkeiten zur Aktivierung eines plastischen Knotenverhaltens, aus [11]

Experimentelle Untersuchungen

3.1 Allgemeines

Im Rahmen dreier Forschungsvorhaben [55],[56],[57] wurden während der Forschungstätigkeit an der Universität Stuttgart zwischen 2015 und 2021 zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Neben Materialversuchen an Stahlzugproben wurden 91 Bettungsversuche an Nadel- und Laubholzproben [55], 326 Versuche an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen [56],[57] und 10 Großversuche an biegesteifen Verbindungen [56] durchgeführt. Die umfangreichen Auswertungen sind detailliert in den angegebenen Forschungsberichten zusammengefasst. Die Versuchsergebnisse und deren Auswertung sind zudem in einer Datenbank zusammengefasst, die als Grundlage der nachfolgenden Kapitel diene. Aufgrund der großen Datenmenge an Versuchsergebnissen, Auswertungen und Begleituntersuchungen (3D-CT-Scans, ARAMIS-Aufnahmen, DMS-Daten, Zusatz-Wegaufnehmer) ist nachfolgend nur ein Überblick über die wichtigsten Erkenntnisse gegeben. Viele weitere Teilaspekte wurden im Rahmen von Abschlussarbeiten, Konferenzbeiträgen und Forschungsberichten veröffentlicht, unter anderem in [17],[38], [40],[51],[54],[55],[65]-[67].

3.2 Messtechnik und Analysemethoden

3.2.1 Allgemeines

Bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen kamen unterschiedliche mechanische und digitale Messsysteme und Analysemethoden zum Einsatz. Diese werden nachfolgend allgemein vorgestellt und diskutiert.

3.2.2 Wegaufnehmer

Zur Messung der Anschlussverformungen kamen induktive Wegaufnehmer (WA) zum Einsatz. Diese wurden vor Beginn der ersten Versuche stets kalibriert und deren Messgenauigkeit ist generell für die zu erwartenden Anschlussverformungen im Millimeterbereich als ausreichend genau anzusehen. Als entscheidender als der Messbereich der WA hat sich der Ort der Anbringung der WA erwiesen. Um eine Verfälschung der experimentellen Steifigkeitswerte durch Schubverzerrungen und Längsdehnungen des Probekörpers zu verhindern, sollte das Gesamtverformungsverhalten des Versuchskörpers bereits vorher abgeschätzt werden. Da sich die elastischen Anschlussverformungen meist im Bereich von 1 mm bis 3 mm bewegen, ist der Einfluss des Ortes der Anbringung der WA nicht zu unterschätzen.

Neben den planmäßigen Längsdehnungen und Schubverzerrungen ergeben sich durch Imperfektionen (geometrisch und materiell) der Versuchskörper unplanmäßige Verdrehungen und Verformungen. Diese können die Messergebnisse der einzelnen WA gerade zu Belastungsbe-

ginn stark beeinflussen. Es wird daher empfohlen, stets zwei oder mehr WA an gegenüberliegenden Seiten anzubringen, sodass diese Effekte durch Mittelwertbildung eliminiert werden können (analog DIN EN 26891 [27]).

Bei Durchführung der Bauteilversuche (4-Punkt-Biegeversuche) erwies es sich als schwierig die Orte der Anbringung der WA vor Versuchsdurchführung festzulegen. Da neben reinen Relativverformungen auch Verdrehwinkel gemessen werden mussten, kamen zusätzlich auch Drehmessdosen zum Einsatz. Hierbei wäre ein optisches Messsystem, das eine vollflächige Verformungsmessung ermöglicht, sicherlich den mechanischen WA und den Drehmessdosen überlegen gewesen.

3.2.3 Dehnungsmessstreifen

Dehnungsmessstreifen (DMS) wurden bei den durchgeführten Versuchen lediglich zur Ermittlung der Dehnungen der Schlitzbleche eingesetzt. Im Bereich homogenisierter Spannungen konnten somit die jeweiligen Elastizitätsmoduln ermittelt werden und Biegungen aus Imperfektionen des Versuchskörpers detektiert werden.

Untersuchungen zur Verteilung der Prüfkraft auf die einzelnen Verbindungsmittel innerhalb eines Anschlusses mit Hilfe von DMS erwiesen sich als nicht zielführend [56]. Die DMS wurden dabei im Lochleibungsbereich seitlich auf den Schlitzblechen angebracht. Durch die großen auftretenden Spannungsspitzen in diesem Bereich führen jedoch bereits sehr geringe Variationen bei der Anbringung der DMS zu großen Unterschieden bei den Messergebnissen. Es konnte somit zwar keine exakte Verteilung der Prüfkraft ermittelt werden, jedoch war die schrittweise Aktivierung der einzelnen Verbindungsmittel durch das vorhandenen Lochspiel an den Dehnungsverläufen deutlich zu erkennen (vgl. auch Kapitel 4.5.6).

3.2.4 Optische Messsysteme

Zur Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens der Bettungsversuche kam das optische Messsystem ARAMIS der Fa. GOM GmbH zum Einsatz (siehe auch Kapitel 3.3). Bei der Verwendung von ARAMIS kann zwischen der punktwisen und der vollflächigen Erfassung der 3D-Verformungen der Versuchskörperoberfläche gewählt werden. Je nach Größe des Messfeldes, der Feinheit des Sprühmusters und der Frequenz der Messung können so Verformungen und davon abgeleitete Größen wie Dehnungen mit einer hohen Genauigkeit ermittelt werden. Von großem Vorteil ist es dabei, dass die Verformungsmessung nicht wie bei den WA bereits vor Versuchsbeginn auf Einzelpunkte festgelegt werden muss, sondern durch die vollflächige Messung nach der Versuchsdurchführung beliebige Differenzverformungen ausgewertet werden können. Wichtige Einflussfaktoren, wie beispielsweise die Verdrehung des Versuchskörpers durch Imperfektionen, können ebenso ausgewertet und bewertet werden wie der Einfluss lokaler Fehlstellen (zum Beispiel Äste). Durch die Darstellbarkeit von Oberflächendehnungen können der Kraftfluss innerhalb des Probekörpers (in Abhängigkeit des Versuchsaufbaus) und Rissbildungen visualisiert werden.

Der Einsatz optischer Messsysteme ermöglicht es somit, unvorhergesehene Effekte leichter bewerten und auch nachträglich relevante Verformungen auswerten zu können. Die experimentellen Untersuchungen können somit umfassender ausgewertet werden und die eingesetzten Mittel effizienter und längerfristiger genutzt werden. Einen Nachteil gegenüber der Verformungsmessung mittels WA stellt der etwas höhere Aufwand bei der Versuchseinrichtung bei

Erstanwendung dar, der jedoch durch die schnellere Einrichtung ab dem zweiten Versuch teilweise kompensiert werden kann (kein Hin- und Wegschrauben der Messtechnik nötig). Auch der Umgang mit den großen Datenmengen durch die optischen Messungen sowie deren Auswertung stellen anfangs gewiss eine Herausforderung dar.

3.2.5 3D-Röntgen-Computertomographie

Bei der 3D-Röntgen-Computertomographie (3D-CT) handelt es sich um ein bildgebendes Verfahren bei dem ein Objekt aus mehreren Winkeln mit Röntgenstrahlung durchleuchtet wird und die so erzeugten 2D-Bilder anschließend durch einen Rechner zu einem 3D-Abbild zusammengefügt werden. Es wird somit aus vielen 2D Bildern, die Pixelinformationen enthalten, eine 3D-Punktwolke erzeugt, die aus sogenannten Voxeln (volume elements) besteht. Die einzelnen Voxel enthalten dabei Informationen zur lokalen Dichte des durchstrahlten Objekts, wodurch eine 3D-Dichteverteilung generiert werden kann. Typische Anwendungsgebiete der 3D-CT sind in der fertigen Industrie die Dokumentation und Überwachung von Geometriedaten zur Qualitätskontrolle und zur Prozessoptimierung zu finden (zum Beispiel bei Gussbauteilen oder Platinen). In den vergangenen Jahren kam die Technik aber auch im Rahmen archäologischer Untersuchungen zum Durchstrahlen stark verklumpeter Objekte, zur zerstörungsfreien Materialanalyse und zur 3D-Geometrieerfassung zum Einsatz.

Im Rahmen der Versuchskörperdokumentation wurde das Messgerät *phoenix v|tome|x L 450 (Micro-CT)* bei der Firma *fem* in Schwäbisch Gmünd eingesetzt. Dieses kann Objekte mit einer Leistung von max. 500 W zerstörungsfrei durchstrahlen. Der verwendete Flächendetektor hat eine Auflösung von 4 Megapixeln und eine 16 Bit Graustufenauflösung. Die Voxel-Auflösung kann je nach Probengröße und Materialdichte bis $< 2 \mu\text{m}$ betragen.

Die Auflösung der generierten Punktwolke hängt stark von der Messgeschwindigkeit und der eingesetzten Energiedichte ab. Diese müssen vor der Messung in Abhängigkeit der Dichte des zu untersuchenden Materials festgelegt werden (zum Beispiel unterschiedliche Messparameter für Nadelholz und Buchen-FSH). Große Unterschiede in der Dichte der zu scannenden Proben führen somit zu Einbußen bei der Messgenauigkeit. Durch die großen Dichteunterschiede von Holz und Stahl können fertig montierte Versuchskörper zwar gescannt werden, es kommt jedoch zu Artefakten im Bereich des Übergangs zwischen den einzelnen Materialien. Dies bedeutet, dass der Übergangsbereich (einige Millimeter) nicht, beziehungsweise nur schlecht dargestellt werden kann. Es empfiehlt sich daher, zur Erfassung von Imperfektionen des Holzes, des Faserverlaufs und der Geometrie die Holzteile der Versuchskörper bereits vor dem Zusammenbau zu scannen. Sollen die Verformungen der Verbindungsmittel und Verstärkungselemente sichtbar gemacht werden, so können die Versuchskörper nach der Versuchsdurchführung zwar gescannt werden, jedoch kommt es dann zu Qualitätseinbußen bei der Darstellung der Holzbauteile. Das Ziel der 3D-CT-Scans sollte somit jeweils zu Beginn definiert werden, da der Zeitpunkt der Messung über die Genauigkeit der Ergebnisse mitentscheidet.

3.3 Bettungsversuche

3.3.1 Allgemeines und Versuchsprogramm

Das Bettungsverhalten des Holzes hat einen großen Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten eines Anschlusses mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Um das Verhalten dieser für das Gesamtmodell wichtigen Komponente möglichst gut zu verstehen, wurden im Rahmen eines Forschungsvorhabens innerhalb des DFG Exzellenzclusters IntCDC [55] 91 Bettungsversuche

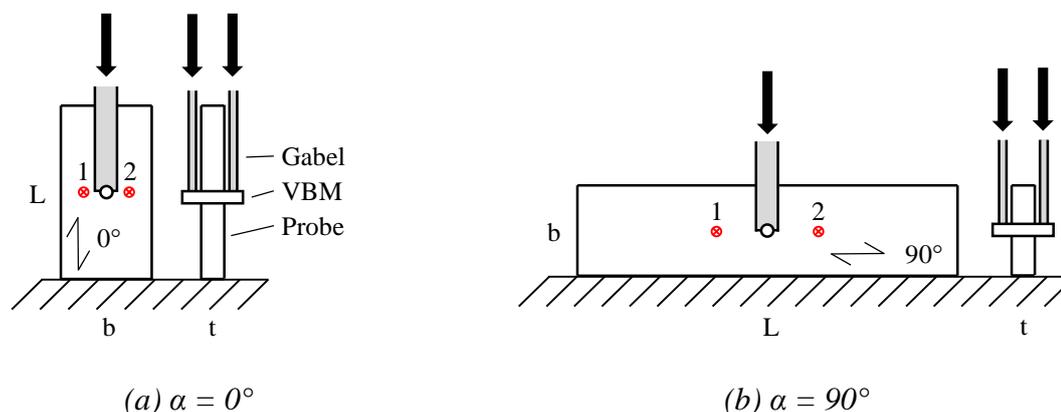


Abb. 3.1: Geometrie und Lastaufbringung Versuchskörper Bettungsversuche in Abhängigkeit des Kraft-Faser-Winkels α

durchgeführt. Es wurden dabei neben der Holzart (Nadelvollholz / Buchen-FSH) auch der Verbindungsmitteldurchmesser (12 mm / 16 mm / 20 mm) und die Kraft-Faser-Richtung ($0^\circ / 90^\circ$) variiert. Die Versuchskörpergeometrie und die Lastaufbringung sind in Abb. 3.1 dargestellt, das Versuchsprogramm und die Abmessungen der Versuchskörper sind in Tabelle 3.1 zu finden. Für Bettungsversuche werden in der Regel, wie nach DIN EN 383 [19] vorgeschrieben, ungestörte Proben verwendet. Das bedeutet, dass die Versuchskörper keine Äste oder sonstige Fehlstellen enthalten dürfen und der Faserverlauf möglichst exakt dem nominellen Kraft-Faser-Winkel entsprechen sollte. Bei der Auswertung der 3D-CT-Scans (vgl. Kapitel 3.4.6) hat sich jedoch bestätigt, dass in realen Bauteilen nicht verhindert werden kann, dass unterschiedliche Fehlstellen im Bettungsbereich von Verbindungsmitteln vorliegen. Es wurden daher neben ungestörten Proben auch gezielt Proben mit Fehlstellen geprüft (siehe auch Abb. 3.5 und Abb. 3.6). Als ungestörte Proben werden dabei Prüfkörper bezeichnet, die im Bettungsbereich keine Äste und lediglich kleine Abweichungen vom Soll-Wert des Kraft-Faser-Winkels aufweisen.

Tabelle 3.1: Versuchsprogramm und Abmessungen Bettungsversuche

Serie	\varnothing [mm]	α	Material	b	L	t	Anzahl
120	12	0°	GL 24h	72	168	24	9
160	16	0°	GL 24h	96	224	32	22
200	20	0°	GL 24h	120	280	40	11
1290	12	90°	GL 24h	120	300	24	6
1690	16	90°	GL 24h	160	530	32	7
2090	20	90°	GL 24h	200	660	40	7
B 160	16	0°	GL 75h	100	240	30	18
B 1690	16	90°	GL 75h	100	300	30	12

Für die Versuche aus GL 75h (BauBuche) wurde jeweils zwischen einer stehenden und einer liegenden Anordnung der Lamine unterschieden. D.h. der Bolzen verlief bei stehender Anordnung parallel zu den einzelnen Schichten und bei liegender Anordnung senkrecht zu den Laminaten.

Die verwendeten Versuchsaufbauten sowie die Versuchsdurchführung und die Ergebnisse der einzelnen Serien sind nachfolgend zusammengefasst.

3.3.2 Versuchsaufbauten und -durchführung

Die Versuchsdurchführung der Bettungsversuche erfolgte nach den Vorgaben der Prüfnorm DIN EN 383 [19], die Holzbauteile wurden vor der Belastung bei Normklima (20°C, 65 %) gelagert. Die Versuchskörper wurden auf einer Stahlplatte vollflächig gelagert, die Last jeweils über einen Gabelkopf weggesteuert mit einer konstanten Geschwindigkeit von 0,6 mm/min aufgebracht. Die Verformungsmessung erfolgte mittels zweier optischer Messsysteme (ARAMIS, Fa. GOM) jeweils von vorne und von hinten (siehe Abb. 3.2 (a)). Dazu wurden alle Versuchskörper mit einem Sprühmuster versehen, sowie die Verbindungsmittel und der Gabelkopf mit Messpunkten beklebt (siehe Abb. 3.2 (b)). Die Anschlussverformung wurde stets als Relativverformung zwischen dem Mittelwert der Punkte 1 und 2 in Abb. 3.1 und dem Verbindungsmittel bestimmt.



(a) Übersicht Prüfmaschine und optische Messsysteme ARAMIS



(b) Prüfkörper nach dem Versuch

Abb. 3.2: Versuchsaufbau Bettungsversuche parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$)

3.3.3 Ergebnisse Bettungsversuche

Die Systematik der Auswertung der Versuchsergebnisse folgte dem bereits in Kapitel 2.3.8 beschriebenen Vorgehen von SCHWEIGLER (2018) [81]. Aus der experimentell bestimmten Kraft-Verformungskurve erhält man durch Teilen der Prüfkraft durch die jeweilige Bettungsfläche des Verbindungsmittels ($d \cdot t$) die Spannungs-Verformungskurve. In Abb. 3.3 sind die für alle Versuche ausgewerteten Einzelparameter dargestellt. Neben der Anfangssteifigkeit k_{ser} und der

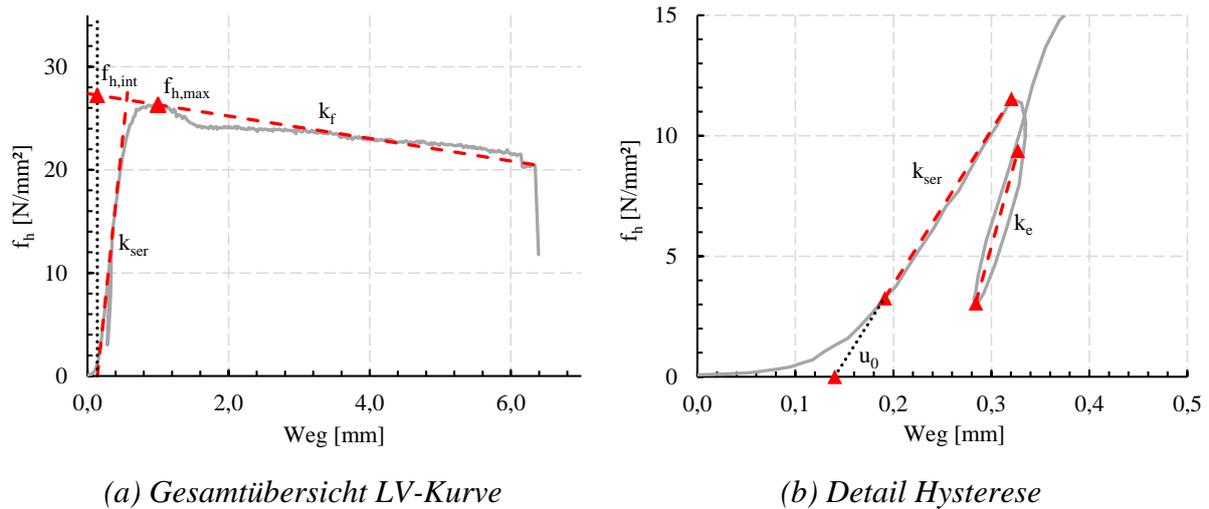


Abb. 3.3: Parameterdefinition der analytischen Näherungsfunktion

plastischen Steifigkeit k_f (Endtangente) wurden jeweils die Spannungen $f_{h,max}$ und $f_{h,int}$ und die Verschiebung u_0 bestimmt. Die Spannung $f_{h,int}$ ergibt sich dabei als Schnittpunkt der Verlängerung der Endtangente (k_f) mit der um u_0 verschobenen y-Achse, $f_{h,max}$ ist die größte ermittelte Bettungsspannung (siehe Abb. 3.3 (a)). Der Anfangsschlupf u_0 ergibt sich aus dem Schnittpunkt der Verlängerung der Anfangstangente (k_{ser}) mit der x-Achse (siehe Abb. 3.3 (b)). Für die vorgestellten Parameter sind die Mittelwerte aller Versuchskörper, d.h. aus ungestörten und gestörten Proben, im Anhang in Tabelle A.1 bis Tabelle A.5 aufgelistet. Im Rahmen der Validierung des RFEM Modells werden einzelne Bettungsversuche zusätzlich auch in Kapitel 4.3.4 näher betrachtet.

Die einzelnen Spannungs-Verformungskurven aus den Bettungsversuchen sind für die einzelnen Verbindungsmitteldurchmesser für eine Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) in Abb. 3.4 gegeben. Für die Versuchskörper aus Nadelholz ist für alle untersuchten Durchmesser nach einem elastischen Anfangsbereich ein Übergang in einen plastischen Bereich mit leicht abfallendem Verlauf zu erkennen. Für die meisten Versuche ergibt sich dabei nach dem Erreichen der maximalen Bettungsspannung ein relativ starker Abfall der Steifigkeit, der sich aber nach weiterer Verformung auf einem niedrigeren Traglastniveau mit einer wieder etwas höheren Steifigkeit einpendelt. Am Ende dieses „Peaks“ zwischen dem elastischen und dem plastischen Bereich beziehungsweise beim Abknicken der Kurve in den plastischen Endbereich (siehe auch Abb. 3.3 (a)) konnte in den Bettungsversuchen in der Regel der Beginn des Aufspaltens des Holzes unterhalb des Verbindungsmittels beobachtet werden.

Die maximalen Bettungsspannungen liegen für den \varnothing 12 mm bei knapp 24 N/mm² und für die \varnothing 16 mm und \varnothing 20 mm bei ca. 30 N/mm². Das Versagen der Versuche parallel zur Faserrichtung war stets ein Querzugversagen unterhalb des Verbindungsmittels.

Die Streuung der Bettungskurven ist je nach Verbindungsmitteldurchmesser unterschiedlich stark ausgeprägt. Dies ist zum einen auf das Vorhandensein von Fehlstellen aber auch auf die Variation der in den Versuchen eingesetzten Lamellen zurückzuführen. So wurden beispielsweise für den \varnothing 12 mm alle Versuchskörper aus einer einzelnen Lamelle gefertigt und es lag eine relativ geringe Anzahl an Fehlstellen im Bettungsbereich vor. Es ist daher von einem verhältnismäßig homogenen Grundmaterial der Versuchskörper auszugehen und die überwiegende Mehrheit der Proben kann als ungestört bezeichnet werden.

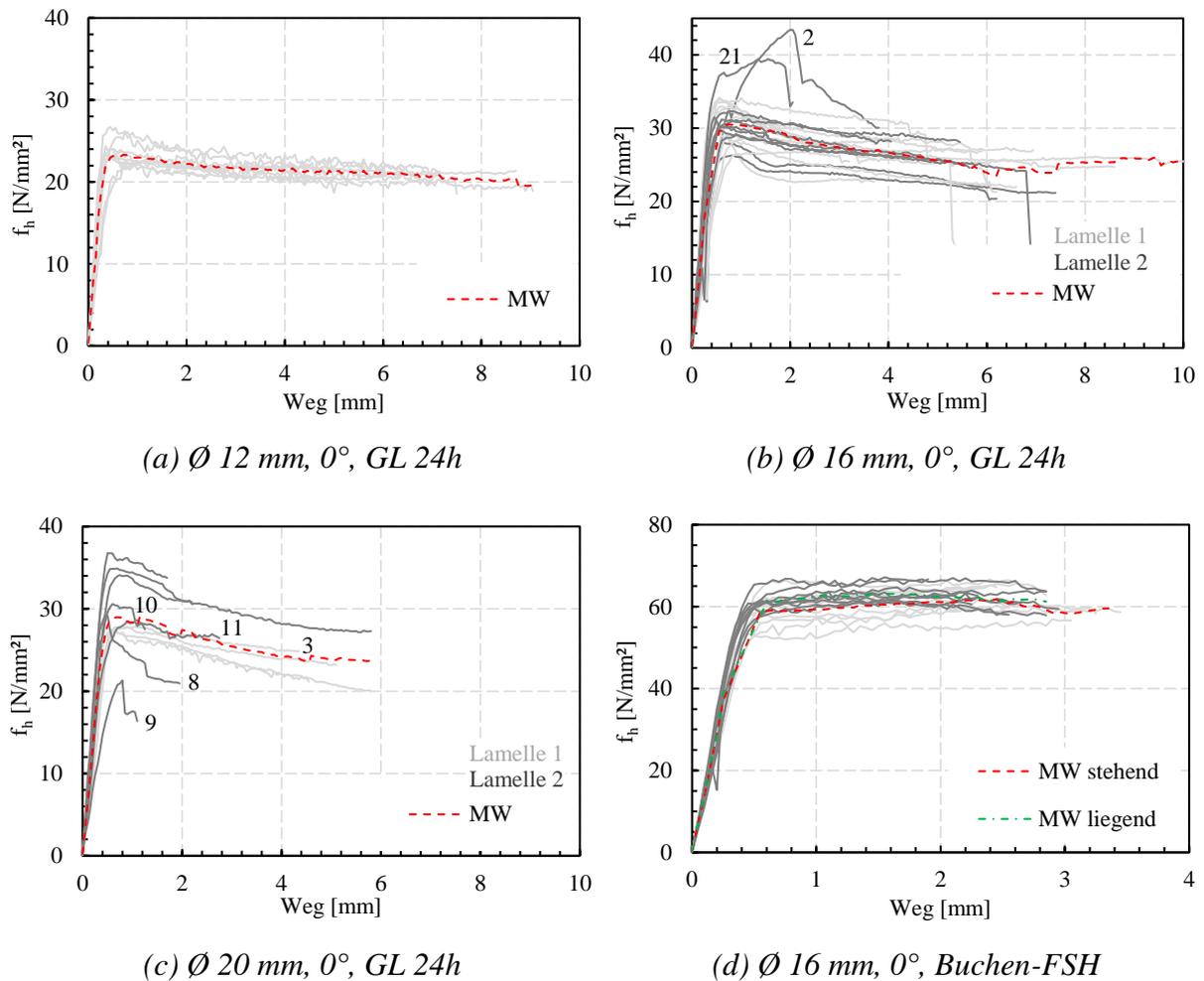


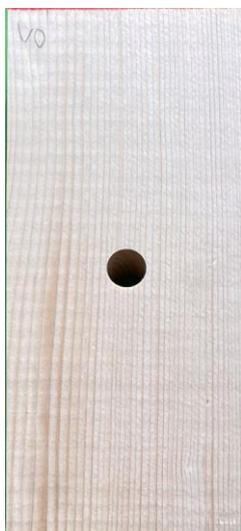
Abb. 3.4: Vergleich Spannungs-Verformungsbeziehung aus Bettungsversuchen mit einer Belastung parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$); Unterscheidung der Ausgangslamellen, ausgewählte Versuchskörpernummern gegeben (siehe auch Abb. 3.5 und Abb. 3.6)

Für den $\varnothing 16 \text{ mm}$ dagegen wurden die Versuchskörper aus zwei verschiedenen Lamellen gefertigt (siehe Abb. 3.4 (b)), die zudem eine große Anzahl an Fehlstellen aufwiesen. In Abb. 3.5 ist eine Auswahl an Versuchskörpern mit großen Fehlstellen zusammengefasst. Bei den beiden extremen Ausreißen nach oben in Abb. 3.4 (b) handelt es sich um die Versuche 160_2 und 160_21, die beide sehr große Äste unterhalb des Verbindungsmittels mit direktem Kontakt zu diesem aufweisen. Ein signifikanter Einfluss aus dem Grundmaterial der unterschiedlichen Lamellen (hellgrau und dunkelgrau) lässt sich dagegen nicht feststellen.

Für den $\varnothing 20 \text{ mm}$ (vgl. Abb. 3.4 (c)) weisen die Bettungskurven der Lamelle 1 (hellgrau) im Vergleich zu denen der Lamelle 2 (dunkelgrau) eine relativ geringe Streuung auf. Die Ausreißer nach unten lassen sich für die Lamelle 2 wiederum durch große Äste im Bettungsbereich erklären (siehe auch Abb. 3.6).

Für die Versuche aus Buchen-FSH (siehe Abb. 3.4 (d)) zeigt sich ebenfalls nach einem elastischen Anfangsbereich ein plastisches Plateau. Der Übergang zwischen den beiden Bereichen erfolgt dabei jedoch mit einem deutlich geringeren Radius und der Verlauf des plastischen Bereichs ist nahezu horizontal. Im Gegensatz zu den Versuchen aus Nadelholz ist für das Buchen-

FSH kein *Peak* bei Erreichen der maximalen Bettungsspannung zu beobachten. Die Ausrichtung der Furniere zum Verbindungsmittel zeigt keinen signifikanten Einfluss auf das Bettungsverhalten (stehend: Furniere parallel zum Verbindungsmittel, liegend: Furniere senkrecht zum Verbindungsmittel). Auch hier versagten die Versuche auf Querzug, im Vergleich zum Nadelholz jedoch bereits bei einer deutlich geringeren Maximalverformung.



k_{ser} : 110,6 (142 %)

k_e : 184,7 (121 %)

(a) 160_1



47,8 (61 %)

65,8 (43 %)

(b) 160_2



45,2 (58 %)

118,1 (78 %)

(c) 160_7



103,1 (133 %)

241,1 (159 %)

(d) 160_10



k_{ser} : 91,5 (118 %)

k_e : 202,4 (133 %)

(e) 160_16



83,5 (107 %)

225,3 (148 %)

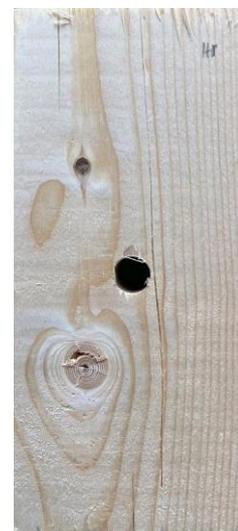
(f) 160_19



97,7 (126 %)

140,8 (93 %)

(g) 160_21



96,3 (124 %)

136,7 (90 %)

(h) 160_24

Abb. 3.5: Fehlstellen ausgewählter Versuchskörper aus GL 24h, \varnothing 16 mm, $\alpha = 0^\circ$ und zugehörige Steifigkeiten k_{ser} und k_e in N/mm/mm², Verhältnis zum Mittelwert im Klammern (k/k_{MW})
Belastungsrichtung jeweils von oben nach unten



k_{ser} : 90,4 (133 %)	40,2 (59 %)	84,0 (124 %)	63,5 (93 %)
k_e : 140,0 (112 %)	49,4 (40 %)	126,0 (100 %)	108,0 (86 %)
(a) 200_8	(b) 200_9	(c) 200_10	(d) 200_11

Abb. 3.6: Fehlstellen ausgewählter Versuchskörper aus GL 24h, \varnothing 20 mm, $\alpha = 0^\circ$ und zugehörige Steifigkeiten k_{ser} und k_e in N/mm/mm², Verhältnis zum Mittelwert im Klammern (k/k_{MW}) Belastungsrichtung jeweils von oben nach unten

Die Versuchsserien mit $\alpha = 0^\circ$ weisen sowohl für die Anfangssteifigkeit k_{ser} als auch für die Wiederbelastungssteifigkeit k_e (jeweils bezogen auf die Bettungsfläche) eine extrem große Streubreite der Ergebnisse auf. Die großen Ausreißer lassen sich dabei größtenteils durch große lokale Störungen durch Äste erklären. In Abb. 3.5 sind die Ansichten ausgewählter Versuchskörper und die jeweils ermittelten Steifigkeiten k_{ser} und k_e in N/mm/mm² gegenübergestellt. Das Vorhandensein eines großen Astes (vgl. Abb. 3.5 (b), (d)–(h)) führt dabei stets zu einer großen Abweichung der ermittelten Steifigkeit vom Mittelwert der Gesamtstichprobe. Die tatsächliche Auswirkung hängt jedoch stark von der genauen Lage des Astes und der daraus resultierenden Störung der Holzmatrix ab. So kann ein großer Ast je nach Lage entweder zu einer Reduktion der Steifigkeit k_{ser} (siehe (b)) oder zu einer Erhöhung ((d), (e), (g) und (h)) im Vergleich zum Mittelwert führen. Da es teilweise auf bei von außen ungestört erscheinenden Proben ((a) und (c)) ebenfalls zu großen Schwankungen der Steifigkeitswerte kommen kann, ist eine Quantifizierung des genauen Einflusses des Astes nahezu ausgeschlossen. Es kann dennoch festgestellt werden, dass der Großteil der Ausreißer nach oben und unten durch große lokale Störungen des Bettungsbereichs verursacht wird. Eine Vernachlässigung des Einflusses von Fehlstellen ist daher für eine genaue Nachrechnung von Anschlüssen nicht zu rechtfertigen, vielmehr sollte auf ein realitätsnahe Verhältnis zwischen ungestörten und gestörten Proben geachtet werden. Für die vorliegenden Bettungsversuche wurde beispielsweise versucht, dieses realitätsnahe Verhältnis durch einen zufälligen Zuschnitt der Versuchskörper aus zuvor für ein Brettschichtholz der Güte GL 24h sortierten Lamellen zu gewährleisten.

Die Spannungs-Verformungskurven für eine Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) sind in Abb. 3.7 gegeben. Für alle Versuche zeigt sich nach dem elastischen Anfangsbereich ein ansteigender Verlauf im plastischen Bereich. Die Versuchskörper \varnothing 12 mm weisen allesamt keine größeren sichtbaren Fehlstellen im unmittelbaren Bettungsbereich auf und können somit

als quasi ungestört bezeichnet werden. Man erkennt, dass die Streubreite der Spannungs-Verformungskurven relativ gering ist und der Beginn des plastischen Plateaus im Mittel bei ca. 15 N/mm^2 liegt. Für die Versuche $\varnothing 16 \text{ mm}$ und $\varnothing 20 \text{ mm}$ lagen dagegen im Bettungsbereich zahlreiche Fehlstellen vor. In Abb. 3.8 sind die Bettungsbereiche einiger Versuchskörper mit besonders markanten Fehlstellen zu sehen. Fünf der sieben Bettungskurven des $\varnothing 16 \text{ mm}$ weisen ein ähnliches Verhalten auf wie die $\varnothing 12 \text{ mm}$ und bilden das plastische Plateau bei ca. 15 N/mm^2 aus. Die Bettungskurven der Versuche 1690_3 und 1690_6 dagegen zeigen erst bei ca. 30 N/mm^2 und somit auf einem doppelt so hohen Lastniveau einen Übergang in den plastischen Bereich (siehe „3“ und „6“ in Abb. 3.7 (b)). Diese extremen Abweichungen der beiden Kurven lassen sich durch die vorhandenen großen Äste unterhalb der Verbindungsmittel im Bettungsbereich erklären (vgl. Abb. 3.8 (b) + (c)). Bis auf den Versuch 1690_2 können die restlichen Versuchskörper als nahezu ungestört bezeichnet werden. Der Versuchskörper 1690_2 weist zwar einen relativ großen Ast neben dem Loch im Bettungsbereich auf (siehe Abb. 3.8 (a)), dieser wirkt sich jedoch kaum auf die Bettungskurve aus („2“ in Abb. 3.7 (b)). Für die Versuche $\varnothing 20 \text{ mm}$ treten die größten Streuungen und die größte Dichte an Fehlstellen auf. In Abb. 3.8 (d) bis (h) ist eine Auswahl an Bettungsbereichen der Versuchskörper zu sehen. Neben größeren Ästen im Bettungsbereich treten bei dieser Serie auch zahlreiche Risse auf der Rückseite des Versuchskörpers auf. Die Vorderseiten waren zwar meist rissfrei, jedoch kann

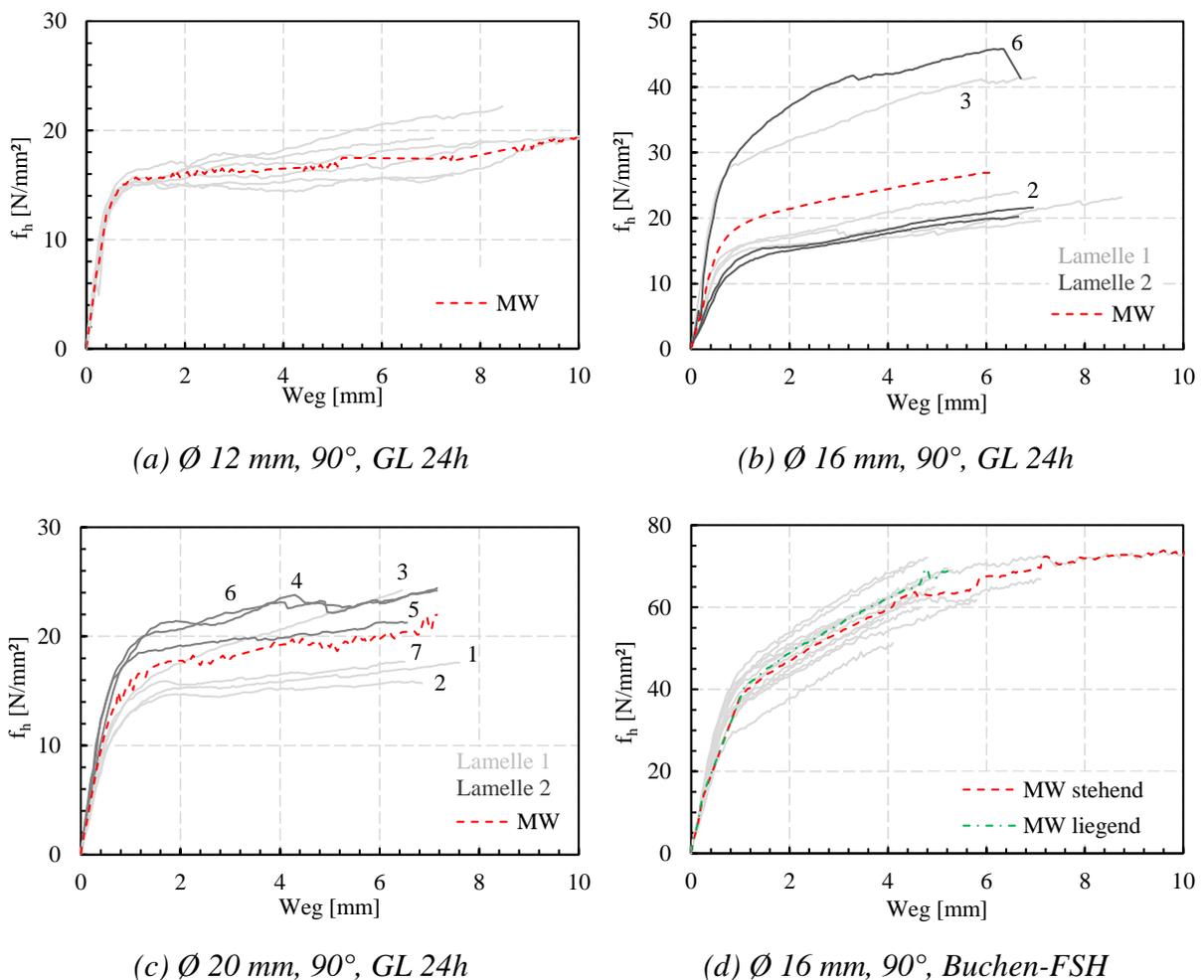


Abb. 3.7: Vergleich Spannungs-Verformungsbeziehung aus Bettungsversuchen mit einer Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$)



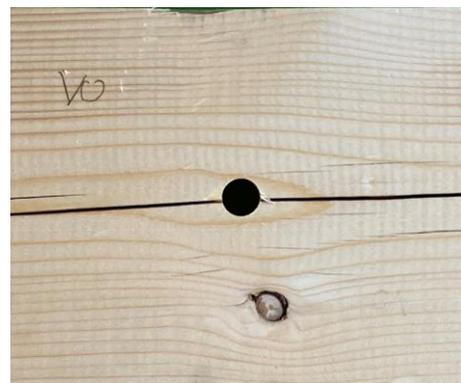
(a) 1690_2



(b) 1690_3



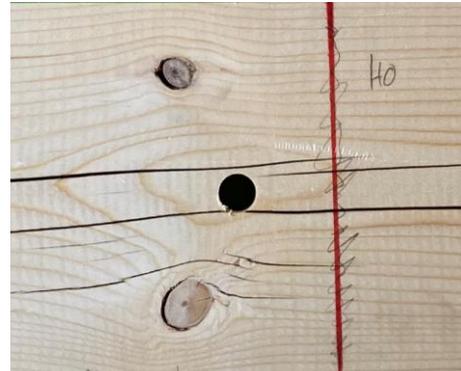
(c) 1690_6



(d) 2090_1



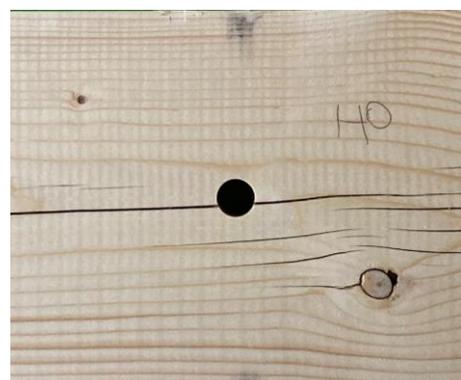
(e) 2090_2



(f) 2090_3



(g) 2090_6



(h) 2090_7

Abb. 3.8: Bettungsbereiche ausgewählter Versuchskörper mit einer Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$), Belastungsrichtung jeweils von oben nach unten

keine der Proben als vollständig ungestört bezeichnet werden. Die unterschiedlichen Spannungsniveaus des Beginns des plastischen Plateaus lassen sich durch die unterschiedlichen verwendeten Lamellen der Versuchskörper erklären. So wurden die Versuchskörper 2090_1, _2, _3 und _7 aus der Lamelle 1 gefertigt und die Versuchskörper 2090_2, _3 und _4 aus der Lamelle 2. Die Versuchskörper aus der Lamelle 1 weisen den Übergang in den plastischen Bereich bei ca. 15 N/mm² auf, die aus der Lamelle 2 bei 20 N/mm². Der stärker ansteigende Verlauf im plastischen Bereich für den Versuch 2090_3 ist auf den großen Ast im Bettungsbereich zurückzuführen, durch den eine größere Lastausbreitung erfolgt.

In Abb. 3.9 sind die Einzelwerte, die Mittelwerte sowie der 5 %- und der 95 %-Fraktilewert der Steifigkeiten und der Bettungsspannungen der einzelnen Versuchsserien gegeben. Die Mittelwerte der Serien mit demselben Kraft-Faser-Winkel α und dem gleichen Grundmaterial sind durch gestrichelte Linien verbunden.

Die Mittelwerte der Steifigkeiten weisen mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser sowohl für k_{ser} als auch für k_e eine fallende Tendenz auf (siehe Abb. 3.9 (a)). Dies ist sowohl für eine Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) als auch für eine Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) zu beobachten. Trotz des jeweils großen Streubereichs der Einzelwerte wird vermutet, dass ein Größeneffekt für die Bettungssteifigkeit in Abhängigkeit des Verbindungsmitteldurchmessers vorliegt.

So ist die Steifigkeit k_{ser} im Mittel für den \varnothing 16 mm um 6 % niedriger als für den \varnothing 12 mm, für den \varnothing 20 mm um 18 % niedriger als für den \varnothing 12 mm. Die elastische Anfangssteifigkeit k_{ser} ist für die Versuche aus Buchen-FSH für eine Belastung parallel und senkrecht zur Faserrichtung im Mittel 90 % größer als beim Nadelholz, die Wiederbelastungssteifigkeit k_e dagegen im Mittel lediglich 30 % (0°) beziehungsweise 65 % (90°). Die Streuung der Werte ist für das Buchen-FSH deutlich geringer als für das Nadelholz.

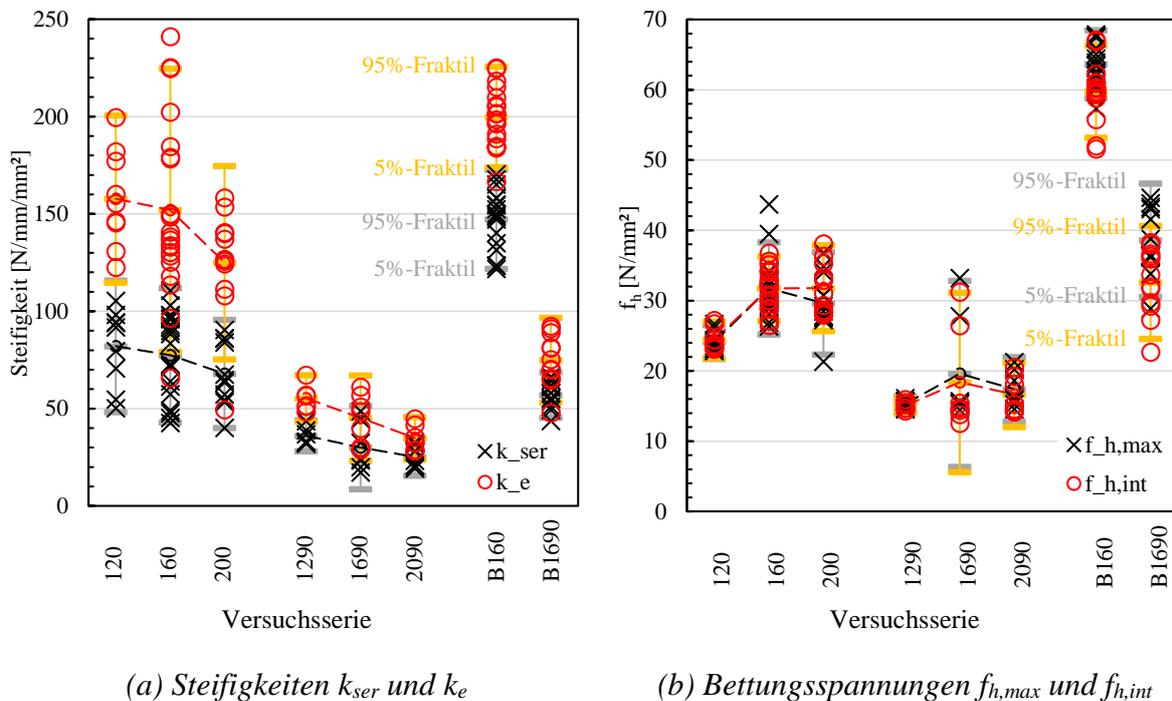


Abb. 3.9: Ergebnisse Bettungsversuche mit variierendem Durchmesser (12 mm, 16 mm, 20 mm), Kraft-Faser-Winkel (0° , 90°) und Holzgüte (GL 24h, Buchen-FSH)

Für die maximal erreichte Bettungsspannung $f_{h,max}$ und den Bettungsparameter $f_{h,int}$ zeigt sich ein von den Steifigkeiten abweichendes Verhalten (siehe Abb. 3.9 (b)). Für beide Bettungsspannungen zeigt sich im Mittel eine Zunahme vom \varnothing 12 mm zum \varnothing 16 mm (ca. 30 %) und ein in etwa gleicher Wert für \varnothing 16 mm und \varnothing 20 mm. Dieses Verhalten zeigt sich sowohl für die Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) als auch senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$). Da die mittlere Rohdichte ρ_m der für die Herstellung der Versuchskörper \varnothing 12 mm verwendeten einzelnen Lamelle mit 428 kg/m^3 deutlich unterhalb derer für den \varnothing 16 mm (zwei Lamellen, $\rho_m = 442 \text{ kg/m}^3$ und 452 kg/m^3) und den \varnothing 20 mm (zwei Lamellen, $\rho_m = 449 \text{ kg/m}^3$ und 543 kg/m^3) liegt, ist die geringere Tragfähigkeit des \varnothing 12 mm vermutlich auf die Holzeigenschaften zurückzuführen. Aufgrund des horizontalen beziehungsweise leicht abfallenden Verlaufs der Last-Verformungskurve im plastischen Bereich ist der Wert der Bettungsspannung $f_{h,int}$ für das Nadelholz stets in einer ähnlichen Größenordnung wie die maximale Spannung $f_{h,max}$. Für die Versuche aus Buchen-FSH ergeben sich um den Faktor 2 größere Werte der Bettungsspannung als für das Nadelholz, die Streuung der Werte ist hierbei ca. halb so groß wie beim Nadelholz. Die Bettungsspannung $f_{h,int}$ weist aufgrund des ansteigenden Verlaufs im plastischen Bereich stets geringere Werte auf als die maximale Bettungsspannung $f_{h,max}$.

Zur Einordnung und Bewertung der Versuchsergebnisse ist in Abb. 3.10 ein Vergleich mit mittleren Bettungssteifigkeiten aus der von SCHWEIGLER & SANDHAAS (2018) [82] erstellten Datenbank dargestellt. Die eigenen Versuchsergebnisse werden dabei mit Bettungsversuchen an Nadelholz von BLASS & UIBEL (2007) [7] (\varnothing 16 mm 0° , \varnothing 24 mm 0° und 90°) und von SANDHAAS (2012) [74] (\varnothing 12 mm 0° , \varnothing 24 mm 0°) verglichen. Man erkennt, dass die Mittelwerte der Steifigkeiten k_{ser} und k_e der Versuche aus Literatur jeweils im unteren Drittel der eigenen Versuchsergebnisse liegen. Dies lässt sich teilweise durch die Verwendung von gestörten Proben und die damit einhergehende Steifigkeitserhöhung durch Fehlstellen erklären.

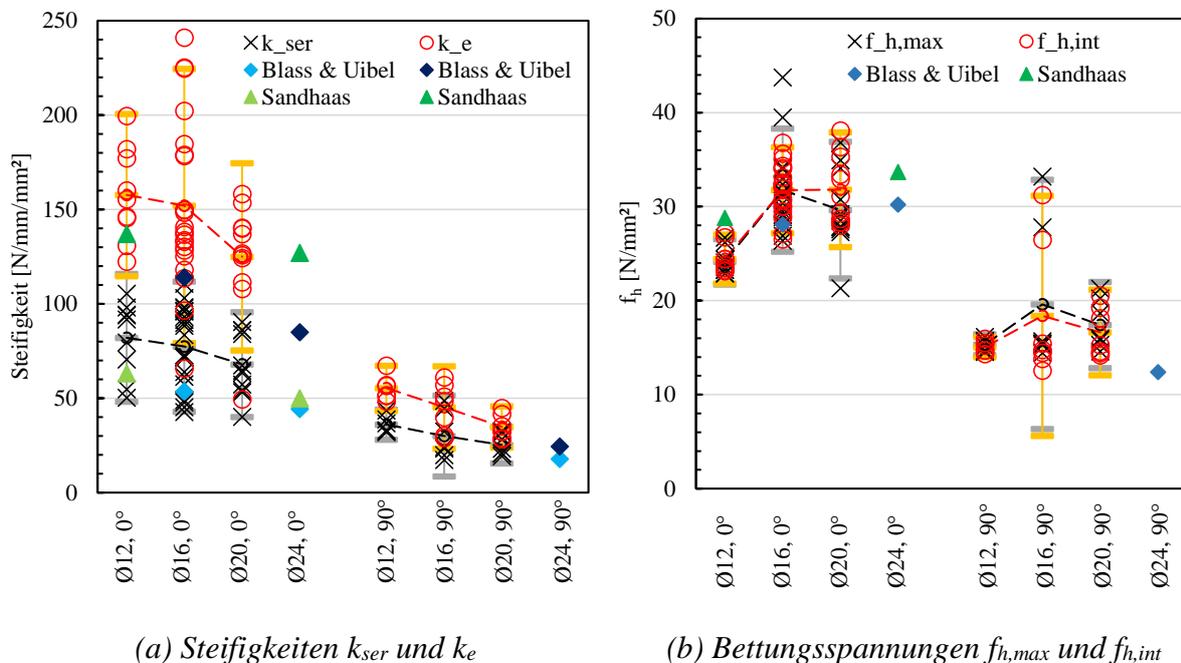


Abb. 3.10: Vergleich Ergebnisse Bettungsversuche mit Literaturwerten aus [82]

Die Versuchsergebnisse der \varnothing 12 mm und \varnothing 16 mm weisen somit eine vergleichbare Größenordnung wie die Literaturwerte auf. Der Vergleich mit den Ergebnissen für den \varnothing 24 mm aus der Literatur bestätigt insgesamt den Trend einer abnehmenden Steifigkeit bezogen auf die Bettungsfläche mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser. So ist die Steifigkeit k_{ser} bei SANDHAAS (2012) [74] für den \varnothing 24 mm um 21 % niedriger als für den \varnothing 12 mm, bei BLASS & UIBEL (2007) [7] für den \varnothing 24 mm um 18 % niedriger als für den \varnothing 16 mm.

Für die Bettungsspannungen liegen lediglich Werte für $f_{h,\text{int}}$ aus der Literatur [82] vor. Der Mittelwert für den \varnothing 12 mm [74] liegt dabei etwas höher als die Werte aus eigenen Versuchen, was die Vermutung des Einflusses aus der geringeren Rohdichte im Vergleich zum \varnothing 16 mm und \varnothing 20 mm stützt. Die Werte für den \varnothing 16 mm [7] liegen dagegen etwas unterhalb der eigenen Werte, die Werte für den \varnothing 24 mm [7],[74] auf einem leicht höheren Niveau als die Werte der \varnothing 16 mm und \varnothing 20 mm. Der Vergleich mit den Literaturwerten lässt somit ein bei einer ausreichend großen Stichprobe gleichbleibendes Niveau der Bettungsspannung bei einer Belastung in Faserrichtung vermuten, das im Mittel bei ca. 30 N/mm liegt (siehe Abb. 3.10). Für eine Belastung senkrecht zur Faserrichtung ist eine abnehmende Tendenz der Bettungsspannung mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser zu beobachten.

3.3.4 Zusammenfassung

Die durchgeführten Bettungsversuche haben gezeigt, dass sowohl das Grundmaterial an sich, aber vor allem auch die vorhandenen Fehlstellen einen großen Einfluss auf die Bettungskurven haben. So konnte der Einfluss der unterschiedlichen Lamellen in den Bettungsdiagrammen anhand unterschiedlicher Spannungsniveaus bei Beginn des Plastizierens identifiziert werden. Die teilweise massiven Störungen durch Äste wirkten sich sehr unterschiedlich auf die Steifigkeiten und die maximalen Bettungsspannungen aus. So führten große Äste im Bettungsbereich für einzelne Versuche zu einer Erhöhung der Steifigkeit und der Bettungsspannung, für andere Versuche dagegen zu einer starken Reduktion. Die Lage des jeweiligen Astes und ob ein direkter Kontakt zum Verbindungsmittel besteht, spielen hierbei eine entscheidende Rolle. Der Einfluss der Äste kann somit nur schwer direkt quantifiziert werden und muss daher über die resultierende Streubreite der Ergebnisse indirekt berücksichtigt werden.

Für die Bettungssteifigkeit konnte sowohl innerhalb der eigenen Versuche als auch für den Vergleich mit Literaturwerten ein Größeneffekt festgestellt werden. Mit zunehmendem Durchmesser d konnte so eine Abnahme der Steifigkeiten k_{ser} und k_e pro Bettungsfläche beobachtet werden. Für die Bettungsspannungen $f_{h,\text{max}}$ und $f_{h,\text{int}}$ trat dieser Effekt dagegen nicht auf. Hier lagen die Werte sowohl für die eigenen Versuche als auch für die Werte aus Literatur auf einem relativ konstanten Niveau. Die eigenen Versuche \varnothing 12 mm liegen hierbei im Mittel etwas unterhalb der anderen Werte, was vermutlich durch die Verwendung lediglich einer einzelnen Lamelle für die Herstellung aller Versuchskörper zu erklären ist. Diese Lamelle wies eine niedrigere mittlere Rohdichte auf, als die Lamellen der Versuche mit \varnothing 16 mm und \varnothing 20 mm.

Man kann somit feststellen, dass die Bettungseigenschaften des Holzes großen Streuungen unterliegen, die bei der analytischen und numerischen Vorhersage des Last-Verformungsverhaltens berücksichtigt werden sollten. Die Vernachlässigung der Fehlstellen bei der Ermittlung der Bettungswerte führt zwar zu geringeren Streuungen der Ergebnisse und einer besseren Vergleichbarkeit mit anderen Versuchsserien, jedoch führen Fehlstellen, wie zum Beispiel Äste, teils zu erheblichen Abweichungen von den Mittelwerten der ungestörten Proben. Da diese Ab-

weichungen in beide Richtungen auftreten, sollten für eine realitätsnahe Modellierung der Anschlüsse die Bettungseigenschaften nicht nur an ungestörten Proben ermittelt werden. Das Verhältnis zwischen ungestörten und gestörten Proben sollte sich dabei an der aufgrund der Sortierung zu erwartenden statistischen Wahrscheinlichkeit des Auftretens der jeweiligen Fehlstellen orientieren. Dies kann beispielsweise durch die Herstellung der Versuchskörper aus zuvor für die gewünschte Holzgüte sortierten Lamellen erfolgen.

3.4 Anschlussversuche

3.4.1 Allgemeines

Im Rahmen zweier Forschungsvorhaben [56],[57] wurden zwischen den Jahren 2017 und 2020 insgesamt 326 eigene Versuche an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen durchgeführt. Dabei konnte der Einfluss unterschiedlicher Parameter auf das Last-Verformungsverhalten der Anschlüsse herausgearbeitet werden. In Kapitel 3.4.2 sind eine Erklärung der Bezeichnung der einzelnen Versuche sowie eine Übersicht über die variierten Parameter gegeben. Die gewählten Versuchskörpergeometrien werden in Kapitel 3.4.3 beispielhaft vorgestellt. In Kapitel 3.4.4 werden die verwendeten Versuchsaufbauten, insbesondere die Anordnung der Messtechnik, sowie die Durchführung der jeweiligen Versuche kurz erläutert. In Kapitel 3.4.5 sind die wichtigsten Ergebnisse der Versuche an Einzelverbindungenmitteln und Verbindungsmittelgruppen zusammengefasst. Ein Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen aus anderen Forschungsvorhaben erfolgt in Kapitel 3.4.5.7. Um den Einfluss der geometrischen und materiellen Imperfektionen auf das Last-Verformungsverhalten besser einordnen zu können, wurden 3D-CT-Scans durchgeführt. Diese sind in Kapitel 3.4.5.7 kurz zusammengefasst. Weitergehende Informationen können auch den jeweiligen Schlussberichten [56],[57] oder den damit verbundenen Veröffentlichungen [38],[54],[66],[67] entnommen werden.

3.4.2 Versuchsprogramm

Nachfolgend wird für einen erleichterten Überblick über die Konfiguration des jeweiligen Versuchs die Bezeichnung der Versuchskörper erklärt. Der vorangestellte Buchstabe „G-“ unterscheidet die Versuche, die im Rahmen des ZukunftBau Projekts durchgeführt wurden (ohne „G-“), von den Versuchen, die im Rahmen des IGF Vorhabens 20625 N (mit „G-“) durchgeführt wurden. In Kapitel 3.4.5.7 werden die Ergebnisse aus eigenen Versuchen mit denen aus anderen Forschungsvorhaben verglichen. Dabei werden die Versuche nach der folgenden Systematik umbenannt und als vorangestellte Buchstaben die Initialen des jeweiligen Autors verwendet (zum Beispiel CS für Carmen Sandhaas [74]).

G-	SD	16	11	0	2	t2	1
<i>Bezeichner Versuchsserie</i>	<i>Art des VBM (SD = Stabdübel, B = Bolzen)</i>	<i>Durchmesser VBM in [mm]</i>	<i>Anzahl VBM $n_L \times n_H$ (11 = 1 x 1; 25 = 2 x 5)</i>	<i>Kraft-Faser-Winkel α in [°]</i>	<i>Art der Verstärkung (1 = ohne, 2 = mittig, 3 = dicht)</i>	<i>Zusatzeigenschaft (Seitenholz, Holzgüte, Abstände)</i>	<i>Versuch Nr.</i>

Abb. 3.11: Erläuterung zur Bezeichnung der Versuchskörper

Tabelle 3.2: Versuchsmatrix Zugversuche Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen aus [56],[57]

VBM	Ø	Anzahl n_{\perp}	Anzahl n_{\parallel}	α	Verstärkung	Holzgüte	Schlankheit λ	$a_1, a_{3,t}$
Stabdübel	12	1	1	0°	ohne	GL 24h	1,7	1,0
	16			30°	mittig	GL 28h	4,5	
	20			60°	dicht	GL 75h	7	
				90°				
Bolzen	12	1	1	0°	ohne	GL 24h	7	1,0
	16				mittig			
	20							
VBM- Gruppen	12	1	3	0°	mittig	GL 24h	7	1,0
	16	2	5					1,25
	20							1,5

In Tabelle 3.2 sind die bei den eigenen Versuchen untersuchten Parameter zusammengefasst. Den Referenzfall, mit dem alle Versuche verglichen werden können, stellt die Versuchsserie G-SD16 11 0 2 dar. In dieser Serie wurden fünf Versuchskörper mit je zwei Anschlüssen (oben und unten) mit einem einzelnen mittig verstärkten Stabdübel Ø 16 mm geprüft.

Für die anderen Versuchsserien wurde die Art des Verbindungsmittels (Stabdübel, Bolzen, Verbindungsmittelgruppe), der Verbindungsmitteldurchmesser (12 mm, 16 mm, 20 mm), die Anzahl n_{\perp} der Verbindungsmittel senkrecht zur Faserrichtung und n_{\parallel} in Faserrichtung sowie der Kraft-Faser-Winkel α variiert. Der Großteil der Versuche wurde mit einer mittigen Verstärkung (Abstand $0,5 \cdot a_1$ zwischen Verbindungsmittel und Verstärkungsschraube), einige Varianten auch ohne oder mit einer dichten Verstärkung (Verstärkung unmittelbar unterhalb des Verbindungsmittels im Abstand $3 \cdot d_{VGS} = 24$ mm) ausgeführt. Als Standardmaterial kam Brettschichtholz der Güte GL 24h zum Einsatz, einige Tastversuche wurden aus GL 28h beziehungsweise Buchen-FSH (GL 75h) gefertigt. Der Großteil der Versuche hatte eine Verbindungsmittelschlankheit $\lambda (= t/d)$ von mindestens 7 (planmäßig zwei Fließgelenke (FG) pro Scherfuge). Um den Einfluss der Seitenholzdicke t auf die Steifigkeit zu untersuchen, wurden zusätzlich Varianten mit $\lambda \approx 4,5$ (ein FG pro Scherfuge) und $\lambda \approx 1,7$ (reines Lochleibungsversagen) untersucht. Der Einfluss der Verbindungsmittelabstände in Faserrichtung a_1 und zum belasteten Hirnholzende $a_{3,t}$ wurden durch eine stufenweise Erhöhung der Mindestabstände nach Norm [23] um 25 % und 50 % an einer einreihigen Verbindungsmittelgruppe mit fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung und einem Verbindungsmitteldurchmesser von 16 mm erfasst.

3.4.3 Versuchskörpergeometrie

In Abb. 3.12 ist beispielhaft ein Versuchskörper für die Zugversuche mit 1x3 Stabdübeln dargestellt. Alle durchgeführten Zugversuche mit Ausnahme der Versuche mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ wurden mit zwei Anschlüssen pro Versuchskörper ausgeführt (Anschluss „oben“ und Anschluss „unten“). Die symmetrische Ausführung der Versuchskörper liefert bei gleicher Anzahl an Versuchen die doppelte Anzahl an Last-Verformungskurven für die jeweils zu untersuchenden Verbindungen im Vergleich zu einer einseitigen Ausführung. Weiterhin wird die Versuchsdurchführung durch einen vergleichsweise leichten Einbau der Versuchskörper in die Prüfmaschine vereinfacht.

Die Versuchskörper mit einem Kraft-Faser-Winkel von 30° beziehungsweise 60° wurden ebenfalls mit zwei Verbindungen pro Versuchskörper ausgeführt (siehe Abb. 3.13 (a)). Durch die

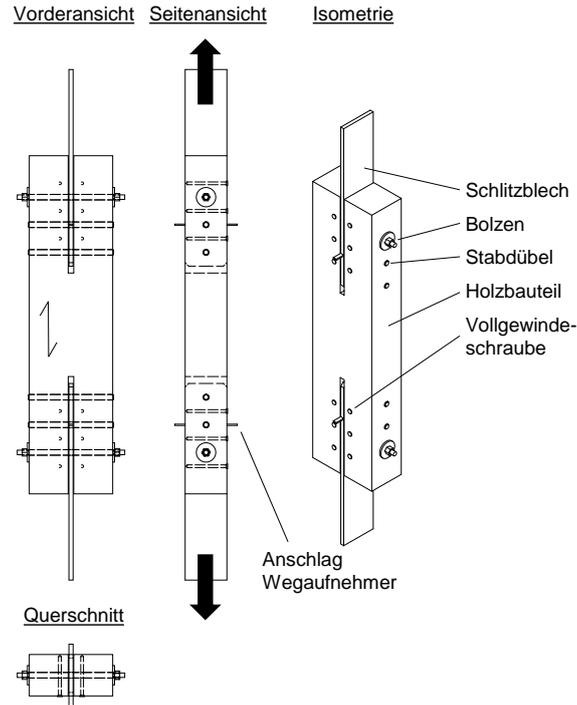
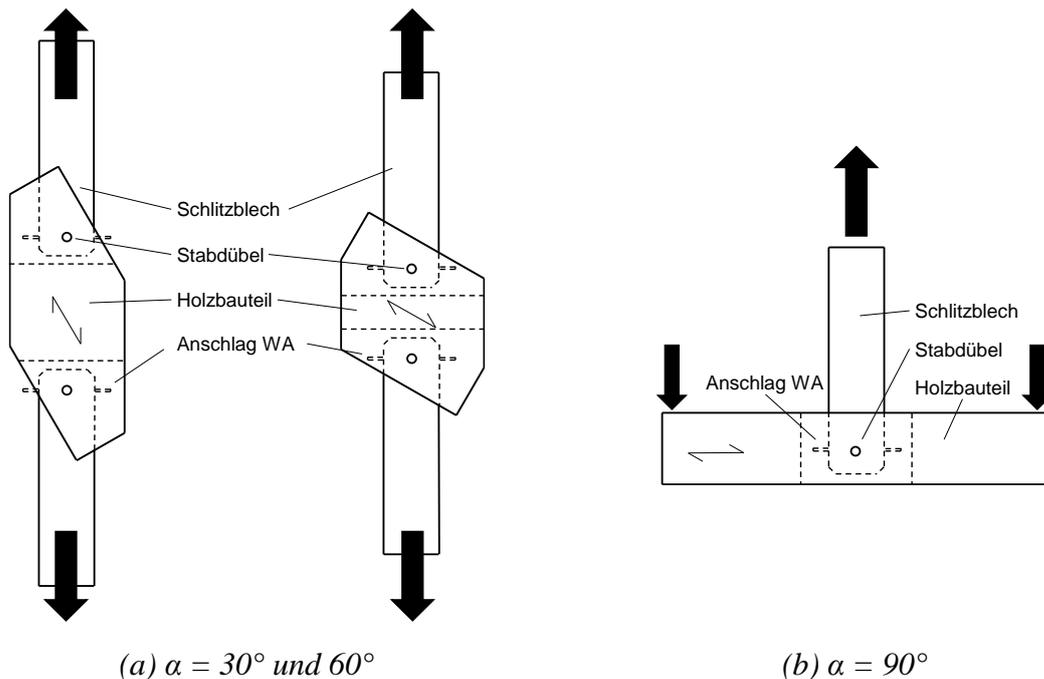


Abb. 3.12: Versuchskörper „Zug parallel zur Faserrichtung“ ($\alpha = 0^\circ$)

gewählte Ausführung können unerwünschte Spannungsanteile aus der Lagerung des Versuchskörpers verhindert werden. Es wurde allerdings in Kauf genommen, dass die Versuche vor dem Erreichen der rechnerischen Maximallast der Verbindung auf Querszug versagen. Die Versuchskörper mit einem Kraft-Faser-Winkel von 90° wurden davon abweichend mit nur einem Anschluss pro Versuchskörper ausgeführt (siehe Abb. 3.13 (b)). Durch die langen Versuchskörper konnte die Einspannung der Versuchskörper in einem relativ großen Abstand zum Verbindungsmittel erfolgen, um die Spannungsanteile aus Lagerung möglichst gering zu halten.



(a) $\alpha = 30^\circ$ und 60°

(b) $\alpha = 90^\circ$

Abb. 3.13: Versuchskörper „Zug unter einem Winkel zur Faserrichtung“

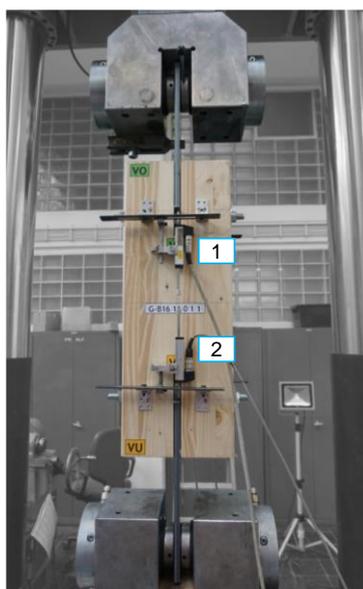
3.4.4 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Die Zugversuche mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ, 30^\circ$ und 60° und einem einzelnen Verbindungsmittel wurden in einer hydraulischen SCHENK Prüfmaschine mit einer Maximallast von 400 kN durchgeführt (siehe Abb. 3.14 (a)). Die Versuche an Verbindungsmittelgruppen wurden aus Platzgründen in einer etwas größeren SCHENK Prüfmaschine mit einer Maximallast von 1.000 kN geprüft. Die Versuche mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ wurden auf einem Nutentisch nach unten abgespannt und mit einem 400 kN Prüfzylinder belastet (siehe Abb. 3.15 (a)).

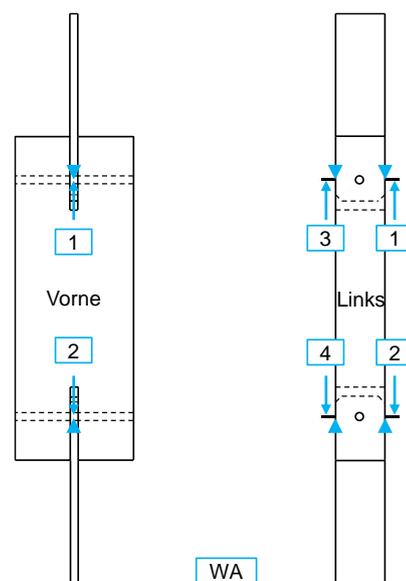
Beim Einbau der Versuchskörper der Zugversuche parallel zur Faserrichtung wurde zuerst das Schlitzblech des oberen Anschlusses ausgerichtet und in den hydraulischen Klemmbacken fixiert. Anschließend wurde das untere Schlitzblech fixiert, wodurch sowohl eine senkrechte Ausrichtung des Versuchskörpers gewährleistet, als auch ein vorhandenes Lochspiel minimiert werden konnte. Die Versuchsdurchführung und die Versuchsauswertung erfolgten analog zu den Vorgaben nach DIN EN 26891 [27]. Die Belastung wurde während des kompletten Versuchs weggesteuert aufgebracht, die Versuchsgeschwindigkeit bis zum Erreichen des plastischen Plateaus wurde stets zu 0,6 mm/min Maschinenweg je geprüftem Anschluss gewählt. Ein Abbruch des Versuchs nach 15 mm Anschlussverformung, wie er nach Norm empfohlen wird, erfolgte in der Regel nicht, um Aussagen über das Verformungsverhalten im plastischen Bereich machen zu können.

Die Last wurde für alle Versuche wie folgt aufgebracht (vgl. auch [27]):

- Konstante, weggesteuerte Belastung bis auf 40 % der erwarteten Maximallast
- Verformung für 30 s halten (Relaxation)
- Konstante, weggesteuert Entlastung bis auf 10 % der erwarteten Maximallast
- Verformung für 30 s halten (Relaxation)
- Konstante, weggesteuerte Belastung bis zum Versagen bzw. bis zum Abbruch

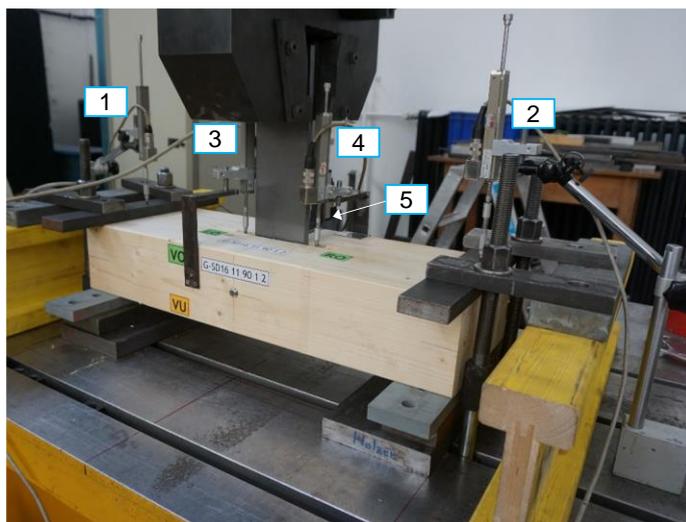


(a) Ansicht Versuchsaufbau

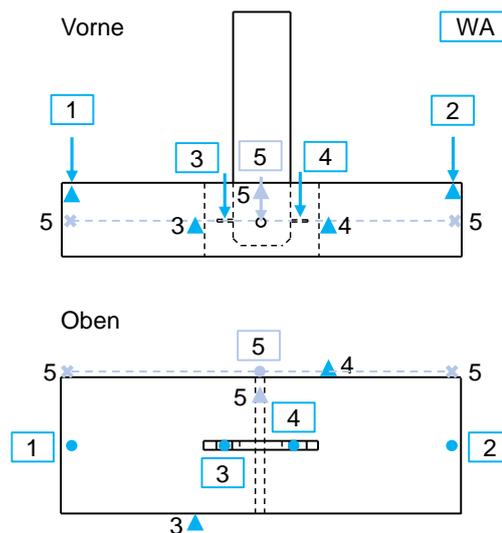


(b) Messtechnik (Standardfall)

Abb. 3.14: Aufbau Versuche „Zug parallel zur Faserrichtung“ ($\alpha = 30^\circ$ und 60° analog)



(a) Ansicht Versuchsaufbau



(b) Messtechnik (Standardfall)

Abb. 3.15: Aufbau Versuche „Zug senkrecht zur Faserrichtung“

Bei den Versuchen mit einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$, 30° oder 60° wurden zur Ermittlung der Anschlussverformung pro Versuchskörper mindestens vier Wegaufnehmer (WA) angebracht. Der Ort und die Orientierung dieser vier Wegaufnehmer können Abb. 3.14 (b) entnommen werden. Pro Anschluss wurden somit jeweils vorne und hinten die Relativverformungen zwischen Holzbauteil und Schlitzblech ermittelt. Die Wegaufnehmer waren dazu auf einer steifen Winkelbrücke montiert, die wiederum per Schrauben mittig in den Seitenhölzern auf Höhe der Mitte der Verbindungsmittelgruppe montiert wurde. Die Wegaufnehmerspitze wurde auf ein fest mit dem Schlitzblech verbundenes Blechstück aufgesetzt. Diese Blechstücke wurden entweder auf Höhe der Mitte der Verbindungsmittelgruppe angeschweißt [56] oder direkt bei der Fertigung der Schlitzbleche per Laserzuschnitt stehen gelassen [57]. Die Halterungen und Anschlagpunkte der Messtechnik können somit als unverformbar angesehen werden.

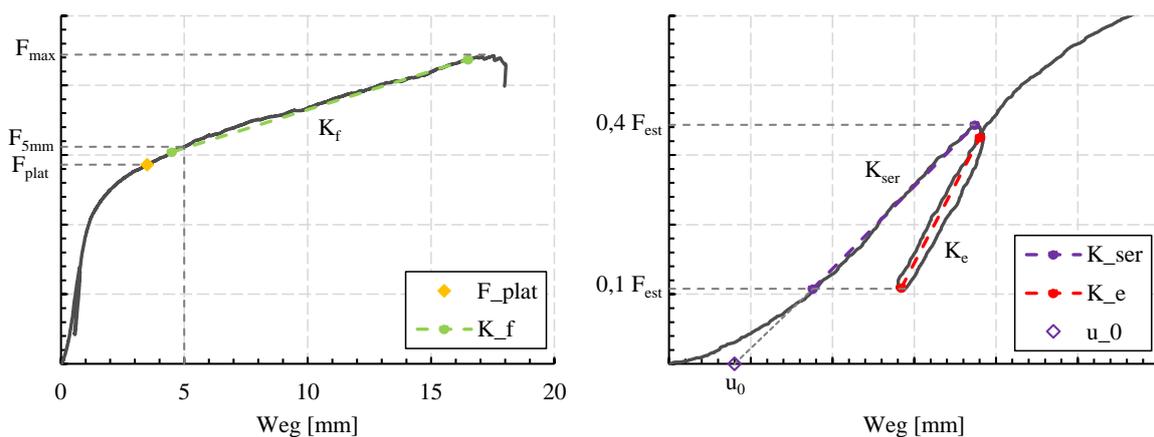
Bei einzelnen Versuchsserien wurden zusätzliche Wegaufnehmer angebracht, um Informationen zum Verformungsverhalten der Holzbauteile zu erhalten. Bei den Versuchen im Rahmen des ZukunftBau Forschungsvorhabens [56] kamen zusätzlich Dehnungsmessstreifen (DMS) im Lochbereich und im ungestörten Bereich des Schlitzblechs zum Einsatz.

Die Versuche mit einer Belastung senkrecht zur Faserrichtung wurden mit insgesamt fünf Wegaufnehmern ausgestattet (siehe Abb. 3.15). Die Wegaufnehmer 1 und 2 zeichneten dabei die Verformung der Versuchskörpereinspannung auf, die Wegaufnehmer 3 und 4 die relative Anschlussverformung zwischen Schlitzblech und Holz. Die Wegaufnehmer wurden dazu zum einen ebenfalls auf einem Blechstück am Schlitzblech aufgesetzt, die Befestigung am Holzbauteil erfolgte für den Wegaufnehmer 3 auf der Vorderseite auf Höhe des Verbindungsmittels nach links versetzt ($\varnothing 12 \text{ mm} + \varnothing 16 \text{ mm}$ um 85 mm , $\varnothing 20 \text{ mm}$ um 120 mm versetzt) und für den Wegaufnehmer 4 entsprechend auf der Rückseite (siehe auch Abb. 3.15). Der Wegaufnehmer 5 zeichnete die Durchbiegung des Versuchskörpers bei Belastung auf.

3.4.5 Ergebnisse der Anschlussversuche

3.4.5.1 Allgemeines

Die Last-Verformungskurven und ermittelten Tragfähigkeiten und Steifigkeiten aller Versuchsserien sind im Anhang A.2 zu finden. Eine ausführliche Beschreibung der Versagensmechanismen und die Auswertung der einzelnen Versuchsserien im Detail können den Forschungsberichten [56],[57] entnommen werden. Nachfolgend sind die wichtigsten Ergebnisse aus den Versuchen an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zusammengefasst. Um einen einheitlichen Gebrauch dieser Begriffe sicherzustellen, sind diese nachfolgend erläutert (siehe Abb. 3.16). Neben der Maximallast F_{\max} wird zusätzlich die Kraft F_{plat} bei Erreichen des plastischen Plateaus beziehungsweise nach dem Ende des Übergangsbereichs gegeben. Die Kraft F_{plat} ermöglicht eine bessere Vergleichbarkeit der Versuche untereinander und mit der nach der Johansen-Theorie vorhergesagten Traglast, vor allem wenn bis Versuchsabbruch kein Versagen des Anschlusses bei weiterer Laststeigerung aufgetreten ist und somit kein echtes F_{\max} vorliegt (zum Beispiel Versuche 90° zur Faserrichtung). Die Anfangsbelastungssteifigkeit K_{ser} und die Wiederbelastungssteifigkeit K_e wurden analog zum Vorgehen nach DIN EN 26891 [27] ermittelt. Die Steifigkeit K_{ser} wird dabei bei Erstbelastung im Bereich zwischen 10 % und 40 % der geschätzten Maximallast F_{est} ermittelt, die Steifigkeit K_e im selben Kraftbereich als Mittelwert aus der Entlastung und der Wiederbelastung. Die Steifigkeit K_{ser} wird dabei bei Erstbelastung im Bereich zwischen 10 % und 40 % der geschätzten Maximallast F_{est} ermittelt, die Steifigkeit K_e im selben Kraftbereich als Mittelwert aus der Entlastung und der Wiederbelastung. Verlängert man die durch die zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} herangezogenen Punkte gebildete Gerade bis zur x-Achse, so ergibt deren Schnittpunkt die plastische Anfangsverschiebung u_0 . Dem linearen Anfangsbereich schließt sich bei ausreichender Duktilität der Verbindung stets ein Übergangsbereich mit abnehmender Steifigkeit an, in dem die Bettungsfläche des Holzes mehr und mehr plastiziert und sich ggf. die Fließgelenke im Verbindungsmittel ausbilden. Am Ende dieses Übergangsbereichs folgt wiederum ein nahezu linearer Bereich, der je nach Anschlusskonfiguration einen fallenden, einen horizontalen oder einen ansteigenden Verlauf aufweisen kann. Dieser zweite lineare Bereich wird in dieser Arbeit auch als plastisches Plateau bezeichnet und dessen Steigung nachfolgend durch die Steifigkeit K_f beschrieben.



(a) Tragfähigkeiten F_{\max} und F_{plat} ,
Reststeifigkeit K_f

(b) Anfangsbelastungssteifigkeit K_{ser} und
Wiederbelastungssteifigkeit K_e

Abb. 3.16: Beispielhafte Ermittlung der untersuchten Kenngrößen

Die in den Tragfähigkeits- und Steifigkeits-Diagrammen zusätzlich zu den Einzelwerten aus den Versuchen gegebenen horizontalen Balken (vgl. beispielsweise Abb. 3.17) stellen jeweils die nach DIN EN 1990 [20] Anhang D auf Basis der Versuchsergebnisse ermittelten 5 %- und den 95 %-Fraktilwerte dar. Dabei geht neben der Streuung der Versuchswerte auch direkt die Anzahl der zugrundeliegenden Versuche in die Berechnung ein.

3.4.5.2 Einfluss von Verstärkungsmaßnahmen mit Vollgewindeschrauben

Die Art und Weise der Verstärkung der Versuche mit Vollgewindeschrauben $\varnothing 8$ mm wurde für die verschiedenen Versuchsserien wie folgt variiert: Ohne Verstärkung (1), mittige Verstärkung (2) im Abstand = $a_1/2$ oder dichte Verstärkung (3) im Abstand = $3 \cdot d_{VGS}$.

Nachfolgend wird der Einfluss der Verstärkungsmaßnahmen auf die Tragfähigkeit und die Steifigkeit ausgewertet. In Abb. 3.17 sind die Ergebnisse grafisch aufbereitet.

Für die Stabdübel $\varnothing 12$ mm lässt sich für den unverstärkten und den mittig verstärkten Fall kein signifikanter Unterschied bei den Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} beobachten. Die Werte der Tragfähigkeit für den mittig verstärkten Fall liegen dabei nahezu komplett im Streubereich des unverstärkten Falls und der im Mittel auftretende leichte Lastabfall kann somit wahrscheinlich mit der Materialstreuung erklärt werden. Da die Versuche nach dem Übergang in den plastischen Bereich keine weitere Steigerung der Traglast aufweisen, sind F_{max} und F_{plat} jeweils nahezu deckungsgleich. Für den dicht verstärkten Fall kommt es durch einen Auflagerungseffekt des Stabdübels auf der Vollgewindeschraube zu einer erneuten Laststeigerung und es werden somit höhere maximale Tragfähigkeiten erreicht (im Mittel ca. 9 % größer als der unverstärkte Fall).

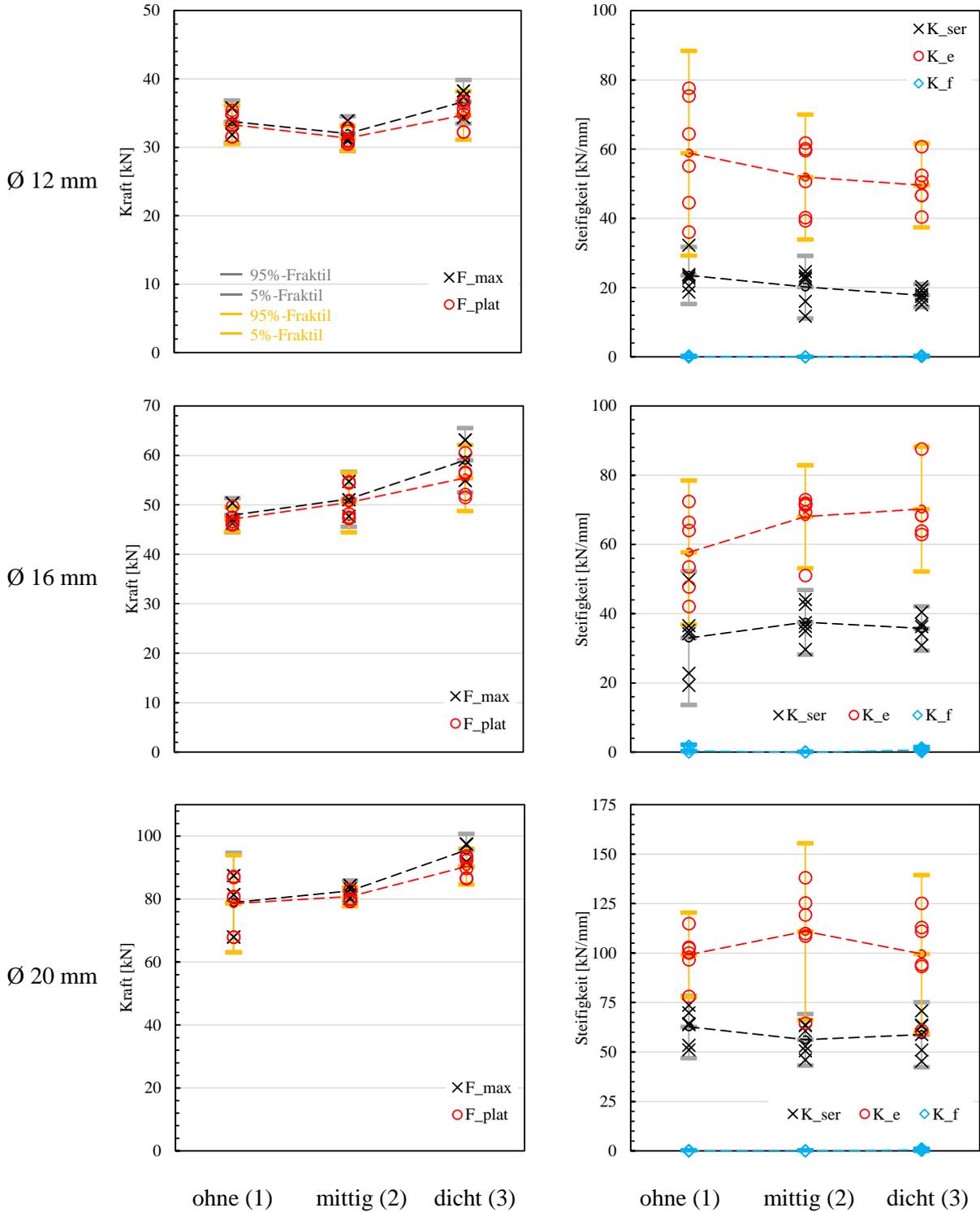
Die Steifigkeiten K_{ser} und K_e nehmen vom unverstärkten zum dicht verstärkten Fall hin ab. Die Streubreiten der Werte sind dabei deutlich größer als bei den ermittelten Tragfähigkeiten. Eine Erklärung für den Rückgang der Steifigkeit könnten Vorschädigungen des Holzbauteils sein, die durch das Einbringen der im Verhältnis zum Verbindungsmitteldurchmesser ($\varnothing 12$ mm) relativ großen Verstärkungsschrauben ($d_{VGS} = 8$ mm) entstehen. Durch die Verdrängung der Holzmatrix kann es beispielsweise zu lokalen Rissen kommen (siehe auch UIBEL (2012) [85]).

Für die Stabdübel $\varnothing 16$ mm lässt sich vom unverstärkten zum dicht verstärkten Fall eine Zunahme der erreichten Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} beobachten. Da die unverstärkten und die mittig verstärkten Versuche nach dem Übergang in den plastischen Bereich keine weitere Steigerung der Traglast aufweisen, sind die beiden Kräfte jeweils nahezu deckungsgleich. Für den dicht verstärkten Fall kommt es durch einen Auflagerungseffekt des Stabdübels auf der Vollgewindeschraube zu einer erneuten Laststeigerung und es werden somit höhere Tragfähigkeiten erreicht (im Mittel ca. 23 % größer als der unverstärkte Fall).

Die Steifigkeiten K_{ser} sind für alle drei Fälle in einer ähnlichen Größenordnung, die Streubreite der Ergebnisse (siehe 5 %- und 95 %-Fraktilwerte) nimmt jedoch vom unverstärkten zum dicht verstärkten Fall hin deutlich ab. Die Steifigkeit K_e zeigt eine leicht ansteigende Tendenz mit zunehmender Verstärkung. Eine eindeutige Tendenz lässt sich für die Steifigkeiten jedoch aufgrund der großen Streuung der Ergebnisse nicht zweifelsfrei feststellen.

Für die Stabdübel $\varnothing 20$ mm lässt sich ebenfalls vom unverstärkten zum dicht verstärkten Fall eine Zunahme der erreichten Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} beobachten. Auch hier weisen die unverstärkten und die mittig verstärkten Versuche nach dem Übergang in den plastischen Bereich keine weitere Steigerung der Traglast auf und die beiden Kräfte sind wiederum nahezu

deckungsgleich. Für den dicht verstärkten Fall kommt es durch einen Auflagerungseffekt des Stabdübels auf der Vollgewindeschraube zu einer Laststeigerung und es werden somit höhere Tragfähigkeiten erreicht (im Mittel ca. 21 % größer als der unverstärkte Fall).



(a) Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} ,

(b) Steifigkeiten K_{ser} , K_e und K_f

Abb. 3.17: Einfluss von Verstärkungsmaßnahmen auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit, (1) ohne Verstärkung, (2) mittige Verstärkung, (3) dichte Verstärkung

Die Steifigkeiten K_{ser} sind für alle drei Fälle in einer ähnlichen Größenordnung, die Streubreite der Ergebnisse zeigt hier ebenfalls keine klar erkennbare Tendenz für die unterschiedlichen Verstärkungsvarianten. Die Steifigkeit K_e weist sowohl für den mittig als auch für den dicht verstärkten Fall jeweils einen stark nach unten abweichenden Wert auf, wodurch die Streubreiten stark beeinflusst werden. Eine eindeutige Tendenz für die Steifigkeiten kann auch hier nicht festgestellt werden.

Fazit

Ein direkter Einfluss der Verstärkungsmaßnahmen auf die Tragfähigkeit kann nur für den dicht verstärkten Fall beobachtet werden. Die Verstärkungsmaßnahmen wirken sich jedoch positiv auf das Versagen und die erreichten Maximalverformungen aus, sodass die verstärkten Verbindungen eine wesentlich größere Duktilität aufweisen als die unverstärkten, vgl. [57]. Ein eindeutiger Einfluss der Verstärkungsmaßnahmen auf die Steifigkeit der Verbindung ist nicht zu erkennen.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

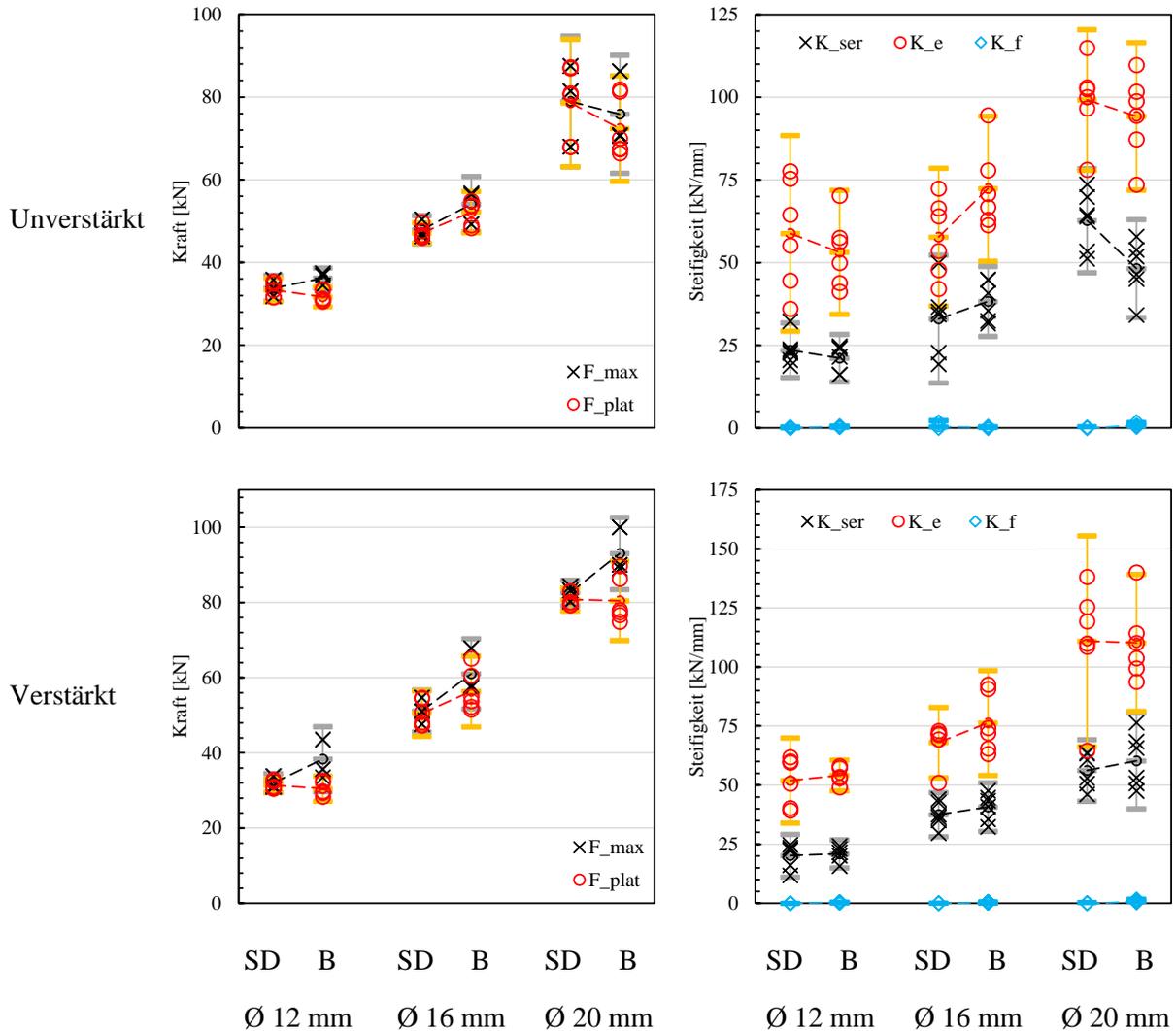
Der Vergleich der nach DIN EN 1995-1-1 berechneten Werte mit den Versuchsergebnissen ist für die Stabdübel- und Bolzenverbindungen in Tabelle 3.3 zusammengefasst (siehe unten).

3.4.5.3 Vergleich Stabdübel und Bolzen

Bei Stabdübeln mit einer glatten Oberfläche können nahezu keine Kräfte in Richtung der Verbindungsmittellängsachse übertragen werden. Für Bolzen dagegen ist durch das Abstützen der Unterlegscheiben auf den Seitenhölzern ein deutlicher Seileffekt zu beobachten. Es kommt daher für die Bolzenverbindungen im Vergleich zu Stabdübelverbindungen mit gleichem Durchmesser zum einen zu einer leicht erhöhten Traglast im Bereich des plastischen Plateaus, zum anderen ist die vorhandene Reststeifigkeit K_f meist positiv, wodurch es zu einer Laststeigerung mit zunehmender Verformung kommt. Im Folgenden wird der Einfluss des Verbindungsmitteltyps auf die Tragfähigkeit und die Steifigkeit vorgestellt. Es werden dazu jeweils unverstärkte und mittig verstärkte Stabdübel und Bolzen des gleichen Durchmessers verglichen.

Für den unverstärkten Fall lässt sich für die Durchmesser $d = 12$ mm und 16 mm ein leichter Anstieg der mittleren Tragfähigkeit für die Bolzen im Vergleich zu den Stabdübeln beobachten ($\varnothing 12$ mm um 7 %, $\varnothing 16$ mm um 13 %). Für den $\varnothing 20$ mm dagegen ist die mittlere Tragfähigkeit der Bolzen um 4 % geringer als die der Stabdübel, jedoch ist dieser Unterschied bei Betrachtung der Streubreite zu vernachlässigen.

Bei den Steifigkeiten K_{ser} und K_e kann für die verschiedenen Durchmesser keine einheitliche Tendenz beobachtet werden. So sinkt die Anfangssteifigkeit K_{ser} des Bolzens für den $\varnothing 12$ mm im Mittel um 10 %, für den $\varnothing 20$ mm sogar um 23 % im Vergleich zum Stabdübel. Für den $\varnothing 16$ mm dagegen steigt K_{ser} um 16 % an. Diese Tendenzen zeigen sich auch in der Wiederbelastungssteifigkeit K_e . Einen möglichen Einflussparameter auf die Steifigkeit stellt die Vorspannung des Bolzens durch das Anziehen der Muttern dar. Diese wurden bei den vorgestellten Versuchen jeweils handfest, ohne ein definiertes Drehmoment angezogen. Durch die Seilwirkung und die Vorspannung wäre ein Ansteigen der Steifigkeit des Bolzens im Vergleich zum Stabdübel zu erwarten (analog $\varnothing 16$ mm), was sich für die $\varnothing 12$ mm und 20 mm jedoch nicht bestätigt. Der Einfluss der Verformung des Verbindungsmittels scheint daher für die anfängliche Anschlusssteifigkeit gering zu sein, der Seileffekt wirkt sich erst mit zunehmender Anschlussverformung auf die Steifigkeit aus.

(a) Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} ,(b) Steifigkeiten K_{ser} , K_e und K_f **Abb. 3.18:** Vergleich Stabdübel (SD) und Bolzen (B)

Für den verstärkten Fall lässt sich für alle Durchmesser ein klarer Anstieg der Maximallast F_{max} für die Bolzen im Vergleich zu den Stabdübeln beobachten ($\varnothing 12$ mm um 17 %, $\varnothing 16$ mm um 19 %, $\varnothing 20$ mm um 13 %). Für die Kraft F_{plat} bei Erreichen des plastischen Plateaus ist für den $\varnothing 12$ mm und $\varnothing 20$ mm kein Unterschied zwischen Stabdübel und Bolzen und für den $\varnothing 16$ mm ein leichter Anstieg zu beobachten. Bei den Steifigkeiten K_{ser} und K_e ist für die verschiedenen Durchmesser tendenziell ein leichter Anstieg zu beobachten. So steigt K_{ser} für den $\varnothing 12$ mm im Mittel um 3 %, für den $\varnothing 16$ mm um 9 % und für den $\varnothing 20$ mm um 7 %. Diese Tendenzen zeigen sich auch in der Wiederbelastungssteifigkeit K_e (außer $\varnothing 20$ mm). Aufgrund der großen Streuung der Ergebnisse kann jedoch kein signifikanter Unterschied zwischen Stabdübeln und Bolzen festgestellt werden.

Fazit

Die Bolzenverbindungen weisen in der Regel höhere Tragfähigkeiten auf als die Stabdübelverbindungen. Eine Ausnahme bildet hierbei die Serie mit unverstärkten Verbindungsmitteln

Ø 20 mm. Der erhöhende Effekt auf die Tragfähigkeit ist dabei bei den verstärkten Verbindungen deutlich größer, da durch die eingebrachten Vollgewindeschrauben ein vorzeitiges Versagen auf Querkzug verhindert wird und sich der Seileffekt im Bolzen voll ausbilden kann.

Bei den Steifigkeiten ist weder für den unverstärkten noch für den verstärkten Fall ein eindeutiger Unterschied zwischen Stabdübeln und Bolzen zu erkennen. Bei den verstärkten Verbindungen zeigt sich ein leichter Anstieg der Steifigkeiten K_{ser} und K_e bei den Bolzen im Vergleich zu den Stabdübeln. Diese Zunahme fällt jedoch im Vergleich zu den auftretenden Streuungen relativ gering aus.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

In Tabelle 3.3 sind die im Versuch ermittelten Anfangssteifigkeiten K_{ser} für unterschiedliche Verstärkungsvarianten (jeweils SD und B) den nach DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 (siehe Kap. 2.3.2) vorhergesagten Steifigkeiten gegenübergestellt. Es ist dabei klar zu erkennen, dass die Verstärkungsmaßnahmen einen geringen Einfluss ohne klare Tendenz haben. Der Einfluss des Durchmessers wird nach Norm jedoch deutlich unterschätzt und somit mit zunehmendem Durchmesser die tatsächlich vorhandene Steifigkeit. Die Bolzen verhalten sich dabei grundsätzlich wie die Stabdübel und es ist kein systematischer Unterschied zwischen den beiden Verbindungsmitteltypen zu erkennen.

Tabelle 3.3: Verhältnis $K_{ser}/K_{ser,EC5}$ für unterschiedliche Verstärkungsmaßnahmen von Anschlüssen mit jeweils einem Stabdübel oder Bolzen

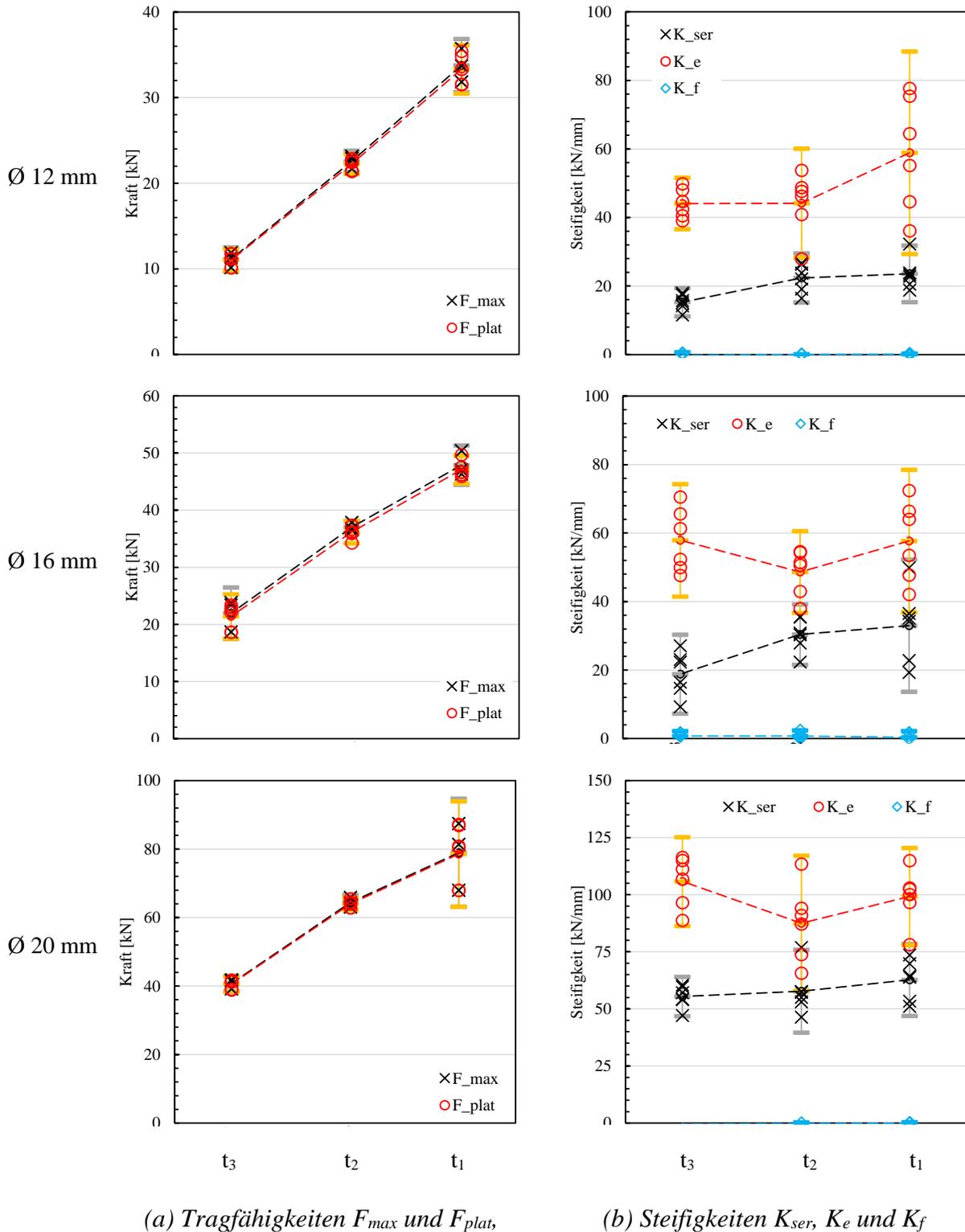
Verstärkung VBM	ohne		mittig		dicht
	SD	B	SD	B	SD
Ø 12 mm	131,1 %	117,6 %	112,3 %	116,5 %	98,9 %
Ø 16 mm	137,7 %	159,9 %	156,7 %	170,1 %	149,3 %
Ø 20 mm	209,5 %	161,0 %	187,8 %	201,5 %	196,5 %

3.4.5.4 Einfluss der Seitenholzdicke t

Um den Einfluss der Seitenholzdicke t auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zu untersuchen, wurde diese und somit auch die Schlankheit λ (t/d) des Verbindungsmittels, wie in Tabelle 3.4 aufgeführt, variiert. Die Seitenholzdicken wurden dabei jeweils so gewählt, dass nach DIN EN 1995-1-1 [23] (mit $f_{u,k} = 490 \text{ N/mm}^2$) bei der Seitenholzdicke t_1 zwei Fließgelenke pro Scherfuge auftreten, bei t_2 ein Fließgelenk pro Scherfuge und bei t_3 ein reines Lochleibungsversagen des Holzquerschnitts. Nachfolgend wird der Einfluss der Seitenholzdicke auf die Tragfähigkeit und die Steifigkeit für die einzelnen Durchmesser vorgestellt. In Abb. 3.19 entspricht der Abstand der Versuchsreihen in x-Richtung dem Verhältnis der Seitenholzdicken, sodass eine lineare Zunahme der Tragfähigkeit im Verhältnis zur Seitenholzdicke im Diagramm als Gerade dargestellt wird.

Tabelle 3.4: Seitenholzdicken t_i und Schlankheiten λ_i der untersuchten VBM-Durchmesser

Serie	t_1 [mm]	λ_1 [-]	t_2 [mm]	λ_2 [-]	t_3 [mm]	λ_3 [-]
Ø 12 mm	82	6,8	52	4,3	19	1,6
Ø 16 mm	112	7	72	4,5	28	1,8
Ø 20 mm	142	7,1	92	4,6	37	1,9



(a) Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} ,

(b) Steifigkeiten K_{ser} , K_e und K_f

Abb. 3.19: Einfluss der Seitenholzdicke t auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit, Werte Seitenholz-dicken und Schlankheiten siehe Tabelle 3.4

Für die Stabdübel Ø 12 mm lässt sich mit zunehmender Seitenholzdicke eine nahezu lineare Zunahme der Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} beobachten. Da die Versuche nach dem Übergang in den plastischen Bereich keine weitere Steigerung der Traglast aufweisen, sind die beiden Kräfte jeweils nahezu deckungsgleich. Dieser in etwa lineare Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Seitenholzdicke ist nach DIN EN 1995-1-1/NA [24] zu erwarten. Die Steifigkeiten

K_{ser} und K_e zeigen mit zunehmender Seitenholzdicke eine minimal ansteigende Tendenz. Diese ansteigende Tendenz weist für die Steifigkeit K_{ser} allerdings lediglich zwischen den Seitenholzdicken t_3 und t_2 eine relevante Größenordnung auf, im Übergang von t_2 zu t_1 lässt sich unter Berücksichtigung der vorhandenen Streubreiten kein Unterschied feststellen. Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e weist für die Seitenholzdicke t_2 einen starken Ausreißer nach unten auf, wodurch der Mittelwert etwas nach unten gedrückt wird, für die Seitenholzdicke t_1 nimmt die Streuung der Ergebnisse stark zu.

Für die Stabdübel \varnothing 16 mm lässt sich mit zunehmender Seitenholzdicke ebenfalls eine nahezu lineare Zunahme der Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} beobachten, die Steigung der Kurve nimmt mit zunehmender Seitenholzdicke lediglich etwas ab. Da die Versuche auch hier nach dem Übergang in den plastischen Bereich keine weitere Steigerung der Traglast aufweisen, sind die beiden Kräfte jeweils nahezu deckungsgleich. Die Steifigkeit K_{ser} zeigt mit zunehmender Seitenholzdicke eine leicht ansteigende Tendenz. Diese ansteigende Tendenz ist wiederum zwischen den Seitenholzdicken t_3 und t_2 größer als zwischen t_2 zu t_1 . Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e zeigt im Gegensatz zu K_{ser} keine eindeutige Tendenz im Verhältnis zur Seitenholzdicke auf.

Für die Stabdübel \varnothing 20 mm lässt sich wie auch beim \varnothing 16 mm ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen Tragfähigkeiten F_{max} beziehungsweise F_{plat} und der Seitenholzdicke t mit einer leicht abfallenden Tendenz der Steigung beobachten. Die Steifigkeit K_{ser} zeigt auch hier mit zunehmender Seitenholzdicke eine leicht ansteigende Tendenz. Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e zeigt einen ähnlichen Verlauf wie bei den Verbindungsmitteln \varnothing 16 mm und auch hier wieder keine eindeutige Tendenz im Verhältnis zur Seitenholzdicke.

Fazit

Die Tragfähigkeit weist, wie nach DIN EN 1995-1-1/NA [24] zu erwarten, eine starke Abhängigkeit von der Seitenholzdicke auf. Mit zunehmender Seitenholzdicke t kommt es zu einem Wechsel der Versagensmodi, was für die untersuchten Fälle zu einer annähernd linear zunehmenden Tragfähigkeit führt. Die Anfangssteifigkeit K_{ser} zeigt mit zunehmender Seitenholzdicke t eine leichte Zunahme, dieser Effekt ist im Vergleich zur Tragfähigkeit jedoch deutlich geringer. Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e zeigt für die untersuchten Durchmesser keinen klaren Zusammenhang mit der Seitenholzdicke.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

In Tabelle 3.5 sind die im Versuch ermittelten Anfangssteifigkeiten K_{ser} für unterschiedliche Seitenholzdicken den nach DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 vorhergesagten Steifigkeiten gegenübergestellt. Es ist dabei klar zu erkennen, dass die Steifigkeit K_{ser} mit abnehmender Seitenholzdicke t ebenfalls abnimmt. Die Abnahme ist dabei zwischen den Dicken t_2 und t_3 stets größer als zwischen den Dicken t_1 und t_2 .

Tabelle 3.5: Verhältnis $K_{ser}/K_{ser,EC5}$ für unterschiedliche Seitenholzdicken t

Seitenholzdicke	t_1	t_2	t_3
\varnothing 12 mm	131,1 %	124,4 %	85,1 %
\varnothing 16 mm	137,7 %	126,9 %	78,6 %
\varnothing 20 mm	209,5 %	192,8 %	185,2 %

3.4.5.5 Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α

Der Kraft-Faser-Winkel α hat aufgrund des anisotropen Materialverhaltens einen großen Einfluss auf die Steifigkeit und die Tragfähigkeit des Holzes. Es wurden daher für die drei untersuchten Stabdübeldurchmesser jeweils unverstärkte und mittig verstärkte Versuche parallel und senkrecht zur Faserrichtung durchgeführt. Für den \varnothing 16 mm wurden zusätzlich unverstärkte und mittig verstärkte Versuchskörper unter einem Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 30^\circ$ und 60° getestet.

Die unverstärkten Versuche senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) weisen aufgrund des sogenannten Einhängeeffekts nach dem Erreichen des plastischen Plateaus alle einen steigenden Verlauf auf. In Abb. 3.20 sind dieses Einhängen und die Umlagerung der Belastung in ungestörte Bereiche deutlich zu erkennen. Einzelne Holzfasern versagen dabei auf Zug in Faserrichtung, wodurch die benachbarten Fasern eine erhöhte Beanspruchung erfahren. Durch die gleichzeitige Erhöhung der Lastausbreitungsfläche stellt sich jedoch wiederum ein stabiles Kräftegleichgewicht ein und die Gesamtlast kann weiter gesteigert werden. Die bei Abbruch des Versuchs oder bei Versagen erreichte Maximallast F_{\max} ist daher für alle Versuche größer als die Kraft F_{plat} bei Erreichen des plastischen Bereichs. Im Vergleich zu einer Belastung parallel zur Faserrichtung sind die ermittelten Maximallasten F_{\max} senkrecht zur Faserrichtung für alle Durchmesser deutlich geringer (\varnothing 12 mm: 30 %, \varnothing 16 mm: 19 %, \varnothing 20 mm: 23 %). Die nach DIN EN 1995-1-1 [23] vorhergesagte Tragfähigkeit F_{est} wird jedoch für beide Belastungsrichtungen und für alle Durchmesser deutlich übertroffen. Die Steifigkeiten K_{ser} und K_e weisen für $\alpha = 90^\circ$ ebenfalls einen deutlichen Abfall im Vergleich zu $\alpha = 0^\circ$ auf. So nimmt K_{ser} für den \varnothing 12 mm um 52 %, für den \varnothing 16 mm um 32 % und für den \varnothing 20 mm um 48 % ab. Die Streuung nimmt mit größerem Kraft-Faser-Winkel ebenfalls deutlich ab, sodass sich die Variationskoeffizienten teilweise mehr als halbieren.

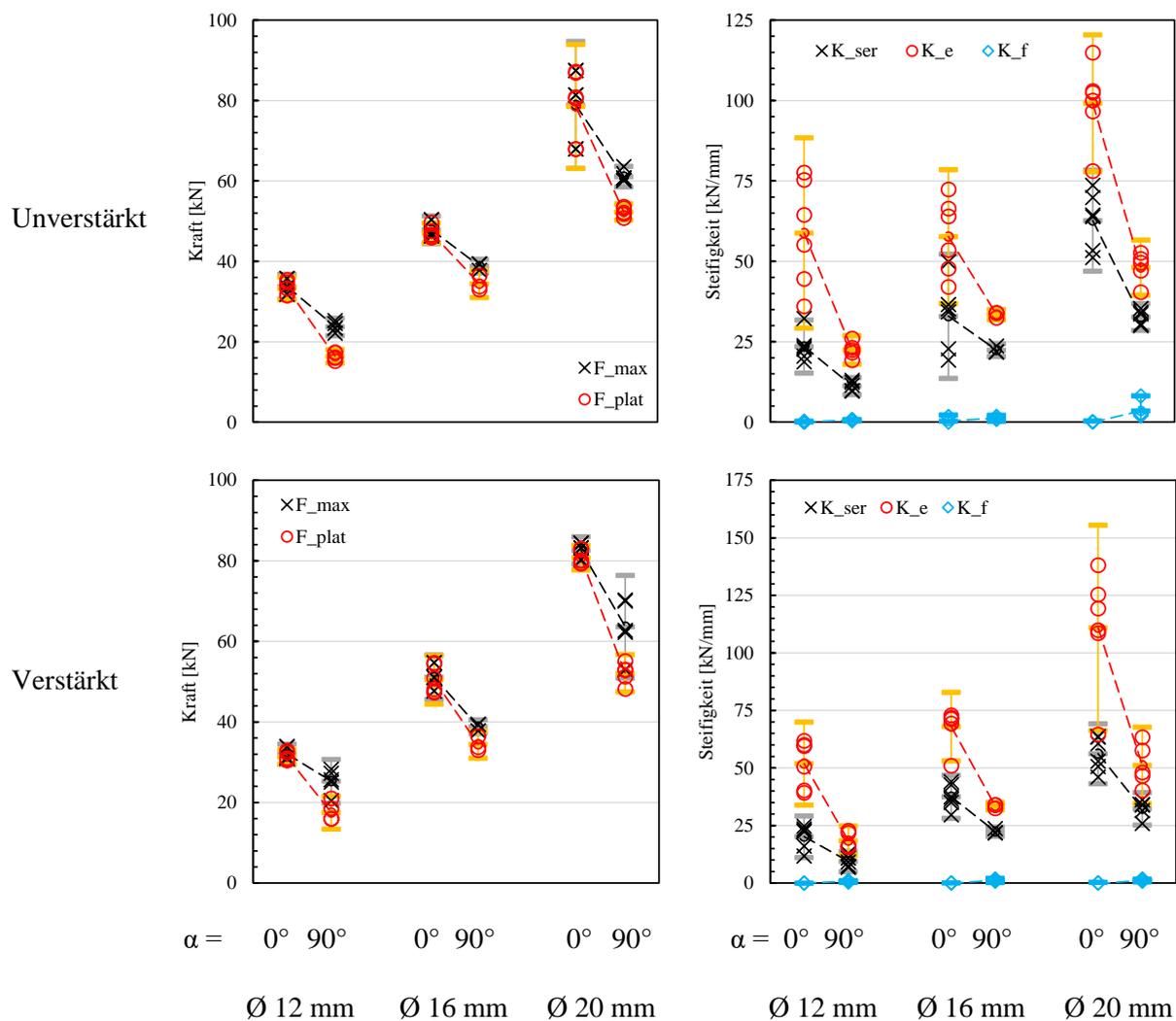
Die mittig verstärkten Versuche senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) weisen, wie auch die unverstärkten Versuche, nach dem Erreichen des plastischen Plateaus alle einen steigenden Verlauf auf. Die Kraft F_{plat} ist daher auch hier für alle Versuche kleiner als die bei Abbruch des Versuchs oder bei Versagen erreichte Maximallast F_{\max} . Im Vergleich zu einer Belastung parallel zur Faserrichtung sind die ermittelten Maximallasten F_{\max} senkrecht zur Faserrichtung wiederum für alle Durchmesser deutlich geringer (\varnothing 12 mm: 21 %, \varnothing 20 mm: 20 %). Die vorhergesagte Tragfähigkeit F_{est} wird jedoch für beide Belastungsrichtungen und für alle Durchmesser deutlich übertroffen.



(a) Schnitt längs zum VBM

(b) Schnitt senkrecht zum VBM

Abb. 3.20: Aufgesägter Versuchskörper SD16 11 90 2 1 [48], Stabdübel \varnothing 16 mm, Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$), mittig verstärkt

(a) Tragfähigkeiten F_{max} und F_{plat} ,(b) Steifigkeiten K_{ser} , K_e und K_f **Abb. 3.21:** Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit

Die Steifigkeiten K_{ser} und K_e weisen für $\alpha = 90^\circ$ ebenfalls einen deutlichen Abfall im Vergleich zu $\alpha = 0^\circ$ auf. So nimmt K_{ser} für den \varnothing 12 mm um 54 % und für den \varnothing 20 mm um 43 % ab. Für die verstärkten Versuche tritt eine deutliche Abnahme der Streuung, wie sie bei den unverstärkten Versuchen zu beobachten ist, jedoch nicht auf.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

In Tabelle 3.6 sind die im Versuch ermittelten Anfangssteifigkeiten K_{ser} für die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$ und 90° den nach DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 vorhergesagten Steifigkeiten gegenübergestellt. Es ist dabei klar zu erkennen, dass die Steifigkeit K_{ser} für den Winkel $\alpha = 90^\circ$ stets deutlich geringer als für einen Winkel $\alpha = 0^\circ$ ist. Für die Durchmesser $d = 12$ mm und 20 mm beträgt dieser Unterschied ca. 50 %, beim Durchmesser $d = 16$ mm ca. 30 %. Die unverstärkte Serie \varnothing 16 mm parallel zur Faserrichtung fällt dabei jedoch durch zwei große Ausreißer nach unten auf, wodurch der Mittelwert der Steifigkeit nach unten gezogen wird. Eine Abminderung der rechnerischen Steifigkeit für eine Belastung senkrecht zur Faserrichtung um ca. 50 % erscheint daher für alle Durchmesser als angemessen.

Tabelle 3.6: Verhältnis $K_{ser}/K_{ser,EC5}$ für die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$ und 90°

Kraft-Faser-Winkel α	0°		90°	
	ohne	mittig	ohne	mittig
\varnothing 12 mm	131,1 %	112,3 %	62,7 %	52,6 %
\varnothing 16 mm	137,7 %	156,7 %	93,7 %	-
\varnothing 20 mm	209,5 %	187,8 %	109,3 %	107,9 %

Sowohl für die Tragfähigkeit als auch für die Steifigkeit besteht ein nichtlinearer Zusammenhang mit dem Kraft-Faser-Winkel α . Um den Zusammenhang der Belastungsrichtung und der Anschlusssteifigkeit abschätzen zu können, wurden daher neben den Versuchen parallel und senkrecht zur Faserrichtung auch die Winkel $\alpha = 30^\circ$ und 60° untersucht. Die Versuchsergebnisse sind nachfolgend zusammengefasst, wobei der Vergleich der ermittelten Tragfähigkeiten in Abb. 3.22 nur bedingt aussagekräftig ist. Die Tragfähigkeiten F_{max} stellen für die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 30^\circ$ und 60° , vor allem für den unverstärkten Fall, nicht die maximal erreichbare Tragfähigkeit des Anschlusses dar, sondern sind stark durch die Querkzugtragfähigkeit des Holz-

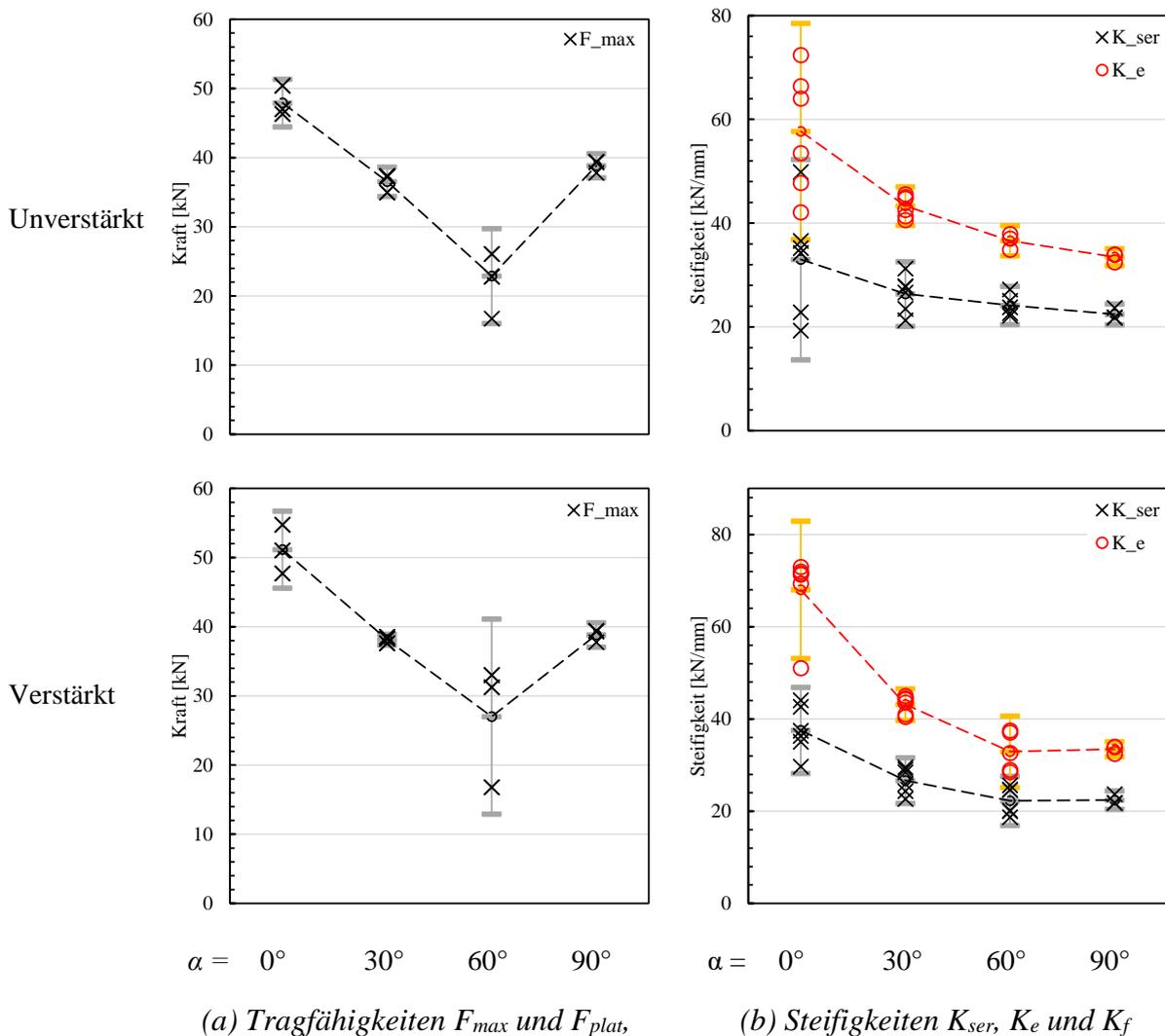


Abb. 3.22: Einfluss des Kraft-Faser-Winkels α auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel \varnothing 16 mm

querschnitts beschränkt. Die Steifigkeiten dagegen konnten für alle Versuche ohne Einschränkungen ermittelt werden, da ein Querkzugversagen stets erst deutlich nach dem Bereich der Hystereseschleife auftrat. Die Streuung der ermittelten Steifigkeiten nimmt ebenso wie die Steifigkeiten K_{ser} und K_e mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel α ab. Die Verstärkung der Anschlüsse mit Vollgewindeschrauben führt lediglich für den Winkel $\alpha = 60^\circ$ zu einer leicht erhöhten Tragfähigkeit beziehungsweise dazu, dass zwei Anschlüsse das plastische Plateau nahezu erreichen. Ein signifikanter Einfluss auf die Steifigkeit hingegen kann nicht festgestellt werden, jedoch nimmt die Streuung für den Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ$ für den verstärkten Fall deutlich ab.

Fazit

Der Kraft-Faser-Winkel hat einen großen Einfluss auf die Steifigkeit von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen. So halbiert sich die Steifigkeit bei einer Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) im Vergleich zu einer Belastung parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$). Dieser Effekt wurde bereits bei anderen Untersuchungen festgestellt, findet derzeit in den Regelungen der DIN EN 1995-1-1 [23] jedoch keinerlei Berücksichtigung. In der neuen Generation des EURO-CODE 5 sollten daher Regelungen aufgenommen werden, die die Richtung der Einwirkung bei der Ermittlung der Steifigkeit berücksichtigen, wie beispielsweise bereits in der schweizerischen Holzbaunorm SIA 265 [83] geschehen.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

In Tab. 3.7 sind die im Versuch ermittelten Anfangssteifigkeiten K_{ser} für die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ und 90° den nach DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 vorhergesagten Steifigkeiten gegenübergestellt. Dabei ist klar zu erkennen, dass die Steifigkeit K_{ser} mit zunehmendem Winkel α abnimmt. Die Abnahme der Steifigkeit ist zwischen 0° und 30° am größten und nimmt bis 90° immer mehr ab. Für die ausgewerteten Versuche hat sich eine Näherung mit Hilfe einer an die Hankinson-Gleichung angelehnten Funktion mit dem Exponenten 1,6 statt 2 als gute Näherung erwiesen (siehe auch Kapitel 5.2.4). Die Verstärkung der Anschlüsse hat nur einen geringen Einfluss auf die Steifigkeit.

Tabelle 3.7: Verhältnis $K_{ser}/K_{ser,EC5}$ für die Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ und 90°

Kraft-Faser-Winkel α	0°	30°	60°	90°
unverstärkt	137,7 %	110,1 %	100,9 %	93,7 %
mittig verstärkt	156,7 %	111,3 %	93,1 %	-

3.4.5.6 Einfluss der Anzahl an Verbindungsmitteln

Für die untersuchten Verbindungsmitteldurchmesser $d = 12 \text{ mm}$, 16 mm und 20 mm wurden jeweils Versuche mit einem, drei und fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander durchgeführt, um den Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel quantifizieren zu können. Für den $\varnothing 16 \text{ mm}$ wurden zusätzlich Versuche mit zwei Reihen mit jeweils drei Verbindungsmittel in Faserrichtung hintereinander geprüft, um eine erste Aussage zum Effekt einer Anordnung mehrerer Verbindungsmittelreihen senkrecht zur Faserrichtung treffen zu können. In Abb. 3.23 sind beispielhaft die Last-Verformungskurven von unterschiedlichen Verbindungsmittelgruppen $\varnothing 16 \text{ mm}$ gegeben. Die Versuchskurven sind dabei grau dargestellt, die Mittelwertkurven jeweils farbig. Man erkennt, dass mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln die maximal erreichten Anschlussverformungen abnehmen, da die Holzmatrix immer stärker ausgenutzt wird. Dies zeigt sich auch an einem immer stärkeren Abfall der Kurve im plastischen Bereich mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln.

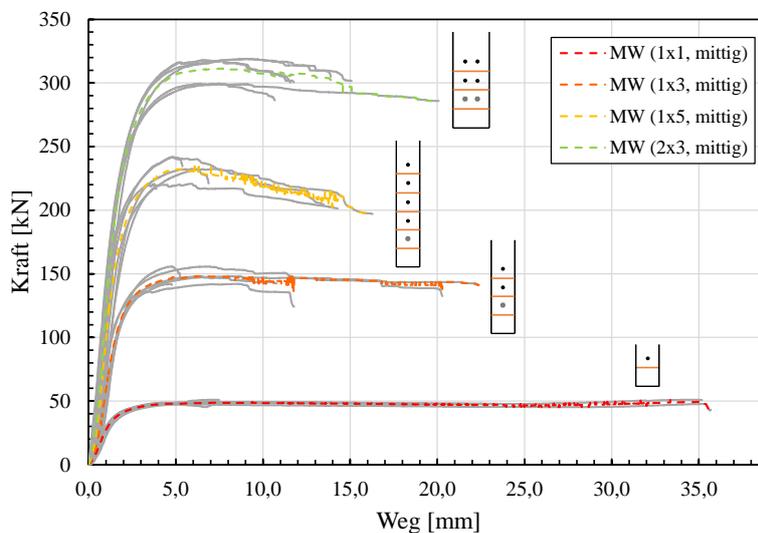


Abb. 3.23: Lastverformungs-Kurven von Versuchen an verstärkten Verbindungsmittelgruppen für den Stabdübel $\varnothing 16 \text{ mm}$, Einzelversuche (grau) und Mittelwerte (farbig)

In Abb. 3.24 sind die einzelnen Versuchsserien analog zur Verbindungsmittelanzahl auf der x-Achse angeordnet, sodass eine lineare Zunahme der Tragfähigkeit und Steifigkeit zu einer Geraden im Diagramm führt. Die ideal-proportionalen Kurven bezogen auf die Steifigkeit und Tragfähigkeit eines einzelnen Verbindungsmittels sind dabei jeweils als durchgezogene, die tatsächlichen Mittelwertkurven als gestrichelte Linie dargestellt.

Für den Durchmesser $d = 12 \text{ mm}$ ergibt sich ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Tragfähigkeit F_{\max} . Die ermittelte Tragfähigkeit für die Verbindungsmittelgruppen liegt ca. 10 % unter der ideal-proportionalen Kurve aus den versuchs-basierten Werten der Einzelverbindungsmittel. Die Versuche liegen dennoch allesamt über den charakteristischen Werten nach DIN EN 1995-1-1 [23]. Bei den Steifigkeiten ist trotz einer Verstärkung der Versuche mit Vollgewindeschrauben eine Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel um 27 % bei drei Verbindungsmitteln und um 20 % bei fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander im Vergleich zum einzelnen Verbindungsmittel zu beobachten. Die Streuung ist mit einem Variationskoeffizienten von 13,7 % beziehungsweise 16,0 % für die Verbindungsmittelgruppen etwas geringer als die der einzelnen Verbindungsmittel (SD 25,3 %, B 15,7 %).

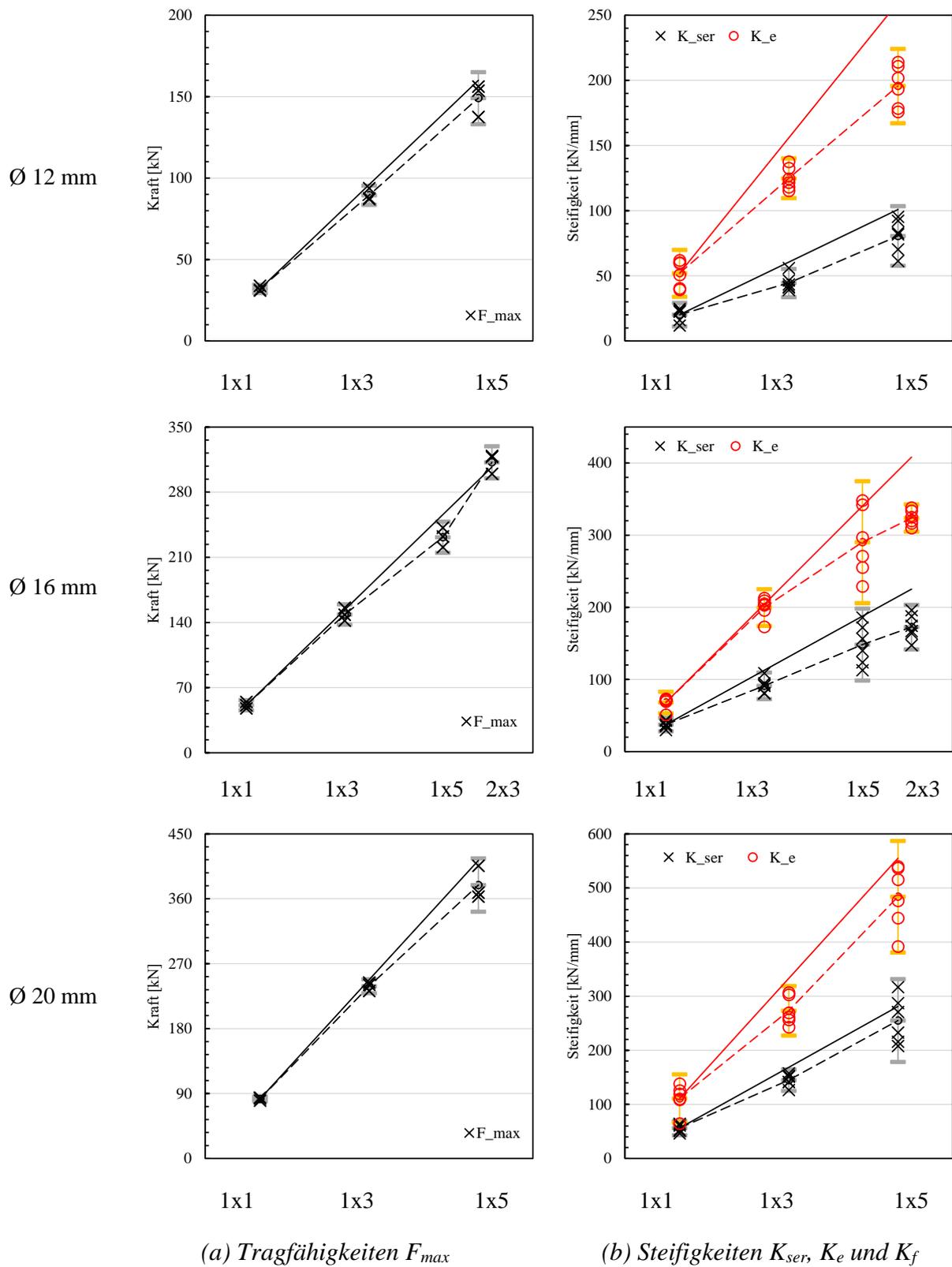


Abb. 3.24: Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Tragfähigkeit und Steifigkeit der Verbindungsmittelgruppe, gestrichelt = MW, durchgezogen = n-Einzel-VBM

Für den Durchmesser $d = 16$ mm liegen die Maximallasten F_{\max} für die Verbindungsmittelgruppen mit drei und mit fünf Verbindungsmitteln ebenfalls ca. 10 % unter der ideal-proportionalen Kurve aus den versuchsbasierten Werten der Einzelverbindungsmittel. Die Gruppen mit zwei Reihen à drei Verbindungsmitteln dagegen liegt mit nur 4,5 % Unterschreitung deutlich näher an der ideal-proportionalen Kurve. Dies lässt sich zum Teil mit dem Verteilen der Verbindungsmittel auf ein größeres Holzvolumen und somit auf geringere lokale Querkraftkräfte zurückführen. Die Versuche liegen auch hier allesamt über den charakteristischen Werten (mit nominellen Werten) nach DIN EN 1995-1-1 [23]. Bei den Steifigkeiten ist trotz einer Verstärkung der Versuche mit Vollgewindeschrauben eine Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel um 21 % bei drei Verbindungsmitteln, um 22 % bei fünf Verbindungsmitteln und um 25 % bei zwei Reihen à drei Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander im Vergleich zum einzelnen Verbindungsmittel zu beobachten. Die bei der Tragfähigkeit beobachtete positive Auswirkung einer zweireihigen Anordnung lässt sich bei der Steifigkeit somit nicht feststellen. Die Streuung ist mit einem Variationskoeffizienten von 11,4 % (1x3), 19,0 % (1x5) und 10,1 % (2x3) für die Verbindungsmittelgruppen ähnlich der der einzelnen Verbindungsmittel (SD 14,0 %, B 14,3 %).

Für den Durchmesser $d = 20$ mm ergibt sich ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Tragfähigkeit F_{\max} . Die ermittelte Tragfähigkeit für die Verbindungsmittelgruppen liegt, wie auch beim $\varnothing 12$ mm, ca. 10 % unter der ideal-proportionalen Kurve aus den versuchsbasierten Werten der Einzelverbindungsmittel. Die Versuche liegen allesamt über den charakteristischen Werten nach DIN EN 1995-1-1 [23].

Bei den Steifigkeiten ist trotz einer Verstärkung der Versuche mit Vollgewindeschrauben eine Abnahme der Werte um 16 % bei drei Verbindungsmitteln und um 10 % bei fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander im Vergleich zum einzelnen Verbindungsmittel zu beobachten. Die Streuung ist mit einem Variationskoeffizienten von 7,7 % beziehungsweise 16,9 % für die Verbindungsmittelgruppen ähnlich der der einzelnen Verbindungsmittel (SD 13,1 %, B 19,1 %).

In Tabelle 3.8 ist die Maximallast F_{\max} pro Verbindungsmittel bezogen auf die Maximallast aus Versuchen mit einem mittig verstärkten Stabdübel zusammengefasst. Für die Verbindungsmittelgruppen fällt die Maximallast F_{\max} pro Verbindungsmittel stets geringer aus als die Maximallast, die aus Versuchen mit einem einzelnen Verbindungsmittel ermittelt wurde. Die Maximallast nimmt dabei mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmittel nicht weiter ab, sondern liegt für alle untersuchten Durchmesser pauschal ca. 10 % unter der Maximallast des Einzelverbindungsmittels. Nach DIN EN 1995-1-1 [23] sollte bei verstärkten Verbindungsmittelgruppen kein Gruppeneffekt auftreten, da die Werte allerdings allesamt über der charakteristischen Tragfähigkeit nach Norm liegen, kann dieser vernachlässigt werden.

Tabelle 3.8: Maximallast F_{\max} pro Verbindungsmittel bezogen auf einen einzelnen, mittig verstärkten Stabdübel, SD = Stabdübel, B = Bolzen

VBM	SD	B	1x3	1x5	2x3
$\varnothing 12$ mm	100,0 %	117,3 %	88,1 %	90,0 %	-
$\varnothing 16$ mm	100,0 %	119,4 %	91,0 %	87,2 %	95,5 %
$\varnothing 20$ mm	100,0 %	112,7 %	92,5 %	89,5 %	-

Tabelle 3.9: Steifigkeit K_{ser} pro Verbindungsmittel bezogen auf K_{ser} eines einzelnen, mittig verstärkten Stabdübels, SD = Stabdübel, B = Bolzen

VBM	SD	B	1x3	1x5	2x3
Ø 12 mm	100,0 %	103,7 %	72,6 %	79,3 %	-
Ø 16 mm	100,0 %	108,5 %	78,8 %	77,7 %	74,5 %
Ø 20 mm	100,0 %	107,3 %	84,0 %	89,5 %	-

In Tabelle 3.9 sind die Steifigkeiten K_{ser} pro Verbindungsmittel bezogen auf K_{ser} eines mittig verstärkten Stabdübels zusammengefasst. Für die Verbindungsmittelgruppen fällt die Steifigkeit K_{ser} pro Verbindungsmittel stets geringer aus als die Steifigkeit, die aus Versuchen mit einem einzelnen Verbindungsmittel ermittelt wurde. Die Steifigkeit nimmt dabei mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln nicht weiter ab, sondern liegt für alle untersuchten Durchmesser pauschal ca. 20 – 25 % unter der Steifigkeit eines einzelnen Verbindungsmittels. Mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser fällt diese Abnahme der Steifigkeit leicht geringer aus, was eventuell auf ein im Verhältnis zum Durchmesser abnehmendes Lochspiel zurückzuführen ist (Löcher im Schlitzblech für alle Durchmesser 1 mm größer als der Verbindungsmitteldurchmesser).

Fazit

Die untersuchten Verbindungsmittelgruppen zeigen sowohl bei der Tragfähigkeit als auch bei der Steifigkeit eine Abnahme der Werte pro Verbindungsmittel im Vergleich zu Versuchen mit einem Einzelverbindungsmittel. Die Verringerung der Tragfähigkeit um ca. 10 % kann dabei vernachlässigt werden, da alle Versuche dennoch die charakteristische Tragfähigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [23] übertreffen. Der Gruppeneffekt bei der Steifigkeit K_{ser} ist derzeit in der Norm nicht geregelt und sollte daher in Zukunft eine Berücksichtigung finden. Eine pauschale Abminderung der Steifigkeit für Verbindungsmittelgruppen (zum Beispiel mit dem Faktor 0,8) scheint als erster Ansatz eine gute Näherung zu sein.

Vergleich Versuche und DIN EN 1995-1-1

In Tabelle 3.10 sind die im Versuch ermittelten Anfangssteifigkeiten K_{ser} für eine unterschiedliche Anzahl an Verbindungsmitteln den nach DIN EN 1995-1-1 [23] Tab. 7.1 vorhergesagten Steifigkeiten gegenübergestellt. Es ist auch hier zu erkennen, dass der Einfluss des Durchmessers systematisch unterschätzt wird. Die Versuche mit Verbindungsmittelgruppen weisen stets deutlich geringere Steifigkeiten pro Verbindungsmittel auf als die Versuche mit einem Einzelverbindungsmittel, wobei die Abnahme der Steifigkeit mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln zu stagnieren scheint.

Tabelle 3.10: Verhältnis $K_{ser}/K_{ser,EC5}$ für eine unterschiedliche Anzahl an Verbindungsmitteln

VBM	SD	B	1x3	1x5	2x3
Ø 12 mm	112,3 %	116,5 %	82,6 %	89,8 %	-
Ø 16 mm	156,7 %	170,1 %	127,1 %	123,9 %	120,1 %
Ø 20 mm	187,8 %	201,5 %	161,5 %	170,4 %	-

3.4.5.7 Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers und Vergleich mit externen Daten

Um den Stichprobenumfang insgesamt zu erhöhen, wurden neben den eigenen Versuchen auch die Ergebnisse anderer Forschungsvorhaben ausgewertet und in einer Datenbank gesammelt. In Abb. 3.25 sind die Anschlusssteifigkeiten K_{ser} aller in der Datenbank erfassten Einzelverbindungsmitel zusammengefasst. Die eigenen Ergebnisse sind dabei grau dargestellt (JG, JG ZB), die Versuchsergebnisse von SANDHAAS (2012) [74] (CS), von BRÜHL (2020) [11] (FB) und von BEJTKA (2005) [3] (IB, nur Mittelwerte) in blau. Es ist insgesamt eine äußerst große Streuung der Versuchswerte für die einzelnen Verbindungsmitteldurchmesser zu beobachten. So variiert die Steifigkeit für die einzelnen Durchmesser teilweise um den Faktor 5. Die Ergebnisse aus anderen Versuchen liegen jedoch stets innerhalb der Streubreite der Steifigkeiten aus eigenen Versuchen. Es zeigt sich somit eine gute Übereinstimmung der eigenen Versuchswerte mit den Werten aus Literatur. Im Mittel ist über alle Versuchsergebnisse eine deutliche Zunahme der Anfangssteifigkeit mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser zu beobachten.

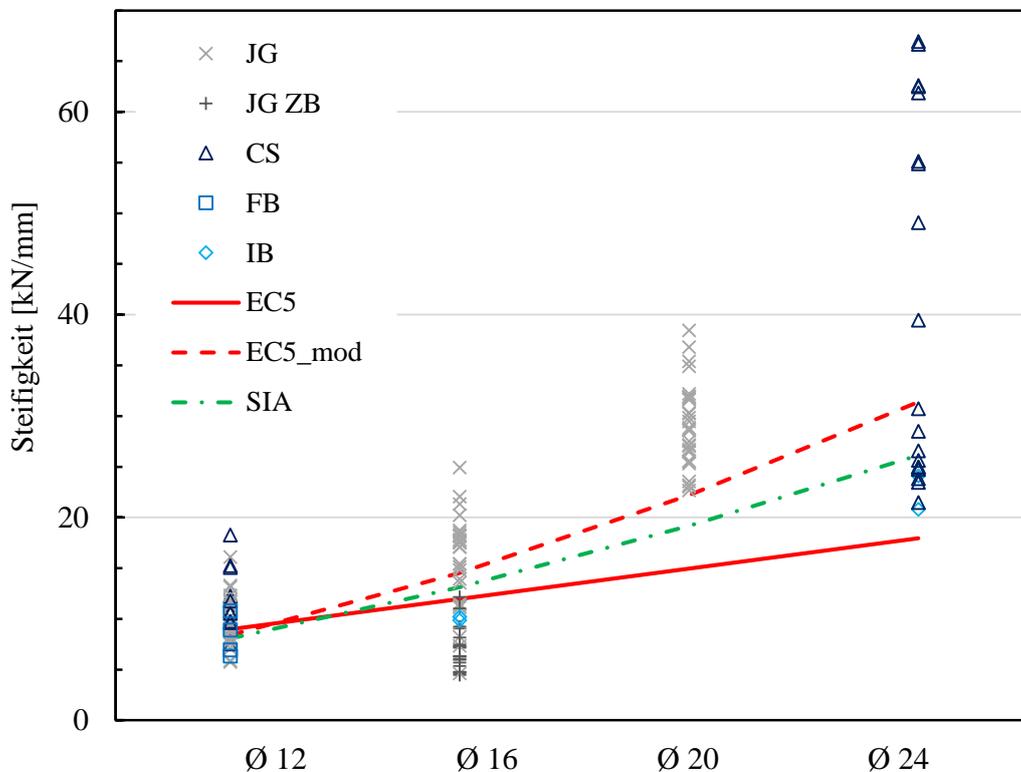


Abb. 3.25: Vergleich der Anfangssteifigkeiten K_{ser} für unterschiedliche Durchmesser und Versuchsserien: JG [57], JG ZB [56], CS [74], FB [11], IB [3], EC5: Gl. (2-9), EC5_mod: Gl. (3-1), SIA: Gl. (2-11)

Vergleicht man die experimentellen Steifigkeiten mit den rechnerischen Werten nach EUROCODE 5 [23] und SIA 265 [83] (rote und grüne Linie in Abb. 3.25, Verwendung nomineller Rohdichten), liegen die Werte nach Norm tendenziell im unteren Drittel der Versuchswerte. Nach SIA 265 wird eine überproportionale Zunahme der Steifigkeit mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser durch den Exponenten 1,7 berücksichtigt, wodurch sich eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem Verlauf der experimentellen Werte ergibt als für die Vorhersage nach EUROCODE 5. Erweitert man die Formel nach EUROCODE 5 (siehe Gl. (2-9)) um den Exponenten 1,9 für den Durchmesser (entspricht in etwa $\pi \cdot r^2$) und erhöht den Teiler um den Faktor 10, ergibt sich die Gl. (3-1). Die zugehörige Kurve (EC5_mod) ist in Abb. 3.25 rot

gestrichelt dargestellt. Für die modifizierte Gleichung ergibt sich für einen zunehmenden Verbindungsmitteldurchmesser eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Die experimentellen Ergebnisse aus den Anschlussversuchen legen somit nahe, dass der Verbindungsmitteldurchmesser einen deutlich überproportionalen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit hat.

$$K_{\text{ser,EC5,mod}} = 2 \cdot \rho_m^{1,5} \cdot d^{1,9} / 230 \text{ in [N/mm]} \quad (3-1)$$

mit: ρ_m Mittlere Rohdichte in [kg/m³]
 d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Um die Formel zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} letztlich optimal an die Versuchsergebnisse anzupassen, sollte in einem ersten Schritt der Stichprobenumfang für alle Verbindungsmitteldurchmesser deutlich erweitert werden. Anschließend muss geklärt werden, welche Steifigkeit durch K_{ser} beschrieben werden soll. Aufgrund der gewaltigen Streubreite der Ergebnisse muss zwingend zwischen Mittelwerten und Fraktilwerten unterschieden werden. Im besten Fall sind in der Norm neben den Mittelwerten auch die maximal und minimal zu erwartenden Steifigkeiten der Verbindungen gegeben.

3.4.6 Auswertung der 3D-CT-Scans

Um die Auswirkung der materiellen und geometrischen Imperfektionen der Holzbauteile auf das Last-Verformungsverhalten der Versuche genauer zu analysieren und die auftretenden Streuungen der Messergebnisse besser erklären zu können, wurden 30 Holzbauteile vor dem Zusammenbau der Versuchskörper mit Hilfe der 3D Röntgen-Computertomographie (3D-CT) gescannt. Pro Holzbauteil wurden dabei zwei Scans (oben und unten) durchgeführt, sodass für insgesamt 60 Anschlüsse detaillierte Informationen zum Aufbau des Holzes und der tatsächlichen Geometrie vorlagen. In Abb. 3.26 sind beispielhaft drei 2D-Schnitte durch einen Versuchskörper aus GL 24h dargestellt. Man kann deutlich die vorhandenen Äste, eine Keilzinkung (A-A) und den Verlauf der Jahrringebenen der einzelnen Lamellen (B-B) erkennen.

Für die Scans erfolgte in Form einer Datenbank im Rahmen einer Abschlussarbeit [71] eine systematische Dokumentation von Parametern, wie zum Beispiel die Anzahl, die Größe und die Lage von Ästen, von Rissen und von Markröhren, die Faserneigung und den Jahrringabstand. Detaillierte Informationen zur Systematik der Auswertung der Scans und die Gegenüberstellung der einzelnen Fehlstellen und der Anschlusssteifigkeiten können auch [57] entnommen werden. Nachfolgend sind die wichtigsten Erkenntnisse kurz zusammengefasst.

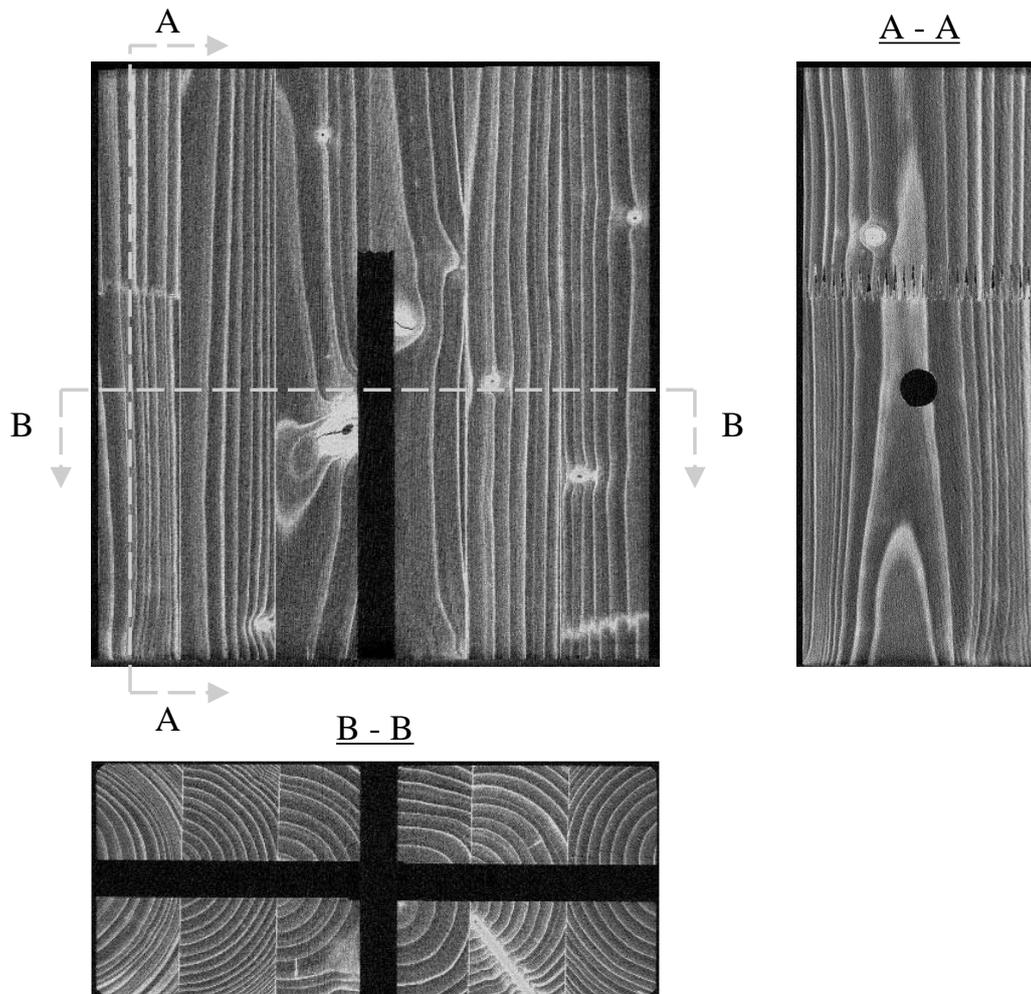


Abb. 3.26: Beispiel 3D-CT-Scan eines Anschlusses aus GL 24h

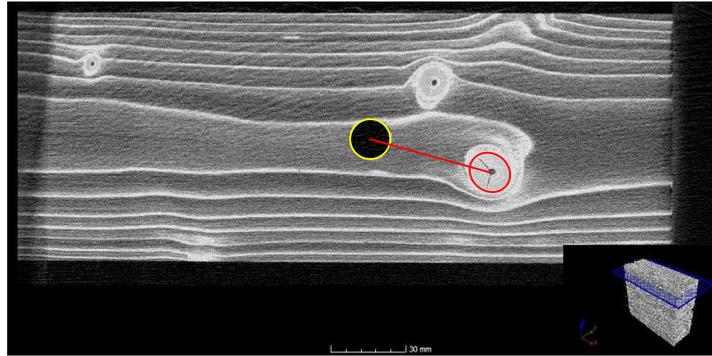


Abb. 3.27: Beispiel Lage eines Astes im Seitenholz

Trotz der detaillierten Erfassung ist eine genaue Quantifizierung des Einflusses der jeweiligen Fehlstellen aufgrund der großen Streuung der Steifigkeitswerte und die Überlagerung verschiedener Imperfektionen nur schwer möglich. Für die Äste zeigte sich beispielsweise, dass die Lage des Astes für die Anschlusssteifigkeit eine deutlich größere Rolle spielt als die Gesamtzahl an Ästen innerhalb des Anschlusses (vgl. Abb. 3.27). Dabei muss jedoch wiederum genau betrachtet werden, ob der Ast den Bettungsbereich berührt, beziehungsweise wie weit der Ast von diesem entfernt liegt, sodass aufgrund des geringen Stichprobenumfangs der jeweiligen Fehlstellenkonstellation keine zahlenmäßige Aussage zum Einfluss des Astes gemacht werden kann.

Einen unerwartet deutlichen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit haben die vorhandenen Abweichungen der Bohrlochgeometrie (siehe Abb. 3.28). Der Versatz der beiden Bohrlochhälften lag für die gescannten Versuchskörper zwischen 0 mm und 2,5 mm. In Abb. 3.29 ist die auf den jeweiligen Mittelwert der Serie normierte Anschlusssteifigkeit über den gesamten Versatz der Bohrlochhälften aufgetragen. Man erkennt, dass die Anschlüsse mit einem Bohrlochversatz im Mittel um ca. 35 % geringere Anfangssteifigkeiten K_{ser} aufweisen, als die Anschlüsse ohne Bohrlochversatz. Die Größe des Bohrlochversatzes spielt dabei eine untergeordnete Rolle. Für die Wiederbelastungssteifigkeit dagegen ist dieser Effekt nicht mehr zu beobachten. Durch den Versatz der beiden Bohrlöcher kommt es zu einer Vorverformung des Verbindungsmittels beim Einbau, wodurch dieses zu Beginn der Belastung in unmittelbarer Nähe zum Schlitz nur einseitig Kontakt zur Bettungsfläche des Holzes hat. Dieser Spalt wird durch das Plastizieren des Holzes mit zunehmender Anschlussverformung geschlossen, bis es zu einem vollflächigen Anliegen des Verbindungsmittels kommt. Dieser Vorgang ist für die Anschlüsse zum Zeitpunkt der Hysterese bereits abgeschlossen, sodass die Wiederbelastungssteifigkeit K_e nur wenig von dem Bohrlochversatz beeinflusst wird. Die Auswirkungen des Bohrlochversatzes auf die Anschlusssteifigkeit werden auch in Kapitel 4.5.8 am numerischen Modell aufgezeigt.

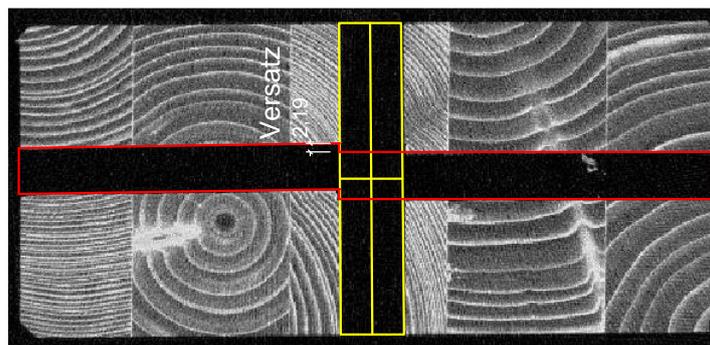


Abb. 3.28: Beispiel Versatz Bohrlochhälften in horizontaler Richtung

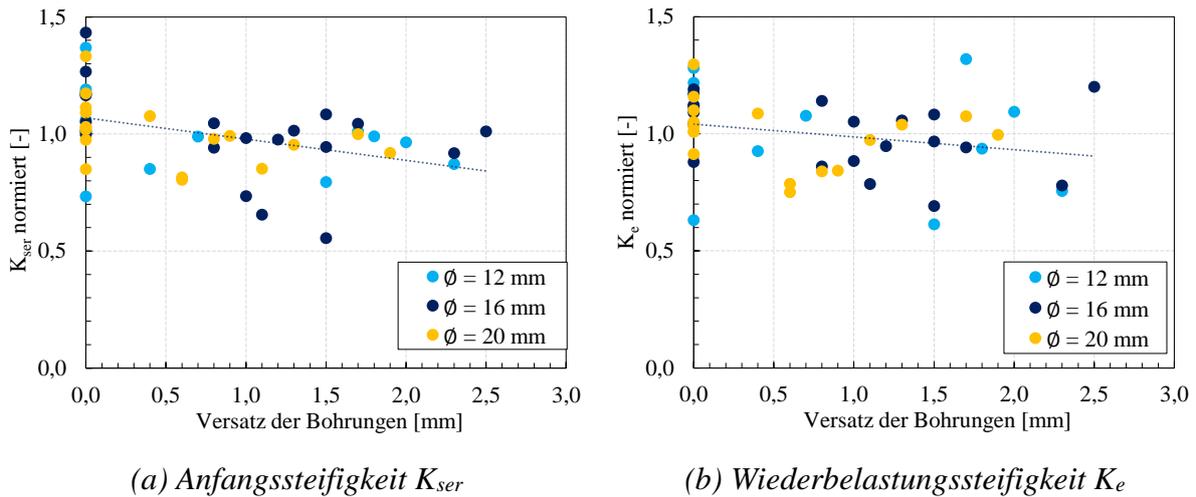


Abb. 3.29: Auf jeweiligen Mittelwert der Versuchsserie normierte Steifigkeiten in Abhängigkeit des gesamten Versatzes der Bohrungen

Fazit: Die Scans wurden systematisch nach zahlreichen Kriterien ausgewertet und die Ergebnisse in Form einer Datenbank zusammengefasst. Die Streuung der Steifigkeitswerte ist für die meisten untersuchten Parameter trotz einer Normierung auf die Mittelwerte der jeweiligen Serie relativ groß, sodass eine quantitative Bewertung der Korrelation zwischen Fehlstelle und Anschlusssteifigkeit meist schwierig ist. Es zeigte sich vor allem für die Toleranzen im Bereich der Bohrlöcher und die Faserneigung im Bettungsbereich ein großer Einfluss auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} . Bei Zunahme der Gesamtanzahl der Äste im Anschlussbereich beziehungsweise des Anteils des Astvolumens am Gesamtvolumen des Anschlusses zeigte sich eine leichte Abnahme der Anschlusssteifigkeit. Vor allem Äste in unmittelbarer Nähe zum Verbindungsmittel wiesen dabei einen signifikanten Einfluss auf die Steifigkeit auf (leichte Erhöhung der Steifigkeit, wenn der Ast das Verbindungsmittel berührt). Für die untersuchten Anschlüsse konnte nur für den Durchmesser 12 mm ein signifikanter Zusammenhang zwischen der Jahrringbreite und der Anschlusssteifigkeit festgestellt werden (Abnahme der Steifigkeit bei zunehmender Jahrringbreite). Für den \varnothing 16 mm war aufgrund des geringen Wertebereichs der Jahrringbreiten keine Aussage möglich. Für den \varnothing 20 mm zeigte sich trotz eines breiten Wertebereichs kein Zusammenhang zwischen der Steifigkeit und der Jahrringbreite. Für die ausgewerteten Versuchskörper aus Buchen-FSH erwiesen sich die Toleranzen zwischen den beiden Bohrlochhälften als entscheidendes Kriterium für die Anschlusssteifigkeit. Ein Versatz von ca. 1 mm zwischen den beiden Bohrlochhälften führte hierbei zu einer Reduktion der Anfangssteifigkeit von ca. 50 %.

3.5 Materialuntersuchungen

3.5.1 Stahlzugproben Stabdübel

Die im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens [57] verwendeten Stabdübel und Bolzen wurden jeweils aus kaltgezogenen Stangen (bestellt S235JR) mit einer Länge von 6 m hergestellt und galvanisch verzinkt. Die Bolzen entsprechen dabei längeren Stabdübeln aus demselben Grundmaterial, die an beiden Enden mit einem metrischen Gewinde versehen wurden. Anhand von Zugproben an zufällig entnommenen Verbindungsmitteln konnten die in Tabelle 3.11 aufgeführten Zugfestigkeiten für das Grundmaterial ermittelt werden. Die für die verwendeten Verbindungsmitteln tatsächlich vorhandene Zugfestigkeit $f_{u,k}$ liegt im Mittel knapp 70 % über der Mindestfestigkeit nach Norm für einen Baustahl S235JR beziehungsweise für die Schraubzugfestigkeit 4.6. Die Überfestigkeit der Stabdübel und Bolzen erwies sich somit als noch größer als bei der Versuchsplanung erwartet.

Die im Rahmen des ZukunftBau Forschungsvorhabens [56] ermittelten Materialeigenschaften der Stabdübel (siehe 16 (ZB) in Tabelle 3.11) liegen im Mittel deutlich unter denen des AiF-Projekts, jedoch noch immer weit über den Mindestwerten nach Norm. Die in beiden Projekten festgestellten Überfestigkeiten der Verbindungsmittel decken sich dabei mit Werten für die Materialgüte von Stabdübeln aus anderen Forschungsprojekten (siehe Tabelle 3.11: FB [11], CS [74]).

Es kann daher festgehalten werden, dass die ermittelten Zugfestigkeiten der Verbindungsmittel meist weit über den nominellen Werten liegen und in der realen Verbindung standardmäßig von einer Überfestigkeit ausgegangen werden kann. Dies kann dazu führen, dass sich nicht der gewünschte Versagensmodus einstellen kann, da das Seitenholz für die höhere Stahlfestigkeit zu wenig Widerstand zum Ausbilden von Fließgelenken bietet. Die experimentellen und numerischen Untersuchungen haben jedoch gezeigt, dass die Überfestigkeiten des Stahls nicht zu einer Reduktion der Gesamttragfähigkeit der Verbindung führen und daher keine negativen Auswirkungen auf das Sicherheitsniveau der Verbindung bestehen.

Tabelle 3.11: Mittelwerte der Materialkennwerte der Stabdübel aus Zugversuchen (S235JR)

Durchmesser [mm]	Dehngrenze $R_{p,0.2}$ [N/mm ²]	Zugfestigkeit R_m [N/mm ²]	E-Modul [N/mm ²]	Anzahl Versuche
12	521	579	212.728	7
16	595	624	208.250	5
20	594	627	211.107	6
16 (ZB)	422	459	191.900	3
7 (FB)	-	579	-	3
12 (FB)	-	581	-	16
16 (FB)	-	488	-	3
12 (CS)	609	638	199.851	6
24 (CS)	517	541	215.367	3

3.5.2 Holzbauteile

Das für die Herstellung der Versuchskörper des AiF-Projekts [57] verwendete Brettschichtholz mit den Materialgüten GL 24h und GL 28h wurde durch die Firma Schaffitzel Holzindustrie GmbH & Co. KG (Schwäbisch Hall) hergestellt. Die verwendeten Lamellen wurden maschinell sortiert und wiesen im Mittel eine Rohdichte $\rho_{\text{mean}} = 448 \text{ kg/m}^3$ ($s = 67,8 \text{ kg/m}^3$; $\text{VarK} = 15,2 \%$) und eine Holzfeuchte von 12 % auf. Die Häufigkeitsverteilung der mittleren Rohdichte der verwendeten Lamellen der Versuchskörper aus GL 24h ist in Abb. 3.30 dargestellt. Man erkennt, dass es bei der mittleren Rohdichte der einzelnen Lamellen große Ausreißer nach oben gibt, Ausreißer nach unten dagegen werden durch die Sortierung beschränkt. Die lokale Rohdichteverteilung, die für das Bettungsverhalten entscheidend ist, kann von diesen Mittelwerten jedoch deutlich abweichen.

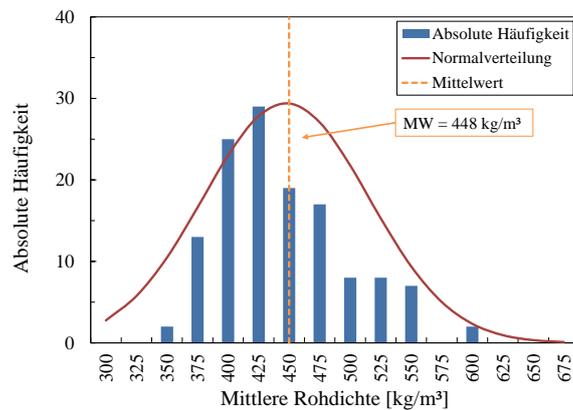
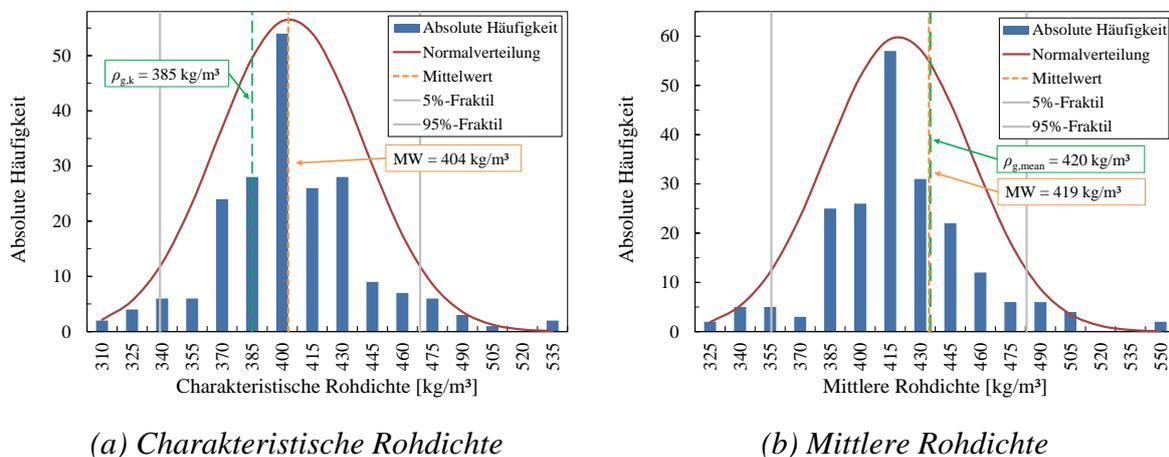


Abb. 3.30: Mittlere Rohdichte der verwendeten Lamellen aus Nadelholz (AiF [57])

Das für die Versuchskörper des ZukunftBau Projekts [56] verwendete Brettschichtholz mit der Materialgüte GL 24h wurde bei der Firma WIEHAG GmbH hergestellt. Die verwendeten Lamellen wurden maschinell sortiert und wiesen im Mittel eine charakteristische Rohdichte $\rho_k = 404 \text{ kg/m}^3$ und eine mittlere Rohdichte $\rho_{\text{mean}} = 419 \text{ kg/m}^3$ auf. Die Häufigkeitsverteilung der charakteristischen Rohdichte der verwendeten Lamellen ist in Abb. 3.31 (a) dargestellt, die der mittleren Rohdichte in Abb. 3.31 (b). Man erkennt, dass es auch hier für die Werte der einzelnen Lamellen große Ausreißer nach oben gibt, Ausreißer nach unten werden wiederum durch die Sortierung beschränkt, jedoch ergibt sich ein insgesamt etwas niedrigeres Niveau der Rohdichte als beim AiF-Projekt.



(a) Charakteristische Rohdichte

(b) Mittlere Rohdichte

Abb. 3.31: Rohdichte der verwendeten Lamellen aus Nadelholz (ZukunftBau [56])

3.6 Zusammenfassung

Die in Kapitel 3.3 beschriebenen Bettungsversuche haben gezeigt, dass die experimentell ermittelten Bettungseigenschaften des Holzes maßgeblich von den Eigenschaften der Proben abhängen. Die nach DIN EN 383 [19] vorgeschriebene Verwendung von ungestörten Proben führt zwar zu einer geringeren Streuung und zu einer besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse unterschiedlicher Chargen, sie gibt die Bedingungen im realen Bauteil jedoch nur begrenzt wieder. In realen Anschlüssen lassen sich Äste oder ähnliche Fehlstellen im Bettungsbereich von Verbindungsmitteln jedoch nicht ausschließen, sodass das lokale Verhalten der Holzmatrix stark von dem der ungestörten Holzproben abweichen kann. Für die Modellierung des Bettungsbereichs zum Beispiel mit BoF-Modellen (siehe Kapitel 4) wird daher empfohlen auf Bettungsversuche mit gemischten Proben zurückzugreifen, um die mögliche Streubreite der Ergebnisse realistischer erfassen zu können. Für die Bettungssteifigkeit konnte sowohl innerhalb der eigenen Versuche als auch für den Vergleich mit Literaturwerten ein Größeneffekt festgestellt werden. Mit zunehmendem Durchmesser d konnte so eine Abnahme der Steifigkeiten k_{ser} und k_e pro Bettungsfläche beobachtet werden. Für die Bettungsspannungen $f_{h,max}$ und $f_{h,int}$ trat dieser Effekt dagegen nicht auf.

Die bei den gemischten Bettungsversuchen festgestellte große Streubreite der Ergebnisse lässt sich auch bei den Anschlussversuchen beobachten. Bei den Steifigkeitswerten machen sich vor allem die großen materiellen, aber auch die geometrischen Imperfektionen bemerkbar. Durch die gezielte Variation zahlreicher Parameter konnte deren Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit herausgearbeitet werden. Es zeigt sich, dass der Einfluss des Kraft-Faser-Winkels, des Verbindungsmitteldurchmessers und der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Steifigkeit durch den DIN EN 1995-1-1 [23] derzeit nur unzureichend abgebildet wird. So zeigt sich mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel α eine deutliche Abnahme der Anschlusssteifigkeit, sodass der Wert für eine Belastung unter 90° lediglich noch halb so groß ist wie für eine Belastung unter 0° . Die nach [23] angenommene linear zum Verbindungsmitteldurchmesser verlaufende Zunahme der Anschlusssteifigkeit kann nicht bestätigt werden. Vielmehr ist eine nahezu quadratische Zunahme der Steifigkeit mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser zu beobachten. Der bei der Tragfähigkeit auftretende Gruppeneffekt ist auch für die Steifigkeit zu beobachten. Es sollte daher auch für die Anschlusssteifigkeit eine Reduzierung der effektiven Anzahl an Verbindungsmitteln vorgenommen werden.

Die Zugproben der für die Anschlussversuche verwendeten Verbindungsmittel zeigten wie erwartet eine deutliche Überfestigkeit. Dies deckt sich auch mit den Ergebnissen anderer Forschungsvorhaben. Die höheren tatsächlichen Zugfestigkeiten können somit eher als Regel denn als Ausnahme angesehen werden. Für das Last-Verformungsverhalten der Stabdübelverbindungen bedeutet dies, dass sich bei ausreichend vorhandener Seitenholzdicke die Tragfähigkeit erhöht, auf die Anschlusssteifigkeit dagegen sollten die Überfestigkeiten nahezu keine Auswirkungen haben.

Numerische Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Die Modellierung von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln im Holzbau stellt eine große Herausforderung dar. Durch die komplexen Spannungszustände innerhalb der Holzmatrix und das hochgradig orthotrope Materialverhalten ist eine vollständige, dreidimensionale Modellierung des Materialverhaltens nicht ohne weiteres möglich. Um ein stabiles Modell und verträgliche Rechenzeiten zu erhalten, sind somit Vereinfachungen nötig. Dies gilt sowohl für die wissenschaftliche und erst recht für die baupraktische Betrachtung von realitätsnahen Verbindungen. Es wurden daher in einem ersten Schritt unterschiedliche Möglichkeiten der Modellierung verglichen und deren Verwendbarkeit für die vorliegende Problemstellung bewertet.

Durch eine Modellierung mittels 3D-Volumenelementen können beliebige Anschlussgeometrien genau nachgebildet werden. Je nach Modellierungstiefe können somit theoretisch jegliche aus der Anschlussgeometrie resultierende Effekte nachgebildet werden. Eine große Hürde stellt dabei jedoch das äußerst komplexe Materialverhalten des Holzes dar, das viele im Rahmen der Modellierung nichtlinearer Materialien auftretenden Herausforderungen in sich vereint. Neben den grundsätzlich für Zug- und Druck und alle Richtungen unterschiedlichen Steifigkeiten und Festigkeiten treten beispielsweise sowohl Risse als auch ein Plastizieren der Holzmatrix auf, was wiederum zu einem veränderten Materialverhalten führt. Für eine möglichst realitätsnahe Nachbildung müssen somit zwangsläufig hochgradig nichtlineare Materialmodelle auf Basis schädigungsmechanischer Theorien zum Einsatz kommen [74]. Dazu sind wiederum zahlreiche Materialparameter, wie E- und Schubmoduln, Querdehnraten, Bruchenergien, Materialfestigkeiten und Dehngrenzen zu ermitteln, die der natürlichen Streuung des Werkstoffs Holz unterliegen und experimentell meist nur mit großem Aufwand zu bestimmen sind [29],[72],[74],[79]. Aber selbst, wenn solch eine komplexe Art der Materialmodellierung zum Einsatz kommt, werden meist die Anschlusssteifigkeiten dennoch deutlich überschätzt, da das Materialverhalten im direkten Bettungsbereich stark von dem der restlichen Holzmatrix abweicht [29],[64]. Im Rahmen eigener Untersuchungen [66] zeigte sich, dass auf Basis kommerziell verfügbarer Materialmodelle derzeit eine realitätsnahe Modellierung der Anschlusssteifigkeit mittels 3D-Volumenelementen nahezu ausgeschlossen ist. Auf die Verwendung von 3D-Volumenelementen wurde daher für die Modellierung des Last-Verformungsverhaltens der Stabdübelverbindungen verzichtet.

Erste Vergleichsrechnungen [51] auf Basis des von HOCHREINER (2013) [41] vorgestellten und von SCHWEIGLER (2018) [81] erweiterten baustatischen Modellierungsansatzes zeigten eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen. Die Qualität der Modellierungsergebnisse hängt aber auch hier maßgeblich von der Genauigkeit der Eingangswerte, wie zum Beispiel der Bettungskurve des Holzes und der Spannungs-Dehnungskurve des Stahls, ab. Es wurden daher systematisch experimentelle Untersuchungen zur Be-

stimmung der Modellparameter durchgeführt (siehe Kapitel 3 und [55],[57]). Mit dem Modellierungsansatz lassen sich mit vergleichsweise geringem Rechenaufwand das Last-Verformungsverhalten und das plastische Versagen der Verbindung (Lochleibung des Holzes oder Fließen des Verbindungsmittels) vorhersagen. Effekte aus spröden Versagensfällen dagegen können systembedingt nicht dargestellt werden, was für die Modellierung der Anfangssteifigkeit jedoch keine Relevanz hat.

Um den Einfluss der verschiedenen am Trag- und Verformungsverhalten von stiftförmigen Verbindungsmitteln beteiligten Komponenten, wie zum Beispiel die Eigenschaften der Holzmatrix unterhalb des Verbindungsmittels, die Arbeitslinie des Stahls oder die Geometrie des Versuchskörpers, genauer untersuchen zu können, wurde ein numerisches Modell auf Basis des nichtlinear gebetteten Balkens in RFEM [28] erstellt. Da sich die Nachgiebigkeit des Verbindungsmittels im Kontaktbereich mit dem Schlitz als wichtiger Faktor für die Steifigkeit und die Tragfähigkeit des Anschlusses herausstellte, wurde das ursprüngliche Modell in diesem Bereich weiter detailliert. In Kapitel 4.2 werden der allgemeine Aufbau des verwendeten numerischen Modells und die einzelnen Komponenten detailliert beschrieben. In Kapitel 4.3.5 erfolgt die Validierung des Modells anhand des Vergleichs mit unterschiedlichen Versuchen. Auf Basis des validierten Modells wurde schließlich eine numerische Parameterstudie durchgeführt (siehe Kapitel 4.5).

4.2 Aufbau des numerischen Modells

4.2.1 Allgemeines

Der allgemeine Aufbau des numerischen Modells wird in Abb. 4.1 anhand eines realen Versuchsaufbaus veranschaulicht, in Abb. 4.2 ist das numerische Modell nochmals als Drahtmodell dargestellt. Die Modellierung des Verbindungsmittels (grünes Rechteck) erfolgt in RFEM als Balkenelement mit nichtlinearen Materialeigenschaften. Dieses wird sowohl im Bereich der Seitenhölzer als auch im Bereich des Schlitzblechs durch nichtlineare Federn gelagert. Diese nichtlinearen Federn bestehen aus Starrstäben, die die Last-Verformungseigenschaften des je-

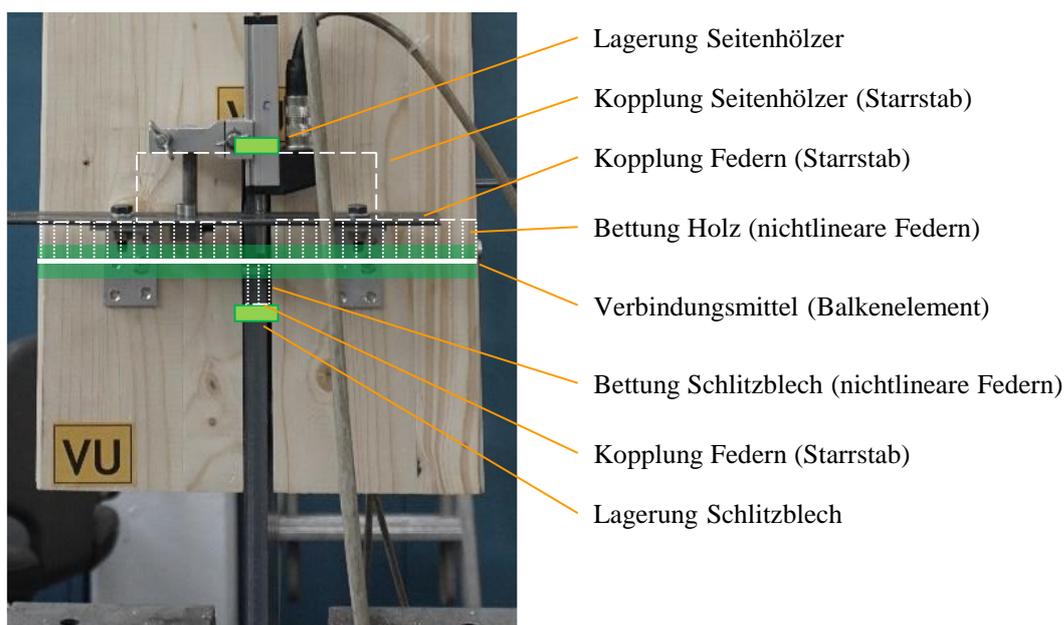


Abb. 4.1: Veranschaulichung des Aufbaus des numerischen Modells am realen Versuch

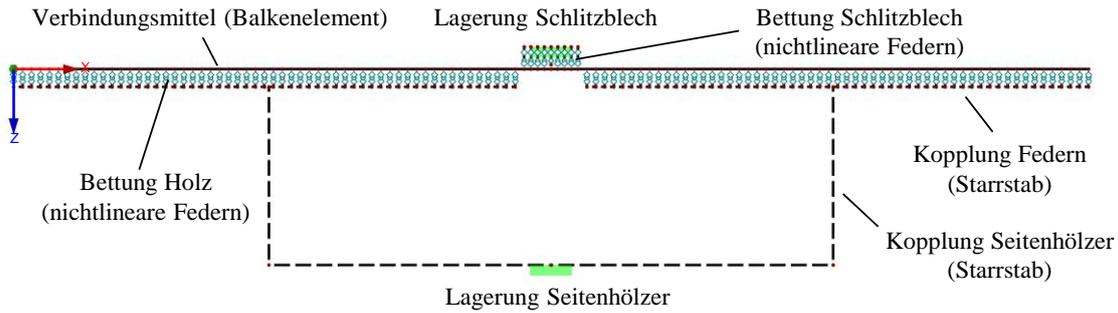


Abb. 4.2: Drahtmodell eines stiftförmigen Verbindungsmittels in RFEM

weiligen Materials als nichtlineare Knoteneigenschaften zugewiesen bekommen. Damit sich unterschiedliche Versagensmodi einstellen können und eine realistische Verformbarkeit des Verbindungsmittels gewährleistet wird, darf der Abstand der einzelnen Bettungsfedern nicht zu groß gewählt werden. Die einzelnen Bettungsfedern der Seitenhölzer und des Schlitzblechs sind durch Starrstäbe gekoppelt und somit parallelgeschaltet. Die beiden Seitenhölzer und das Schlitzblech sind über Starrstäbe entweder mit weiteren Verbindungsmitteln oder mit einem Auflager verbunden (alle Verschiebungen und Rotationen gehalten). Über diese Verbindungsstäbe können Nachgiebigkeiten der Holzmatrix oder des Schlitzblechs berücksichtigt werden. Die Belastung des Modells erfolgt, analog zum realen Versuch, durch das Aufbringen einer Knotenzwangsverformung an einem der beiden Auflager. Die Einzelkomponenten des Modells werden in den folgenden Kapiteln beschrieben.

4.2.2 Einzelkomponenten des numerischen Modells

4.2.2.1 Überblick

Nachfolgend werden die zentralen Komponenten des numerischen Modells genauer beschrieben und die Herleitung der benötigten Eingangswerte erläutert. Die Eingangswerte wurden dabei sowohl durch experimentelle als auch numerische Methoden ermittelt. In Abb. 4.3 ist ein Ausschnitt des numerischen Modells zu sehen, in dem die zentralen Komponenten gekennzeichnet sind.

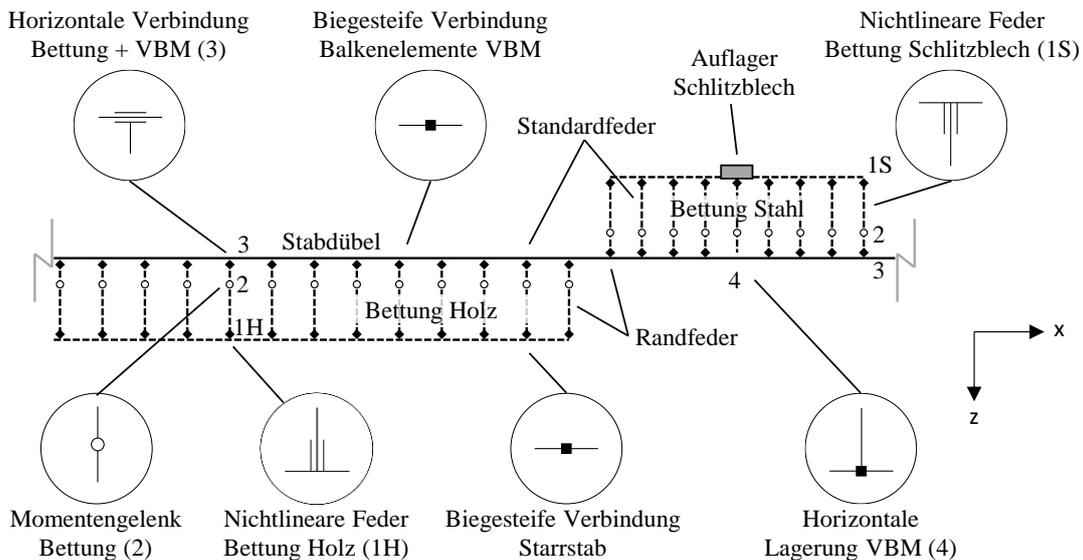


Abb. 4.3: Ausschnitt des numerischen Modells eines stiftförmigen VBM in RFEM

4.2.2.2 Nichtlineare Feder Bettung Holz (1H)

Die zentrale Komponente des Modells stellt die nichtlineare Feder für die Bettung des Verbindungsmittels im Holz dar, da diese den größten Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten des Anschlusses hat. Das Verbindungsmittel wird jeweils im Abstand der Bettungsfedern durch Knoten unterteilt, an denen die Starrstäbe der Bettung angeschlossen sind (3). Diese Starrstäbe werden an der dem Verbindungsmittel abgewandten Seite (siehe „1H“ in Abb. 4.3) so gelagert, dass lediglich eine Verformung in globaler z-Richtung zugelassen wird. Die beiden anderen Verschiebungen sowie alle Rotationen sind starr gelagert. Die Verformung in globaler z-Richtung wird durch ein nicht-lineares Last-Verformungsdiagramm charakterisiert, bei dem das Bettungsverhalten des Verbindungsmittels in Form einer multilinearen Kurve angenähert wird (vgl. Abb. 4.4). Die für die Modelle verwendeten Bettungskurven des Holzes ergeben sich aus den in Kapitel 3.3 beschriebenen Bettungsversuchen.

Die implementierten Federeigenschaften ergeben sich in Abhängigkeit der Lasteinzugsfläche der jeweiligen Feder. Die Lasteinzugsfläche der Feder ergibt sich dabei aus der Kontaktlänge zwischen dem Verbindungsmittel und dem Bauteil (Abstand der Federn in globaler x-Richtung) und dem Durchmesser des Verbindungsmittels. Da die Federn an den Rändern des Holzbauteils beziehungsweise des Schlitzblechs im Vergleich zu den Federn in der Mitte nur die halbe Kontaktlänge zum Verbindungsmittel aufweisen, müssen die Federeigenschaften entsprechend angepasst werden. Es wird daher zwischen Rand- und Standardfedern unterschieden (siehe auch Abb. 4.3).

Die multilineare Federkurve für den Bettungsbereich Holz wurde in der Regel durch neun Einzelpunkte (Punkte 0 - 8) auf Grundlage der analytischen Näherung nach [81] definiert. In Abb. 4.4 ist der Vergleich zwischen der in RFEM verwendeten multilinearen Näherung und der analytischen Kurve dargestellt. Der Anfangsschlupf u_0 wird durch eine Verschiebung der analytischen Kurve in x-Richtung berücksichtigt. Der Übergang von Punkt 0 zu Punkt 1 wird durch die Vorgabe einer verringerten Steifigkeit definiert, die restlichen Punkte (2 - 8) durch eine Verformung und die zugehörige Kraft nach der analytischen Näherung. Die Abstände der einzelnen Punkte müssen dabei stets so gewählt werden, dass sich ein möglichst kontinuierlicher Übergang zwischen dem Anfangsbereich und dem plastischen Bereich ergibt.

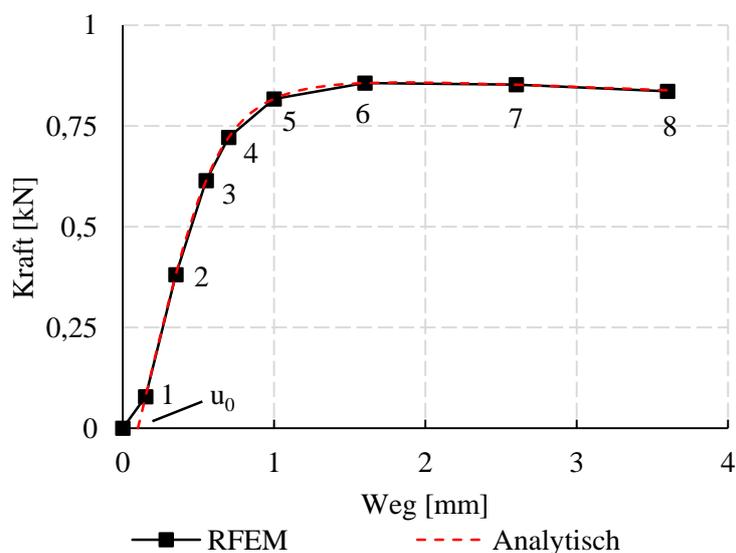


Abb. 4.4: Beispiel Bettungskurve Holz für Standardfeder VBM Ø 16 mm

4.2.2.3 Nichtlineare Feder Bettung Schlitzblech (1S)

Die Modellierung der Nachgiebigkeit des Kontakts zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech erfolgte nach dem gleichen Prinzip wie die Modellierung des Kontakts zwischen Verbindungsmittel und Holz. Der Abstand der Bettungsfedern im Bereich des Schlitzblechs wurde für alle Modelle konstant zu 1,5 mm gewählt.

Die Verformungen des Schlitzbleches im Bettungsbereich sind im Vergleich zu denen des Holzes im Bettungsbereich als sehr gering anzusehen. Nach der Versuchsdurchführung konnten mit bloßem Auge keine plastischen Verformungen an den Schlitzblechen festgestellt werden. Da das Verbindungsmittel durch die starre Lagerung im Bereich des Schlitzblechs und den multiaxialen Spannungszustand (Biegung, Schub, Kontaktpressung) jedoch hoch beansprucht wird, treten bereits bei relativ kleinen Biegewinkeln (vgl. Abb. 4.5 (a)) sichtbare plastische Eindrückungen des Schlitzblechs in das Verbindungsmittel auf. Je größer die Gesamtverformungen des jeweiligen Anschlusses beziehungsweise die plastischen Biegewinkel ausfallen, desto größer werden auch die plastischen Eindrückungen im Verbindungsmittel. Die auftretenden Verformungen konnten in den experimentellen Untersuchungen (Bettungs- oder Anschlussversuche) während der Versuchsdurchführung jedoch nicht direkt gemessen werden. Lediglich die bleibenden plastischen Verformungen konnten nach dem Auftrennen der Versuchskörper im Nachgang ermittelt werden (siehe Abb. 4.5). Um diese nicht zu vernachlässigende Nachgiebigkeit dennoch im numerischen Modell berücksichtigen zu können, wurden die benötigten Feder-eigenschaften durch eine 3D-FE-Modellierung in ANSYS (*Workbench 18.0*) ermittelt. In einem ersten Schritt wurde dazu unter Verwendung der im Zugversuch ermittelten Stahleigenschaften (siehe Kapitel 3.5.1) die Nachgiebigkeit aus Kontaktpressung zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech ermittelt. In einem zweiten Schritt wurden dann mit Hilfe eines Vergleichs von numerischen Biegeversuchen des Verbindungsmittels sowohl mit RFEM (Balkenelement + Federn) als auch mit ANSYS (3D-Volumenelemente) die Federeigenschaften des RFEM-Modells kalibriert, um den Einfluss aus Biegung und Schub ebenfalls berücksichtigen zu können. Die aus reiner Kontaktpressung ermittelten Steifigkeitswerte mussten für eine korrekte Berücksichtigung des Biege- und Schubeinflusses dabei für alle Durchmesser um 55 % erhöht werden. Zusätzlich musste für die Randfedern im Bettungsbereich des Schlitzblechs das Momentengelenk (vgl. „2“ in Abb. 4.3) durch eine Rotationsfeder ersetzt werden, um den Ort der Fließgelenkbildung abbilden zu können. Die durchgeführten numerischen Berechnungen zur Nachgiebigkeit der Kontaktzone sind in Kapitel 4.3.3 aufgeführt.



(a) Kleiner Biegewinkel

(b) Mittlerer Biegewinkel

(c) Großer Biegewinkel

Abb. 4.5: Verformungen des Stabdübels im Bettungsbereich des Schlitzblechs für unterschiedlich große Anschlussverformungen bzw. plastische Biegewinkel

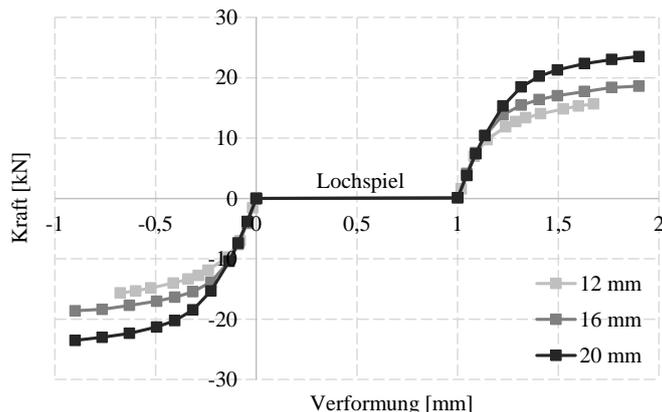


Abb. 4.6: Beispiel Bettungskurven der Standardfedern im Bettungsbereich zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech für unterschiedliche VBM-Durchmesser

Die für die Standardfedern im Bettungsbereich zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech verwendeten Last-Verformungskurven sind für die verschiedenen Durchmesser in Abb. 4.6 dargestellt. Die aus den numerischen 3D-Modellen ermittelten Bettungskurven werden dabei mit 22 Punkten angenähert (11 für den positiven und 11 für den negativen Bereich der Last-Verformungskurve). Die vorhandene Übergröße des Lochs im Schlitzblech von 1 mm wird durch eine kraftlose Verformung von 1 mm im Übergang vom negativen zum positiven Bereich der Last-Verformungskurve modelliert. Somit kann im Kontaktbereich keine Zugkraft zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech übertragen werden.

4.2.2.4 Momentengelenk Bettung (2) und horizontale Verbindung Verbindungsmittel (3)

Durch das im Abstand von 1 mm unterhalb des Balkenelements (VBM) angeordnete Momentengelenk (2) wird eine Rotation der Verbindungsmittelachse ermöglicht und die Kraftübertragung zwischen Balkenelement und Bettung erfolgt immer senkrecht zur Verbindungsmittelachse. Der Abstand zwischen Gelenk und Verbindungsmittelachse darf dabei nicht groß gewählt werden, damit keine unerwünschten Kraftkomponenten bei Verdrehung des Verbindungsmittels entstehen (siehe auch [41]).

Die Kopplung der Balkenelemente des Verbindungsmittels mit den Bettungsstäben (3) erfolgt über ein in Verbindungsmittellängsrichtung verschiebliches Gelenk. Die anderen beiden Verschiebungen sowie die Rotationen sind starr verbunden. Damit das Gesamtsystem nicht kinematisch wird, ist das Verbindungsmittel in der Mitte (4) unverschieblich gelagert. Mit Hilfe des horizontalen Gelenks kann theoretisch auch Reibung zwischen dem Verbindungsmittel und dem Bettungsbereich modelliert werden (siehe [42],[51],[81]). Da sich jedoch gezeigt hat, dass der Einfluss der Reibung bei nicht profilierten Verbindungsmitteln als gering eingestuft werden kann, wird in den für diese numerischen Berechnungen verwendeten Modellen stets eine reibungsfreie Lagerung angenommen.

4.2.2.5 Modellierung des Verbindungsmittels

Die Modellierung des Verbindungsmittels erfolgt als durchlaufendes Balkenelement mit kreisförmigem Querschnitt. Als Materialmodell kommt das „Isotrop nichtlinear elastische 1D“-Modell zum Einsatz. Die experimentell ermittelten Materialeigenschaften werden darin durch zwölf Einzelpunkte in einem nichtlinearen Spannungs-Dehnungsdiagramm berücksichtigt. Die Spannungs-Dehnungskurven der Verbindungsmittel werden für die Durchmesser 12 mm, 16 mm und 20 mm jeweils durch Zugversuche an einer zufällig entnommenen Stichprobe

(mind. 6 Proben) ermittelt. Die Ergebnisse der Zugversuche können Kapitel 3.5.1 entnommen werden, die Validierung des in RFEM verwendeten Materialmodells erfolgt in Kapitel 4.3.2.

4.2.2.6 Kopplungen / Starrstäbe

Die einzelnen Federn in den Bettungsbereichen werden durch Starrstäbe verbunden und somit parallel geschaltet. Diese Starrstäbe werden wiederum mit Koppelstäben mit dem Auflager oder weiteren Verbindungsmitteln verbunden (siehe Abb. 4.7). Diese Koppelstäbe erhalten eine elastische Nachgiebigkeit in Stablängsrichtung, die sich aus dem Querschnitt und der Länge des jeweiligen Holzelements ergibt. So kann beispielsweise die Nachgiebigkeit des Koppellements zwischen dem Verbindungsmittel und dem Hirnholzende mit dem mittleren E-Modul des Holzes, der Fläche des Seitenholzes und dem Hirnholzabstand wie folgt ermittelt werden:

$$K_{\text{Kopplung}} = (E \cdot A) / a_{3,t} \text{ in [N/mm]} \quad (4-1)$$

mit: E Mittlerer E-Modul Holzbauteil in [N/mm²]

A Querschnittsfläche Seitenholz in [mm²]

$a_{3,t}$ Abstand zum beanspruchten Hirnholz in [mm]

Einflüsse aus Verformungen der Holzmatrix zwischen den Verbindungsmitteln können somit direkt im Modell berücksichtigt werden. Da sich bei Untersuchungen gezeigt hat, dass sich die Art der Versuchsdurchführung (Bettungsversuche als Druckversuche, Anschlussversuche als Zugversuche) auf die gemessene Anschlusssteifigkeit auswirkt, wird zudem eine Abminderung der Seitenholzsteifigkeit nach Gl. (4-1) um 1/3 vorgenommen. Die Unterschiede lassen sich dadurch erklären, dass im Druckversuch eine direkte Abtragung der Bettungskräfte als Kontaktkraft in das Auflager erfolgt, bei den Zugversuchen dagegen die Bettungskraft per Schubkraft nach oben gehängt werden muss. Insgesamt ist die Auswirkung der Nachgiebigkeit der Kopplung auf die Last-Verformungskurve des Anschlusses jedoch als gering anzusehen.

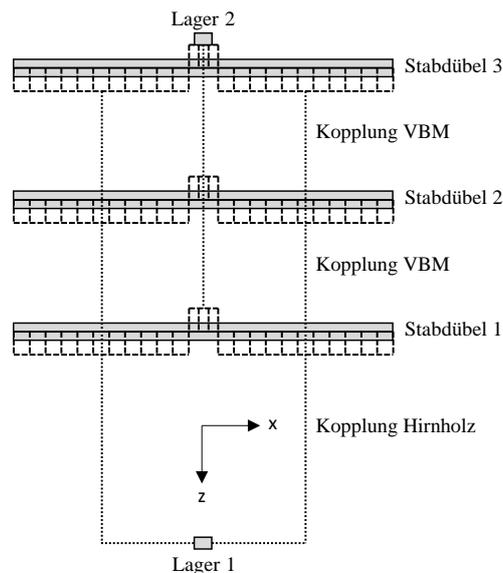


Abb. 4.7: Kopplung der VBM untereinander und mit der Lagerung am Hirnholz (Lager 1)

4.3 Validierung und Verifizierung der Modelle

4.3.1 Allgemeines

Zur Validierung und zur Verifizierung des numerischen Modells der Stahl-Holzverbindung wurden verschiedene Vergleichsrechnungen vorgenommen. Die korrekte Implementierung des numerischen Modells wurde auf Basis von Verformungsfiguren, Lagerkräften und des Konvergenzverhaltens validiert. Hierzu wurden auch Vergleichsberechnungen mit dem European Yield Model und mit Beispielen aus der Literatur [41],[81] als Benchmark herangezogen.

Die Verifizierung erfolgte sowohl auf Basis der Einzelkomponenten des Modells als auch am Gesamtmodell. In einem ersten Schritt wurde die korrekte Modellierung des Werkstoffs Stahls (Kapitel 4.3.2) und des Kontaktbereichs Stahl-Stahl überprüft (Kapitel 4.3.3). Für das Holz wurden dazu die Bettungsversuche modelliert, da diese die geringsten geometrischen Besonderheiten und die geringsten Verformungen des Verbindungsmittels selbst aufweisen (Kapitel 4.3.4). Es folgten einzelne Anschlüsse mit unterschiedlichen Seitenholzdicken t und unterschiedlichen Durchmessern d unter einer Belastung parallel zur Faserrichtung (Kapitel 4.3.5.2). Zuletzt erfolgten Vergleichsrechnungen für die Versuche mit einem Kraft-Faser-Winkel von 30° , 60° und 90° (Kapitel 4.3.5.2) und für Anschlüsse mit mehr als einem Verbindungsmittel (Kapitel 4.3.5.4).

4.3.2 Materialmodell Stahl

Die Güte des verwendeten Materialmodells des Stahls wurde durch einen Vergleich des experimentellen Zugversuchs mit numerischen Zugversuchen in ANSYS und in RFEM untersucht. In Abb. 4.8 sind die resultierenden Spannungs-Dehnungsbeziehungen bezogen auf den Anfangsquerschnitt beispielhaft für den $\varnothing 16$ mm dargestellt, die Validierung des Materialmodells erfolgte für alle drei Verbindungsmitteldurchmesser separat. Der Zugversuch weist nach dem Erreichen der Dehngrenze ein plastisches Plateau auf, das mit Beginn der Einschnürung des Querschnitts bei ca. 6 % Dehnung in einen abfallenden Ast übergeht. Die Modellierung in ANSYS erfolgte mit 3D-Volumenelementen, wodurch die Einschnürung des Querschnitts ebenfalls berücksichtigt werden konnte. Die resultierende σ - ε -Kurve stimmt nahezu perfekt mit der experimentellen Kurve überein. In RFEM wurde das Materialmodell „Isotrop nichtlinear elastisch 1D“ verwendet (siehe auch Kapitel 4.2.2.5), wodurch ein fallender Verlauf der σ - ε -Kurve nicht modelliert werden kann. Die resultierende Kurve weicht daher im Bereich der Einschnürung vom Verlauf der experimentellen Kurve ab. Da sich der Stahl hierbei jedoch bereits in einem hochgradig plastizierten Bereich befindet, der bei Stabdübelverbindungen nur bei sehr großen Anschlussverformungen auftritt, ist der zu erwartende Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten als gering einzustufen. Insgesamt kann für alle untersuchten Durchmesser eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den numerischen und den experimentellen Zugversuchen beobachtet werden, sodass das Materialmodell des Stahls der Verbindungsmittel als validiert angesehen werden kann.

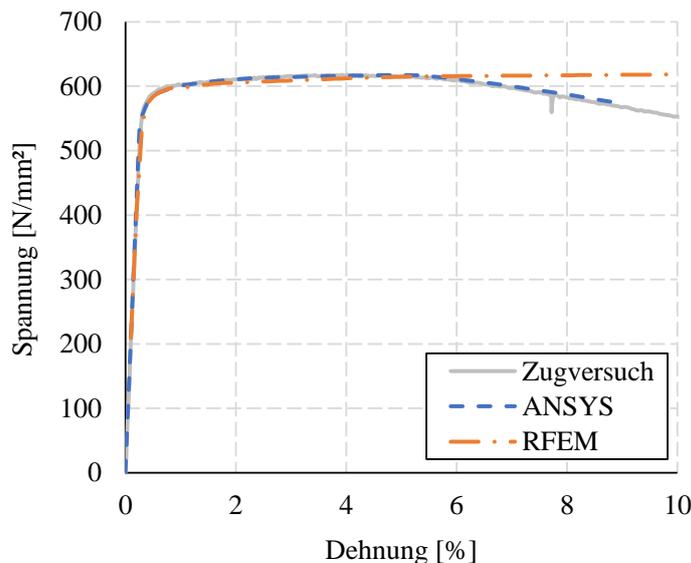


Abb. 4.8: Vergleich Spannungs-Dehnungsbeziehungen bezogen auf den Anfangsquerschnitt für den \varnothing 16 mm aus experimentellen und numerischen Zugversuchen (ANSYS und RFEM)

4.3.3 Kontaktbereich Verbindungsmittel und Schlitzblech

Da zur Ermittlung des plastischen Moments beziehungsweise des Fließmoments der Verbindungsmittel keine experimentellen Untersuchungen erfolgten, wurden die in RFEM verwendeten Balkenelemente für alle Verbindungsmitteldurchmesser an numerischen Biegeversuchen validiert. Dazu wurde in ANSYS jeweils ein Ausschnitt der verwendeten Schlitzbleche sowie das Verbindungsmittel mit Volumenelementen modelliert (siehe Abb. 4.9 (b)). Als Materialmodell für das Verbindungsmittel kam dabei das zuvor an den Zugversuchen validierte multilineare Modell zum Einsatz. Da das 3D-Volumenmodell sowohl den Einfluss von mehraxialen Spannungszuständen als auch von Einschnüreffekten berücksichtigen kann, ist zu erwarten, dass das reale Tragverhalten gut abgebildet wird.

Um neben dem Momenten-Rotationsverhalten auch das Bettungsverhalten zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech im RFEM-Modell korrekt abbilden zu können, wurde in einem ersten Schritt die Nachgiebigkeit aus reiner Kontaktpressung im 3D-Modell untersucht. In Abb. 4.9 (a) ist eine Ansicht des dazu verwendeten 3D-FE-Modells für den Stabdübeldurchmesser 16 mm zu sehen. Die Belastung des Modells erfolgte durch Aufbringung einer gleichmäßigen Verformung der Verbindungsmitteloberfläche gegenüber der Kontaktzone um 2 mm. Die Kontaktmodellierung zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech erfolgte reibungsbehaftet (Reibungskoeffizient 0,199) unter Verwendung des Augmented-Lagrange-Verfahrens. Aus der Relativverschiebung zwischen dem Schwerpunkt des Verbindungsmittels und den seitlichen Stahlblechen und aus der Auflagerkraft in Belastungsrichtung konnten anschließend die Federeigenschaften aus Kontaktpressung für den Bettungsbereich im RFEM-Modell generiert werden.

In einem zweiten Schritt erfolgte ein Vergleich zwischen dem numerischen Biegeversuch mit Volumenelementen in ANSYS und dem RFEM-Modell. Bei den numerischen Biegeversuchen wurden jeweils die Bettungssituation zwischen dem Schlitzblech und dem Verbindungsmittel sowie das Verbindungsmittel selbst modelliert. Die Holzkomponenten wurden im Vergleich zum Modell der Stabdübelverbindung durch verdrehbare Lager an den Verbindungsmittellenden ersetzt.

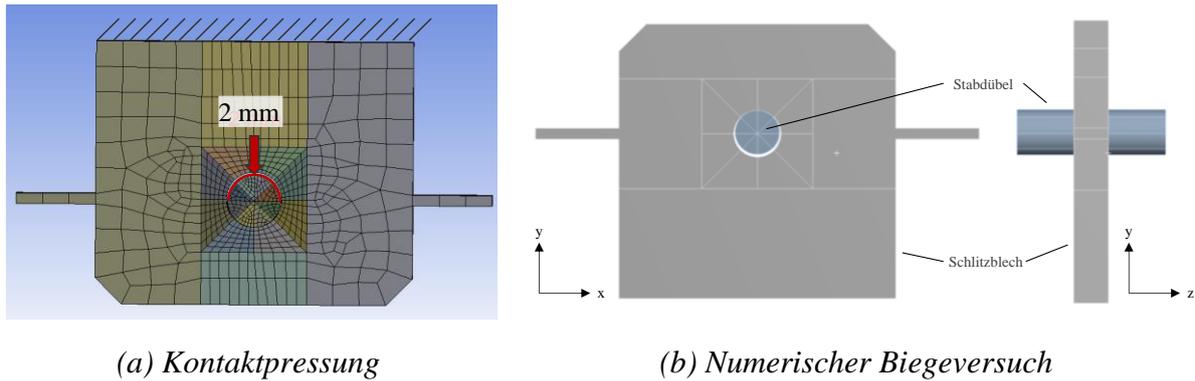


Abb. 4.9: Numerische Modelle in ANSYS mit 3D-Volumenelementen zur Ermittlung des Kontaktverhaltens zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech

Die Länge des Verbindungsmittels wurde so gewählt, dass die Lagerung im zuvor am Gesamtmodell des Anschlusses ermittelten Momentennulldurchgang erfolgte, um eine freie Verdrehung des Querschnitts zulassen zu können. Das mit Volumenelementen vernetzte ANSYS-Modell des Biegeversuchs, das als Referenzfall gilt, ist in Abb. 4.9 (b) dargestellt. Die Lagerung des Verbindungsmittels erfolgte durch die Lagerung der Kreisfläche am Verbindungsmittelrand über eine externe Verschiebung. Die Kreisfläche kann sich dabei frei um die x-Achse verdrehen und der Flächenschwerpunkt ist in x- und y-Richtung unverschieblich gelagert. Die Belastung des Systems erfolgte durch eine Verschiebung des Schlitzblechs um 1 mm entgegen der globalen y-Richtung.

Die im realen Versuch beobachteten plastischen Verformungen des Stabdübel (Eindrückungen, Einschnürung, siehe Abb. 4.5) lassen sich im 3D-Modell ebenfalls beobachten (vgl. Abb. 4.10). Auch weisen im Rahmen einer Masterarbeit [51] durchgeführte Vergleichsrechnungen auf Basis von 3D-Modellen in ANSYS sehr gute Übereinstimmungen mit Versuchsergebnissen [1] zum Fließmoment von Stabdübeln auf. Es ist daher zu erwarten, dass das Modell das reale Last-Verformungsverhalten des Verbindungsmittels mit einer ausreichenden Genauigkeit abbilden kann.

In Abb. 4.10 sind die Normalspannungen in globaler z-Richtung für den numerischen Biege-

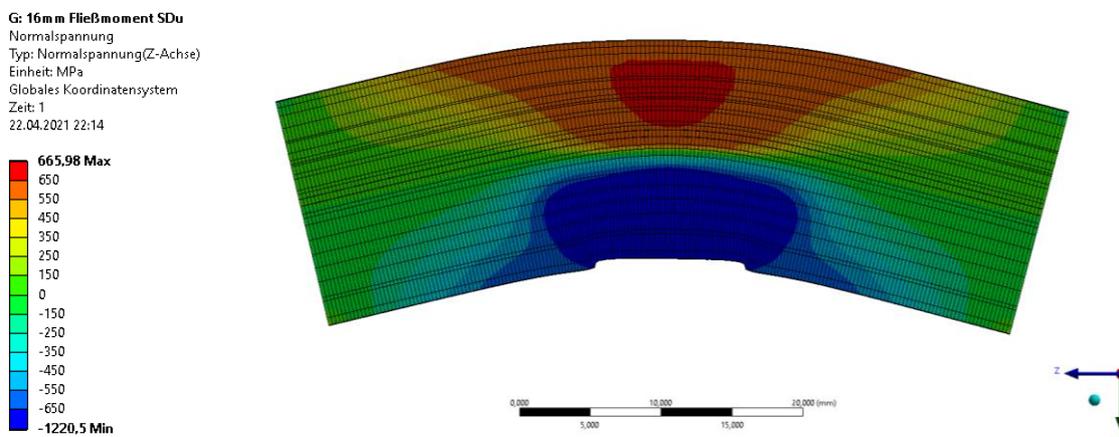


Abb. 4.10: Normalspannungen in z-Richtung aus numerischem Biegeversuch in ANSYS (3D-Modell) bei 1 mm Gesamtverformung, Verformung 5-fach überhöht, Schnitt durch Verbindungsmittelmittelachse

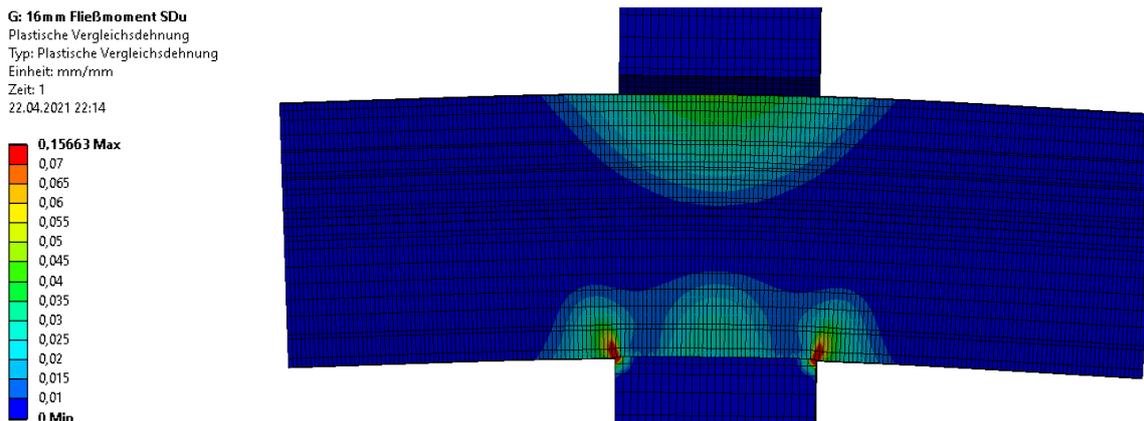


Abb. 4.11: Plastische Vergleichsdehnungen aus numerischem Biegeversuch in ANSYS (3D-Modell) bei 1 mm Gesamtverformung, Schnitt durch Mittelachse VBM

versuch in ANSYS bei einer Verformung von 1 mm dargestellt (Verformungen 5-fach überhöht). Es ist zu erkennen, dass es im Kontaktbereich zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech bereits zu ersten Eindrückungen kommt. Die dunkelblauen Bereiche weisen Normalspannungen kleiner -650 N/mm^2 auf, die dunkelroten Bereiche Normalspannungen größer 650 N/mm^2 . In der Biegedruckzone des Verbindungsmittels liegt durch die Überlagerung mit der Kontaktpressung im Lochleibungsbereich und durch den „Klemmeffekt“ aus der Eindrückung ein breiter Bereich mit hohen Normalspannungen vor. Dieser erstreckt sich über die komplette Breite des Schlitzblechs und darüber hinaus. In der Biegezugzone liegt ebenfalls ein breiter Bereich mit relativ hohen Normalspannungen vor, jedoch konzentrieren sich die höchsten Spannungen in der Mitte des Verbindungsmittels. Dies lässt auf die Ausbildung einer Zugbandwirkung zwischen den beiden Seiten des Verbindungsmittels schließen, da sich bei einer ausschließlichen Biegebeanspruchung zwei getrennte Fließzonen ausbilden müssten.

Die plastischen Vergleichsdehnungen in Abb. 4.11 bestätigen, dass es zu einem Verschmelzen der plastischen Zone im Zugbereich und der Ausbildung zweier Fließzonen im Druckbereich des Verbindungsmittels jeweils am Rand des Schlitzblechs kommt. Im mittleren Bereich des Schlitzblechs besteht eine dritte plastizierte Zone des Verbindungsmittels. Es zeigt sich, dass sich auch bei weiterer Belastung kein vollständiges Durchplastizieren des Kreisquerschnitts einstellt.

In Abb. 4.12 ist das entsprechende RFEM-Modell des numerischen Biegeversuchs dargestellt. Die Belastung erfolgte durch Aufbringung einer Verformung des mittleren Auflagers um 1 mm in globaler z-Richtung. Um den Einfluss der einzelnen Modellparameter zu verdeutlichen,

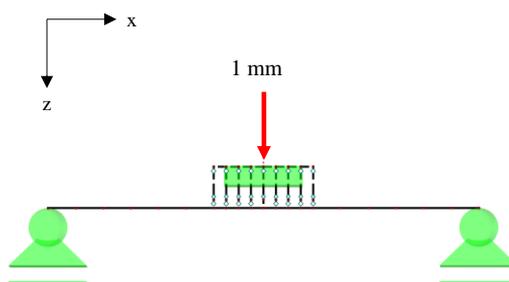


Abb. 4.12: Numerischer Biegeversuch RFEM (Balkenelement + Federn)

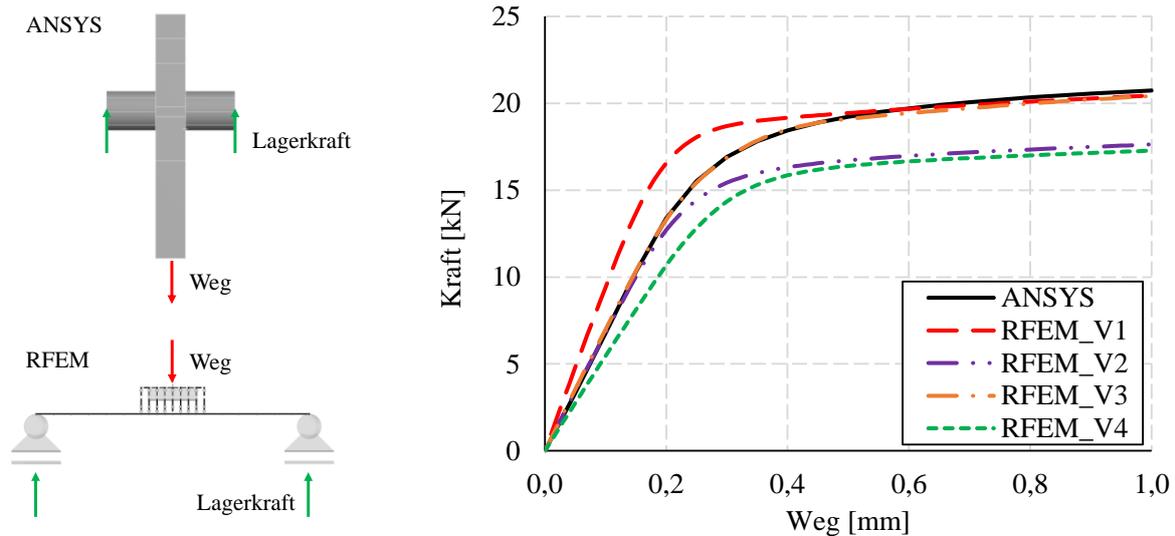


Abb. 4.13: Vergleich Lagerkräfte in [kN] in Abhängigkeit der Verformung in [mm] numerischer Biegeversuch Stabdübel \varnothing 16 mm in ANSYS und RFEM

wurden unterschiedliche Varianten des Biegeversuchs in RFEM dem numerischen Referenzversuch in ANSYS gegenübergestellt (vgl. Abb. 4.13). Als Vergleichsgröße ist jeweils die Auflagerkraft an einem Ende des Verbindungsmittels über die aufgebrachte Verformung am Schlitzblech dargestellt. Je weicher sich das Gesamtsystem verhält, desto geringer fällt die Auflagerkraft bei gleicher Verformung aus. Die Variante RFEM_V1 (rot) weist keine Nachgiebigkeit im Bettungsbereich zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech auf. Nach einer anfangs linearen Zunahme der Kraft bei zunehmender Verformung folgt eine Abnahme der Steifigkeit, sobald das Verbindungsmittel zu plastizieren beginnt. Nachdem die Fließgelenke vollständig ausgebildet sind, folgt wiederum ein linearer Bereich mit leicht ansteigendem Verlauf. Im Vergleich zum 3D-Modell (schwarz) ist die Steifigkeit des Gesamtsystems zu Beginn deutlich zu groß, die Auflagerkraft, die zur vollständigen Ausbildung des Fließgelenks benötigt wird, wird jedoch richtig vorhergesagt.

Verwendet man zur Modellierung des Bettungsbereichs nun die aus den ANSYS-Modellen zur Kontaktpressung zwischen Stabdübel und Schlitzblech ermittelten Federkennwerte, so erhält man die grüne Kurve (RFEM_V4) in Abb. 4.13. Die Steifigkeit des Gesamtsystems wird nun deutlich unterschätzt und die maximale Auflagerkraft liegt deutlich unterhalb der Referenzkurve. Die iterative Erhöhung der Bettungssteifigkeit führt bei einer Erhöhung um 55 % zur lila Kurve (RFEM_V2). Die Variante RFEM_V2 gibt die Anfangssteifigkeit des Gesamtsystems sehr gut wieder, jedoch wird die Auflagerkraft weiterhin unterschätzt. Es zeigt sich, dass für alle untersuchten Durchmesser (12 mm, 16 mm und 20 mm) gleichermaßen die Erhöhung der Bettungssteifigkeit um 55 % im Vergleich zum Kontaktpressungsversuch zu einer sehr guten Übereinstimmung führt. Die Ursache für die unterschiedlichen zu beobachtenden Auflagerkräfte bei Fließbeginn lässt sich mit einer Änderung des Hebelarms zwischen dem Auflager und dem Ort des Fließgelenks erklären. In Abb. 4.14 ist zu sehen, dass durch die Nachgiebigkeit des Bettungsbereichs der Ort des Fließgelenks vom Rand des Schlitzblechs (RFEM_V1 (a)) in die Mitte des Schlitzblechs (RFEM_V2 (b)) wandert. Es kommt für den Fall der nachgiebigen Bettung zu einem „Verschmelzen“ der einzelnen Fließgelenke der beiden Scherfugen in der Schlitzblech Mitte. Der Hebelarm wächst somit je Seite um ca. 6 mm an und die benötigte Kraft zur Bildung des Fließgelenkes sinkt. Im realen Versuch (siehe Abb. 4.5 (c)) und im 3D-Modell

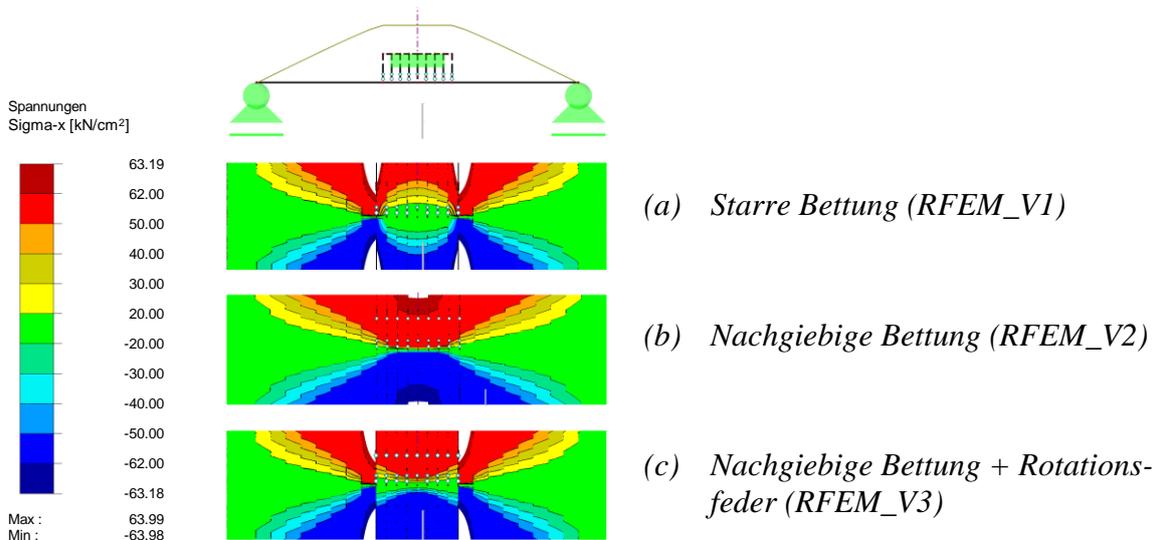


Abb. 4.14: Varianten des numerischen Biegeversuchs in RFEM, Verformungsfigur und Normalspannungsverteilung

(ANSYS, siehe Abb. 4.10) tritt diese Verschmelzung jedoch für die untersuchten Varianten nicht auf. Es bildet sich stets ein Fließgelenk je Scherfuge aus. Dies ist unter anderem mit dem hochgradig mehraxialen Spannungszustand im Verbindungsmittel am Rand des Schlitzblechs zu erklären. Am Rand des Schlitzblechs treten im Verbindungsmittel die höchsten Schub- und Biegespannungen auf, die zusätzlich durch eine Spannungsspitze aus der Querpressung des Druckkontakts zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech überlagert werden. Das Material des Verbindungsmittels beginnt an diesem Übergangsbereich daher bereits früh zu fließen und es kommt zu einem Eindringen des Schlitzblechs in das Verbindungsmittel. Durch die entstehende Eindrückung wiederum kann sich das Verbindungsmittel bei Biegung auf der Druckseite am Schlitzblech „abstützen“ beziehungsweise klemmt das Schlitzblech ein. Es entsteht eine Zugbandwirkung auf der gegenüberliegenden Verbindungsmittelseite, was zu einem Verschmelzen der beiden Zugzonen der Fließgelenke und in der Folge auch zu einem Einschnüren des Verbindungsmittels führt. Zudem kommt es bei großen Verdrehwinkeln und großen Eindrückungen auch zu zunehmenden Schubverformungen des Restquerschnitts (siehe auch Abb. 4.5 (c)).

Dieser komplexe Spannungszustand kann von dem 1D-Materialmodell in RFEM nicht ohne Weiteres berücksichtigt werden. Um die Bildung des Fließgelenks und die Nachgiebigkeit des Kontaktbereichs dennoch korrekt abbilden zu können, wurde für die Randfeder des Bettungsbereichs zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech das frei verdrehbare Momentengelenk (siehe „2“ in Abb. 4.3) durch eine Rotationsfeder ersetzt. Diese Feder soll den Abstütz- beziehungsweise Einspanneffekt des Verbindungsmittels im Bereich der Eindrückung berücksichtigen, wodurch eine Bildung des Fließgelenks am Rand des Schlitzblechs erzwungen wird. Die Steifigkeit der Rotationsfeder wurde für jeden Durchmesser iterativ bestimmt. Für den $\varnothing 16$ mm ergibt sich bei einer Federsteifigkeit von 10 kNm/rad die orange Kurve in Abb. 4.13 (RFEM_V3). Sowohl die Anfangssteifigkeit als auch die maximale Auflagerkraft werden nun sehr gut vorhergesagt und auch der Übergangsbereich kann nahezu perfekt modelliert werden. In Abb. 4.14 (c) kann man erkennen, dass es trotz einer Nachgiebigkeit des Kontaktbereichs zu einer Ausbildung von zwei Fließgelenken kommt. Auch der Normalspannungsverlauf stimmt nun deutlich besser mit dem im 3D-Modell ermittelten Verlauf überein (vgl. Abb. 4.10).

4.3.4 Bettungseigenschaften Holz

In Abb. 4.15 ist der Vergleich zwischen dem Bettungsversuch 160_4 mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) und dem numerischen Modell in RFEM dargestellt. Für das numerische Modell wurden dabei die geometrischen Randbedingungen des Versuchs berücksichtigt und die für den konkreten Bettungsversuch ermittelten Werte für k_{ser} , k_f , $f_{h,int}$, u_0 und α verwendet. Man kann erkennen, dass eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Last-Verformungskurve (LVK) des Versuchs und des Modells vorliegt und auch die Steifigkeit (gepunktete Linie in Abb. 4.15) korrekt wiedergegeben wird. Das numerische Modell ist somit geeignet, das Bettungsverhalten des Holzes korrekt abzubilden. Die Abweichungen zwischen Modell und Versuch im Bereich des plastischen Plateaus sind dabei nicht auf eine Ungenauigkeit des Modells zurückzuführen, sondern sind mit dem gewählten Diskretisierungsansatz zu erklären (siehe auch Kapitel 4.2.2.2). Den für die meisten Bettungsversuche charakteristischen Peak kann das numerische Modell nicht genauer abbilden.

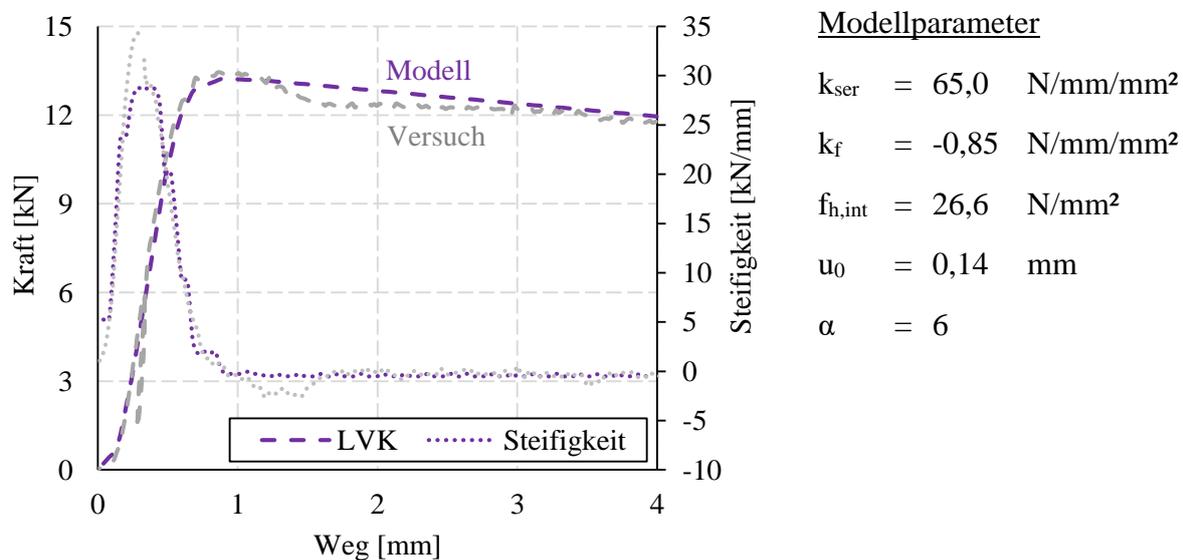


Abb. 4.15: Vergleich LVK und Steifigkeit aus Bettungsversuch (160_4) und numerischem Modell (RFEM)

4.3.5 Anschlussversuche

4.3.5.1 Überblick

Nachdem das Bettungsverhalten von Stahl (siehe Kapitel 4.3.2 und 4.3.3) und von Holz (siehe Kapitel 4.3.4) für kleine Probengrößen sehr gut abgebildet werden kann, folgt nun die Nachrechnung der Anschlussversuche. Bei diesen spielt neben der korrekten Abbildung des Bettungsverhaltens mit zunehmender Seitenholzdicke t auch der Einfluss materieller und geometrischer Imperfektionen eine Rolle. So können die Bettungswerte innerhalb des Versuchskörpers durch die Verklebung unterschiedlicher Lamellen zu einem Holzbauteil erheblich variieren, da die Eigenschaften der einzelnen Lamellen großen Schwankungen unterliegen. Die Auswertung der 3D-CT-Scans (siehe Kapitel 3.4.6) hat gezeigt, dass Abweichungen der Bohrlochgeometrie zudem einen großen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit haben. Da das erstellte Referenzmodell diese Einflüsse nicht berücksichtigt, kann dieses nicht alle Versuche gleichermaßen gut abbilden. Es wurde daher versucht, Grundparameter zu finden, die für alle drei Varianten der Seitenholzdicke t eines Durchmessers gute Übereinstimmungen zwischen dem Modell und den

Mittelwerten der Versuchsserien liefern. Die für den $\varnothing 16$ mm ermittelten Grundparameter dienen als Ausgangspunkt für die anschließende Parameterstudie.

4.3.5.2 Belastung parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$)

Für den Fall des parallel zur Faserrichtung belasteten Einzelverbindungsmitels werden drei Fälle näher betrachtet. Zuerst wird die Variante mit breitem Seitenholz t_1 vorgestellt, für die die Ausbildung zweier Fließgelenke je Scherfuge erwartet wird. Es folgen die Varianten mit mittlerem Seitenholz t_2 (ein Fließgelenk je Scherfuge) und die mit schmalen Seitenholz t_3 (Lochleibungsversagen).

Für ein breites Seitenholz ($t = 112$ mm) ist der Vergleich zwischen der Last-Verformungskurve aus dem Versuch *G-SD16 11 0 2 2_Oben* („Versuch“), dem für den konkreten Versuch optimierten numerischen Modell („RFEM“) und der Näherung auf Basis der aus den Mittelwerten der Versuchsserien bestimmten Grundparameter („Näherung“) in Abb. 4.16 dargestellt. Die optimierte Lösung wurde dabei durch ein iteratives Anpassen der Modellparameter bis zu einer zufriedenstellenden Übereinstimmung der Last-Verformungskurve und des Steifigkeitsverlaufs ermittelt.

Es ist zu erkennen, dass bei einer entsprechenden Wahl der Modellparameter das Last-Verformungsverhalten des Versuchs mit dem numerischen Modell sehr gut wiedergegeben werden kann. Die allgemeine Näherung liefert eine gute Übereinstimmung mit dem Versuch, auch wenn die Steifigkeitswerte zu Beginn leicht überschätzt werden. Die im Versuch beobachteten plastischen Verformungen des Verbindungsmittels und des Holzes (Vergleich mit aufgesägten Versuchskörpern) stimmen ebenfalls mit den im Modell auftretenden Verformungen überein. So kommt es beispielsweise in beiden Fällen zu einer ausgeprägten Ausbildung des Fließgelenks am Rand des Schlitzblechs, das zweite Fließgelenk innerhalb des Seitenholzes dagegen ist nur in Ausnahmefällen mit bloßem Auge erkennbar.

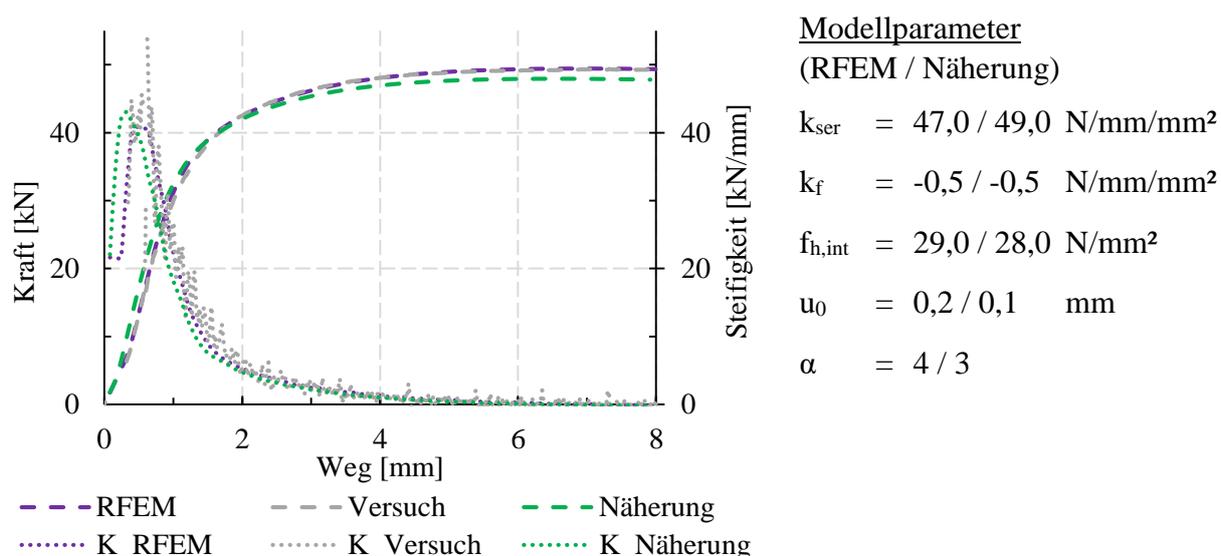


Abb. 4.16: Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (*G-SD16 11 0 2 2_Oben*), optimiertem Modell (RFEM) und gemitteltem Modell (Näherung), breites Seitenholz t_1

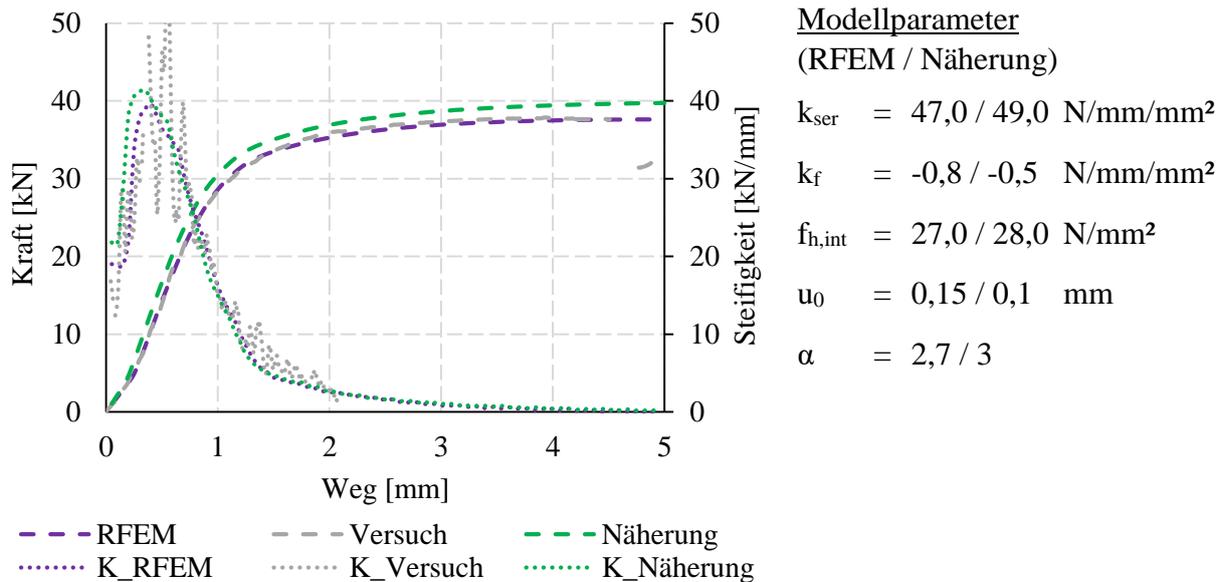


Abb. 4.17: Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (G-SD16 11 0 1_t2 1_Oben), optimiertem Modell (RFEM) und gemitteltem Modell (Näherung), mittleres Seitenholz t_2

Reduziert man die Seitenholzdicke t so weit, dass sich rechnerisch nur noch ein Fließgelenk je Scherfuge ergibt, so erhält man das Modell mit mittlerem Seitenholz t_2 . Bei entsprechender Wahl der Modellparameter kann auch hier eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Last-Verformungskurve und der Steifigkeit des Modells und des Versuchs erreicht werden (siehe Abb. 4.17). Vergleicht man den Versuch mit der allgemeinen Näherung, so werden die Steifigkeit und die Tragfähigkeit des Versuchs leicht überschätzt. Die Abweichungen in der Tragfähigkeit und der Steifigkeit können neben den starken Materialstreuungen auch durch Abweichungen der Versuchskörpergeometrie vom Soll-Maß erklärt werden. Das numerische Modell basiert stets auf idealen geometrischen Bedingungen, im realen Versuch haben sich Abweichungen im Millimeterbereich bei der Bohrloch- (Lage im Versuchskörper, Verlauf) und der Schlitzgeometrie (Breite, Lage im Versuchskörper) als normal erwiesen. Die im Versuch und im Modell beobachteten Verformungen des Seitenholzes und des Verbindungsmittels stimmen

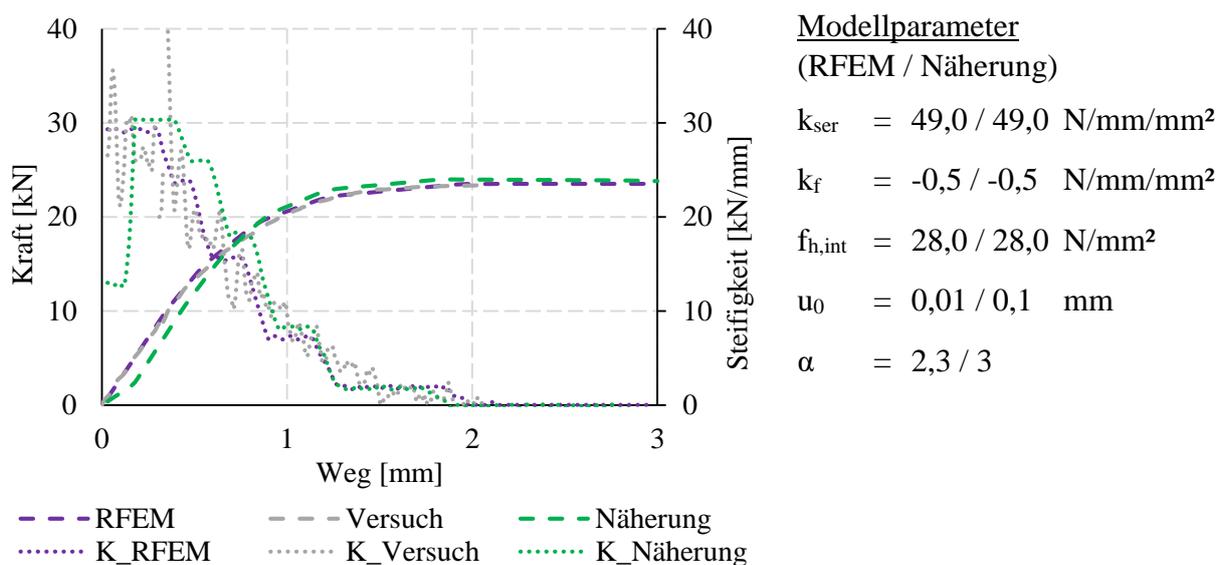


Abb. 4.18: Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (G-SD16 11 0 1_t3 3_Oben), optimiertem Modell (RFEM) und gemitteltem Modell (Näherung), schmales Seitenholz t_3

wiederum überein, sodass das Ergebnis des allgemeinen Modells als gut eingestuft werden kann.

Bei einer weiteren Reduzierung der Seitenholzdicke erhält man das Modell mit schmalen Seitenholz t_3 , das planmäßig auf Lochleibung versagt. Auch hier lässt sich durch eine geeignete Wahl der Modellparameter eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell erreichen (siehe Abb. 4.18). Im Vergleich zur allgemeinen Näherung muss vor allem der Schlupf u_0 nahezu auf Null gesetzt und der Übergangsfaktor α deutlich reduziert werden. Die Reduktion von α führt zu einem flacheren Übergang zwischen der Anfangs- und der Endtangente und somit zu einem früheren, aber kontinuierlicheren Steifigkeitsverlust. Bereits bei einer Verringerung der Seitenholzdicke von t_1 zu t_2 war eine leichte Reduktion des Übergangsfaktors erforderlich, sodass für die untersuchten Anschlüsse eine Korrelation zwischen dem Übergangsfaktor und der Seitenholzdicke t zu beobachten ist. Dies ist eventuell mit dem leichteren Ausknicken der Randbereiche aufgrund fehlender seitlicher Stützung im Vergleich zu den im Seitenholzzinneren liegenden Bereichen zu erklären. Der Anteil des schwächeren Randbereichs an der Gesamtbreite des Seitenholzes nimmt mit abnehmender Seitenholzdicke zu, was zu einer früheren Reduktion der Steifigkeit führen könnte. Ein weiterer Einflussfaktor könnte das Aufspalten des Holzes unterhalb des Verbindungsmittels quer zur Faserrichtung sein. Hier führt eine Reduktion der Seitenholzdicke ebenfalls zu einer Reduktion des stützenden Holzvolumens beziehungsweise zu einer sinkenden Umlagerungsmöglichkeit in weniger belastete Bereiche. Insgesamt kann aber auch für die allgemeine Näherung eine sehr gute Abschätzung der Tragfähigkeit und eine gute Abschätzung der Verformungen beobachtet werden.

In Tabelle 4.1 sind die aus den Versuchen rückgerechneten Bettungswerte (jeweils allgemeine Näherung für alle Seitenholzdicken) für die einzelnen Durchmesser und eine Belastung parallel zur Faserrichtung gegeben. Es ist eine leichte Zunahme der Anfangssteifigkeit k_{ser} und der Bettungsspannung $f_{h,int}$ mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser zu erkennen. Die Werte der Anfangssteifigkeit k_{ser} verhalten sich somit gegengleich zu den Ergebnissen der Bettungsversuche, bei denen eine Abnahme der Anfangssteifigkeit mit zunehmendem Durchmesser zu beobachten war. Dieser Effekt ist vermutlich auf die großen Streuungen der Eigenschaften unterschiedlicher Holzchargen zurückzuführen und kann nur mit einer deutlich größeren Anzahl an Stichproben bestätigt oder widerlegt werden. Neben den reinen Holzeigenschaften spielen dabei jedoch auch Effekte aus dem Abbund (Toleranzen, Oberflächeneigenschaften) und dem Versuchsaufbau eine Rolle (Zug- beziehungsweise Druckversuch).

Tabelle 4.1: Überblick rückgerechnete Bettungswerte für unterschiedliche Verbindungsmitteldurchmesser; zur Definition der Einzelwerte siehe auch Abb. 3.3

Serie	k_{ser} [N/mm/mm ²]	k_r [N/mm/mm ²]	$f_{h,int}$ [N/mm ²]	u_0 [mm]	α [-]
Ø 12 mm	47,0	-0,5	27,0	0,05	3,0
Ø 16 mm	49,0	-0,5	28,0	0,1	3,0
Ø 20 mm	55,0	-0,5	29,0	0,06	3,5

4.3.5.3 Belastung unter einem Winkel zur Faserrichtung

Im nächsten Schritt erfolgte die Validierung des Modells für Kraft-Faser-Winkel α größer 0° . Für den Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ wurden neben den Anschlussversuchen auch Bettungsversuche durchgeführt. Für die Winkel $\alpha = 30^\circ$ und 60° dagegen liegen nur Ergebnisse aus Anschlussversuchen vor, die Bettungswerte wurden daher iterativ bestimmt und mit Werten aus der Literatur verglichen. Eine detaillierte Auswertung der Anschlussversuche erfolgt in Kapitel 3.4.

$\alpha = 90^\circ$: Bei einer Belastung senkrecht zur Faserrichtung ($\alpha = 90^\circ$) ergibt sich sowohl für die Bettungsversuche als auch für die Anschlussversuche ein ansteigender Verlauf des plastischen Bereichs im Last-Verformungsdiagramm. Verwendet man die Mittelwerte aus den Bettungsversuchen senkrecht zur Faserrichtung als Modellparameter, erhält man die grüne Kurve (Bettung 90) in Abb. 4.19, die optimierten beziehungsweise rückgerechneten Modellparameter ergeben die lila Kurve (RFEM). Es ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der optimierten Kurve und dem Versuch zu erkennen. Auch die numerische Kurve unter Verwendung des Mittelwerts aus den Bettungsversuchen (Bettung 90) gibt den Verlauf der Versuchskurve gut wieder. Die Abweichungen zum konkreten Versuch liegen für alle Einzelparameter im Streubereich der Bettungsversuche. Somit kann auch das Modell für eine Belastung senkrecht zur Faser als validiert und verifiziert angesehen werden.

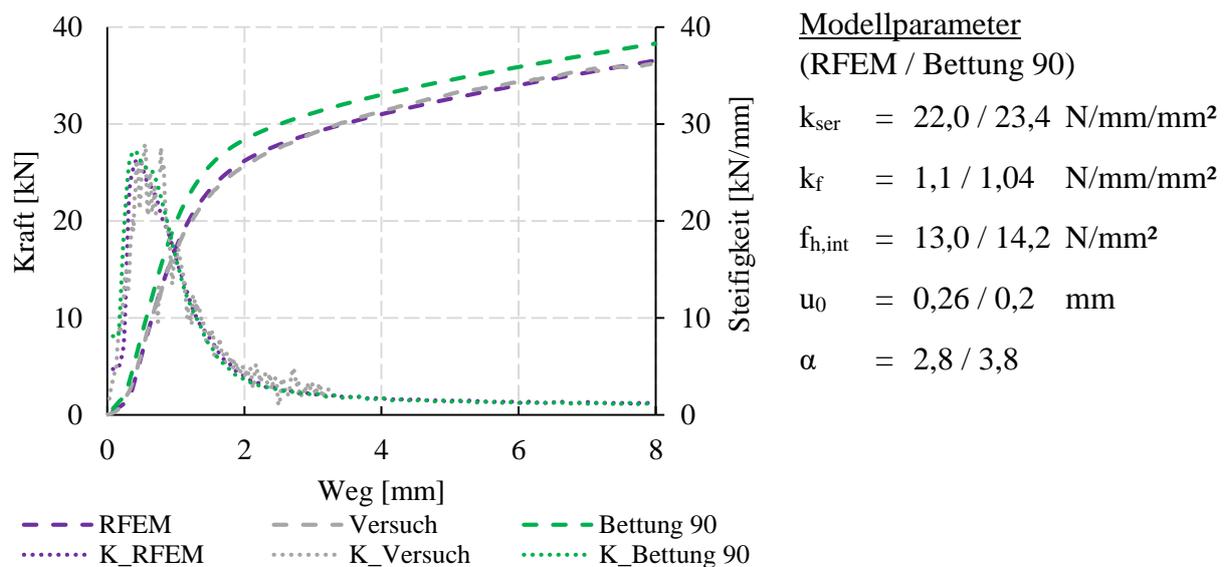


Abb. 4.19: Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (G-SD16 11 90 1_5), aus numerischem Modell mit Versuchswerten (Bettung 90) und optimiertem Modell (RFEM), unverstärkt

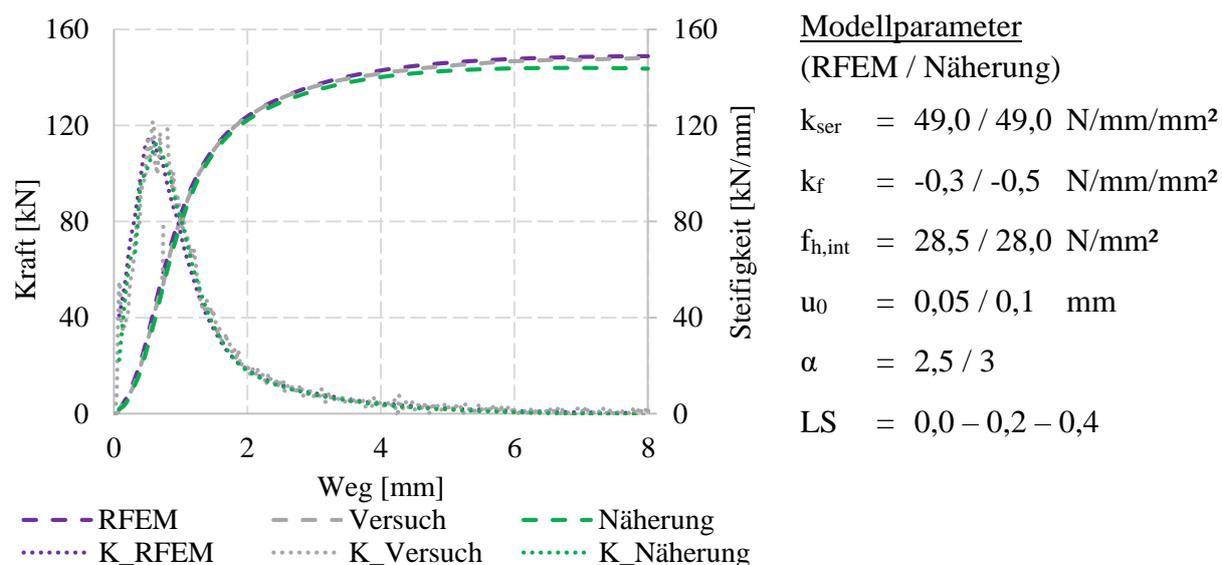
In Tabelle 4.2 sind die Modellparameter für die unterschiedlichen Kraft-Faser-Winkel α der Einzelversuche zusammengefasst. Für die Belastungsrichtungen 30° und 60° liegen keine eigenen Bettungsversuche vor und es sind daher die rückgerechneten Modellparameter gegeben, für die sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der Last-Verformungskurve und der Steifigkeit des numerischen Modells und des Versuchs ergeben. Es ist mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel eine deutliche Abnahme der Steifigkeit k_{ser} und der Bettungsspannung $f_{h,int}$ zu erkennen. Die Abnahme ist dabei zwischen 0° und 30° am größten und nimmt bei weiterer Zunahme des Kraft-Faser-Winkels ab. Für die Winkel 60° und 90° ist die plastische Steifigkeit k_f positiv, was auf den Seileffekt durch ein Einhängen der Verbindungsmittel in die Fasern und die damit einhergehenden Lastumlagerungen zurückzuführen ist.

Tabelle 4.2: Rückgerechnete Bettungswerte für unterschiedliche Kraft-Faser-Winkel

Serie	k_{ser} [N/mm/mm ²]	k_f [N/mm/mm ²]	$f_{h,int}$ [N/mm ²]	u_0 [mm]	α [-]
Ø 16 mm, 0°, NH	49,0	-0,5	28,0	0,10	3,0
Ø 16 mm, 30°, NH	27,0	-0,1	19,5	0,22	3,3
Ø 16 mm, 60°, NH	20,0	1,1	14,0	0,10	3,2
Ø 16 mm, 90°, NH	22,0	1,1	13,0	0,26	2,8

4.3.5.4 Verbindungsmittelgruppen

Bei Verbindungsmittelgruppen hat neben den bereits bei den Einzelverbindungsmitteln vorgestellten Kenngrößen auch das Lochspiel zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech einen Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten. Die Löcher im Schlitzblech wurden für alle Durchmesser stets 1 mm größer als der Nenndurchmesser des Verbindungsmittels gefertigt. Durch Toleranzen bei der Bohrung der Löcher im Holzbauteil liegt daher nach dem Zusammenbau der Versuchskörper für jedes Verbindungsmittel ein individuelles Lochspiel zwischen 0 mm und 1 mm in Krafrichtung zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech vor. Außerdem kann das Verbindungsmittel auch quer zur Krafrichtung zwischen 0 mm und 0,5 mm von der Zentrumslage abweichen. Für die Nachrechnung der Anschlussgruppen mit 1x3 beziehungsweise 1x5 Verbindungsmitteln wurde ein gleichmäßig zunehmendes Lochspiel (LS) angenommen. So wurde beispielsweise für die Verbindung mit drei Verbindungsmitteln für das 1. Verbindungsmittel kein Lochspiel, für das 2. ein Lochspiel von 0,2 mm und für das 3. ein Lochspiel von 0,4 mm angesetzt.

**Abb. 4.20:** Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (G-SD16 13 0 2 2_Unten), optimiertem Modell (RFEM) und gemitteltem Modell (Näherung), mittig verstärkt

In Abb. 4.20 ist der Vergleich zwischen dem auf den Einzelversuch optimierten numerischen Modell („RFEM“), dem numerischen Modell mit gemittelten Eingangswerten aus den Versuchen mit einem einzelnen Verbindungsmittel („Näherung“) und dem Versuch *G-SD16 13 0 2 2_Unten* („Versuch“) dargestellt. Für das gewählte Lochspiel von 0,0 mm – 0,2 mm – 0,4 mm ergibt sich sowohl im Anfangsbereich als auch im Übergangsbereich und für das plastische Plateau eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem numerischen Modell und dem Versuch. Der Übergangsfaktor α muss für die optimierte Lösung im Vergleich zur Näherung leicht verringert werden, die plastische Steifigkeit k_f und die Bettungsspannung $f_{h,int}$ müssen leicht erhöht werden. Aber auch die gemittelten Eingangswerte (Näherung) liefern, vor allem zu Beginn, bereits eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Versuch. Auch die Steifigkeit der Verbindung wird durch das Modell sehr gut wiedergegeben.

Für die Verbindung mit 1x5 Verbindungsmitteln ergeben sich bei einem Lochspiel von 0,0 mm - 0,2 mm - 0,4 mm - 0,6 mm - 0,8 mm die in Abb. 4.21 dargestellten numerischen Kurven. Die Kurve mit gemittelten Eingangswerten (Näherung) liefert dabei für den Versuch *G-SD16 15 0 2 2_Oben* etwas zu hohe Tragfähigkeiten, der Anfangsbereich der Last-Verformungskurve und die Steifigkeit werden jedoch bereits sehr gut abgebildet. Durch geringfügige Anpassungen der Näherung lässt sich auch für den Anschluss mit 1x5 Verbindungsmitteln eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Modell und Versuch erzielen. So müssen vor allem die Spannung $f_{h,int}$ und der Übergangsfaktor α etwas reduziert werden, um eine bessere Übereinstimmung zu erhalten.

Das Modell liefert somit auch für Verbindungen mit mehr als einem Verbindungsmittel gute Ergebnisse. Dabei sollte jedoch das vorhandene Lochspiel berücksichtigt werden, um die Steifigkeit zu Beginn nicht zu überschätzen.

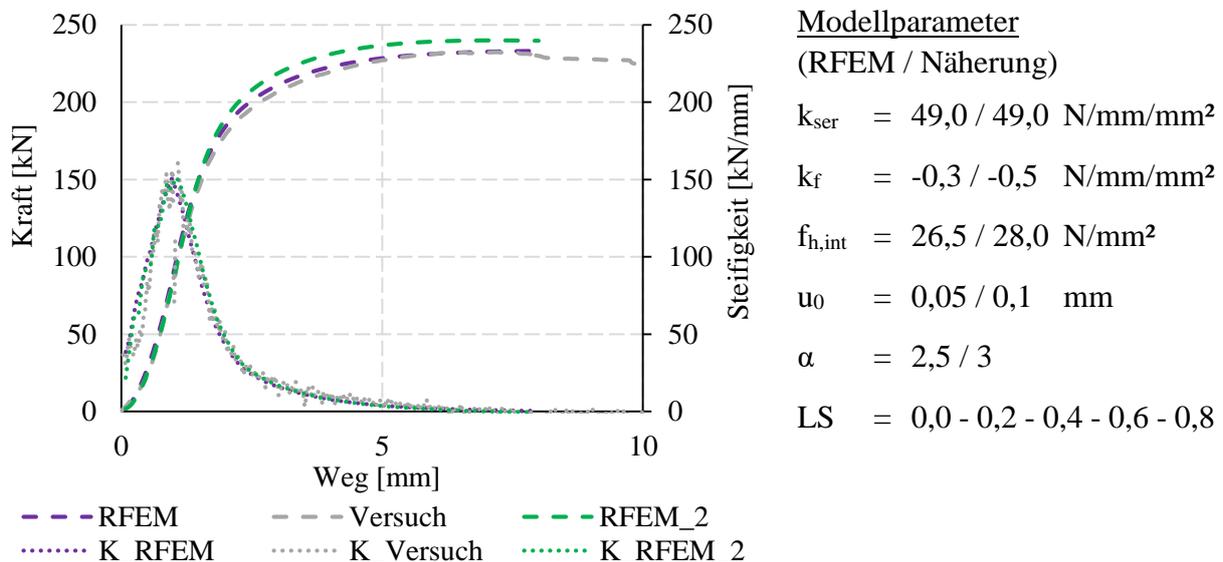


Abb. 4.21: Vergleich LVK und Steifigkeiten aus Versuch (*G-SD16 15 0 2 2_Oben*), optimiertem Modell (RFEM) und gemitteltem Modell (Näherung), mittig verstärkt

4.3.6 Zusammenfassung

Die gefundene Näherungslösung ist in der Lage neben variierenden Seitenholzabmessungen auch eine Variation der Anzahl der Verbindungsmittel zu berücksichtigen. Durch ein leichtes Modifizieren der Modellparameter und die Berücksichtigung des Lochspiels der Verbindung kann eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem numerischen Modell und den einzelnen Versuchen erreicht werden. In Abb. 4.22 sind die einzelnen Versuchsergebnisse (grau) und die Mittelwerte der Serien (rot) mit einem einzelnen mittig verstärkten Verbindungsmittel (G-SD16 11 0 2) und der mittig verstärkten Verbindungsmittelgruppen mit drei und fünf Verbindungsmitteln (G-SD16 13 0 2, G-SD16 15 0 2) den Ergebnissen des numerischen Modells (grün) unter Verwendung der allgemeinen Näherung als Modellparameter gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass für das einzelne Verbindungsmittel und die Gruppe mit 1x3 Verbindungsmitteln die numerische Lösung für alle Versuchsergebnisse eine gute Näherung sowohl im Anfangsbereich als auch im Traglastbereich darstellt. Für die Versuche mit 1x5 Verbindungsmitteln kommt es im Bereich des plastischen Plateaus tendenziell zu einer Überschätzung der Tragfähigkeit durch das numerische Modell. Dies ist dadurch zu erklären, dass es bei der Gruppe mit 1x5 Verbindungsmitteln aufgrund der hohen Ausnutzung des Holzquerschnitts trotz der eingesetzten Verstärkungsmaßnahmen teilweise zu einem Aufspalten des Holzes kam, bevor sich das plastische Plateau vollständig ausbilden konnte. Dieses Aufspalten und die damit einhergehende Reduktion der Steifigkeit und die Vergrößerung des Hebelarms zur Fließgelenkbildung des Verbindungsmittels können durch das numerische Modell aktuell nicht berücksichtigt werden. Um den Einfluss des Aufspaltens auf die Tragfähigkeit der Verbindungsmittelgruppe im Modell zu berücksichtigen, könnte für die einzelnen Verbindungsmittel eine Abminderung der plastischen Tragfähigkeit der Bettung des Holzes in Abhängigkeit der Anzahl der Verbindungsmittel erfolgen. Eine andere Möglichkeit wäre die Modifikation der Kopplung der einzelnen Verbindungsmittel, sodass das Versagen des Holzquerschnitts auf Zug in Längs- und Querrichtung berücksichtigt werden kann. Da der Fokus dieser Arbeit jedoch auf der Anfangssteifigkeit der untersuchten Verbindungen liegt und die Modelle für diesen Bereich bereits sehr gute Ergebnisse liefern, wurde an dieser Stelle keine weitere Anpassung des numerischen Modells vorgenommen.

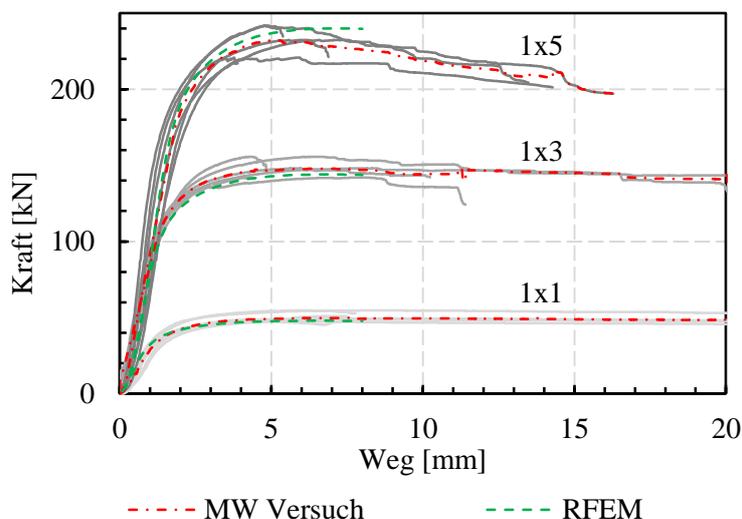


Abb. 4.22: Vergleich Versuchsergebnisse mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppen mit 1x1, 1x3 und 1x5 Verbindungsmittel \varnothing 16mm mit der numerischen Näherung (RFEM)

4.4 Auswertung des Last-Verformungsverhaltens

Nachfolgend wird das Verhalten des Verbindungsmittels und der Holzmatrix mit zunehmender Belastung für eine Verbindung mit einem einzelnen Verbindungsmittel $\varnothing 16$ mm genauer betrachtet. In Abb. 4.23 sind dazu die charakteristischen Punkte der Last-Verformungskurve des untersuchten Anschlusses (*G-SD16 11 0 1*) im Detail ausgewertet. Bereits bei einer Anschlussverformung von ca. 0,4 mm beginnt das Holz am Rand des Schlitzes zu plastizieren (1). Die Steifigkeit nimmt nach dem Beginn des Plastizierens zuerst relativ langsam ab (vgl. auch Abb. 4.4), jedoch sind bereits große Auswirkungen auf die Gesamtsteifigkeit des Anschlusses zu beobachten (siehe gepunktete Kurve in Abb. 4.23). Die Anschlusssteifigkeit nimmt aufgrund des Plastizierens des Holzes rapide ab und hat sich bei ca. 1 mm Anschlussverformung bereits halbiert. Bei ca. 0,8 mm Anschlussverformung beginnt sich das 1. Fließgelenk (FG) am Rand des Schlitzblechs auszubilden (2), bei ca. 1,4 mm Anschlussverformung ist dieses bereits nahezu vollständig ausgebildet (3). Die Anschlusssteifigkeit fällt nach dem Ausbilden des 1. Fließgelenks im weiteren Verlauf weniger stark ab, was auf einen zunehmenden Anteil der Stahlverformung an der Gesamtverformung zurückzuführen ist. Dadurch verringert sich der Anteil der Holzverformung und somit auch der Verlust der Gesamtsteifigkeit. Das Plastizieren des Seitenholzes setzt sich daraufhin immer weiter von der Mitte zum Rand hin fort, was mit einer weiteren Reduktion der Anschlusssteifigkeit einhergeht. Bei ca. 1,6 mm Anschlussverformung beginnt das Seitenholz auf Grund des Abstützens des Verbindungsmittels am äußeren Rand zu fließen (4). Bei ca. 5,8 mm Anschlussverformung ist das Seitenholz zwischen Innenseite (Schlitz) und dem Drehpunkt im Seitenholz bereits zu 80 % plastiziert (5) und die Steifigkeit ist nahezu Null. Ab einer Verformung von ca. 7,2 mm beginnt sich aufgrund des durch das Plastizieren des Holzes vergrößerten Hebelarms das 2. Fließgelenk im Verbindungsmittel auszubilden (6). Eine vollständige Ausbildung wird bis zu einer Anschlussverformung von 8 mm jedoch nicht erreicht.

Der Verlauf der Bettungskräfte im Seitenholz ist für verschiedene Stufen der Gesamtanschlussverformung in Abb. 4.24 gegeben. Dieser veranschaulicht das fortschreitende Plastizieren des Seitenholzes mit zunehmender Anschlussverformung.

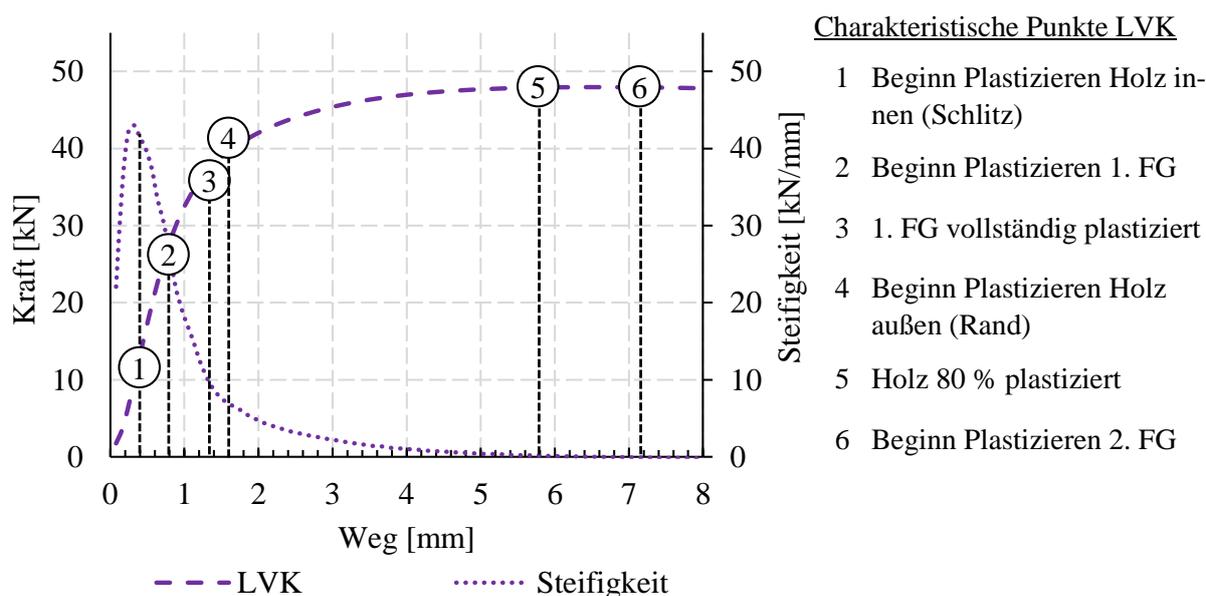


Abb. 4.23: Detailbetrachtung LVK und Steifigkeit eines Anschlusses mit einem Einzelstabdübel $\varnothing 16$ mm mit breitem Seitenholz ($t = 112$ mm)

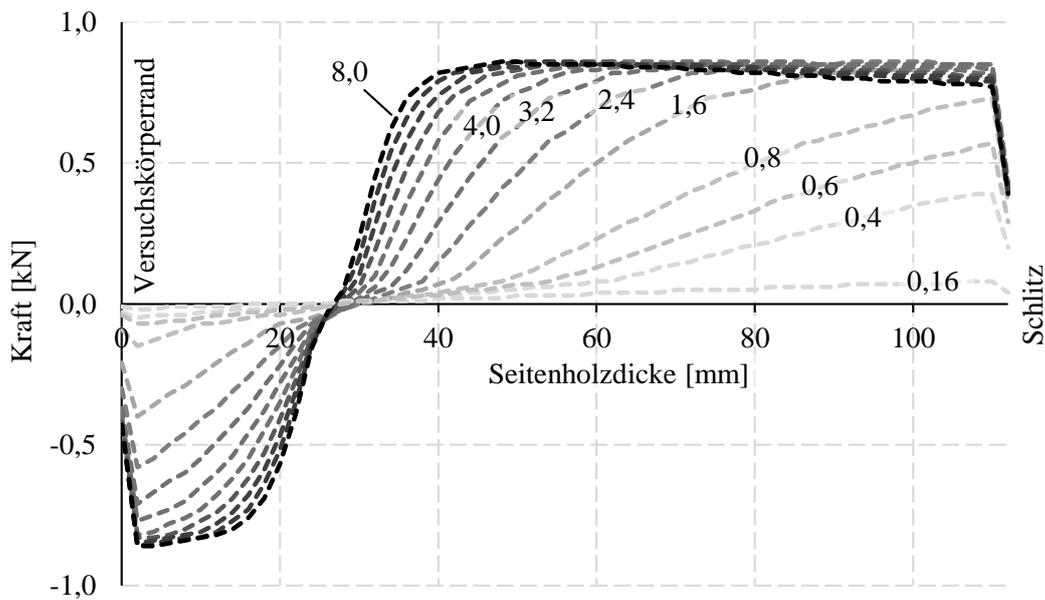


Abb. 4.24: Verlauf der Bettungskräfte je Feder im Seitenholz ($t = 112 \text{ mm}$) mit zunehmender Anschlussverformung (0,16 mm bis 8,0 mm)

Es kann somit festgestellt werden, dass das Plastizieren des Holzes bereits bei einer sehr geringen Anschlussverformung beginnt und dabei einen großen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit hat. Die Ausbildung des ersten Fließgelenks zeigt nur insofern eine Auswirkung auf die Anschlusssteifigkeit, als diese den Anteil der Verformung des Holzes an der Gesamtverformung verringert und somit ebenso die Abnahme der Steifigkeit durch das weitere Plastizieren des Holzes. Aufgrund der Überfestigkeit des Verbindungsmittels kann sich bei der gewählten Seitenholzdicke das zweite Fließgelenk nicht wie gewünscht ausbilden. Die Parameterstudie (vgl. Kapitel 4.5) hat gezeigt, dass sich der Anschluss mit den vorliegenden geometrischen und materialspezifischen Randbedingungen in einem Übergangsbereich zwischen den Johansen-Fällen mit einem Fließgelenk je Scherfuge und zwei Fließgelenken je Scherfuge befindet.

4.5 Parameterstudie

4.5.1 Allgemeines

Um den Einfluss der einzelnen geometrischen und materialspezifischen Randbedingungen auf das Last-Verformungsverhalten quantifizieren zu können und um den Parameterumfang des Versuchsprogramms insgesamt zu vergrößern, wurde mit dem validierten RFEM-Modell eine numerische Parameterstudie durchgeführt. Als Ausgangs- und Vergleichsstufe wurde dabei das Modell eines einzelnen Stabdübels mit dem Durchmesser 16 mm und der Seitenholzdicke $t = 112$ mm herangezogen, das der Versuchsserie *G-SD16 11 0 1* entspricht. In einem ersten Schritt wurden die Einflussgrößen der Holzbettung (k_{ser} , k_f , $f_{h,int}$, α) variiert, anschließend die Seitenholzdicke und die Anzahl der Verbindungsmittel. Außerdem wurde der Einfluss des Lochspiels und der Stahlgüte näher betrachtet.

4.5.2 Bettungsparameter des Holzes

4.5.2.1 Anfangssteifigkeit k_{ser}

Die Anfangssteifigkeit k_{ser} gibt vor, wie groß die Steifigkeit des Bettungsbereichs vor Beginn des Plastizierens ist, siehe auch Abb. 3.3. Um deren Einfluss auf das Gesamtverformungsverhalten zu verdeutlichen, wurde diese in Schritten von 10 N/mm/mm² von 30 N/mm/mm² auf 70 N/mm/mm² erhöht. Die sich dabei jeweils ergebenden Bettungskurven des Holzes sind in Abb. 4.25 dargestellt. Die Anfangssteifigkeit des Vergleichsmodells liegt mit 49 N/mm/mm² in etwa in der Mitte des variierten Bereichs (rote Kurve). Eine Verringerung der Anfangssteifigkeit k_{ser} bewirkt neben einem flacheren Verlauf der Bettungskurve zu Beginn auch einen flacheren Übergang zwischen dem elastischen und dem plastischen Bereich. Auch die maximale Bettungsspannung sinkt durch den flacheren Übergang mit abnehmender Steifigkeit k_{ser} . Nach dem Abschluss des Übergangsbereichs ist für die einzelnen Kurven jedoch kein Unterschied mehr vorhanden.

Vergleicht man die Steifigkeit und die Last-Verformungskurve des Anschlusses in Abb. 4.26 für die unterschiedlichen Anfangssteifigkeiten k_{ser} , so ist eine Zunahme der Anschlusssteifigkeit mit zunehmender Anfangssteifigkeit k_{ser} zu erkennen. Die Zunahme der Anschlusssteifigkeit erfolgt dabei jedoch unterproportional, das heißt der Zuwachs der Anschlusssteifigkeit

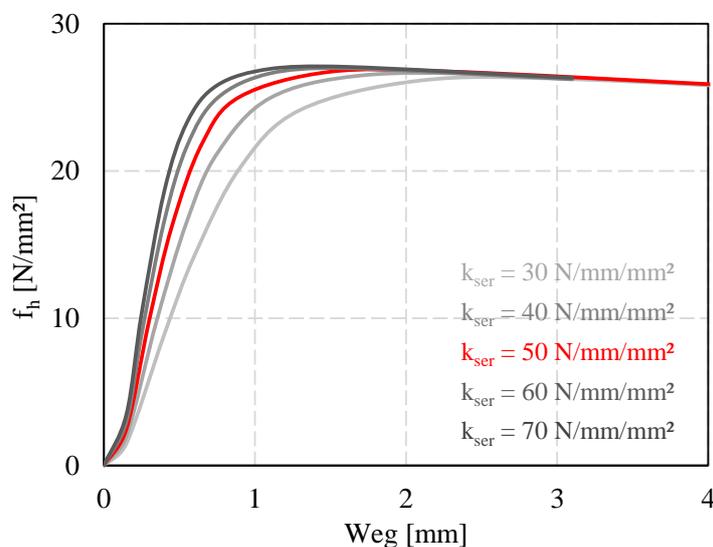


Abb. 4.25: Vergleich Verlauf Bettungsspannung Holz für unterschiedliche Werte von k_{ser}

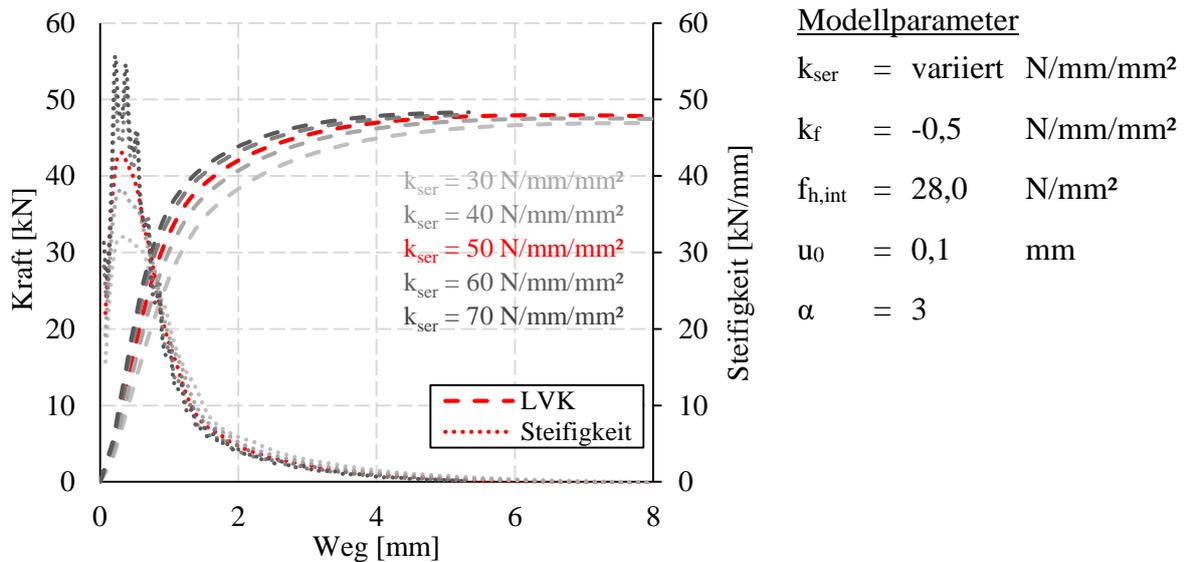


Abb. 4.26: Einfluss der Anfangssteifigkeit k_{ser} auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm und breitem Seitenholz t_1

nimmt mit zunehmender Anfangssteifigkeit der Bettung ab. Zusätzlich zur Zunahme der Anschlusssteifigkeit ist mit zunehmender Anfangssteifigkeit der Bettung auch eine Verringerung des Radius des Übergangsbereichs zu beobachten. Eine geringere Anfangssteifigkeit hat somit einen flacheren Übergang zwischen Anfangsbereich und plastischem Bereich zur Folge. Auf die Steifigkeit im plastischen Bereich hat eine Änderung der Anfangssteifigkeit k_{ser} des Holzes keine Auswirkung. Man kann somit feststellen, dass die bereits für die Bettungskurven beobachteten Effekte direkte Auswirkungen auf die Last-Verformungskurve des Anschlusses haben und dort ebenfalls beobachtet werden können.

4.5.2.2 Plastische Steifigkeit k_f

Die plastische Steifigkeit k_f bestimmt das Bettungsverhalten im plastischen Bereich, siehe auch Abb. 3.3. Ist k_f größer Null kann die Bettungsspannung im Holz nach dem Übergang in den plastischen Bereich durch Verfestigungseffekte oder Lastumlagerungen weiter gesteigert werden. Ist k_f kleiner Null nimmt die aufnehmbare Bettungsspannung des Holzes im plastischen Bereich ab. Um den Einfluss der plastischen Steifigkeit k_f des Holzes auf das Anschlussverhalten zu veranschaulichen, wurde diese in Schritten von 1 N/mm/mm² von 1,5 N/mm/mm² auf -2,5 N/mm/mm² reduziert. Die plastische Steifigkeit des Referenzmodells liegt mit -0,5 N/mm/mm² wiederum in der Mitte des variierten Bereichs (rote Kurve in Abb. 4.27). Eine Abnahme der Steifigkeit k_f führt zu einer Abnahme des Verlaufs der Bettungskurve im plastischen Bereich. Außerdem nimmt bei einer Abnahme von k_f die maximale Bettungsspannung deutlich ab, da der Spannungswert $f_{h,int}$ unverändert bleibt. Auf den Anfangsbereich der Bettungskurve hat die plastische Steifigkeit k_f dagegen keine Auswirkungen.

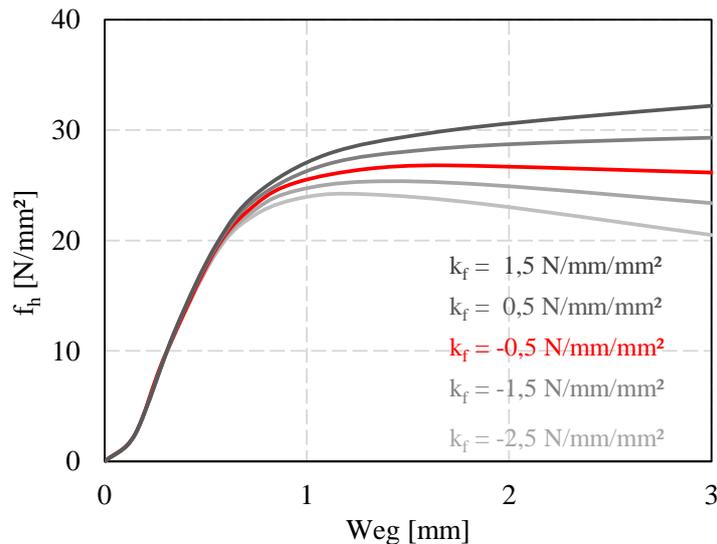


Abb. 4.27: Vergleich Verlauf Bettungsspannung Holz für unterschiedliche Werte von k_f

Am Verlauf der Last-Verformungskurven mit unterschiedlichen Werten von k_f in Abb. 4.28 ist zu erkennen, dass die plastische Steifigkeit einen großen Einfluss auf das Gesamtverformungsverhalten des Anschlusses hat. Liegen Werte größer Null für k_f vor, so ist eine deutliche Laststeigerung nach dem Übergang in den plastischen Bereich zu erkennen. Für Werte von k_f kleiner Null ist im plastischen Bereich des Anschlusses ebenso eine deutliche Abnahme der Tragfähigkeit zu erkennen. Durchschnittlich ist bei einer Anschlussverformung von 8 mm eine Zunahme der Tragfähigkeit um etwa 7 kN für eine Zunahme der plastischen Steifigkeit k_f um 1 N/mm/mm² zu beobachten. Die Anschlusssteifigkeit im plastischen Bereich hängt folglich ebenfalls stark von der plastischen Steifigkeit der Bettung ab, die Anfangssteifigkeit des Anschlusses dagegen wird nicht von der plastischen Steifigkeit der Bettung beeinflusst. Es kann somit festgestellt werden, dass das Verhalten der Bettung im plastischen Bereich einen sehr großen Einfluss auf die Tragfähigkeit und Reststeifigkeit des Anschlusses hat, sich aber kaum auf die Anfangssteifigkeit auswirkt.

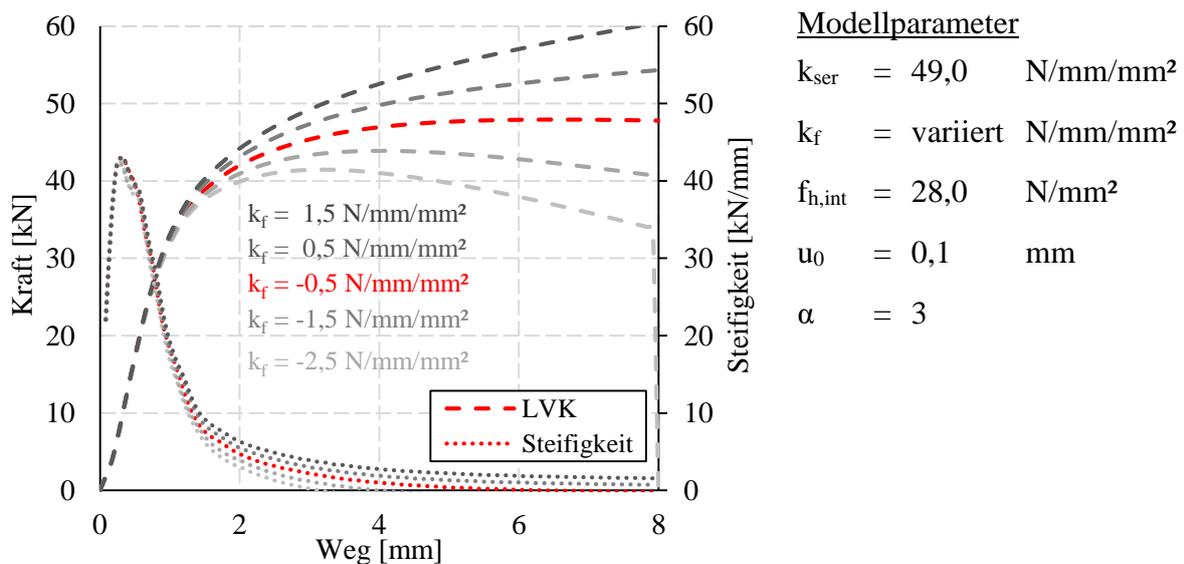


Abb. 4.28: Einfluss der plastischen Steifigkeit k_f auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm und breitem Seitenholz t_1

4.5.2.3 Bettungsspannung $f_{h,int}$

Die Bettungsspannung $f_{h,int}$ gibt den Schnittpunkt der Verlängerung einer Geraden durch den plastischen Bereich mit der Steigung k_f mit der um u_0 verschobenen y-Achse an (siehe auch Abb. 3.3). Die Spannung $f_{h,int}$ ist somit nicht gleichbedeutend mit der maximalen Bettungsspannung $f_{h,max}$, sondern ist lediglich ein Parameter zur Beschreibung des Bettungsverhaltens und kann daher deutlich vom Maximalwert abweichen. Erhöht man die Bettungsspannung $f_{h,int}$ in Schritten von 2 N/mm² von 24 N/mm² auf 32 N/mm² so ergeben sich die Bettungskurven in Abb. 4.29. Die Bettungsspannung des Referenzfalls liegt mit 28 N/mm² in der Mitte des variierten Bereichs (rote Kurve). Es ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Bettungsspannung $f_{h,int}$ zu einer Verschiebung des plastischen Bereichs in y-Richtung um den entsprechenden Betrag führt. Auswirkungen auf den Anfangs- oder Übergangsbereich der Bettungskurve sind nicht zu erkennen.

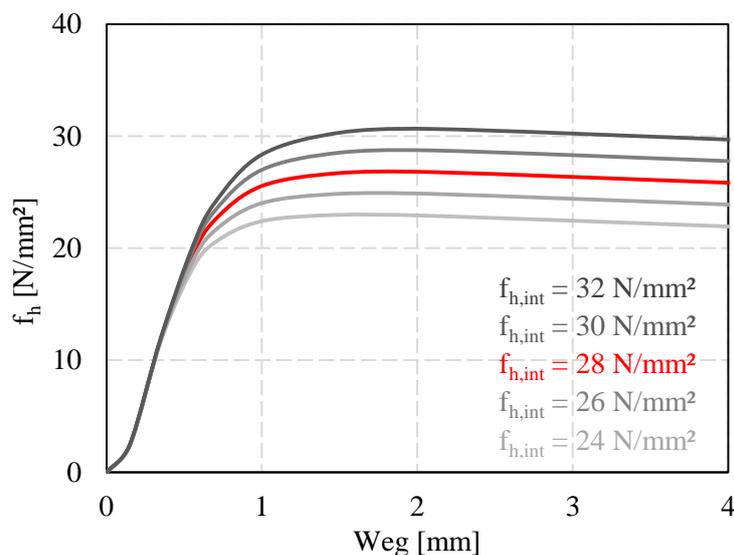


Abb. 4.29: Vergleich Verlauf Bettungsspannung Holz für unterschiedliche Werte von $f_{h,int}$

In Abb. 4.30 sind die resultierenden Last-Verformungskurven und die zugehörigen Steifigkeiten des Gesamtanschlusses gegeben. Es ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Bettungsspannung $f_{h,int}$ im untersuchten Bereich zu einer proportionalen Zunahme der Traglast des Anschlusses führt. Auf die maximale Anschlusssteifigkeit dagegen wirkt sich die Erhöhung der Bettungsspannung $f_{h,int}$ nicht aus. Dies ist damit zu erklären, dass die maximale Steifigkeit des Anschlusses mit dem Beginn des Plastizierens des Holzes erreicht wird. Bei weiterer Verformungszunahme nimmt die Bettungsspannung des Holzes zwar bis zum Erreichen der maximalen Bettungsspannung weiter zu, die Anschlusssteifigkeit kann jedoch nicht weiter gesteigert werden. Da sich $f_{h,int}$ aufgrund der gewählten Diskretisierung nur auf den Maximalwert der Bettungsspannung auswirkt und nicht auf den Beginn des Plastizierens, ist kein Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit vorhanden. Bei einer feineren Diskretisierung der Bettungskurve (hier neun Einzelpunkte verwendet) würde sich eine leichte Erhöhung der maximalen Spannung ergeben, da die Bettungskurve bei einer Erhöhung der Bettungsspannung $f_{h,int}$ etwas später zu plastizieren beginnen würde. Der Beginn des Plastizierens ist in Abb. 4.29 etwas oberhalb von 10 N/mm² an dem leichten Knick der Bettungskurve zu erkennen.

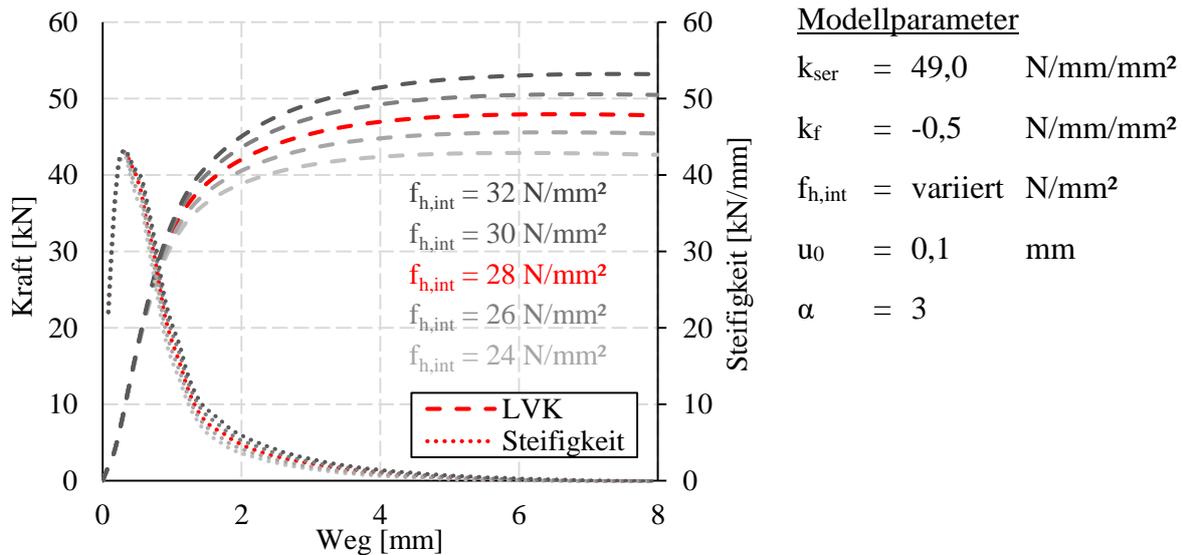


Abb. 4.30: Einfluss der Bettungsspannung $f_{h,int}$ auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm und breitem Seitenholz t_1

4.5.2.4 Übergangsfaktor α

Der Übergangsfaktor α beeinflusst den Radius des Übergangsbereichs zwischen dem elastischen Anfangsbereich und dem plastischen Bereich, siehe auch Kapitel 2.3.8. Je größer α wird, desto kleiner wird dabei der Übergangsradius beziehungsweise desto kleiner wird der Übergangsbereich. In Abb. 4.31 sind die unterschiedlichen Bettungskurven für einen in Einzelschritten variierten Übergangsfaktor gegeben. Der Faktor α wurde dabei von 1 bis 5 variiert, für den Referenzfall liegt α bei 3. Der Einfluss auf das Bettungsverhalten nimmt mit kleiner werdenden Werten von α überproportional zu.

In Abb. 4.32 ist zu erkennen, dass der Einfluss einer Zunahme von α auf die Last-Verformungskurve bei einer Änderung von $\alpha = 1$ zu $\alpha = 2$ deutlich größer ist als von $\alpha = 4$ zu $\alpha = 5$. Ab einem Wert von 3 wirkt sich eine Zunahme von α nur noch gering auf die Tragfähigkeit und die Steifigkeit aus. Bei einer Abnahme unterhalb eines Werts von 3 dagegen ist eine deutlich überproportionale Abnahme der Steifigkeit und der Tragfähigkeit des Anschlusses zu beobachten.

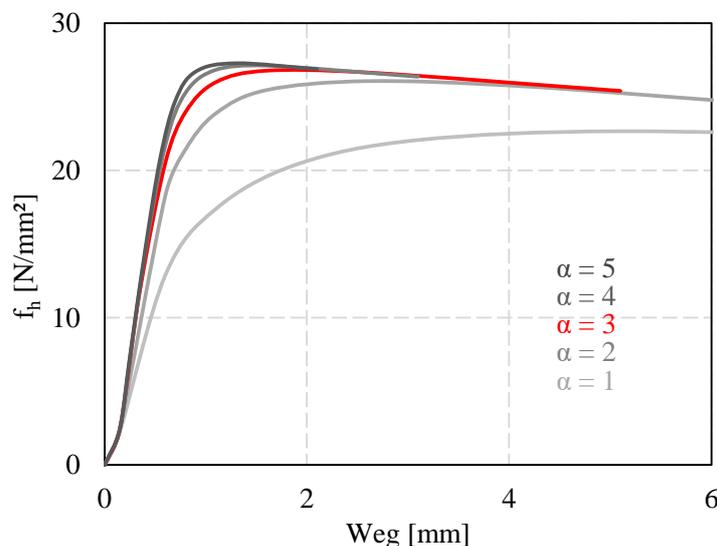


Abb. 4.31: Vergleich Verlauf Bettungsspannung Holz für unterschiedliche Werte α

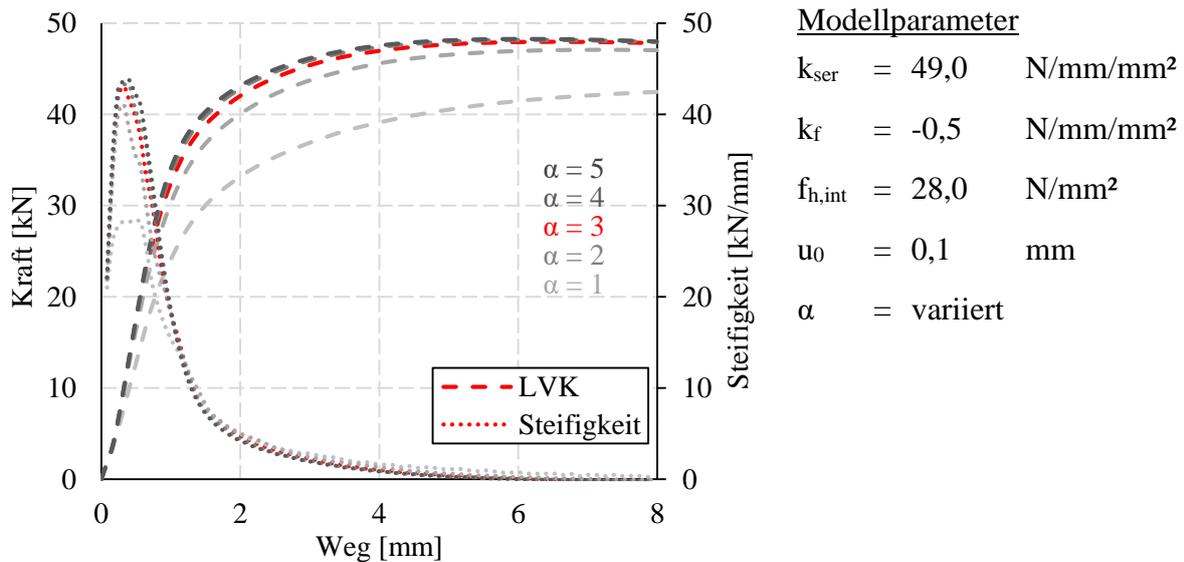


Abb. 4.32: Einfluss des Übergangsfaktors α auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm und breitem Seitenholz t_1

4.5.2.5 Anfangsschlupf u_0

Der Anfangsschlupf u_0 gibt den Schnittpunkt der Geraden durch den elastischen Anfangsbereich mit der Steigung k_{ser} und der x-Achse an. Der Anfangsschlupf entsteht durch Rauigkeiten der Bohrlochoberfläche oder Toleranzen in der Bohrlochgeometrie. In Abb. 4.33 sind die Bettungskurven für einen in 0,05 mm-Schritten von 0,0 mm zu 0,2 mm variierten Anfangsschlupf u_0 dargestellt. Der Anfangsschlupf des Referenzfalls liegt mit 0,1 mm in der Mitte des variierten Bereichs. Bis der Anfangsschlupf abgebaut ist, wird eine Reststeifigkeit von $0,5 \cdot k_{ser}$ angenommen. Dies führt zu einem stabileren Konvergenzverhalten des numerischen Modells und entspricht im Mittel dem im Versuch beobachteten Verhalten. Es ist zu erkennen, dass eine Zunahme des Anfangsschlupfs u_0 eine Parallelverschiebung der Bettungskurve in x-Richtung bewirkt, wobei der Startpunkt der unbeeinflussten Kurve auf der Geraden mit der Reststeifigkeit liegt.

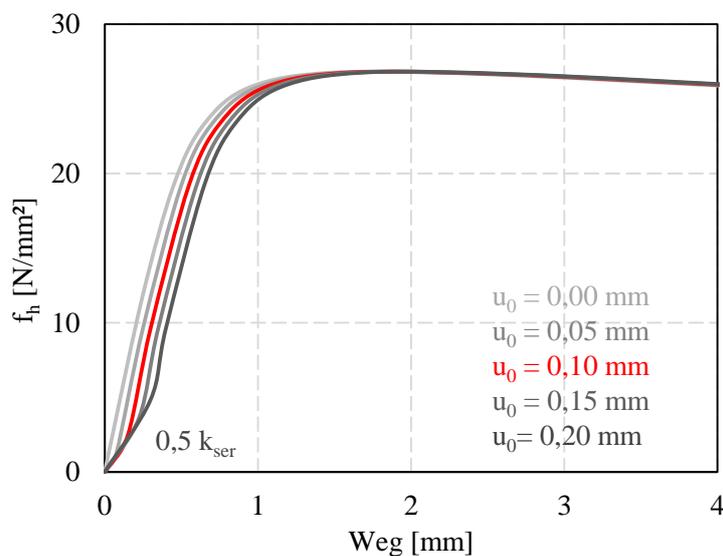


Abb. 4.33: Vergleich Verlauf Bettungsspannung Holz für unterschiedliche Werte u_0

Das bei den Bettungskurven beobachtete Verhalten lässt sich grundsätzlich auch bei den Last-Verformungskurven des Anschlusses beobachten (siehe Abb. 4.34). Durch die anfangs um 50 % reduzierte Steifigkeit (bis u_0 abgebaut ist), fängt auch die Steifigkeit des Anschlusses erst bei einer größeren Anschlussverformung an zu steigen. Dies hat zur Folge, dass mit zunehmendem u_0 die maximale Anschlusssteifigkeit abnimmt, da die ersten Bereiche des Holzes bereits zu fließen beginnen, bevor sich die maximale Anschlusssteifigkeit ohne Schlupf ausbilden kann. Der Anfangsschlupf des Bettungsbereichs hat somit direkt und indirekt einen großen Einfluss auf die maximale Steifigkeit des Anschlusses.

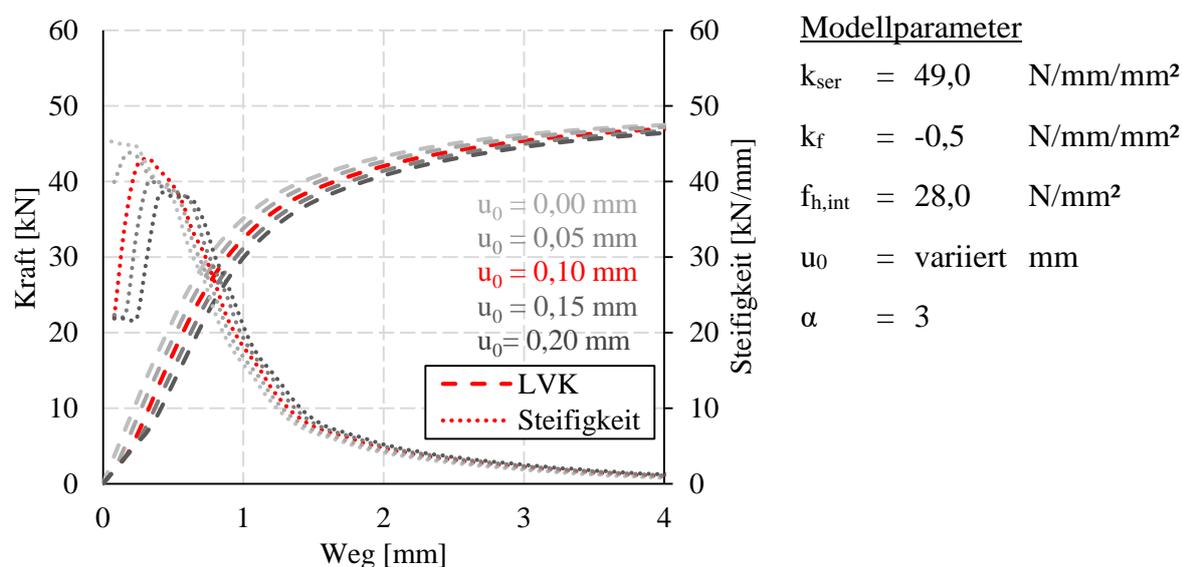


Abb. 4.34: Einfluss des Anfangsschlupfs u_0 auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm und breitem Seitenholz t_1

4.5.2.6 Zusammenfassung

Es zeigt sich, dass die Anfangssteifigkeit k_{ser} und der Anfangsschlupf u_0 einen großen Einfluss auf die Anfangssteifigkeit des Anschlusses haben. Vor allem die Auswirkungen des Anfangsschlupfs sind dabei deutlich größer als erwartet. Der Übergangsfaktor α wirkt sich erst für Werte kleiner 3 deutlich auf die Anschlusssteifigkeit aus, die plastische Steifigkeit k_f und die Bettungsspannung $f_{h,\text{int}}$ haben keinen Einfluss.

4.5.3 Bettungsparameter Stahl

Um den Einfluss der Bettungsparameter des Stahls zu verdeutlichen, wurden verschiedene Fälle untersucht. Die einzelnen Varianten sind dabei an den numerischen Biegeversuchen aus Kapitel 4.3.3 angelehnt und wie folgt charakterisiert:

- Variante 1: Keine Nachgiebigkeit im Bettungsbereich, keine Rotationsfeder an den Randfedern
- Variante 2: Nachgiebigkeit im Bettungsbereich, keine Rotationsfeder an den Randfedern
- Variante 3: Nachgiebigkeit im Bettungsbereich, Rotationsfeder an den Randfedern
- Variante 4: Keine Nachgiebigkeit im Bettungsbereich, Rotationsfeder an den Randfedern

Die resultierenden Last-Verformungskurven und Steifigkeiten sind in Abb. 4.35 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass Variante 1 zu Beginn eine höhere Steifigkeit aufweist als das Referenzmodell (Variante 3, rot), im Bereich der Maximallast stimmen die beiden Kurven jedoch wieder

größtenteils überein. Dies liegt daran, dass der Bettungsbereich nichts zur Gesamtverformung des Anschlusses beiträgt, sich die Fließgelenke aber wie gewünscht am Rand des Schlitzblechs ausbilden. Variante 2 weist ähnliche Steifigkeitswerte wie der Referenzfall auf, jedoch liegt die Maximallast des Versuchs auf einem niedrigeren Lastniveau. Für Variante 2 entsteht nun ein Verformungsanteil aus dem Bettungsbereich des Schlitzblechs, allerdings wird die Tragfähigkeit durch die Fließgelenkbildung in Schlitzblechmitte im Vergleich zum Referenzfall reduziert. Variante 4 unterscheidet sich kaum von Variante 1, da sich die Fließgelenke bereits ohne die zusätzliche Rotationssteifigkeit an den Randfedern am Rand des Schlitzblechs ausbilden. Die Rotationssteifigkeit zeigt somit keinen zusätzlichen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit.

Die im Biegeversuch aufgetretenen Effekte konnten auch am Gesamtmodell beobachtet und die Ergebnisse der Biegeversuche somit nochmals bestätigt werden. Der Einfluss des Bettungsverhaltens zwischen dem Verbindungsmittel und dem Schlitzblech ist dabei jedoch sowohl auf die Anschlusssteifigkeit als auch auf die Traglast der Verbindung deutlich größer als erwartet und sollte daher nicht vernachlässigt werden.

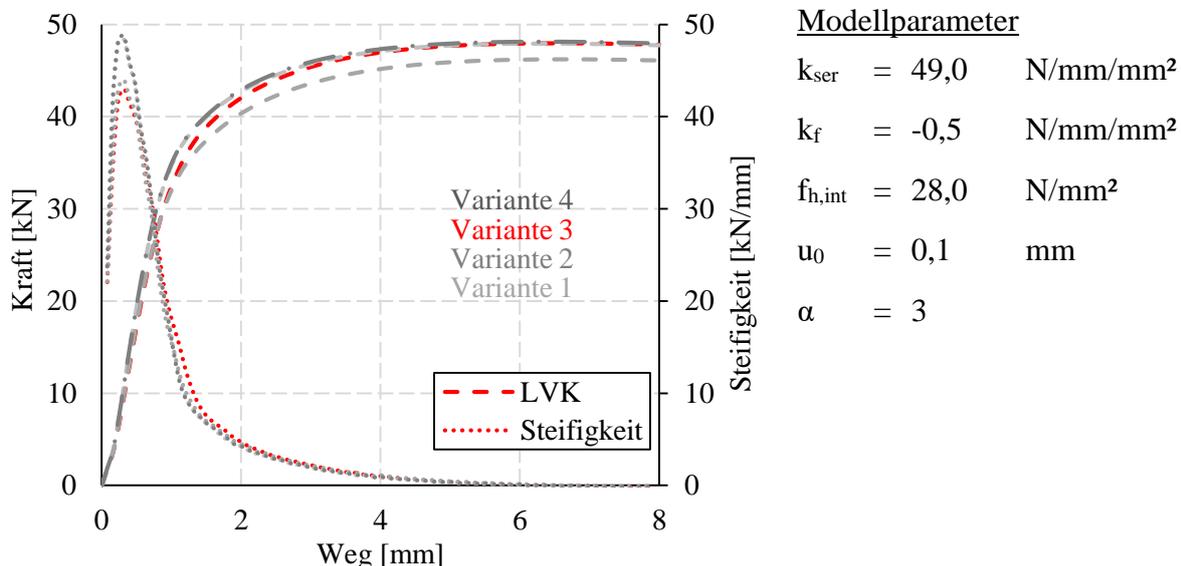


Abb. 4.35: Einfluss der Bettungseigenschaften im Bereich des Schlitzblechs auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm

4.5.4 Einfluss der Stahlgüte

Die an den Verbindungsmittel durchgeführten Zugversuche (vgl. Kapitel 3.5.1) haben gezeigt, dass die tatsächliche Zugfestigkeit der Verbindungsmittel meist deutlich über den nominellen Werten liegt. Um den Einfluss der Stahlgüte auf das Last-Verformungsverhalten der Verbindung zu verdeutlichen, wurde die Spannungs-Dehnungskurve des Stahls variiert. Dabei wurde die aus den Versuchen ermittelte Kurve in einem Bereich von 0,6-fach bis 1,4-fach skaliert (siehe Abb. 4.36). Die Kurve „0,6-fach“ entspricht dabei in etwa der nominellen Zugfestigkeit eines S235JR von 360 N/mm², die Kurve „1,4-fach“ liegt etwas unterhalb eines Stahls mit der Materialgüte 10.9. Durch die Skalierung wird der plastische Bereich in y-Richtung nach oben verschoben, die Steigung des elastischen und des plastischen Bereichs wird nicht verändert.

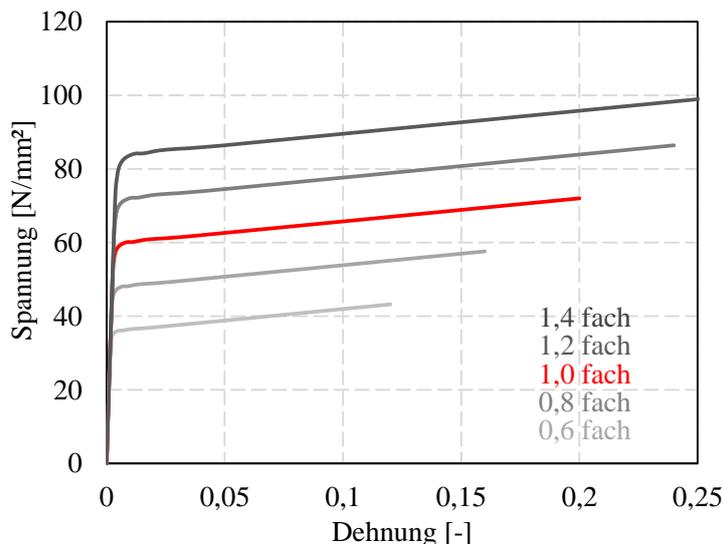


Abb. 4.36: Vergleich skalierte Spannungs-Dehnungskurven des Stahls des Verbindungsmittels

In Abb. 4.37 sind die Last-Verformungskurven und die Steifigkeiten der Anschlüsse mit unterschiedlichen Materialkurven des Verbindungsmittels gegeben. Die Kurve „0,6-fach“ weist eine deutlich überproportionale Abnahme der erreichten Tragfähigkeit im Vergleich zum Referenzfall auf. Dies ist mit einem Wechsel des Versagensmodus zu erklären, wie in Abb. 4.38 anhand des Verformungsverlaufs des Verbindungsmittels bei einer Anschlussverformung von 8 mm deutlich zu erkennen ist. Die Anschlüsse mit einer Stahlfestigkeit größer „0,8-fach“ bilden allesamt kein vollständiges zweites Fließgelenk im Seitenholz aus, der Anschluss mit der „0,6-fachen“ Festigkeit dagegen weist jeweils ein Fließgelenk mit deutlichem Knickwinkel im Seitenholz auf. Durch die Ausbildung des zweiten Fließgelenks kommt es bei ca. 4 mm Anschlussverformung zur Ausbildung eines horizontalen Plateaus, während die anderen Anschlüsse eine weitere Laststeigerung bis ca. 6 mm erfahren. Die maximal erreichten Steifigkeiten dagegen unterscheiden sich für alle untersuchten Varianten kaum. Eine höhere Stahlgüte führt daher wie erwartet zu einem Wechsel des Versagensmodus und zu einer höheren Tragfähigkeit, die Steifigkeit des Anschlusses wird dadurch jedoch nicht beeinflusst.

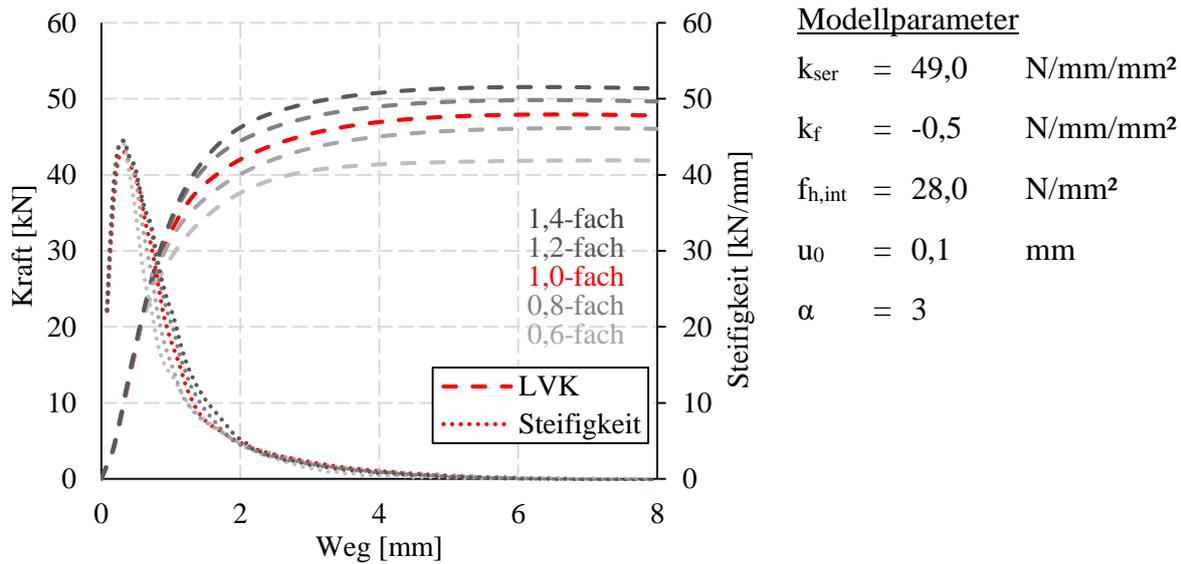


Abb. 4.37: Einfluss der Stahlgüte auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel \varnothing 16 mm

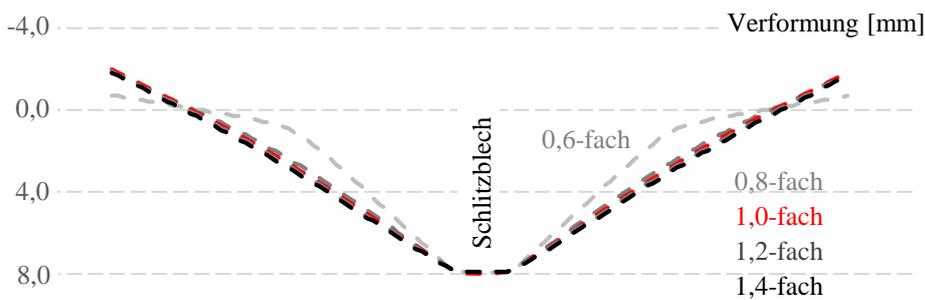


Abb. 4.38: Verformungen des Verbindungsmittels in [mm] über die Versuchskörperbreite für unterschiedliche Stahlgüten bei einer Anschlussverformung von 8 mm

4.5.5 Seitenholzdicke t

Die Seitenholzdicke t ist für die Ermittlung der Tragfähigkeit nach Johansen einer der wichtigsten Parameter. Für die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [23] dagegen spielt die Seitenholzdicke keine Rolle (siehe Gl. (2-9)). Um deren Einfluss auf die Steifigkeit und die Tragfähigkeit zu veranschaulichen, wurde diese schrittweise von $t = 30$ mm auf $t = 150$ mm erhöht. In Abb. 4.39 sind die Last-Verformungskurven und die Steifigkeiten für verschiedene Seitenholzdicken t gegeben. Der Referenzfall liegt mit $t = 112$ mm im oberen Drittel des untersuchten Bereichs. Bis zu einer Seitenholzdicke $t = 40$ mm liegt der Versagensmodus „Lochleibungsversagen“ vor, d.h. es bildet sich kein Fließgelenk aus. Ab einer Dicke $t = 60$ mm kommt es zu einem Verdrehen des Verbindungsmittels im Seitenholz und zur Ausbildung je eines Fließgelenks am Rand des Schlitzblechs. Der Beginn der Ausbildung des zweiten Fließgelenks im Seitenholz ist innerhalb einer Anschlussverformung von 8 mm erst ab einer Seitenholzdicke $t = 112$ mm zu beobachten, die vollständige Ausbildung sogar erst für $t = 150$ mm. Eine Detailbetrachtung der auftretenden Verformungen und Schnittgrößen erfolgt in den Abb. 4.40 bis Abb. 4.42. Die Annahme einer linearen Abminderung der Tragfähigkeit im Verhältnis der Seitenholzdicken, wie sie nach dem vereinfachten Verfahren nach DIN EN 1995-1-1/NA [24] möglich ist, liefert für den untersuchten Anschluss stets konservative Ergebnisse.

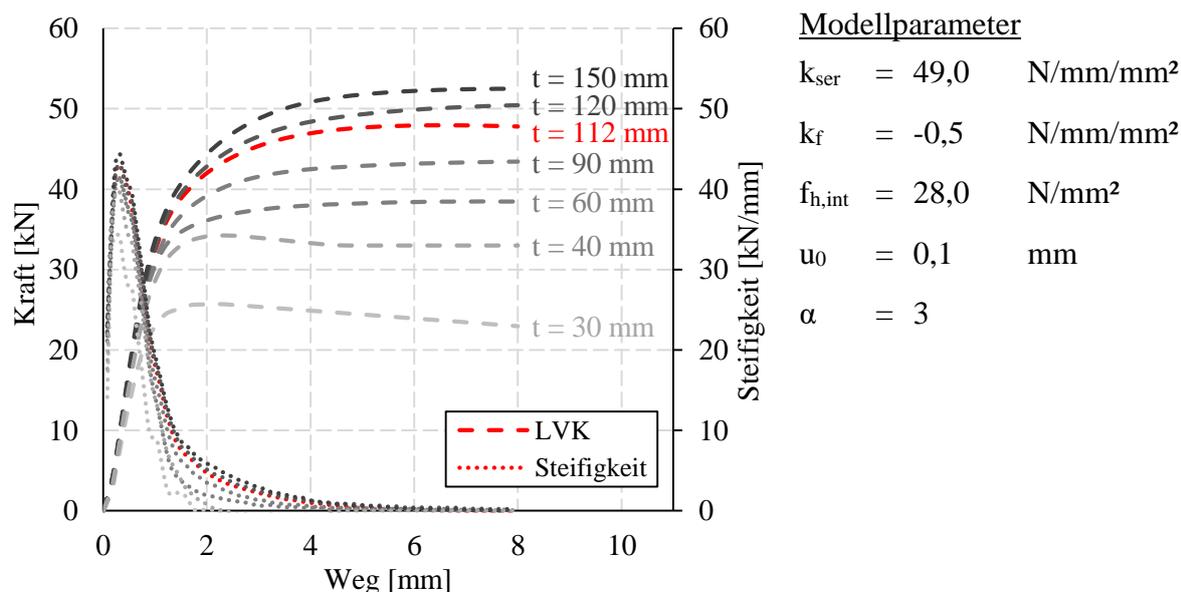


Abb. 4.39: Einfluss der Seitenholzdicke t auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit einer Verbindung mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm

Betrachtet man die Steifigkeit der Anschlüsse, so ist ab einer Seitenholzdicke $t = 40$ mm nahezu keine Steigerung der maximalen Steifigkeit bei weiterer Zunahme von t zu beobachten. Der Anschluss mit einer Seitenholzdicke $t = 30$ mm dagegen weist eine etwas geringere Steifigkeit auf als die Anschlüsse mit größerer Seitenholzdicke. Man kann also feststellen, dass die Seitenholzdicke t nur im Bereich des Lochleibungsversagens eine in etwa flächenproportionale Auswirkung auf die maximale Steifigkeit des Anschlusses hat, sobald sich ein Fließgelenk im Verbindungsmittel bildet, führt eine weitere Erhöhung der Seitenholzdicke zu keiner weiteren Erhöhung der Anschlusssteifigkeit mehr.

In Abb. 4.40 sind die Verformungen des Verbindungsmittels bei einer Anschlussverformung von 4 mm für die einzelnen Seitenholzdicken gegeben. Es ist zu erkennen, dass für die Seitenholzdicke $t = 30$ mm lediglich geringe Verformungen aus Biegung des Verbindungsmittels vorliegen. Für $t = 90$ mm hat sich das erste Fließgelenk am Rand des Schlitzblechs ausgebildet, es liegt jedoch eine reine Verdrehung des Verbindungsmittels im Seitenholz vor. Für den Fall $t = 112$ mm tritt bereits eine Biegung des Verbindungsmittels im Seitenholz auf (vgl. hellrote Gerade und rote Verformungsfigur des Verbindungsmittels), jedoch reicht die Einspannwirkung des Seitenholzes noch nicht aus, um das Verbindungsmittelende voll einzuspannen. Ab einer Seitenholzdicke $t = 150$ mm verdreht sich das Ende des Verbindungsmittels nicht mehr und das zweite Fließgelenk kann sich vollständig ausbilden. Dieses Verhalten spiegelt sich auch im Verdrehungsverlauf über die Verbindungsmittellänge wider (siehe Abb. 4.41). Für den Fall $t = 30$ mm ist die Verdrehung nahezu Null, mit Ausbildung des ersten Fließgelenks ($t = 90$ mm) liegt eine gleichmäßige Verdrehung der beiden Verbindungsmittelhälften vor. Sobald sich das zweite Fließgelenk anfängt auszubilden ($t = 112$ mm) nimmt die Verdrehung des Verbindungsmittelendes ab, bis dieses im Fall der vollständigen Einspannung ($t = 150$ mm) nahezu keine Verdrehung mehr aufweist.

4.5.6 Einfluss des Lochspiels

In Kapitel 4.5.2 wurde bereits der Einfluss des Anfangsschlupfs u_0 der Bettungsspannung auf das Last-Verformungsverhalten des Anschlusses untersucht. Zusätzlich zu diesem im Bereich des Holzes vorliegenden Schlupf besteht stets auch ein Lochspiel im Bereich des Schlitzblechs. Dadurch, dass die Löcher in den Schlitzblechen jeweils 1 mm größer als der Verbindungsmitteldurchmesser gefertigt wurden, kann das vorhandene Lochspiel zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech in Krafrichtung zwischen 0 mm und 1 mm und quer zur Krafrichtung zwischen 0 mm und 0,5 mm betragen. Durch die vorhandenen Toleranzen der Bohrungen im Holz ist die Verteilung des Lochspiels über die Verbindungsmittelgruppe zufällig verteilt und unterliegt in der Regel keiner Systematik. Detaillierte Untersuchungen zum Einfluss des vorliegenden Lochspiels beziehungsweise zur Verteilungswahrscheinlichkeit innerhalb eines Anschlusses sind in [65] zu finden. Die Auswertung der experimentellen Untersuchungen zeigte, dass sich bei einer Übergroße des Lochs im Schlitzblech von 1 mm im Mittel das zu erwartende Lochspiel von 0,5 mm ergibt.

Die Bezeichnung des vorhandenen Lochspiels (LS) der einzelnen Verbindungsmittel eines Anschlusses in Millimetern ergibt sich nach folgender Systematik:

LS VBM 1 - LS VBM 2 - LS VBM 3 - LS VBM 4 - LS VBM 5

(zum Beispiel 0,0 - 0,2 - 0,4 - 0,6 - 0,8 für ein konstant um 0,2 mm je Verbindungsmittel zunehmendes Lochspiel)

In Abb. 4.43 sind die Last-Verformungskurven und die Steifigkeiten eines Anschlusses mit fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander für unterschiedliche Varianten des Lochspiels gegeben. Das Lochspiel wurde stets als konstant je Verbindungsmittel zunehmend angenommen. Die Differenz des Lochspiels zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln wurden in Schritten von 0,1 mm von 0,0 mm auf 0,3 mm erhöht. Die Erhöhung des Lochspiels bewirkt dabei sowohl eine Parallelverschiebung der Last-Verformungskurve in x-Richtung, als auch eine Abnahme der maximalen Anschlusssteifigkeit. Dies ist dadurch zu erklären, dass das vorhandene Lochspiel zwischen den Verbindungsmitteln und dem Schlitzblech eine schrittweise Aktivierung der einzelnen Verbindungsmittel bewirkt. So wird für die Variante 0,0 - 0,3 - 0,6 - 0,9 - 1,2 das letzte Verbindungsmittel erst bei einer Anschlussverformung von 1,2 mm aktiviert

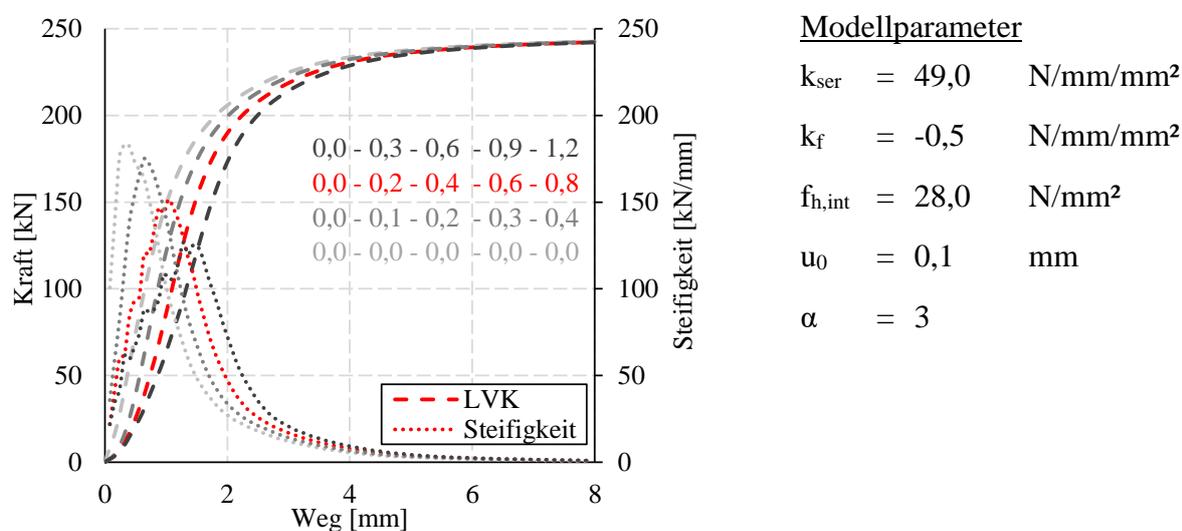


Abb. 4.43: Einfluss des Lochspiels auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit eines Anschlusses mit 1 x 5 Stabdübeln \varnothing 16 mm, mittig verstärkt

und trägt somit davor nicht zur Steifigkeit des Anschlusses bei. Wie bereits beim Anfangsschlupf u_0 im Bettungsbereich des Holzes führt das Lochspiel dazu, dass erste Bereiche des Holzes (für die zuerst aktivierten Verbindungsmittel) bereits zu plastizieren beginnen, bevor die letzten Verbindungsmittel aktiviert wurden. Somit kann die maximale Steifigkeit im Vergleich zum Anschluss ohne Lochspiel nicht ausgebildet werden. Das Lochspiel zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech hat dadurch einen entscheidenden Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit.

Die Auswirkungen eines ungleichmäßig verteilten Lochspiels im Vergleich zu einem gleichmäßig verteilten Lochspiel sind in Abb. 4.44 zu sehen. Für die Verteilung 0,0 - 0,2 - 0,4 - 0,6 - 0,8 ergibt sich im Mittel ein Lochspiel von 0,5 mm (rote Kurve). Konzentriert man dieses Lochspiel auf die beiden letzten Verbindungsmittel ergibt sich die Verteilung 0,0 - 0,0 - 0,0 - 1,0 - 1,0, die im Mittel ebenfalls ein Lochspiel von 0,5 mm aufweist (blaue Kurve). Vergleicht man die Last-Verformungskurven der beiden Fälle, so weist die blaue Kurve einen früheren Anstieg der Kraft auf als die rote. Auch die maximale Steifigkeit ist für die blaue Kurve größer als für die rote (3 %). Verteilt man das Lochspiel gleichmäßig auf alle Verbindungsmittel so ergibt sich der Fall 0,0 - 0,5 - 0,5 - 0,5 - 0,5 (grüne Kurve). Der Verlauf der grünen Kurve ist nahezu identisch mit der roten Kurve, jedoch ist die maximale Steifigkeit der grünen Kurve um 14 % größer als die der roten und um 10 % größer als die der blauen Kurve. Es zeigt sich, dass die Verteilung des Lochspiels innerhalb der Verbindungsmittelgruppe einen großen Einfluss auf den Verlauf der Last-Verformungskurve und die maximale Steifigkeit der Verbindung haben kann, auch wenn das Lochspiel im Mittel die gleiche Größe aufweist. Je größer die Differenz des Lochspiels zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln dabei ist, desto niedriger fällt in der Regel die maximale Steifigkeit aus, da die einzelnen Verbindungsmittel dann unterschiedlich schnell in einen Bereich abfallender Steifigkeit geraten. Dies wird auch durch den Vergleich der beiden Varianten 0,0 - 0,3 - 0,6 - 0,9 - 1,2 und 0,0 - 0,5 - 0,5 - 1,0 - 1,0 in Abb. 4.44 bestätigt. Auch hier weist die zweite Variante mit gebündeltem Lochspiel eine um 15 % höhere maximale Steifigkeit auf als die Variante mit einem gleichmäßiger verteiltem Lochspiel.

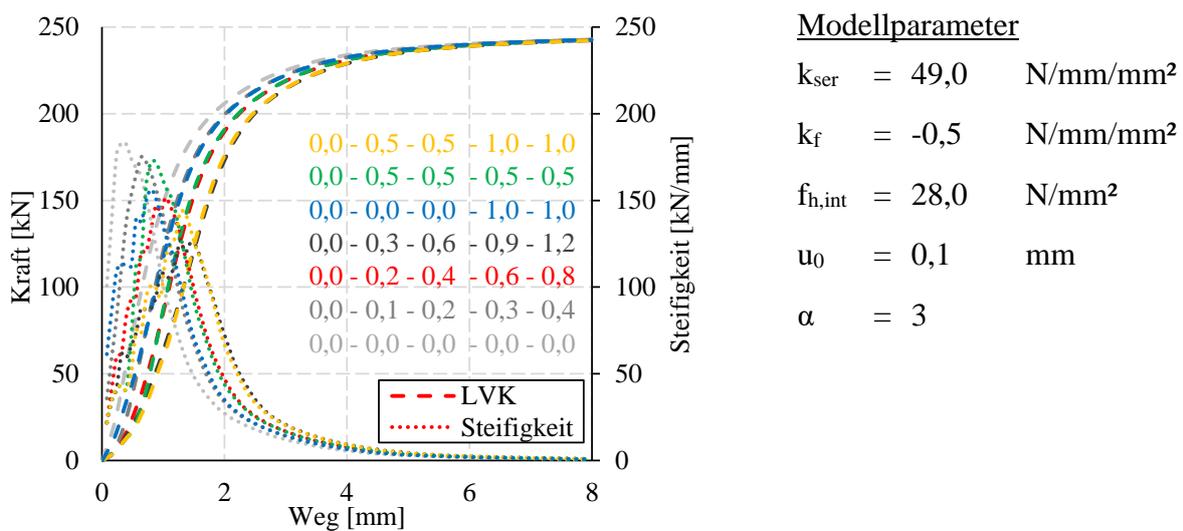


Abb. 4.44: : Einfluss des Lochspiels auf die LVK und die Steifigkeit eines Anschlusses mit 1 x 5 Stabdübeln \varnothing 16 mm, mittig verstärkt

4.5.7 Anzahl der Verbindungsmittel n

Um den Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Anschlusssteifigkeit zu untersuchen und mögliche Gruppeneffekte zu quantifizieren, wurde die Anzahl der Verbindungsmittel in Faserrichtung schrittweise von 1x1 zu 1x5 erhöht. Um den Einfluss des Lochspiels abschätzen zu können, sind in Abb. 4.45 die Ergebnisse für die unterschiedlichen Anschlüsse ohne Lochspiel dargestellt und in Abb. 4.46 die entsprechenden Last-Verformungskurven und Steifigkeiten für die gleichen Anschlüsse mit einem konstant zunehmendem Lochspiel von jeweils 0,2 mm je Verbindungsmittel.

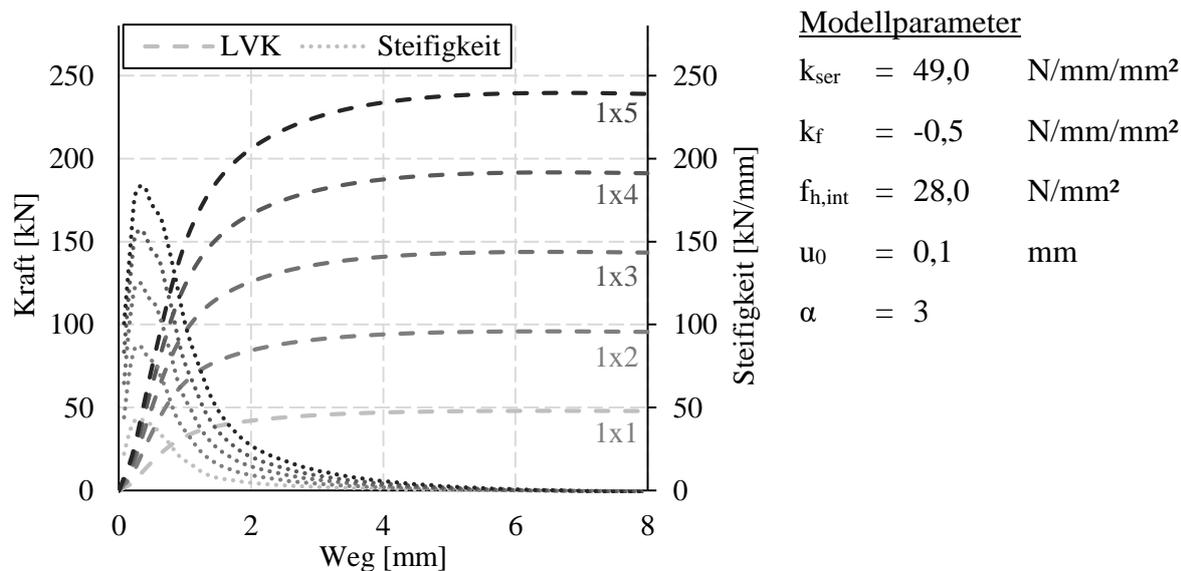


Abb. 4.45: Einfluss der Anzahl an Verbindungsmitteln auf die LVK und die Steifigkeit eines Anschlusses mit Stabdübeln \varnothing 16 mm, mittig verstärkt, ohne Lochspiel

Für die Anschlüsse ohne Lochspiel ergibt sich mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln eine Erhöhung der Anschlusssteifigkeit, das Maximum der Steifigkeit wird dabei jeweils bei ca. 0,3 mm Anschlussverformung erreicht. Es ist eine Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln zu beobachten. Die Steifigkeit pro Verbindungsmittel ist zum Beispiel für die Gruppe mit 1x5 Verbindungsmitteln um 17 % kleiner als die der Verbindung mit nur einem Verbindungsmittel (siehe Tabelle 4.3). Dies ist durch die Nachgiebigkeit der Kopplung der einzelnen Verbindungsmittel zu erklären, wodurch es zu einer schrittweisen Aktivierung beziehungsweise zu einer Entlastung der am weitesten von der Lasteinleitung entfernten Verbindungsmittel kommt. Für die Tragfähigkeit ergibt sich ein nahezu linearer Zusammenhang mit der Anzahl der Verbindungsmittel, d.h. die Tragfähigkeit der Variante 1x5 ist fünffach größer als die der Variante 1x1.

Berücksichtigt man zusätzlich ein Lochspiel innerhalb der Verbindungsmittelgruppe wird dieser Effekt der stufenweisen Aktivierung deutlich verstärkt und die Steifigkeit je Verbindungsmittel für die Gruppe mit 1x5 Verbindungsmitteln ist sogar um 32 % geringer als die des Einzelverbindungsmittels. Die Steifigkeit pro Verbindungsmittel nimmt mit zunehmender Anzahl der Verbindungsmittel immer weiter ab. Die Tragfähigkeit wird dabei jedoch nicht beeinflusst und es zeigt sich wiederum ein linearer Zusammenhang mit der Anzahl der Verbindungsmittel.

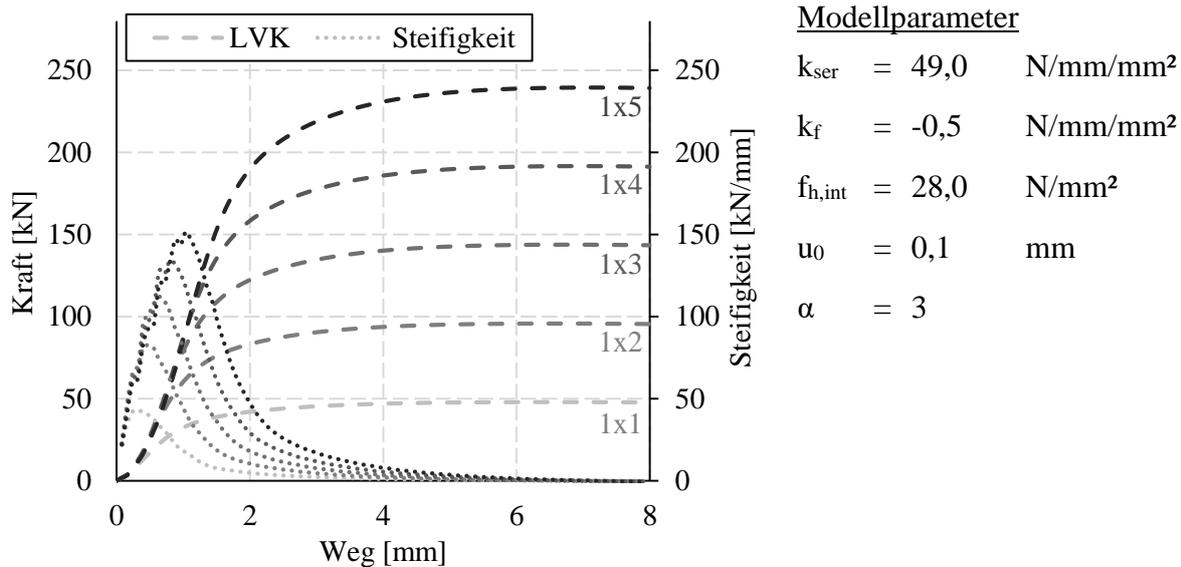


Abb. 4.46: Einfluss der Anzahl an Verbindungsmitteln auf die LVK und die Steifigkeit eines Anschlusses mit Stabdübeln $\varnothing 16$ mm, mittig verstärkt, mit Lochspiel (0 - 0,2 - 0,4 - 0,6 - 0,8)

Die Maximallasten und die maximalen Steifigkeiten sind für die Varianten ohne und mit Lochspiel in Tabelle 4.3 zusammenfasst. In Klammern ist jeweils das Verhältnis zwischen der Tragfähigkeit beziehungsweise der Steifigkeit pro Verbindungsmittel zum entsprechenden Wert eines Anschlusses mit nur einem Verbindungsmittel gegeben.

Es zeigt sich somit, dass die Anzahl der Verbindungsmittel ein wichtiger Parameter bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit ist. Die Reduktion der Steifigkeit je Verbindungsmittel ist dabei zum einen auf die Verformung der Holzmatrix zwischen den Verbindungsmitteln zurückzuführen, wodurch eine Erhöhung der Anzahl der Verbindungsmittel in Krafrichtung zu einer stärkeren Reduktion führt als eine entsprechende Erhöhung senkrecht zur Krafrichtung. Der zweite wichtige Faktor ist das Lochspiel der Verbindung, durch das es zu einer ausgeprägten, zeitversetzten Aktivierung der einzelnen Verbindungsmittel kommt. Durch diese Effekte verringert sich die effektive Steifigkeit pro Verbindungsmittel bereits bei fünf Verbindungsmitteln um ein Drittel. Die Ergebnisse der numerischen Parameterstudie decken sich hierbei mit dem experimentell ermittelten Einfluss der Anzahl der Verbindungsmittel auf die Steifigkeit pro Verbindungsmittel (siehe auch Kapitel 3.4.5.6 und 5.2.5).

Tabelle 4.3: Vergleich Maximallasten und maximale Steifigkeiten pro Verbindungsmittel für die Verbindungsmittelgruppen

Anzahl VBM	Ohne Lochspiel		Mit Lochspiel	
	F_{max} [kN] (F/F_{1x1})	K_{max} [kN/mm] (K/K_{1x1})	F_{max} [kN] (F/F_{1x1})	K_{max} [kN/mm] (K/K_{1x1})
1x1	48,6 (100 %)	44,4 (100 %)	48,6 (100 %)	44,4 (100 %)
1x2	47,9 (99 %)	43,6 (98 %)	47,9 (99 %)	41,3 (93 %)
1x3	47,9 (99 %)	41,7 (94 %)	47,9 (99 %)	37,4 (84 %)
1x4	47,9 (99 %)	39,3 (89 %)	47,9 (99 %)	33,6 (76 %)
1x5	47,9 (99 %)	36,7 (83 %)	47,9 (99 %)	30,3 (68 %)

4.5.8 Versatz der Bohrlochhälften

Bei der Auswertung der 3D-CT-Scans zeigte sich, dass der bei der Fertigung durch das beidseitige Vorbohren häufig entstehende Versatz der Bohrlochhälften einen deutlichen Einfluss auf die Last-Verformungskurve und die Anschlusssteifigkeit hat. Um diesen Einfluss auch im numerischen Modell zu überprüfen, wurde auf das Modell vor der eigentlichen Belastung eine Vorverformung aufgebracht. Dazu wurde die Kopplung des rechten Seitenholzes mit einer Verschiebung Δ in Höhe des gewünschten Bohrlochversatzes in globaler z-Richtung beaufschlagt. Die dadurch eingebrachten Vorbelastungen des VBM und des Seitenholzes treten im realen Versuch ebenfalls auf, da sich das Verbindungsmittel beim Einbringen in das versetzt angeordnete Bohrloch „hineinziehen“ muss. In Abb. 4.47 ist die Verformung des Verbindungsmittels für unterschiedliche Gesamtverformungen des Anschlusses dargestellt. Es ist zu erkennen, dass zu Beginn (0,0 mm) das Verbindungsmittel rechts bereits eine deutliche Verformung nach unten aufweist, obwohl der Anschluss am Schlitzblech noch nicht belastet wurde. Mit zunehmender Anschlussverformung baut sich die Schrägstellung des Verbindungsmittels ab und es kommt zu einer „Neutralisierung“ des Bohrlochversatzes durch das Plastizieren des Verbindungsmittels und des Holzes.

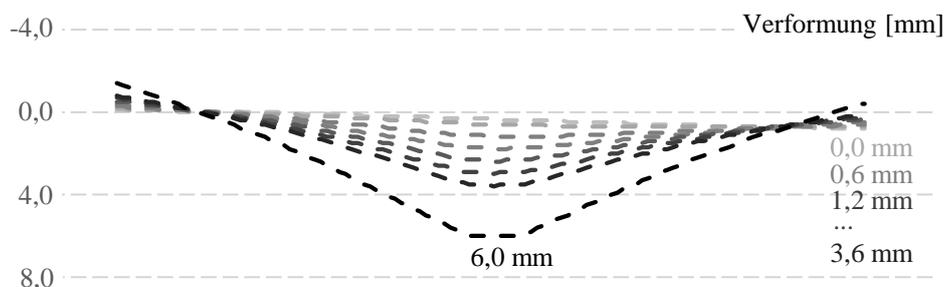
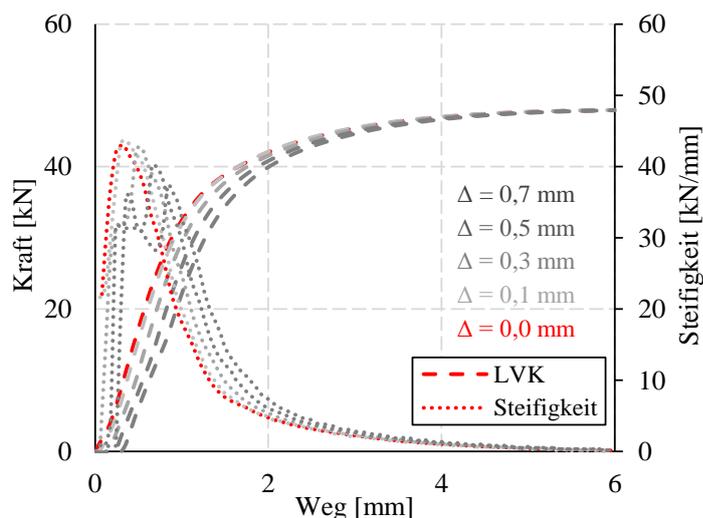


Abb. 4.47: Verformungen des Verbindungsmittels in [mm] für unterschiedliche Gesamtverformungen des Anschlusses bei einem anfänglichen Bohrlochversatz $\Delta = 0,7$ mm

In Abb. 4.48 sind die Last-Verformungskurven und die Steifigkeiten für unterschiedliche Bohrlochversätze Δ dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich ein Bohrlochversatz ab 0,3 mm bereits stark auf die Steifigkeit des Anschlusses auswirkt. So erreicht der Anschluss bei Belastung erst eine Zone einer konstanten Steifigkeit, die allerdings deutlich unterhalb der maximalen Steifigkeit des Anschlusses ohne Versatz liegt. Nach einer gewissen Verformung steigert sich die Anschlusssteifigkeit nochmals, jedoch werden die maximalen Steifigkeiten des Anschlusses ohne Versatz nicht mehr erreicht. Diese Steifigkeitssteigerung erfährt der Anschluss, wenn die Lücke zwischen Verbindungsmittel und Holz aus der Vorverformung komplett geschlossen ist und der volle Bettungsbereich am Lastabtrag mitwirkt. Der in den 3D-CT-Scans festgestellte Versatz der beiden Bohrlochhälften von teilweise mehr als 1 mm wirkt sich somit massiv auf die Anschlusssteifigkeit aus. Bei einem Bohrlochversatz von 0,7 mm kommt es so zu einer Reduktion der Anfangssteifigkeit um ca. 30 %. Die Tragfähigkeit des Anschlusses dagegen wird durch den Bohrlochversatz nicht beeinflusst.



Modellparameter

$$k_{\text{ser}} = 49,0 \quad \text{N/mm/mm}^2$$

$$k_f = -0,5 \quad \text{N/mm/mm}^2$$

$$f_{h,\text{int}} = 28,0 \quad \text{N/mm}^2$$

$$u_0 = 0,1 \quad \text{mm}$$

$$\alpha = 3$$

Abb. 4.48: Einfluss des Bohrlochversatzes Δ auf die Last-Verformungskurve (LVK) und die Steifigkeit eines Anschlusses mit einem Stabdübel $\varnothing 16$ mm

4.6 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurden der Aufbau des numerischen Modells und dessen Validierung und Verifizierung vorgestellt. Es zeigte sich dabei, dass der Modellierungsansatz auf Basis des nichtlinear gebetteten Balkens eine gute Möglichkeit zur Vorhersage des Last-Verformungsverhaltens von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen darstellt. Sowohl die Anfangssteifigkeit als auch die Tragfähigkeit konnten für unterschiedliche geometrische und materielle Randbedingungen mit gleichbleibenden Modellparametern vorhergesagt werden. Die Nachgiebigkeit im Bereich des Schlitzblechs hat sich als wichtiger Parameter herausgestellt, der sowohl die Steifigkeit als auch die Tragfähigkeit des Anschlusses beeinflusst. Hierbei ist jedoch nicht die Nachgiebigkeit des Schlitzblechs entscheidend, sondern die plastischen Eindrückungen im Verbindungsmittel aufgrund des mehraxialen Spannungszustands. Das Materialverhalten des Verbindungsmittels lässt sich sehr gut durch die im Zugversuch erlangte Spannungs-Dehnungsbeziehung beschreiben.

Eine wichtige Erkenntnis der numerischen Parameterstudie ist, dass sich ein Spiel in der Verbindung stärker auf die Anschlusssteifigkeit auswirkt als erwartet. Ein solches Spiel kann dabei durch das Lochspiel zwischen Verbindungsmittel und Schlitzblech, durch den Anfangsschlupf in der Bettung oder durch Toleranzen in der Holzgeometrie entstehen und lässt sich in realen Verbindungen nahezu nicht vermeiden. Das vorhandene Spiel führt für das einzelne Verbindungsmittel zu einer verzögerten Aktivierung unterschiedlicher Bettungsbereiche oder bei Verbindungsmittelgruppen zu einer schrittweisen Aktivierung ganzer Verbindungsmittel. Durch diese stufenweise Aktivierung sinkt die maximale Steifigkeit der Verbindung, da einzelne Bereiche bereits beginnen zu plastizieren, bevor andere ihre volle Steifigkeit ausbilden können. Die wichtigsten Erkenntnisse zu den einzelnen Modellparametern sind in Kapitel 5 zusammengefasst.

Die im Rahmen der numerischen Parameterstudie ermittelten Auswirkungen der einzelnen Faktoren auf die Verbindungssteifigkeit decken sich mit den Beobachtungen der experimentellen Untersuchungen. Aufgrund der Streuung der Materialeigenschaften und der Überlagerung unterschiedlicher Einflussgrößen im realen Versuch ergeben sich hierbei gewisse Unschärfen bei der Auswertung. Diese können nun durch die ergänzenden numerischen Untersuchungen deutlich verringert werden.

Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit

5.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die wichtigsten Erkenntnisse aus den experimentellen, numerischen und analytischen Untersuchungen zu den Einflussfaktoren auf das Last-Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zusammengefasst. Aufgrund der großen auftretenden Streuungen der Steifigkeitswerte innerhalb der einzelnen Versuchsserien und beim Vergleich mit anderen Forschungsergebnissen sowie der Vielzahl an Einflussparametern, lassen sich nur schwer Aussagen zu den quantitativen Auswirkungen einzelner Parameter machen. Nachfolgend werden dennoch auf Basis der experimentellen und numerischen Untersuchungen Empfehlungen zur Berücksichtigung des Einflusses der einzelnen Faktoren gemacht.

5.2 Bewertung des Einflusses einzelner Faktoren

5.2.1 Bettungsverhalten des Holzes

Das Bettungsverhalten des Holzes wirkt sich unmittelbar auf das Last-Verformungsverhalten der Anschlüsse aus. Die Auswertung der numerischen Parameterstudie hat gezeigt, dass eine Erhöhung der elastischen Bettungssteifigkeit k_{ser} um 20 % beispielsweise zu einer Zunahme der maximalen Steifigkeit des Anschlusses um 12 % führt. Der in der Bettung vorhandene Anfangsschlupf u_0 wirkt sich durch ein verspätetes Aktivieren des kompletten Bettungsbereichs ebenfalls stark auf den Maximalwert der Steifigkeit aus. Ein Anfangsschlupf von 0,1 mm führt zu einer Abnahme der maximalen Anschlusssteifigkeit um ca. 7 %, ein Schlupf von 0,2 mm zu einer Abnahme um ca. 15 % gegenüber einem Anschluss ohne Anfangsschlupf. Der durch Rauigkeiten der Bohrlochoberfläche oder durch Abweichungen der Bohrlochgeometrie vom Sollmaß entstehende Anfangsschlupf wirkt sich somit bereits bei relativ kleinen Werten stark auf die Anschlusssteifigkeit aus. Die maximale Bettungsspannung des Holzes sowie der Verlauf der Bettungskurve im plastischen Bereich dagegen wirken sich zwar stark auf die Tragfähigkeit des Anschlusses aus, haben jedoch nur einen geringen Einfluss auf deren Anfangssteifigkeit.

Von den durch die 3D-CT-Scans erfassten Fehlstellen stellten sich vor allem die Faserneigung und die Bohrlochgeometrie als maßgebende Einflussgrößen heraus. Der Jahrringabstand, für den eine Korrelation mit der Rohdichte des Holzes bestehen sollte, zeigte dagegen nur eine schwache Korrelation mit der Anschlusssteifigkeit. Eine Erweiterung des Stichprobenumfangs und eine Einbeziehung anderer Holzchargen wäre für eine bessere Differenzierung der auftretenden Effekte und eine gesicherte Quantifizierung der jeweiligen Auswirkung auf die Anschlusssteifigkeit hilfreich. Eine weitere Herausforderung bei der Bewertung der Korrelation zwischen den Fehlstellen und der Anschlusssteifigkeit stellt der Aufbau der Holzbauteile aus einzelnen Lamellen dar. Die Eigenschaften des Bettungsbereichs können somit von Lamelle zu Lamelle stark schwanken, was zu einer Unschärfe der Korrelation zwischen den erfassten Fehlstellen und der Steifigkeit des Anschlusses führt.

Die in den Anschlussversuchen auftretenden großen Streuungen der Steifigkeit traten auch bei den durchgeführten Bettungsversuchen auf. Die Bettungsversuche wurden ebenfalls auf die in den 3D-CT-Scans erfassten Fehlstellen ausgewertet und die jeweiligen Tendenzen des Einflusses der jeweiligen Fehlstellen auf die Anschlusssteifigkeit konnten dabei grundsätzlich bestätigt werden. Eine genauere Quantifizierung war allerdings auch hier nicht möglich.

Fazit:

Die Bettungseigenschaften des Holzes haben einen sehr großen Einfluss auf die Steifigkeit des Anschlusses. Durch die zahlreichen materiellen aber auch geometrischen Imperfektionen, die in den Holzbauteilen auftreten, weist das Bettungsverhalten jedoch große Streuungen auf. Durch die Verwendung von mittleren Bettungseigenschaften kann das grundsätzliche Anschlussverhalten dennoch relativ genau vorhergesagt werden. Eine Abschätzung des Streubereichs der Anschlusssteifigkeit kann dabei durch die Verwendung von minimalen und maximalen Bettungseigenschaften getroffen werden. Durch die Arbeit von SCHWEIGLER & SANDHAAS (2018) [82] wurden bereits zahlreiche experimentell ermittelte Bettungswerte gesammelt und in Form einer Datenbank zur Verfügung gestellt, die als Eingangswerte für die Modellierung dienen können.

5.2.2 Seitenholzdicke t

Die Seitenholzdicke t zeigte bei der Auswertung der experimentellen Untersuchungen für alle Durchmesser nur für den Fall der schmalen Seitenholzdicke t_3 einen deutlichen Einfluss auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} (siehe Kapitel 3.4.5.4). So konnte für die Durchmesser $d = 12$ mm und 16 mm eine relativ konstante Steifigkeit zwischen den Versuchen mit breitem Seitenholz t_1 und mittlerem Seitenholz t_2 und eine deutliche Abnahme zwischen t_2 und t_3 beobachtet werden ($\emptyset 12$ mm -32 %; $\emptyset 16$ mm -27 %; $\emptyset 20$ mm -4 %). Für den Durchmesser $d = 20$ mm ergab sich insgesamt nur eine geringe Abnahme der Steifigkeit über alle Seitenholzdicken. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen bestätigten diese Beobachtung (siehe Kapitel 4.5.5). Im numerischen Modell zeigte sich, dass die Seitenholzdicke t nur dann einen signifikanten Einfluss auf die maximale Anschlusssteifigkeit hat, wenn der Versagensmodus „Lochleibung“ maßgebend wird. Für Seitenholzdicken bei denen sich ein Fließgelenk im Verbindungsmittel ausbilden kann, bewirkt eine weitere Verbreiterung des Seitenholzes dagegen nur eine relativ geringe Zunahme der Anschlusssteifigkeit. Die Abnahme der Steifigkeit zwischen den Seitenholzdicken t_3 und t_2 beträgt für den Durchmesser $d = 16$ mm im numerischen Modell ca. 20 %. Das Verhalten des numerischen Modells deckt sich somit mit dem im Versuch beobachteten Verhalten. Die Abweichungen in der prozentualen Änderung der Steifigkeit können zum einen auf die Materialstreuung der Versuchskörper aber auch auf die geometrischen Abweichungen der Versuchskörper mit einer Seitenholzdicke t_3 von der idealen Geometrie erklärt werden.

Fazit:

Die derzeitige Nichtberücksichtigung der Seitenholzdicke t bei der Ermittlung der Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [23] erscheint für die Versagensmodi mit Fließgelenkbildung eine sinnvolle Vereinfachung darzustellen. Für den Versagensmodus „Lochleibungsversagen“ nimmt die Anschlusssteifigkeit mit abnehmender Seitenholzdicke t jedoch deutlich ab. Für diesen Versagensmodus sollte für eine genaue Berücksichtigung der Anschlusssteifigkeit daher eine Reduktion der Steifigkeit, zum Beispiel über eine Abminderung im Verhältnis zur Seitenholzdicke, erfolgen. Zur Vereinfachung der normativen Regelungen wäre es aber auch vertretbar, dass

dieser Einflussfaktor weiterhin unberücksichtigt bleibt, da in der Baupraxis Anschlüsse mit diesem Versagensmodus bei komplexen Knotenpunkten, für die eine Ermittlung der Anschlusssteifigkeit erfolgt, eine eher untergeordnete Rolle spielen.

5.2.3 Durchmesser d

Für den Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers d wird bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [23] derzeit ein linearer Zusammenhang zwischen Durchmesser und Steifigkeit angenommen. In Tabelle 5.1 sind verschiedene Kenngrößen der unterschiedlichen Durchmesser ins Verhältnis gesetzt. Als Vergleichsgrößen sind dabei zuerst die einzelnen Durchmesser und die jeweiligen Querschnittsflächen im Verhältnis zum Verbindungsmittel mit dem \varnothing 12 mm gegeben. Zwischen den Werten des Durchmessers d besteht somit ein linearer und für die Querschnittsfläche ein quadratischer Zusammenhang zwischen dem Durchmesser d und dem Verhältniswert. Vergleicht man die Verhältniswerte der Anfangssteifigkeit K_{ser} , fällt auf, dass für die Seitenholzdicke t_1 (jeweils Mittelwert über alle Verstärkungsvarianten) die Verhältniswerte der einzelnen Durchmesser eher einen quadratischen Zusammenhang aufweisen als einen linearen. Für die Seitenholzdicken t_2 und t_3 liegen die Werte für den \varnothing 16 mm zwischen den Verhältniswerten des linearen und des quadratischen Zusammenhangs, für den \varnothing 20 mm liegt weiterhin ein quadratischer Zusammenhang mit dem Durchmesser vor. Da die Steifigkeitswerte für die Seitenholzdicken t_2 und t_3 deutlich größeren geometrischen Schwankungen unterliegen und der Stichprobenumfang gering ist, sind diese Verhältniswerte jedoch mit größeren Unsicherheiten behaftet als die Werte für die Seitenholzdicke t_1 .

Tabelle 5.1: Vergleich der Verhältniswerte des Durchmessers, der Fläche und der Steifigkeitswerte K_{ser} , jeweils bezogen auf den Verbindungsmitteldurchmesser 12 mm

Versuchsserie	Durchmesser d	Fläche A	$K_{ser} t_1$	$K_{ser} t_2$	$K_{ser} t_3$
\varnothing 12 mm	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
\varnothing 16 mm	1,33	1,78	1,72	1,36	1,45
\varnothing 20 mm	1,67	2,78	2,89	2,58	3,6

Fazit:

Aufgrund der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen kann festgestellt werden, dass der Einfluss des Durchmessers auf die Anschlusssteifigkeit durch DIN EN 1995-1-1 [23] derzeit unterschätzt wird. Der im Rahmen dieser Untersuchungen festgestellte annähernd quadratische Zusammenhang zwischen dem Verbindungsmittel und der Anschlusssteifigkeit sollte daher an weiteren Versuchsergebnissen und anderen Verbindungsmitteldurchmessern überprüft werden. Sollte sich der Zusammenhang bestätigen, könnte eine Berücksichtigung des Größeneinflusses des Durchmessers beispielsweise über die Einführung eines Exponenten für den Durchmesser in der Gleichung für die Steifigkeit erfolgen. Für die vorliegenden Ergebnisse führt beispielsweise eine Berücksichtigung des Größeneinflusses durch den Exponenten $d^{1,9}$ zu einer deutlich besseren Vorhersage der Anschlusssteifigkeit K_{ser} .

5.2.4 Kraft-Faser-Winkel α

Der Kraft-Faser-Winkel α wird derzeit lediglich bei der Ermittlung der Tragfähigkeit einer Verbindung berücksichtigt und nicht bei der Bestimmung der Anschlusssteifigkeit. Die experimentellen und die numerischen Untersuchungen mit experimentell ermittelten Bettungswerten haben jedoch gezeigt, dass mit zunehmendem Winkel α eine starke Abnahme der Anschlusssteifigkeit zu beobachten ist. Da Kraft-Faser-Winkel ungleich 0° in komplexen Tragwerken, wie zum Beispiel Fachwerkträgern, eher die Regel als die Ausnahme sind, sollte bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit der Kraft-Faser-Winkel berücksichtigt werden.

In Tabelle 5.2 sind die für die unterschiedlichen Durchmesser ermittelten Steifigkeiten für die untersuchten Kraft-Faser-Winkel bezogen auf die Steifigkeit bei einer Belastung parallel zur Faserrichtung gegeben. Es ist zu erkennen, dass die Steifigkeit für eine Belastung senkrecht zur Faserrichtung in etwa 50 % niedriger ist als für eine Belastung in Faserrichtung. Der Wert für $\alpha = 90^\circ$ für den Durchmesser 16 mm ist dabei nur bedingt aussagekräftig, da sich dieser nur aus den Ergebnissen von drei unverstärkten Anschlüssen zusammensetzt. Für die restlichen Durchmesser konnten jeweils 10 Werte (je 5x unverstärkt und verstärkt) herangezogen werden. Aus den Werten für die Winkel $\alpha = 30^\circ$ und 60° lässt sich zu Beginn eine überproportionale Abnahme der Steifigkeit mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel erkennen. Bei weiterer Steigerung von α wird die Rate der Abnahme der Steifigkeit jedoch immer geringer.

Tabelle 5.2: Vergleich der Anfangssteifigkeiten K_{ser} für unterschiedliche Kraft-Faser-Winkel α jeweils bezogen auf eine Belastung parallel zur Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$)

Versuchsserie	$\alpha = 0^\circ$	$\alpha = 30^\circ$	$\alpha = 60^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
Ø 12 mm	1,0	-	-	0,51
Ø 16 mm	1,0	0,75	0,65	(0,63)
Ø 20 mm	1,0	-	-	0,55

Fazit:

Es wird empfohlen die Anfangssteifigkeit für einen Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ im Vergleich zu einer Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) um 50 % zu verringern, wie dies beispielsweise bereits in der schweizerischen Holzbaunorm SIA 265 [83] der Fall ist. Für die untersuchten Kraft-Faser-Winkel zwischen 0° und 90° wurde ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen Kraft-Faser-Winkel und Steifigkeit festgestellt. Zur Ermittlung der Zwischenwerte könnte beispielsweise ein Ansatz auf Basis der Hankinson-Gleichung herangezogen werden, vgl. Gl. (5-1).

$$K_{ser} = \frac{K_{ser,0^\circ} \cdot K_{ser,90^\circ}}{K_{ser,0^\circ} \cdot \sin^b \alpha + K_{ser,90^\circ} \cdot \cos^b \alpha} \text{ in [N/mm]} \quad (5-1)$$

mit: $K_{ser,0^\circ}$ Anfangssteifigkeit parallel zur Faserrichtung [N/mm]

$K_{ser,90^\circ}$ Anfangssteifigkeit senkrecht zur Faserrichtung [N/mm]

α Kraft-Faser-Winkel [$^\circ$]

b Exponent zur Berücksichtigung des Größeneffekts des Durchmessers

Für einen Exponenten b zwischen 1,5 und 2 wird für die untersuchten Anschlüsse eine relativ gute Übereinstimmung erzielt, jedoch unterliegen die Versuchsergebnisse aufgrund des gewählten Versuchsaufbaus und des geringen Stichprobenumfangs einer gewissen Unsicherheit. Ein Abgleich mit weiteren Versuchsergebnissen oder mit numerischen Ergebnissen wird daher empfohlen. Da die Streuung der Steifigkeitswerte an sich als sehr groß bewertet werden muss, wäre ein vereinfachter Ansatz in Form einer linearen Interpolation zwischen den Steifigkeitswerten für $\alpha = 0^\circ$ und $\alpha = 90^\circ$ jedoch sicherlich ebenfalls eine zu vertretende Näherung, die den Aufwand bei der Ermittlung deutlich reduzieren würde. Ein Vergleich zwischen den Versuchsergebnissen und einer linearen Näherung sowie einer Näherung nach Gl. (5-1) ($b = 1,6$) ist in Abb. 5.1 gegeben.

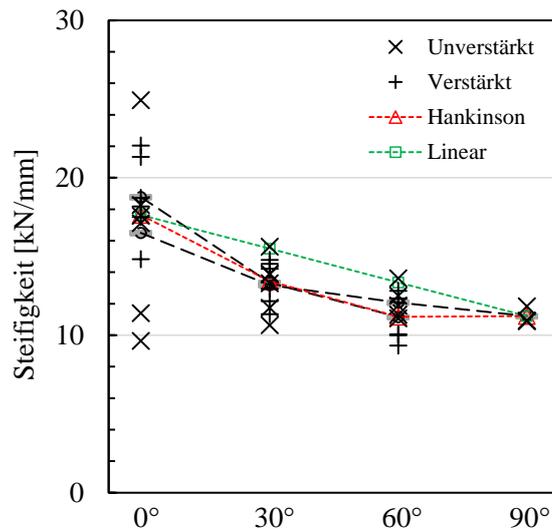


Abb. 5.1: Vergleich experimenteller Steifigkeiten K_{ser} eines Stabdübels $\varnothing 16$ mm für unterschiedliche Kraft-Faser-Winkel α und Näherung analog Hankinson (mit $b = 1,6$) beziehungsweise lineare Näherung

5.2.5 Anzahl der Verbindungsmittel

Für alle untersuchten Durchmesser konnte ein Gruppeneffekt für die Anfangssteifigkeit festgestellt werden (siehe Kapitel 3.4.5.6). In Tabelle 5.3 ist für die untersuchten Durchmesser für die Verbindungsmittelgruppen jeweils die Steifigkeit pro Verbindungsmittel im Verhältnis zur Steifigkeit des Einzelverbindungsmittels gegeben. Es ist zu erkennen, dass die Werte allesamt um den Wert 0,8 schwanken. Eine eindeutige Abhängigkeit der Werte von der Gesamtanzahl der Verbindungsmittel ist bei Betrachtung aller Durchmesser nicht zu erkennen. Die numerischen Untersuchungen haben gezeigt, dass die Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel durch eine stufenweise Aktivierung der einzelnen Verbindungsmittel innerhalb der Verbindungsmittelgruppe zu erklären ist (siehe Kapitel 4.5.7). Diese stufenweise Aktivierung ist zum Großteil durch das vorhandene Lochspiel zu erklären und unterliegt je nach dessen Verteilung innerhalb der Verbindung einer gewissen Streuung. Die Verformung der Holzmatrix zwischen den einzelnen Verbindungsmitteln trägt ebenso zu einer ungleichmäßigen Verteilung der Kräfte innerhalb des Anschlusses bei, jedoch ist dieser Anteil im Verhältnis zum Lochspiel als gering zu bewerten. In den numerischen Untersuchungen war, ähnlich wie für den $\varnothing 16$ mm in Tabelle 5.3, eine Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln zu beobachten.

Tabelle 5.3: Vergleich der Anfangssteifigkeiten K_{ser} pro VBM für eine unterschiedliche Anzahl an VBM jeweils bezogen auf die mittlere Steifigkeit des Einzelverbindungsmitels

Versuchsserie	1x1	1x3	1x5	2x3
Ø 12 mm	1,0	0,72	0,79	-
Ø 16 mm	1,0	0,85	0,83	0,81
Ø 20 mm	1,0	0,82	0,86	-

Fazit:

Aufgrund der Komplexität einer genauen Berücksichtigung des Lochspiels innerhalb einer Verbindungsmittelgruppe wird empfohlen, die Steifigkeit unabhängig von der Anzahl der Verbindungsmittel pauschal mit dem Faktor 0,8 abzumindern. Der Anfangsschlupf der Verbindung betrug in den untersuchten Anschlüssen in der Regel ein Drittel des maximal möglichen Lochspiels und somit bei einer Übergröße der Löcher im Schlitzblech von 1 mm durchschnittlich 0,33 mm.

5.2.6 Verstärkungsmaßnahmen mit Vollgewindeschrauben

Die untersuchten Varianten mit unterschiedlicher Verstärkung mit Vollgewindeschrauben (ohne, mittig, dicht) zeigten keinen einheitlichen Zusammenhang für die unterschiedlichen Verbindungsmitteldurchmesser (vgl. Kapitel 3.4.5.2). Während für die Ø 16 mm und 20 mm keine signifikante Änderung der Anfangssteifigkeit bei Anordnung einer Verstärkungsschraube erkennbar war, nahm die Anschlusssteifigkeit für den Ø 12 mm leicht ab. Es wird vermutet, dass aufgrund des ungünstigen Verhältnisses des Durchmessers von Verbindungsmittel (12 mm) und Verstärkungsschraube (8 mm) der Einfluss der Vorschädigung der Holzmatrix beim Einbringen der Vollgewindeschraube für den Ø 12 mm zu einer leichten Abnahme der Anschlusssteifigkeit führte.

Fazit:

Die zur Querschlagverstärkung eingebrachten Vollgewindeschrauben zeigten für die untersuchten Varianten keine signifikante Auswirkung auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} . Jedoch hatte die Anordnung der Verstärkungsmaßnahmen einen entscheidenden Einfluss auf die erreichten Traglasten und Maximalverformungen. Die Anordnung der Vollgewindeschrauben mittig zwischen den zu verstärkenden Stabdübeln führt zu einer deutlichen Erhöhung des plastischen Verformungsvermögens der Verbindung. Die Anordnung der Schrauben unmittelbar neben dem Stabdübel führt zudem zu einer Steigerung der Tragfähigkeit der Verbindungen (siehe auch BEJTKA (2005) [3]). Zur Sicherstellung eines duktilen Anschlussversagens und zur Erhöhung der Traglastreserven von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen ist eine Verstärkung mit Vollgewindeschrauben daher zu empfehlen.

5.3 Vorschlag zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit

5.3.1 Allgemeines

Aufgrund der äußerst großen Streuung der experimentell ermittelten Anschlusssteifigkeiten, ist die Herleitung einer exakten Gleichung nicht möglich. Es gibt daher keinen rein mechanisch begründbaren Wert für die Steifigkeit einer Stabdübelverbindung. Um die Vorhersage des Last-Verformungsverhaltens von Stabdübelverbindungen dennoch zu ermöglichen, müssen daher empirisch ermittelte Formeln verwendet werden, die den Streubereich möglichst gut abdecken. Nachfolgend wird ein Ansatz vorgestellt, der den Einfluss der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Parameter möglichst genau berücksichtigt. Zum Einfluss von Parametern, deren Variation nicht Teil der experimentellen Untersuchungen war, wie beispielsweise der Rohdichte, kann nur in begrenztem Umfang eine Aussage gemacht werden. Der Einfluss dieser bisher nicht berücksichtigten Parameter kann jedoch in einem nächsten Schritt auf Grundlage einer breiteren Datenbasis ergänzt werden.

5.3.2 Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser}

Folgende Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit werden durch die vorgestellte Gleichung berücksichtigt:

- Verbindungsmitteldurchmesser d in [mm]
- Kraft-Faser-Winkel α
- Gesamtanzahl an Verbindungsmitteln n
- Mittlere Rohdichte ρ_m in [kg/m³]

Die mittlere Anfangssteifigkeit K_{ser} einer Stahl-Holz-Stabdübelverbindung kann damit je Verbindungsmittel und Scherfuge wie folgt ermittelt werden:

$$K_{\text{ser}} = \frac{11 \cdot \rho_m^{0,25} \cdot d^{1,9}}{\sin^{1,9} \alpha + 0,5 \cdot \cos^{1,9} \alpha} \cdot n^{0,8} \text{ in [N/mm]} \quad (5-2)$$

Eine Unterscheidung der Holzart bei der Bestimmung der Anfangssteifigkeit einer Verbindung wurde anfänglich erwogen. Da die Ergebnisse der Laubholzversuche im Streubereich der Nadelholzversuche liegen, wurde zur Vereinfachung für die praktische Anwendung auf die Herleitung einer gesonderten Gleichung verzichtet. Da Faktoren wie die Herstellgenauigkeit oder materielle Imperfektionen einen großen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit haben, jedoch nicht direkt quantitativ zu erfassen sind, ist die Optimierung der multiparametrischen Gleichung komplex.

Die Einordnung bzw. Bewertung der vorgestellten Gleichung zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} erfolgt anhand unterschiedlicher in Form einer Datenbank erfasster Versuchsergebnisse. Um Effekte aus einer unterschiedlichen Versuchsauswertung zu minimieren, wurden die Rohdaten anderer Forschungsvorhaben, sofern diese vorlagen, selbst ausgewertet.

Neben Untersuchungen an Nadelholz sind auch Ergebnisse aus Versuchen an Laubhölzern Teil des Stichprobenumfangs (Buche, Buchen-FSH, Azobé).

Folgende Forschungsergebnisse sind in den nachfolgenden Abbildungen berücksichtigt:

- AiF Stabdübel (AiF-SD) [57]
- AiF Bolzen (AiF-Bo) [57]
- ZukunftBau Stabdübel (ZB-SD) [56]
- ZukunftBau Bolzen (ZB-Bo) [56]
- Frank Brühl (FB) [11]
- Markus Dorn (MD) [29]
- Ireneusz Bejtka (IB) [3]
- Carmen Sandhaas Nadelholz (CS-S) [74]
- Carmen Sandhaas Azobé (CS-A) [74]
- Carmen Sandhaas Buche (CS-B) [74]
- AiF BauBuche (AiF-BaB) [57]

5.3.3 Bewertung der vorgeschlagenen Gleichung

In Abb. 5.2 ist auf der Abszisse die nach Gl. (5-2) ermittelte Steifigkeit aufgetragen, auf der Ordinate die Steifigkeit aus den Versuchen. Bei einer idealen Übereinstimmung der vorhergesagten mit den experimentell ermittelten Steifigkeiten ergibt sich die schwarz durchgezogene Linie. Die untere schwarz gestrichelte Gerade gibt eine Unterschreitung der vorhergesagten Werte durch die experimentellen Werte um 50 % wieder, die obere Gerade eine Überschreitung

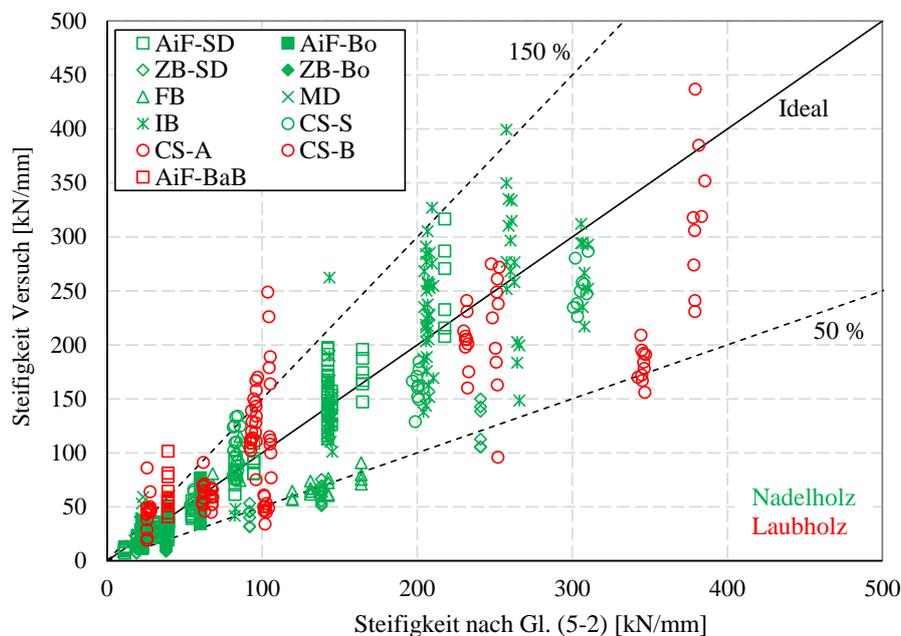


Abb. 5.2: Vergleich der Steifigkeit K_{ser} nach Gl. (5-2) mit den experimentell ermittelten Steifigkeiten, in [kN/mm]

um 50 %. Die grünen Datenpunkte ergeben sich aus Versuchen an Nadelhölzern, die roten aus Versuchen an Laubhölzern. Die Versuche an Bolzen sind durch gefüllte Punkte dargestellt, die Versuche an Stabdübeln bzw. Verbindungsmittelgruppen durch ungefüllte.

Das Bestimmtheitsmaß der Stichprobe ist mit ca. 0,78 relativ schlecht, eine Verbesserung lässt sich durch eine Variation der in Gl. (5-2) berücksichtigten Parameter allerdings nur in äußerst geringem Umfang erzielen. Da sich bereits innerhalb einer Versuchsserie Standardabweichungen bis zu 30 % ergeben, sind diese großen Streuungen des Wertebereichs bei einem Vergleich der Ergebnisse aus unterschiedlichen Forschungsvorhaben und unterschiedlicher Holzarten zu erwarten. Das relativ schlechte Bestimmtheitsmaß ist daher vermutlich auf die hohe Streuung der Versuchsergebnisse aufgrund geometrischer und materieller Imperfektionen zurückzuführen, die sich nicht in einem Vorhersagemodell erfassen lassen.

Bei einer näheren Betrachtung der Versuchsergebnisse lassen sich einzelne Ausreißer oftmals erklären. Die Versuche aus dem Zukunft Bau-Forschungsvorhaben [56] beispielsweise weisen eine ca. 50 % geringere Steifigkeit auf als die vergleichbaren Versuche aus dem AiF-Forschungsvorhaben [57]. Die geringen beobachteten Steifigkeiten sind dabei wahrscheinlich auf die großen geometrischen Imperfektionen der Bohrlöcher zurückzuführen (Versatz der beiden Bohrlochhälften). Beim Zusammenbau der Versuchskörper führten die Imperfektionen dazu, dass vor allem die Stabdübel der Verbindungsmittelgruppen nur äußerst schwer einzubringen waren. Da in der Baupraxis geometrische Imperfektionen beim Abbund jedoch nicht verhindert werden können, sollten solche Ausreißer nicht aus dem Stichprobenumfang zur Ermittlung von Vorhersagemodellen entfernt werden. Für eine möglichst allgemeingültige Formel sind daher zwingend Versuchsergebnisse aus unterschiedlichen Forschungsvorhaben und mit Versuchskörpern von möglichst vielen unterschiedlichen Herstellern nötig.

In Abb. 5.3 sind neben der Vorhersage nach Gl. (5-2) (rot) auch die vorhergesagten Steifigkeiten nach DIN EN 1995-1-1 [23] (grün) und nach SIA 265 [83] (blau) den experimentellen Werten gegenübergestellt. Das jeweilige Bestimmtheitsmaß R^2 des Vorhersagemodells ist neben

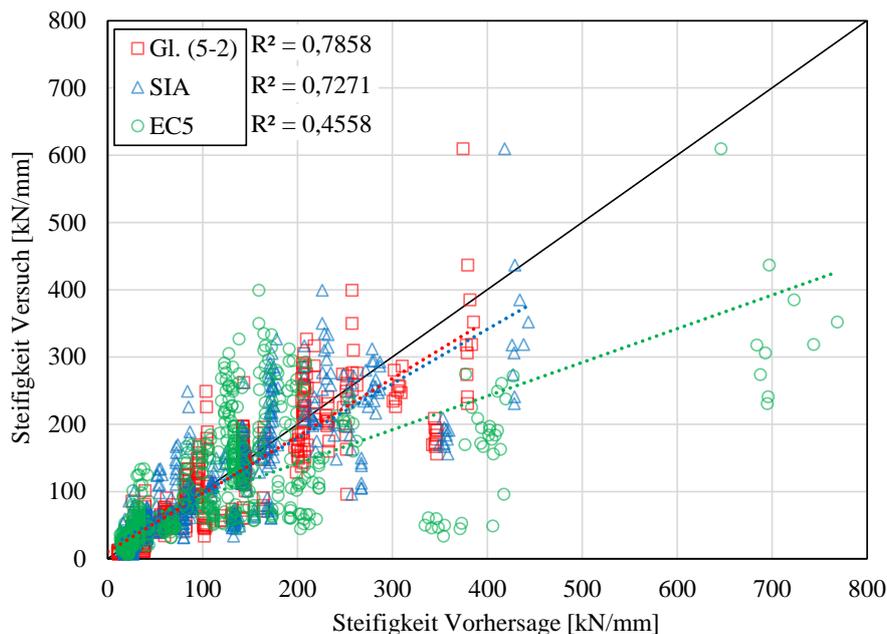
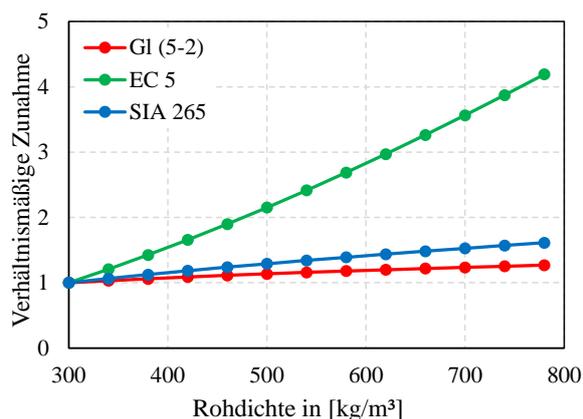


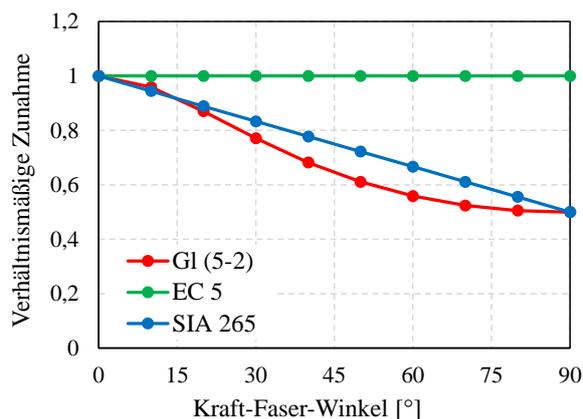
Abb. 5.3: Vergleich der Steifigkeit K_{ser} nach Gl. (5-2), SIA 265 [83] und Eurocode 5 [23] mit den experimentell ermittelten Steifigkeiten, in [kN/mm]

der Legende gegeben. Es zeigt sich, dass die nach DIN EN 1995-1-1 vorhergesagten Steifigkeiten teils erheblich von den experimentell ermittelten Werten abweichen. Dies zeigt sich auch am Bestimmtheitsmaß der Werte nach DIN EN 1995-1-1, das deutlich schlechter ist als das der anderen Modelle. Die Vorhersagen nach SIA 265 und nach Gl. (5-2) zeigen eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den Versuchswerten. Das Bestimmtheitsmaß ist aufgrund der hohen Streuung der Versuchsergebnisse dennoch relativ schlecht (unter 0,8). Die Verbesserung der Vorhersage im Vergleich zu DIN EN 1995-1-1 lässt sich zum einen mit der Berücksichtigung des überproportionalen Einflusses des Verbindungsmitteldurchmessers, zum anderen mit der Verringerung des Einflusses der Rohdichte erklären. Der Unterschied zwischen SIA 265 und der Gl. (5-2) ergibt sich zum Großteil aus der Abminderung der Anfangssteifigkeit für Verbindungen mit mehr als einem Verbindungsmittel.

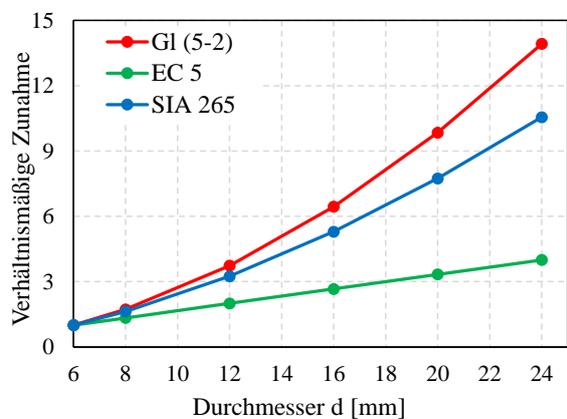
In Abb. 5.4 ist der Einfluss der unterschiedlichen Faktoren auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} für die untersuchten Vorhersagemodelle dargestellt. Es werden das eigene Modell (rote Kurve, Gl (5-2)) mit der Vorhersage nach DIN EN 1995-1-1 [23] (grüne Kurve, EC 5) und der nach SIA 265 [83] (blaue Kurve, SIA 265) verglichen. Die Anfangswerte werden jeweils als Bezugs-wert herangezogen und die verhältnismäßige Zunahme der Steifigkeit über die einzelnen Parameter aufgetragen.



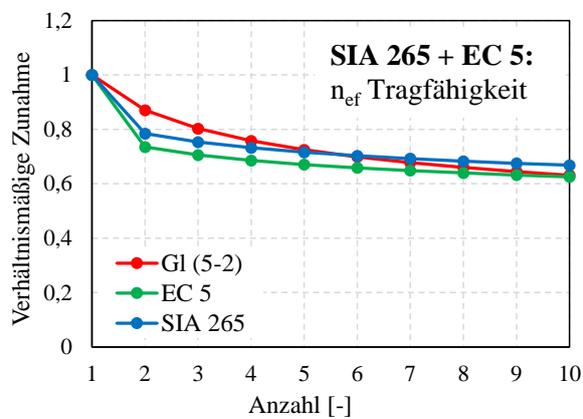
(a) Rohdichte ρ



(b) Kraft-Faser-Winkel α



(c) Durchmesser \varnothing



(d) Anzahl n

Abb. 5.4: Relativer Einfluss einzelner Faktoren auf die vorhergesagte Anfangssteifigkeit K_{ser} nach Gl (5-2), nach DIN EN 1995-1-1 [23] (EC 5) und nach SIA 265 [83](SIA 265)

Für die Rohdichte ρ ist in Abb. 5.4 (a) zu erkennen, dass nach Gl (5-2) und SIA 265 ein unterproportionaler Einfluss der Rohdichte auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} zu erwarten ist. Eine Verdopplung der Rohdichte von 300 kg/m^3 auf 600 kg/m^3 führt dabei zu einer Erhöhung der Steifigkeit um den Faktor 1,2 bzw. 1,4. Für die Vorhersage nach DIN EN 1995-1-1 dagegen zeigt sich mit dem Faktor 2,8 eine deutlich überproportionale Zunahme.

Der Kraft-Faser-Winkel α hat nach DIN EN 1995-1-1 keinen Einfluss auf die Steifigkeit (siehe Abb. 5.4 (b)). Nach SIA 265 ist eine lineare Abnahme der Steifigkeit um 50 % bei einer Erhöhung von α von 0° auf 90° zu erwarten. Nach Gl. (5-2) zeigt sich eine anfangs überproportionale Abnahme, die bei einem Kraft-Faser-Winkel von 90° ebenfalls zu einer Abnahme der Steifigkeit um 50 % führt. Somit liefert das eigene Modell wiederum ähnliche Ergebnisse wie SIA 265.

Der Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers d ist in Abb. 5.4 (c) dargestellt. Nach DIN EN 1995-1-1 ergibt sich eine lineare Zunahme der Steifigkeit mit zunehmendem Verbindungsmitteldurchmesser, d.h. die Anfangssteifigkeit verdoppelt sich bei einer Verdopplung des Durchmessers. Die Vorhersagen nach SIA 265 und nach Gl. (5-2) dagegen gehen von einer deutlich überproportionalen Zunahme aus.

In DIN EN 1995-1-1 und SIA 265 sind keine Regelungen hinsichtlich eines Gruppeneffekts bei der Ermittlung Anschlusssteifigkeit gegeben. In Abb. 5.4 (d) sind daher die Regelungen zur Ermittlung der effektiven Anzahl an Verbindungsmitteln in Faserrichtung für die Tragfähigkeit nach DIN EN 1995-1-1 und nach SIA 265 der in Gl. (5-2) vorgeschlagenen Regelung zur effektiven Anzahl an Verbindungsmitteln bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit gegenübergestellt. Es zeigt sich, dass für vorliegenden Verbindungsmittelabstände die Regelungen nach DIN EN 1995-1-1 und nach SIA 265 anfangs zu einer stärkeren Reduktion der Anzahl der Verbindungsmittel führt als die nach Gl. (5-2). Mit zunehmender Verbindungsmittelanzahl gleichen sich die unterschiedlichen Vorhersagen jedoch an.

5.4 Zusammenfassung

Die Auswertung des Einflusses der Bettungseigenschaften auf die Anschlusssteifigkeit hat gezeigt, dass durch die Verwendung von mittleren Bettungseigenschaften das grundsätzliche Anschlussverhalten trotz der großen Materialstreuungen dennoch relativ genau vorhergesagt werden kann. Eine Abschätzung des Streubereichs der Anschlusssteifigkeit kann dabei durch die Verwendung von minimalen und maximalen Bettungseigenschaften getroffen werden.

Die Seitenholzdicke t zeigt für gängige Verbindungsmittelschlankheiten keinen signifikanten Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit. Es wird daher empfohlen, diese bei der Ermittlung der Anschlusssteifigkeit weiterhin unberücksichtigt zu lassen.

Der Einfluss des Verbindungsmitteldurchmessers auf die Anschlusssteifigkeit wird durch DIN EN 1995-1-1 [23] unterschätzt. Eine Anpassung der Formel für die Anschlusssteifigkeit K_{ser} wird daher empfohlen. So führt das Einführen eines Exponenten für den Durchmesser d zu einer deutlich besseren Vorhersage der zu erwartenden Anschlusssteifigkeit. Dies ist beispielsweise bereits in der schweizerischen Norm in ähnlicher Weise integriert.

Weiterhin wird empfohlen, die Anfangssteifigkeit für einen Kraft-Faser-Winkel $\alpha = 90^\circ$ im Vergleich zu einer Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$) um 50 % zu verringern. Mit zunehmendem Kraft-Faser-Winkel zeigte sich eine überproportionale Abnahme der Anschlusssteifigkeit, die beispielsweise mit einer modifizierten Hankinson-Gleichung beschrieben werden kann. Um

die Ermittlung der Anschlusssteifigkeit jedoch zu vereinfachen und den großen auftretenden Streubreiten Rechnung zu tragen, wäre auch eine lineare Abminderung zwischen 0° und 90° denkbar.

Das Lochspiel der Verbindung hat sich als wichtiger Einflussfaktor für die Anschlusssteifigkeit erwiesen. Aufgrund der Komplexität einer genauen Berücksichtigung des Lochspiels wird empfohlen, die Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen, unabhängig von der Anordnung der Verbindungsmittel, pauschal abzumindern. Für die Versuche aus dem AiF-Vorhaben wäre beispielsweise eine Reduktion der Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen mit dem Faktor 0,8 im Vergleich zum Einzelverbindungsmittel eine gute Näherung, für die Datenbasis aus unterschiedlichen Forschungsvorhaben zeigt eine Berücksichtigung durch $n_{ef} = n^{0,9}$ eine besser Übereinstimmung.

Die zur Querszugverstärkung eingebrachten Vollgewindeschrauben zeigten für die untersuchten Varianten keine signifikante Auswirkung auf die Anfangssteifigkeit K_{ser} .

In Kapitel 5.3 wurde eine Gleichung zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit K_{ser} auf Basis der ausgewerteten eigenen und fremden Versuche vorgestellt und bewertet. Das Bestimmtheitsmaß der vorgestellten Gleichung ist für die verfügbaren Versuchsdaten deutlich größer als für die Vorhersage nach DIN EN 1995-1-1. Das Bestimmtheitsmaß für die Vorhersage der Anfangssteifigkeit nach SIA 265 dagegen liegt nur minimal unter dem der vorgeschlagenen Gleichung.

Anwendungsbeispiel Komponentenmethode

6.1 Allgemeines

Knotenpunkte im Holzbau werden heutzutage meist als Unikate konstruiert und bemessen. Es existieren unzählige Varianten von Anschlüssen, die zwar meist dieselben Grundkomponenten enthalten, aber dennoch in Abhängigkeit der angeschlossenen Bauteile in ihrer Geometrie einzigartig sind. Die von unterschiedlichen Herstellern angebotenen Systemverbinder stellen für den Tragwerksplaner hierbei zwar eine Erleichterung bei der Bemessung dar, schränken den Nutzer allerdings in der Freiheit der Gestaltung und der Ausnutzung des Anschlusses ein. Um einen komplexen Anschluss wirtschaftlich und dennoch schnell bemessen zu können, fehlen eine allgemeingültige Berechnungsmethode und meist die nötigen Informationen zum Last-Verformungsverhalten der einzelnen Anschlusskomponenten. Um die Konkurrenzfähigkeit des Werkstoffes Holz sowohl in anspruchsvollen Tragwerken als auch in solchen mit einer häufigen Wiederholung ähnlicher Anschlüsse zu erhöhen und eine Systematisierung und Katalogisierung typischer Anschlüsse zu ermöglichen, sollte daher eine Weiterentwicklung der Bemessungsverfahren und der normativen Regelungen zur Vorhersage des Last-Verformungsverhaltens von Anschlüssen stattfinden. Dies kann zum Beispiel durch die Anwendung der Komponentenmethode zur Bemessung von Knotenpunkten realisiert werden.

Bei der Komponentenmethode handelt es sich um ein Bemessungsverfahren, das bereits erfolgreich im Stahl- und Stahlbetonverbundbau Anwendung findet [22] (siehe auch Kap. 2.4). Mit Hilfe der Komponentenmethode kann durch die genaue Vorhersage des Trag-Verformungsverhaltens neben einer zutreffenden Schnittgrößenverteilung in statisch unbestimmten Systemen und gegebenenfalls auch einer plastischen Umverteilung der Schnittgrößen im Gesamtsystem auch eine Aussage zu dem zu erwartenden Versagensmechanismus des Anschlusses gemacht werden. Weiterhin wird durch die Nutzung der Komponentenmethode eine wünschenswerte Standardisierung von Anschlüssen im Holzbau ermöglicht und gefördert. Dadurch wird die



Abb. 6.1: Versuchsaufbau Bauteilversuche Stützenfußpunkt als 4-Punkt-Biegeversuch

Wirtschaftlichkeit von Holztragwerken deutlich erhöht und somit die Konkurrenzfähigkeit zu anderen Bauweisen, die die Vorteile einer standardisierten Bemessung schon seit Langem nutzen (siehe typisierte Anschlüsse im Stahlbau [87]), weiter gesteigert. Hier sind vor allem Tragwerke mit großen Spannweiten und einer häufigen Wiederholung gleicher Tragelemente und Anschlüsse, wie zum Beispiel Hallen oder Bürogebäude mit flexiblem Grundriss, aber auch Hochhäuser, als potentielles Einsatzgebiet des Holzbaus zu sehen.

Im Rahmen eines „Zukunft Bau“-Forschungsvorhabens [56] wurde die Anwendbarkeit der Komponentenmethode im Holzbau anhand des Beispiels eines Stützenfußpunktes untersucht. Dabei wurden die Möglichkeiten und die noch bestehenden Einschränkungen bei deren Anwendung auf Basis der heutigen normativen Regelungen aufgezeigt. Durch experimentelle Untersuchungen wurde zudem die Datenbasis der Komponenteneigenschaften, die einen wichtigen Bestandteil bei der Entwicklung und Anwendung der Komponentenmethode darstellt, gezielt erweitert.

Bei der Komponentenmethode erfolgt die Bemessung eines Gesamtknotens über die Zerlegung des komplexen Anschlusses in kleinere, rechnerisch erfassbare Einzelkomponenten. Es wurden daher bereits ausgeführte Anschlüsse und Tragwerke analysiert und für das Last-Verformungsverhalten relevante Einzelkomponenten identifiziert und katalogisiert. In Form eines Komponentenkatalogs wurden die für den Großteil der Anschlüsse relevanten Grundkomponenten und deren Trag- und Verformungseigenschaften zusammengefasst (siehe Kapitel 6.2).

Dem Grundgedanken der Komponentenmethode, einer Zerlegung des komplexen Anschlusses in kleinere Grundkomponenten, wurde auch bei der Planung der experimentellen Untersuchungen am Beispiel eines typischen momententragfähigen Anschlusses gefolgt. Der untersuchte Anschluss eines Stützenfußpunktes wurde dazu in kleinere Komponenten zerlegt, die dann wiederum durch experimentelle, analytische und numerische Verfahren näher untersucht wurden. Durch die so erfolgten Detailuntersuchungen konnten jeweils Federkennlinien zur Ermittlung der Tragfähigkeit und Steifigkeit der Komponenten entwickelt und anhand der Versuchswerte validiert werden. Zuletzt wurden großmaßstäbliche Anschlussversuche durchgeführt, die der Verifizierung der hergeleiteten analytischen Modelle dienten. Durch einen Abgleich der analytischen Modelle mit den Bauteilversuchen konnten diese sowohl kalibriert als auch validiert werden. Die so entwickelten Komponentenmodelle konnten anschließend auf den Einfluss der jeweiligen Komponenteneigenschaften hin untersucht werden.

Die wichtigsten Erkenntnisse des Forschungsvorhabens sind nachfolgend zusammengefasst und zeigen, dass eine genaue Kenntnis des Last-Verformungsverhaltens der einzelnen Anschlusskomponenten von entscheidender Bedeutung für eine realitätsnahe Beschreibung des Knotenpunktes ist.

6.2 Anwendung der Komponentenmethode im Holzbau

Im Rahmen des Forschungsvorhabens [56] wurde eine Analyse von ausgeführten Anschlüssen und von bereits durchgeführten Untersuchungen vorgenommen, um die jeweils für das Last-Verformungsverhalten typischer Anschlüsse des Holzbaus relevanten Einzelkomponenten zu identifizieren. Die gefundenen Komponenten wurden anschließend in einem Komponenten-Katalog nach Vorbild von DIN EN 1993-1-8 [22] zusammengefasst. Grundsätzlich sind für eine spätere Modellbildung alle Einzelkomponenten von Relevanz, die einen wesentlichen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten des Gesamtknotens haben. Die jeweiligen Komponenten werden dann durch die Eigenschaften Tragfähigkeit, Steifigkeit und Verformungsvermögen charakterisiert. Innerhalb der einzelnen Komponenten kann wiederum eine Unterscheidung nach unverstärkten und verstärkten Varianten erfolgen. Auch können für eine Komponente unterschiedliche Versagensmodi auftreten (zum Beispiel die Versagensmodi für stiftförmige Verbindungsmittel nach Johansen oder Versagensmodi einer Schraube auf Herausziehen). Durch eine detaillierte Beschreibung des Verhaltens der Einzelkomponente kann mit Hilfe der Komponentenmethode so eine Vorhersage des Verhaltens beziehungsweise des Versagens des Gesamtknotens gemacht werden.

Im Holzbau können, wie auch im Stahlbau, grundsätzlich folgende Typen von Anschlüssen unterschieden werden:

- Gelenkige Anschlüsse
- Biegesteife Anschlüsse
- Nachgiebige Anschlüsse

Im Gegensatz zum Stahlbau ist es im Holzbau allerdings deutlich schwieriger einen komplett biegesteifen Anschluss zu generieren, da die meisten standardmäßig verwendeten Verbindungen eine relativ geringe Steifigkeit aufweisen. Typische biegesteife Verbindungen stellen geklebte Verbindungen, wie zum Beispiel keilgezinkte Rahmenecken, dar. Aber auch durch unter 45° eingedrehte Vollgewindeschrauben lassen sich mit entsprechenden Anschlusskonstruktionen relativ große Anschlusssteifigkeiten realisieren. Die klassischen Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln dagegen weisen stets eine gewisse Nachgiebigkeit auf, die bereits seit längerem bei der Ermittlung von Knotensteifigkeiten Berücksichtigung findet.

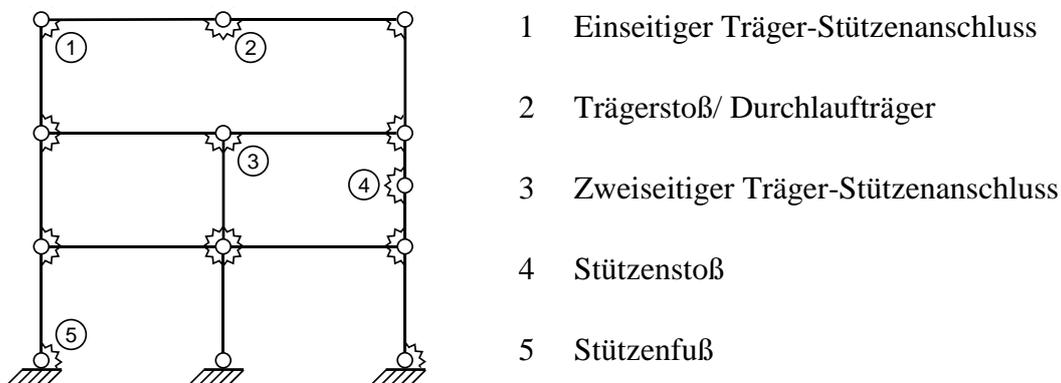


Abb. 6.2: Unterschiedliche in einem Tragwerk auftretende Anschlusskonfigurationen, Abbildung angelehnt an [86]

Tabelle 6.1: Komponenten-katalog mit Grundkomponenten für Anschlüsse im Holzbau

Komponente			Verweis auf Berechnungsverfahren		
			Tragfähigkeit	Steifigkeit	
1	Holz, Zug 0°	$F_{t,0}$		6.1.2 [23] [18],[26]	[18],[26]
2	Holz, Zug 90°	$F_{t,90}$		6.1.3 [23], 8.1.4 [23], NCI zu 8.1.4 [24] [18],[26]	[18],[26]
3	Holz, Druck 0°	$F_{c,0}$		6.1.4 [23] [18],[26], [62]	[18],[26]
4	Holz, Druck 90°	$F_{c,90}$		6.1.5 [23] [18],[26]	[18],[26]
5	Holz, Schub	F_v		6.1.7 [23] [18],[26]	[18],[26]
6	Holz, Druck α	$F_{c,\alpha}$		6.2.2 [23], NCI zu 6.2.2 [24], NCI NA 12.1 [24] [10]	[10]
7	Holz, Zug α	$F_{t,\alpha}$		NCI NA.6.2.5 [24]	
8	Stiftförmiges VBM, Abscheren	$F_{v,VBM}$		Kapitel 8 [23], NCI NA 8.1.6 [24] NCI NA 11.2.2 [24] [9],[16],[36],[37],[44], [73],[75],[82]	Tab. 7.1 [23], [46],[49]
9	Stiftförmiges VBM, Axial belastet	F_{ax}		6.1.4 [23], 8.3.2 [23], 8.5.2 [23], 8.7.2 [23], NCI NA.11.2.3 [24] [6],[34],[36]	[5],[6],[34],[62]
10	Blockscheren			Anhang A [23] [14]	
11	Stiftförmige VBM, Gruppeneffekte	$F_{VBM,ges}$		8.1.2 [23], NCI NA.8.1.2 [24] [9],[44],[46],[49]	[9],[45],[48],[74]

Im Holzbau werden Anschlüsse traditionell individuell geplant. Je nach Hersteller oder ausführendem Betrieb kommt eine große Bandbreite an Verbindungsmitteln, Ausführungsvarianten und Anschlusskonfigurationen zum Einsatz. In Tabelle 6.1 sind die identifizierten Grundkomponenten sowie zugehörige Verweise auf Normen und Forschungsberichte zu den relevanten Eigenschaften der jeweiligen Komponente zusammengefasst. Die vorgeschlagene Liste kann jederzeit erweitert und ergänzt werden und stellt lediglich eine erste Grundlage für die Anwendung der Komponentenmethode dar. Die Tragfähigkeiten der Einzelkomponenten lässt sich meist bereits mit den Regelungen nach DIN EN 1995-1-1 [23] bestimmen, die Steifigkeiten dagegen sind meist deutlich schwieriger zu ermitteln. Um den Katalog zu vervollständigen und vollumfänglich anwendbar zu machen, müssen daher weitere Forschungsergebnisse ergänzt werden beziehungsweise weitere Untersuchungen durchgeführt werden.

6.3 Experimentelle Untersuchungen

6.3.1 Allgemeines

Im Rahmen des Forschungsprojektes wurden sowohl Komponentenversuche zur Bestimmung der Last-Verformungseigenschaften der Einzelkomponenten des untersuchten Stützenfußpunktes als auch Trägerversuche zur Bestimmung des Gesamttragverhaltens des Knotenpunktes durchgeführt. Da die bestellten Materialgüten sowohl im Holzbau als auch im Stahlbau gewissen Toleranzen unterliegen, wurden zusätzlich Materialprüfungen am Grundmaterial vorgenommen.

Die Ergebnisse der Materialuntersuchungen und der Komponentenversuche sind bereits in den Kapiteln 3.4 und 3.5 enthalten. Die aus den Versuchsergebnissen entwickelten Federkennlinien, die eine möglichst realitätsnahe Berücksichtigung der Versuchsergebnisse im Komponentenmodell ermöglichen sollen, sind in Kapitel 6.3.2 zusammengefasst, die Versuche an unterschiedlichen Varianten eines Stützenfußpunktes in Kapitel 6.3.3. Der Abgleich der Versuchsergebnisse mit dem entwickelten Komponentenmodell erfolgt anschließend in Kapitel 6.5.

6.3.2 Federkennlinien aus Komponentenversuchen

6.3.2.1 Allgemeines

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden für alle untersuchten Grundkomponenten Federkennlinien für eine vereinfachte Berücksichtigung im Rahmen der Komponentenmethode hergeleitet. Dabei erfolgte eine Abstufung der Komplexität je nach gewünschtem Anwendungsbereich. So kann für die Verwendung der Federkennlinie in einem Stabwerkprogramm eine multilineare Last-Verformungskurve mit zehn oder mehr Punkten die Genauigkeit der Ergebnisse erhöhen, allerdings ist solch eine detaillierte Kurve für die händische Berechnung eher ungeeignet. Die Mittelwerte aus den experimentellen Untersuchungen wurden daher stets einer detaillierten und einer reduzierten multilinearen Näherungskurve gegenübergestellt. Aufgrund der beachtlichen Streuung der Steifigkeiten muss jedoch stets berücksichtigt werden, dass eine zu detaillierte Modellierung der Last-Verformungskurven unter Umständen eine Genauigkeit vermitteln könnte, die aufgrund streuender Ergebnisse tatsächlich nicht vorhanden ist. Je nach Anwendungsfall kann eine Grenzwertbetrachtung und somit eine Unterscheidung zwischen $K_{0,05}$, K_{mean} und $K_{0,95}$ zielführend sein. Im Folgenden wurden die Mittelwerte aus den Last-Verformungskurven einer Versuchsreihe [56] als Datenbasis verwendet, die 5 %- und 95 %-Fraktile finden keine Berücksichtigung, können aber analog dazu generiert werden.

Die Last-Verformungskurven der Verbindungsmittelgruppen können grundsätzlich auf zwei unterschiedliche Arten generiert werden. So können diese entweder direkt aus Versuchswerten an den entsprechenden Verbindungsmittelgruppen ermittelt oder aus den Last-Verformungskurven einzelner Verbindungsmittel zusammengesetzt werden. Soll die Kurve individuell zusammengesetzt werden, müssen Effekte aus dem vorhandenen Lochspiel und eine Reduktion der Tragfähigkeit und Steifigkeit aufgrund von Gruppeneffekten und sprödem Versagen des Holzquerschnitts berücksichtigt werden (siehe auch Kapitel 5.2.5).

Nachfolgend sind beispielhaft die Federkennlinie für zwei Einzelkomponenten gegeben. Weitere Federkennlinien können [56] entnommen werden.

6.3.2.2 Einzelner Stabdübel in Faserrichtung

In Abb. 6.3 sind die Last-Verformungskurven für einen einzelnen Stabdübel für die Varianten „unverstärkt“, „mittig verstärkt“ und „dicht verstärkt“ für eine Zugbelastung in Faserrichtung sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien gegeben. Man kann erkennen, dass die Federkennlinie zu Beginn nahezu identisch sind, nach Erreichen des 1. plastischen Plateaus jedoch ergeben sich deutliche Unterschiede. Diese Unterschiede ergeben sich aus der unterschiedlichen Verstärkung der Anschlüsse mit Vollgewindeschrauben. Der unverstärkte Anschluss weist bereits kurz nach Erreichen des plastischen Plateaus ein Versagen auf, sodass die Federkennlinie nach ca. 15 mm Anschlussverformung endet (rot). Einzelne Versuche erreichten zwar Gesamtverformungen größer 15 mm, jedoch nahm die Tragfähigkeit mit zunehmender Verformung deutlich ab. Der mittig verstärkte Anschluss zeichnet sich durch ein langgezogenes plastisches Plateau mit später Laststeigerung aus. Der dicht verstärkte Anschluss dagegen weist direkt nach dem Erreichen des plastischen Plateaus eine erneute Laststeigerung auf, die durch ein Anliegen des Verbindungsmittels an der Verstärkungsschraube verursacht wird. Dieses Verhalten wird auch durch die Federkennlinie abgebildet.

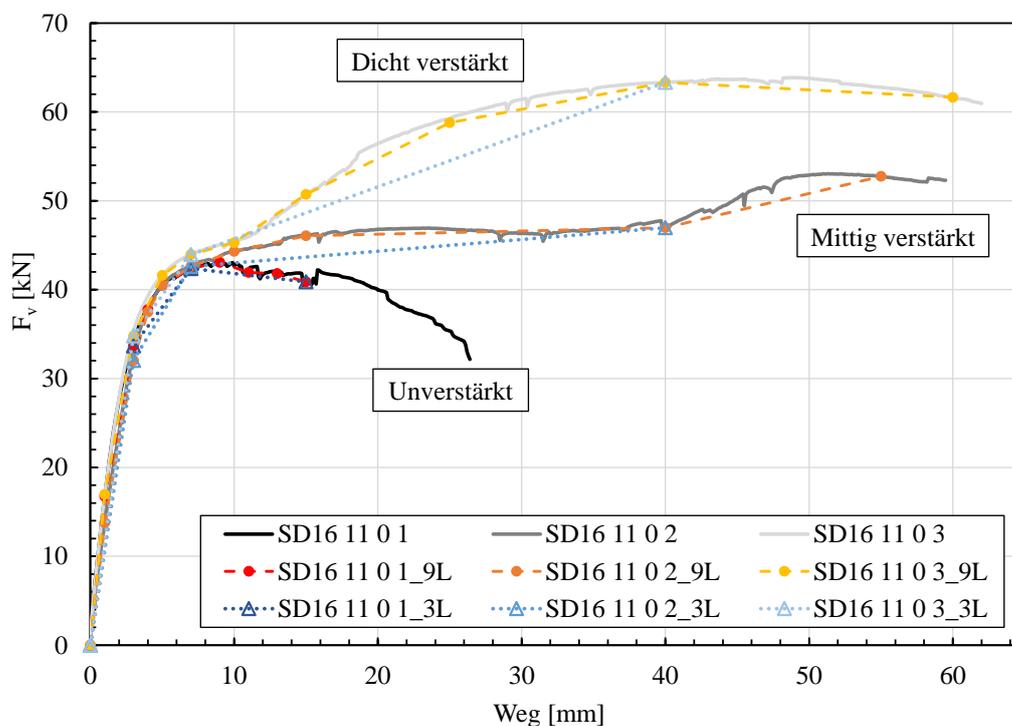


Abb. 6.3: Federkennlinien einzelner Stabdübel auf Basis mittlerer Versuchswerte, Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

6.3.2.3 Verbindungsmittelgruppe Zug in Faserrichtung

In Abb. 6.4 sind die 9L Federkennlinie für Verbindungsmittelgruppen für eine Zugbelastung in Faserrichtung gegeben. Der Vergleich zwischen der Federkennlinie auf Basis des Versuchs an einer Verbindungsmittelgruppe mit 2x5 Verbindungsmitteln (gelb) und einer aus den Versuchen an einer Verbindungsmittelgruppe mit 1x5 Verbindungsmitteln (orange) durch Faktorisierung hergeleiteten Federkennlinie (grün) verdeutlicht den Einfluss von Gruppeneffekten. Durch eine deutlich höhere Ausnutzung der Holzmatrix bei einer zweireihigen Anordnung der Verbindungsmittel kommt es zu einem früheren Aufspalten im Vergleich zur einreihigen Anordnung, was sich auf die maximal erreichte Traglast und die Duktilität auswirkt. Dieser Effekt muss im Federmodell entweder direkt (Einzelfeder für Holzmatrix) oder indirekt (Abminderung Federkennlinie Stabdübelgruppe) berücksichtigt werden, falls von Einzelverbindungsmiteln auf Verbindungsmittelgruppen extrapoliert werden soll.

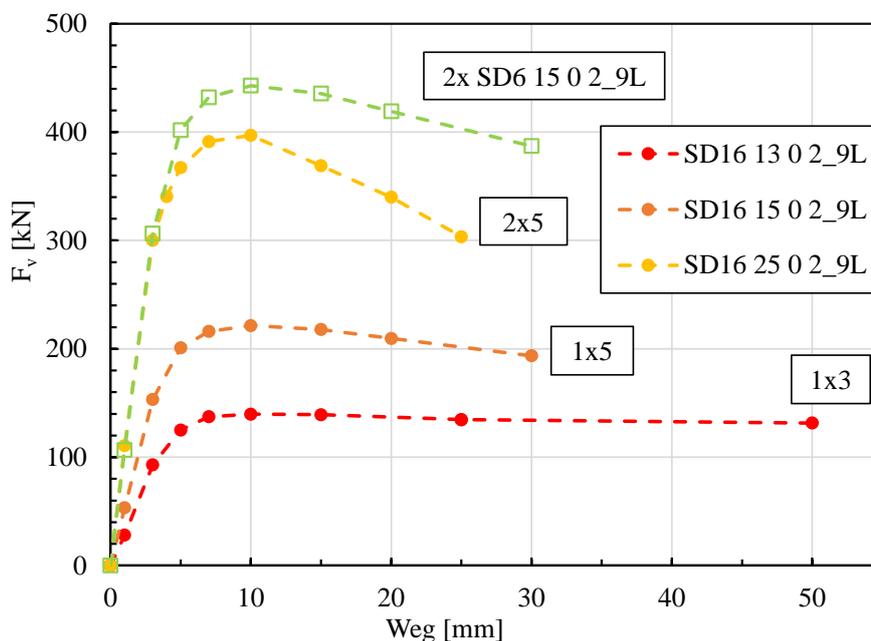


Abb. 6.4: Federkennlinien Verbindungsmittelgruppen, Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$);
9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

In Abb. 6.5 sind die auf die mittleren Tragfähigkeiten der Einzelverbindungsmiteln normierten Federkennlinien der Verbindungsmittelgruppen gegeben. Man kann erkennen, dass die Maximallast für die Gruppen mit einer Reihe von drei bzw. fünf Verbindungsmitteln in Faserrichtung sehr ähnliche Verläufe aufweisen. Für die Verbindungsmittelgruppe mit zwei Reihen je fünf Verbindungsmitteln dagegen ist ein deutlicher Gruppeneffekt zu erkennen. Die effektive Anzahl n_{ef} nach DIN EN 1995-1-1 [23] berücksichtigt diesen Effekt nicht, da hier lediglich die Anzahl der Verbindungsmittel in Faserrichtung, nicht aber die Anzahl der Reihen quer zur Faserrichtung berücksichtigt werden. Sollte sich dieser Effekt auch für andere Verbindungsmitteldurchmesser und Anschlussgeometrien bestätigen, sollte eine entsprechende Anpassung der Gleichung erfolgen, zumal die untersuchten Anschlüsse allesamt mit Vollgewindeschrauben verstärkt wurden.

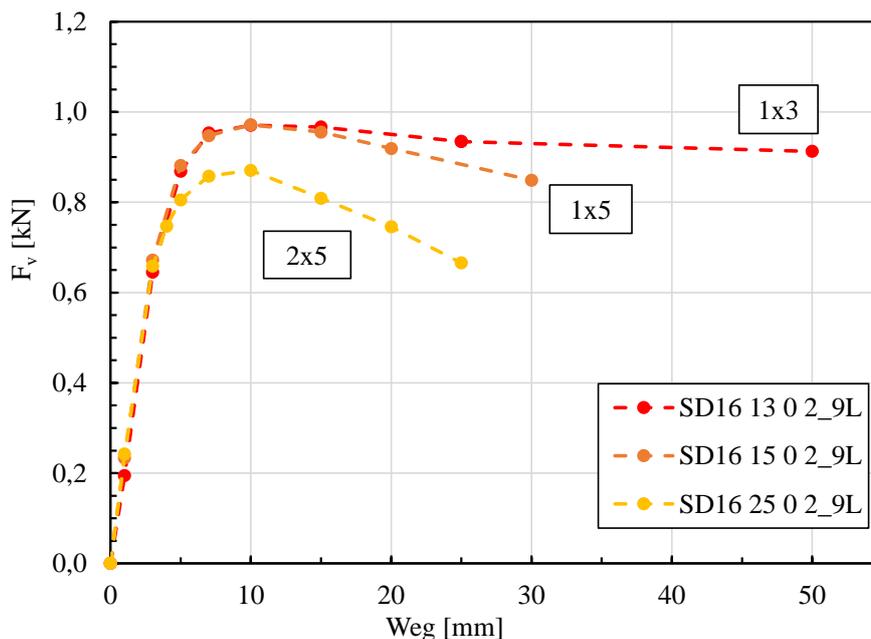
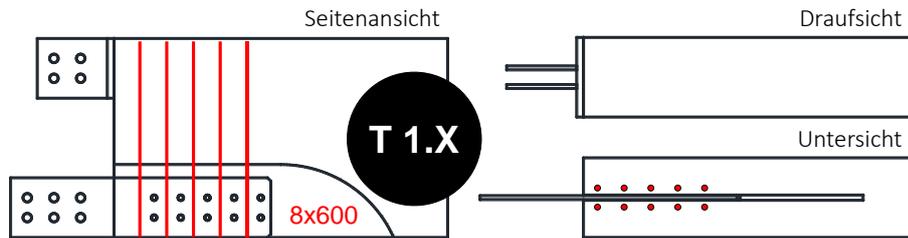


Abb. 6.5: Auf die mittlere Tragfähigkeit der Einzelverbindungen (Bolzen + Stabdübel) normierte Federkennlinien der Verbindungsmittelgruppen, Belastung in Faserrichtung ($\alpha = 0^\circ$); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

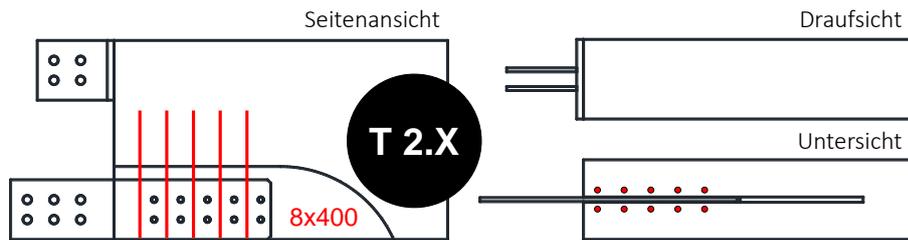
6.3.3 Bauteilversuche

Um die Anwendbarkeit der Komponentenmethode im Holzbau zu überprüfen, wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens [56] zehn Großversuche am Anschlussdetail „Biegesteifer Stützenfußpunkt“ durchgeführt. Die untersuchten Varianten des Anschlusses sind in Abb. 6.6 dargestellt, die allgemeine Versuchskörpergeometrie, der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung im zugehörigen Schlussbericht ausführlich beschrieben. Da für den Stützenfußpunkt eine Momenten-Rotationsbeziehung bestimmt werden sollte, wurde als Versuchsaufbau ein 4-Punkt-Biegeversuch gewählt, um ungewollte Überlagerungen aus Normal- und Querkräften zu vermeiden. Durch die Anordnung eines Stahlträgers in der linken Trägerhälfte konnte eine Vereinfachung der Messung der Verformungseigenschaften der einzelnen Komponenten des zu untersuchenden Anschlusses erzielt werden.

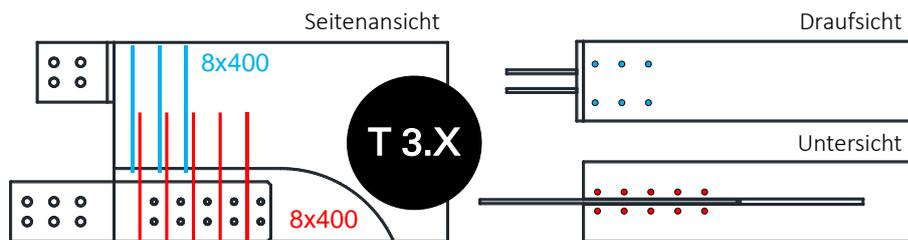
Variante T 1: T 1.1, T 1.2, T 1.3; Druckzone: Kontakt; Zugzone: SB, 10x VGS 8x600



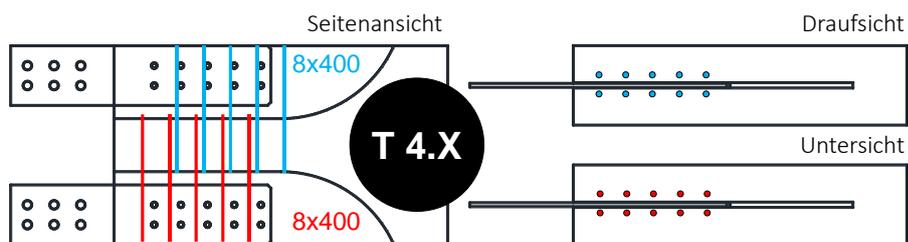
Variante T 2: T 2.1, T 2.2; Druckzone: Kontakt; Zugzone: SB, 10x VGS 8x400



Variante T 3: T 3.1, T 3.2; Druckzone: Kontakt, 6x VGS 8x400; Zugzone: SB, 10x VGS 8x400



Variante T 4: T 4.1, T 4.2; Druckzone: SB, 10x VGS 8x400; Zugzone: SB, 10x VGS 8x400



Variante T 5: T 5.1; Druckzone: Kontakt; Zugzone: SB

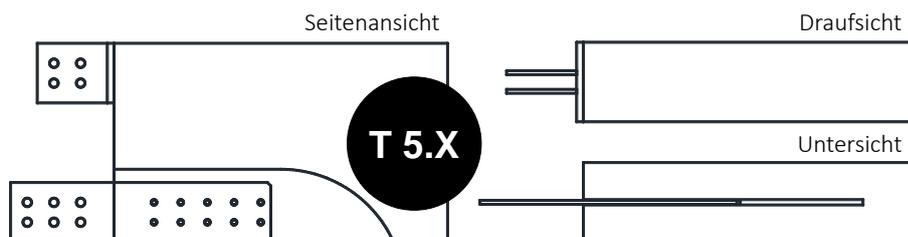


Abb. 6.6: Varianten Bauteilversuche; VGS = Vollgewindeschraube; SB = Schlitzblech

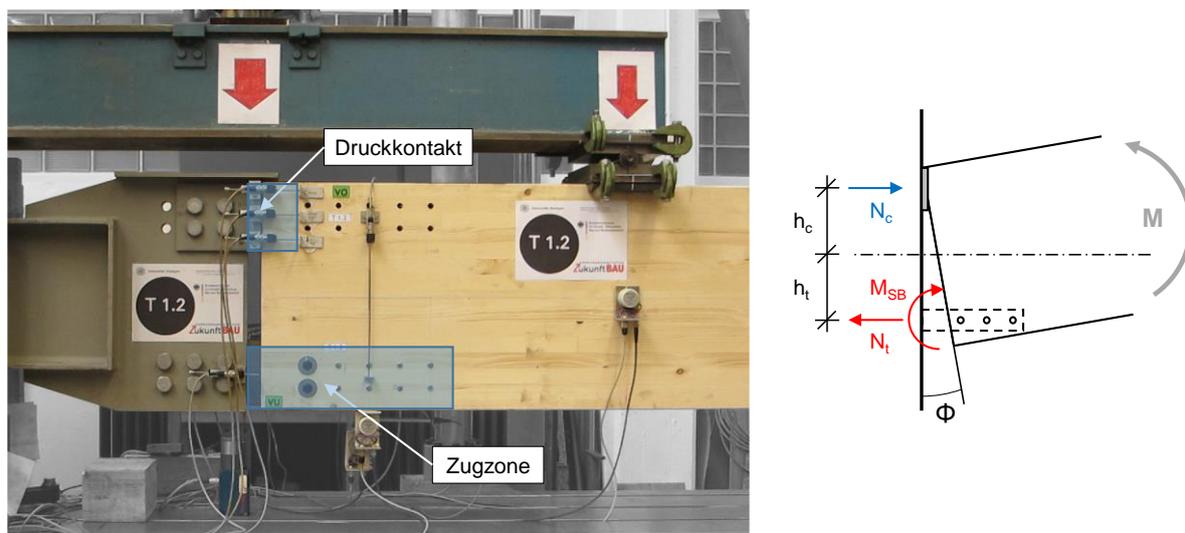


Abb. 6.7: Links: Versuchsaufbau Bauteilversuch „Stützenfußpunkt“, rechts: Schnittgrößen am verformten System

In Abb. 6.7 ist links beispielhaft der Versuchsaufbau eines Bauteilversuchs zu sehen. In Abb. 6.8 sind die Verdrehung des Holzquerschnitts über die Vertikalverformung in Trägermitte und die Normalkräfte der Zug- und der Druckzone über die Versuchsdauer dargestellt. Die Normalkräfte wurden dabei mit Hilfe des zum jeweiligen Zeitpunkt t vorhandenen Hebelarms und dem anliegenden Moment rückgerechnet (siehe Abb. 6.7 rechts). Eine detaillierte Auswertung des Komponentenverhaltens erfolgte für alle untersuchten Versuchskörpervarianten.

Die durchgeführten verstärkten Bauteilversuche wiesen allesamt ein erwartet duktilen Verhalten und große plastische Verdrehungen auf. In Abhängigkeit der Verstärkungsmaßnahmen traten sowohl in der Druckzone als auch in der Zugzone unterschiedlich stark ausgeprägte Querszugrisse auf. Vor allem die Rissbildung in der Druckzone war hierbei deutlich ausgeprägter als dies erwartet worden war. Trotz der unterschiedlichen Rissentwicklung aufgrund unterschiedlicher Verstärkung konnte keine signifikante Tendenz bezüglich der maximalen Momente der verschiedenen Versuchsserien festgestellt werden. Die Versuche mit einer Verbindungsmittelgruppe sowohl in der Zug- als auch in der Druckzone wiesen eine geringere Steifigkeit und

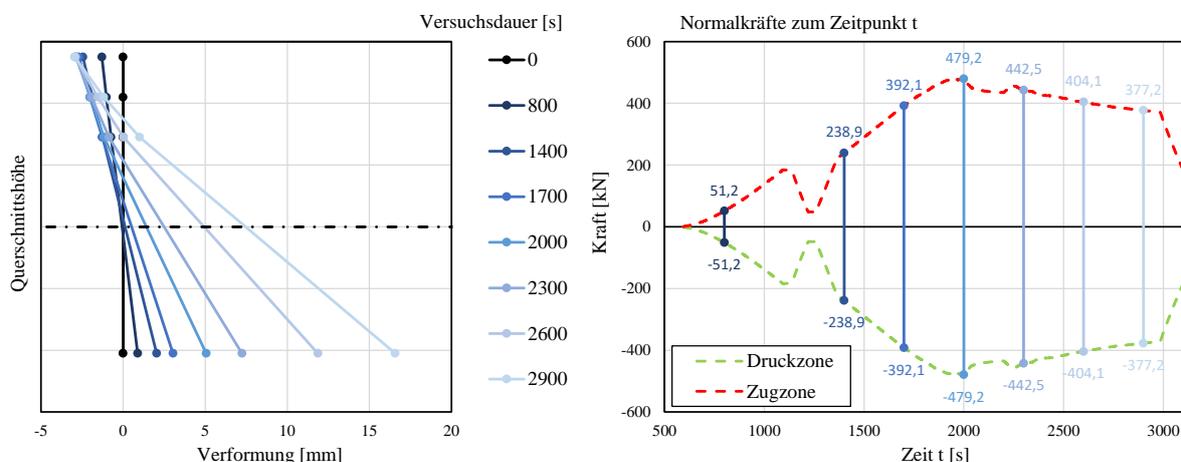


Abb. 6.8: Versuch T 1.2, links: Verdrehung des Holzquerschnitts für verschiedene Zeitpunkte t , rechts: Verlauf der Normalkraft in der Zug- bzw. Druckzone über die Zeit t

Tragfähigkeit auf als die Versuche mit einer Übertragung der Druckkraft über Kontakt. Dies war aufgrund der deutlich geringeren Federsteifigkeit der Verbindungsmittelgruppe im Vergleich zur Druckfeder auf Kontakt zu erwarten.

In Abb. 6.9 sind die Momenten-Rotationskurven der zehn Bauteilversuche zusammengefasst. Für eine bessere Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche, wurden alle Kurven um den anfänglichen Schlupf verschoben. Es ist zu erkennen, dass die Versuchsserien mit einer Übertragung der Druckkraft über Kontakt (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) grundsätzlich ein ähnliches Verhalten aufweisen, jedoch eine gewisse Streubreite in Bezug auf die Steifigkeiten und die Tragfähigkeiten vorhanden ist. Eine Tendenz innerhalb der M- Φ -Kurven aufgrund der unterschiedlichen verwendeten Verstärkungen kann nicht beobachtet werden. Lediglich der unverstärkte Versuch (T 5.1) sticht hierbei hervor, da dieser bereits auf einem deutlich niedrigerem Momentenniveau versagt. Die Versuche der Serie T 4.X mit jeweils einem Schlitzblech in der Zug- und Druckzone weisen eine geringere Steifigkeit und ein etwas niedrigeres Niveau des maximalen Moments auf. Die ermittelten elastischen Steifigkeiten $K_{\Phi,50-120}$ im Bereich zwischen 50 kNm und 120 kNm sowie die maximalen Momente und die zugehörige Verdrehung sind für alle Versuche in Tabelle 6.2 zusammengefasst.

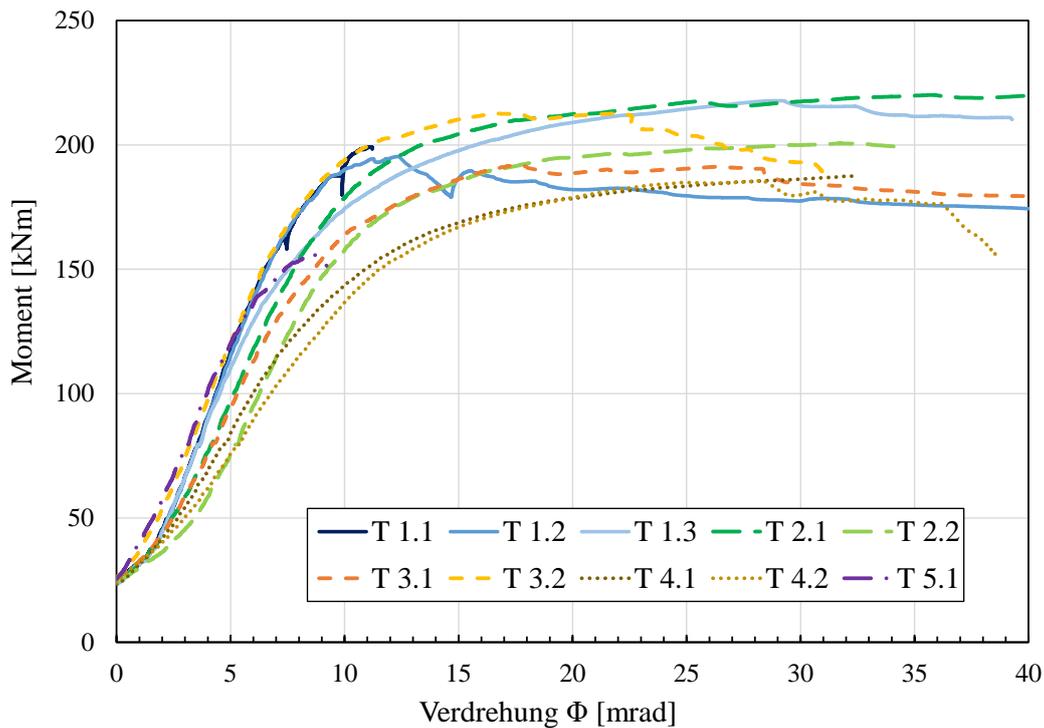


Abb. 6.9: M- Φ -Diagramme Bauteilversuche; Anfangsschlupf der Kurven zur besseren Vergleichbarkeit entfernt.

Tabelle 6.2: Verdrehsteifigkeit $K_{\Phi,50-120}$ im Momentenbereich 50 kNm bis 120 kNm, maximales Moment M_{max} und Anschlussverdrehung $\Phi(M_{max})$ bei Erreichen des maximalen Moments

Versuch	$K_{\Phi,50-120}$ [kNm/mrad]	M_{max} [kNm]	$\Phi(M_{max})$ [mrad]
T 1.1	24,50	(199,12)	(15,36)
T 1.2	23,51	195,35	45,12
T 1.3	21,97	217,76	43,20
T 2.1	18,88	224,99	60,11
T 2.2	18,08	200,64	39,26
T 3.1	17,65	191,87	50,18
T 3.2	22,29	212,72	35,42
T 4.1	14,55	187,58	38,40
T 4.2	12,84	185,74	45,95
T 5.1	20,64	156,36	11,25

6.4 Komponentenmodell

6.4.1 Allgemeines

In Abb. 6.10 ist der Anschluss Stützenfußpunkt unter einer reinen Momentenbeanspruchung im unverformten und verformten Zustand zu sehen. Das einwirkende Moment M kann dabei in eine Zugkomponente in der Verbindungsmittelgruppe und eine Druckkomponente im Kontaktbereich zerlegt werden. Aus der Umlenkung der Druckkraft, der Rotation der Verbindungsmittelgruppe und der Verdrängung des Holzes im Lochleibungsbereich der Verbindungsmittel entstehen im Anschlussbereich Querkzugkräfte, die entweder durch das Holz selbst oder durch geeignete Verstärkungen aufgenommen werden müssen. Die Verdrehung Φ des Anschlusses ist jeweils als Winkel zwischen der Stirnfläche des Holzbauteils und dem Untergrund definiert.

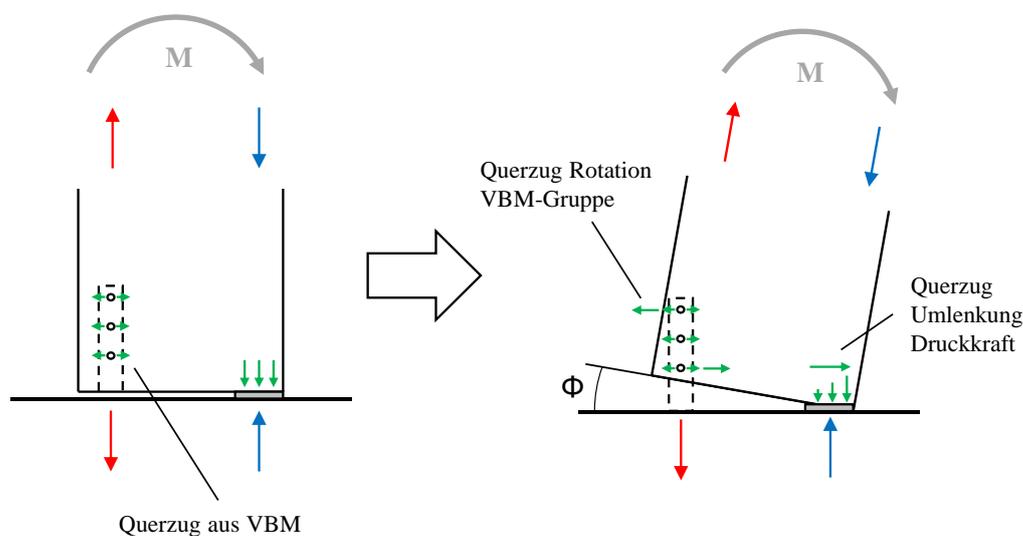


Abb. 6.10: Entstehung von Querkzugkräften im Anschluss Stützenfußpunkt

Der Knotenpunkt kann anschließend in das in Abb. 6.11 dargestellte Federmodell überführt werden. Darin wird die Druckzone durch die Feder K_c (Holz auf Druck in Faserrichtung) und die Zugzone durch die Federn K_t (Stabdübelgruppe Zugbeanspruchung) und K_Φ (Stabdübelgruppe Rotation) modelliert. Die entstehenden Querkzugkräfte werden durch die Verstärkungselemente aufgenommen und daher nicht explizit als eigene Komponente modelliert (siehe Abb. 6.12). Das Last-Verformungsverhalten der einzelnen Federn wurde durch die hergeleiteten Federkennlinien definiert.

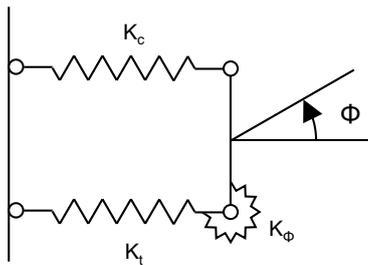


Abb. 6.11: Federmodell Anschluss Stützenfußpunkt

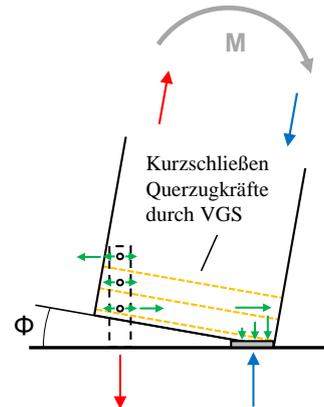


Abb. 6.12: Wirkungsweise der Verstärkungsmaßnahmen

6.4.2 Ergebnisse Parameterstudie

Um den Einfluss der Streuung innerhalb der Komponenteneigenschaften auf die M - Φ -Kurven zu quantifizieren, wurden bei der Ermittlung der Kurve *RSTAB_Min_9L* die minimalen Werte der experimentell ermittelten Last-Verformungseigenschaften der jeweiligen Komponenten verwendet. Bei der Kurve *RSTAB_Max_9L* kamen entsprechend die maximalen Werte zum Einsatz. In Abb. 6.13 sind die mit Hilfe des RSTAB-Modells ermittelte Minimal-, Maximal- und Mittelwertkurve und die Versuchskurven für die Versuchsserien mit Druckkontakt gegeben. Man erkennt, dass die Minimal- und die Maximalkurve gut den Streubereich der Versuchskurven abdecken. Die erreichten Momente entsprechen gut den Versuchsergebnissen, solange kein Spalten innerhalb der Zugzone auftritt. Ab einer Verdrehung von ca. 15 mrad trat bei einigen Versuchen ein zunehmendes Aufspalten in der Zugzone auf, wodurch die Momenten-tragfähigkeit nicht weiter gesteigert werden konnte, beziehungsweise sogar abfiel. Im Bereich der Anfangssteifigkeit fällt die Streuung der Bauteilversuche deutlich geringer aus als der durch die Minimal- und Maximalwerte der Komponenteneigenschaften mögliche Bereich.

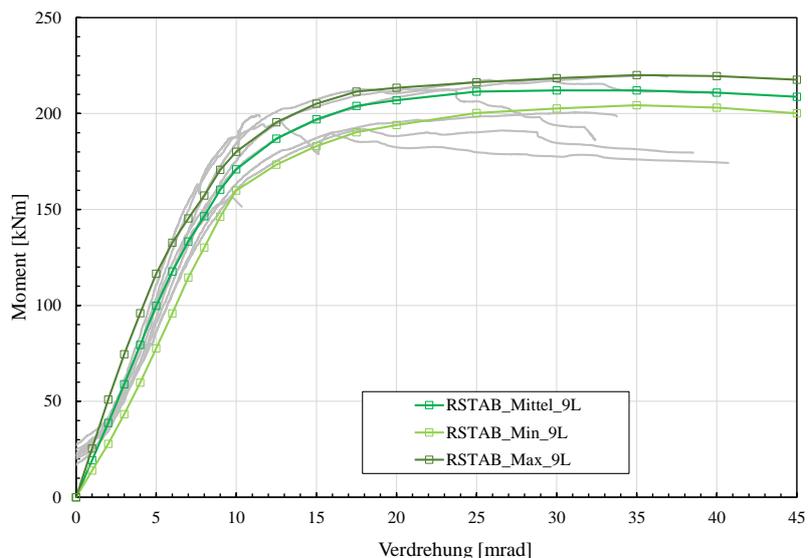


Abb. 6.13: Vergleich M - Φ -Kurven Versuche ($T 1.X$, $T 2.X$, $T 3.X$, $T 5.X$) und Federmodell (RSTAB, 9-lineare Komponenteneigenschaften)

Eine Variation der Steifigkeit in der Zugzone hat einen deutlichen Einfluss auf die resultierende M - Φ -Kurve (siehe Abb. 6.14). Eine Reduzierung der Steifigkeit in der Zugzone um ein Drittel führt bereits zu einer Reduzierung der Anfangssteifigkeit der M - Φ -Kurve um 25 %. Viertelt man die Steifigkeit der Zugzone, führt dies zu einer Reduktion der Anfangssteifigkeit um 65 %. Auch eine Erhöhung der Steifigkeiten wirkt sich direkt auf die M - Φ -Kurve aus. So führt eine um ein Drittel höhere Steifigkeit in der Zugzone zu einer 17 % höheren Anfangssteifigkeit der M - Φ -Kurve, eine Verdopplung der Zugzonensteifigkeit zu einer 31 % höheren Anfangssteifigkeit. Neben der Steifigkeit verändert sich mit zunehmender Zugzonensteifigkeit allerdings auch das aufnehmbare Moment, da durch die Erhöhung der Steifigkeit auch der abfallende Ast nach Erreichen der Maximallast der Verbindungsmittelgruppe ein größeres Gefälle aufweist. Das Gesamtmoment des Anschlusses fällt daher nach Erreichen des maximalen Moments deutlich stärker ab als zuvor. Das Last-Verformungsverhalten der Zugzone hat somit einen entscheidenden Einfluss auf das Momenten-Rotationsverhalten des Gesamtknotens.

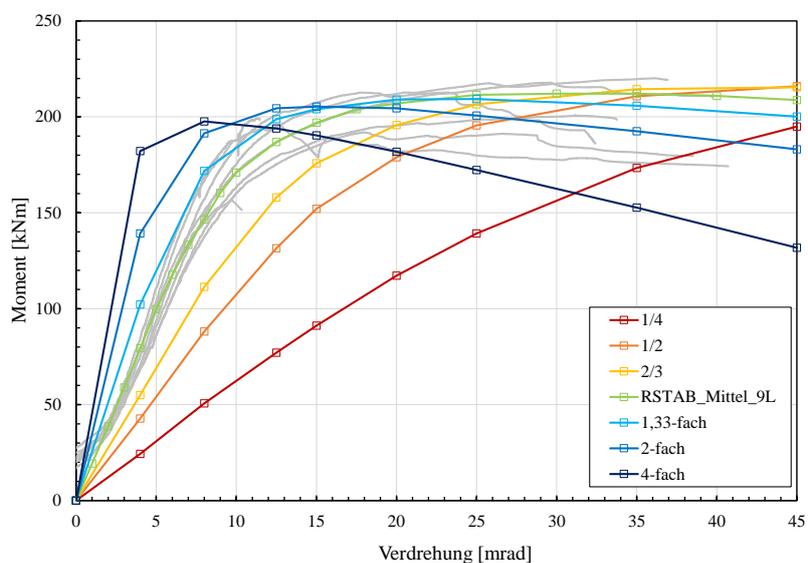


Abb. 6.14: Variation der Federsteifigkeit der Komponente „Zug Verbindungsmittelgruppe“

Durch die Parameterstudie konnte der Einfluss einzelner Komponenten auf die Momenten-Rotations-Kurve des Gesamtknotens herausgearbeitet werden. Der Ansatz der experimentell ermittelten Minimal- und Maximalkurven aus den Komponentenversuchen ermöglichte es, den Streubereich der maximalen Momente der Bauteilversuche sehr gut abzubilden. Die Steifigkeit der Bauteilversuche dagegen weist eine deutlich geringere Streuung auf, als dies aufgrund der Minimal- und Maximalkurven aus den Komponentenversuchen möglich wäre. Dies ist durch Homogenisierungseffekte zu erklären, da die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Extremwerten mit zunehmendem aktivierten Holzvolumen abnimmt.

Es zeigte sich, dass die Steifigkeit der Druckzone bei Druckkontakt als nahezu unendlich steif im Verhältnis zur Zugzone angenommen werden kann. Eine Erhöhung der Steifigkeit in der Druckzone führte zu keiner Steigerung der Verdrehsteifigkeit des Anschlusses. Die Steifigkeit der Verbindungsmittelgruppe dagegen hat einen großen Einfluss auf die Verdrehsteifigkeit des Gesamtknotens. Bereits kleine Änderungen der Steifigkeit der Zugfeder zeigten große Auswirkungen sowohl auf die Drehsteifigkeit als auch auf die Tragfähigkeit des Gesamtknotens. Die Bedeutung einer genauen Vorhersage der Verbindungsmittelsteifigkeit wird somit unterstrichen.

Die Federeigenschaften der Rotationsfeder der Verbindungsmittelgruppe haben zwar einen direkten Einfluss auf die Verdrehsteifigkeit des Gesamtknotens, allerdings ist der Einfluss nach unten stark begrenzt. Es zeigte sich jedoch, dass eine Interaktion der Federeigenschaften innerhalb der Verbindungsmittelgruppe (Zugfeder, Rotationsfeder) bei großen Ausnutzungsgraden und einem gewünschten Plastizieren nicht vernachlässigt werden sollte. Dies kann entweder dadurch eine Kopplung der Federeigenschaften realisiert werden oder dadurch, dass die Verbindungsmittelgruppe in einzelne Verbindungsmittel aufgeteilt wird. Im elastischen Anfangsbereich dagegen kann der Einfluss der Rotationsfeder erwartungsgemäß vernachlässigt werden.

6.5 Vergleich Komponentenmodell und Versuche

In einem letzten Schritt werden die Versuchskurven mit verschiedenen Vorhersagemodellen verglichen. Dabei werden die Eingangswerte nicht jedoch die Berechnungsmethode an sich variiert.

In Abb. 6.15 sind die numerisch ermittelten Last-Verformungskurven mit Federkennwerten auf Basis von DIN EN 1995-1-1 [23] sowohl den Versuchskurven als auch der Modellierung mit den aus den Komponentenversuchen ermittelten 9-linearen Federkennlinien gegenübergestellt. Die Werte des Moments M_k wurden mit charakteristischen Federkennwerten ermittelt ($EC5_k$). Für das Moment $M_{d,1}$ wurden die Werte der Tragfähigkeiten beziehungsweise des maximalen Moments mit γ_M abgemindert ($EC5_{d,1}$), bei $M_{d,2}$ zusätzlich zu den Tragfähigkeiten ebenfalls die Steifigkeiten ($EC5_{d,2}$).

Die $M-\Phi$ -Kurve mit charakteristischen Normwerten ($EC5_k$) liegt im oberen Bereich der maximalen Tragfähigkeiten der Versuche. Um den charakteristischen Wert der Versuchsergebnisse abzubilden, müsste diese allerdings im Bereich der unteren Tragfähigkeiten liegen (5 %-Fraktilwert). Vergleicht man die Kurve mit der 9-linearen Federkennlinie aus den Komponentenversuchen so zeigt sich jedoch eine relativ gute Übereinstimmung sowohl im Bereich der Anfangssteifigkeit als auch im Bereich des maximalen Moments.

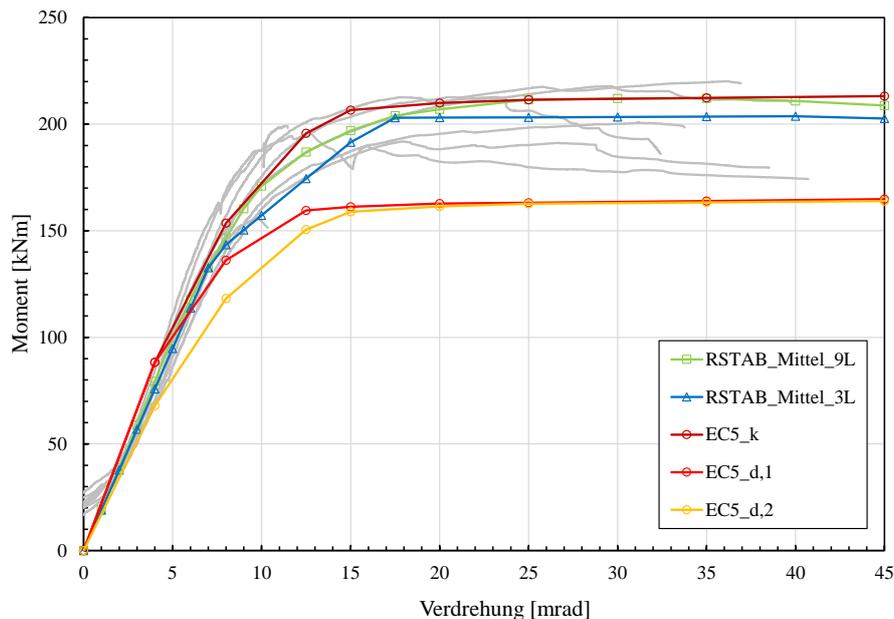


Abb. 6.15: Vergleich M - Φ -Kurven nach DIN EN 1995-1-1 ($EC5_k$, $EC5_{d,1}$, $EC5_{d,2}$) und aus experimentell ermittelten Federkennlinien ($RSTAB_Mittel_9L$, $RSTAB_Mittel_3L$) und Ergebnisse der Bauteilversuche (grau)

Die M - Φ -Kurven auf Basis von Bemessungswerten $EC5_{d,1}$ (Abminderung Tragfähigkeit mit γ_M) und $EC5_{d,2}$ (Abminderung Tragfähigkeit und Steifigkeit mit γ_M) liegen im Bereich des maximalen Moments wie zu erwarten unterhalb aller Versuchsergebnisse. Die Kurve $EC5_{d,2}$ weist im elastischen Anfangsbereich zudem eine geringere Steifigkeit auf als die Versuchskurven. Es ist daher zu empfehlen, dass die Steifigkeit nicht pauschal mit einem Teilsicherheitswert abgemindert wird. Je nach Bemessungssituation sollte vielmehr entschieden werden, ob niedrigere oder höhere Steifigkeiten zu konservativen Ergebnissen führen.

Die ermittelten Kurven können im Zuge der Schnittgrößen- oder Verformungsermittlung als M - Φ -Kurve des Knotenpunkts angesetzt werden. Je nach angesetzter Kurve ergeben sich unterschiedliche Momentenverläufe und Knotenverdrehungen.

Je nach Anwendungsbereich muss durch den bemessenden Ingenieur nun festgelegt werden, welche M - Φ -Kurve zu konservativen Ergebnissen beim Nachweis der Tragfähigkeit führt. Sollen zum Beispiel die einzelnen Komponenten des Anschlusses bemessen werden, so führen bei der Ermittlung des Bemessungsmoments des Knotenpunktes eine hohe Anschlusssteifigkeit und ein hohes aufnehmbares Moment (vgl. $EC5_k$) zu größeren Ausnutzungsgraden der Komponenten als dies für den Ansatz der Kurve mit geringerer Steifigkeit der Fall wäre ($EC5_{d,2}$). Soll dagegen das angeschlossene Bauteil (Stütze) auf Stabilität bemessen werden, so ist eine geringere Anschlusssteifigkeit und somit der Ansatz der Bemessungswerte ($EC5_{d,2}$) als konservativer anzusehen, da sich die Knicklänge durch die geringere Anschlusssteifigkeit vergrößert.

6.6 Zusammenfassung

Anhand des Bemessungsbeispiels konnte gezeigt werden, dass bereits mit den in DIN EN 1995-1-1 [23] gegebenen Tragfähigkeiten die Federeigenschaften der Verbindungsmittelgruppe sehr gut erfasst werden können. Die Steifigkeit der Verbindungsmittel muss dabei allerdings mit

einer um 50 % reduzierten Steifigkeit nach Norm angenommen werden. Durch geeignete Modellbildung lassen sich auch die Eigenschaften der Druckzone zufriedenstellend abbilden. Die durch das Federmodell unter Ansatz charakteristischer Federkenngrößen vorhergesagten $M-\Phi$ -Kurven erwiesen sich im Vergleich mit den Bauteilversuchen als etwas zu hoch und können eher als Mittelwertkurven betrachtet werden. Durch die Abminderung der Tragfähigkeiten und der Steifigkeiten mit den entsprechenden Teilsicherheitsbeiwerten konnten deutlich konservative Ergebnisse generiert werden. Es stellt sich hierbei allerdings die Frage, ob die Abminderung der Steifigkeit in allen Fällen sinnvoll ist. Es sollte daher eine grundsätzliche Bewertung je nach Anwendungsbereich (zum Beispiel Ermittlung von Verformungen oder Schnittgrößen, Nachweisführung) vorgenommen werden. Je nach Bemessungssituation sollte die anzusetzende Steifigkeit definiert und deren Bestimmung vorgegeben werden. Als erster Ansatz wäre die Vorgabe minimaler, maximaler und mittlerer Steifigkeiten durch die Norm für eine Grenzwertbetrachtung wünschenswert.

Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Ziel dieser Arbeit war es, das Last-Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen zu analysieren und wichtige Einflussfaktoren herauszuarbeiten. Dazu wurden die Ergebnisse aus zahlreichen eigenen und fremden experimentellen Untersuchungen vorgestellt und bewertet. Die bei den Versuchen auftretenden großen Streuungen der Ergebnisse erschweren dabei eine genaue Quantifizierung des Einflusses einzelner Parameter. Um diese Effekte der Einzelparameter ohne Überlagerungen anderer streuender Parameter auswerten zu können, wurden verschiedene numerische Modellierungsansätze geprüft und bewertet. Das von HOCHREINER ET AL. (2013) [41] vorgestellte Modell auf Basis des nichtlinear gebetteten Balkens lieferte hierbei unter Verwendung physikalisch begründbarer Eingangswerte die besten Übereinstimmungen zwischen numerischem Modell und den experimentellen Ergebnissen. Um weitere Parameter, wie beispielsweise die Bettungseigenschaften des Stahls, berücksichtigen zu können, wurde das ursprüngliche Modell erweitert.

Die Bettungseigenschaften stellen einen wichtigen Modellparameter dar. Daher wurden zahlreiche Bettungsversuche senkrecht und parallel zur Faserrichtung durchgeführt. Dabei wurden neben ungestörten auch durch Äste und andere Fehlstellen gestörte Probekörper verwendet. Es zeigte sich, dass diese Fehlstellen einen großen Einfluss auf die Bettungssteifigkeit und die Bettungsspannung haben. Da sich ein Auftreten von Fehlstellen in realen Verbindungen nicht verhindern lässt, wurden für die Modellierung die Federkennwerte des Bettungsbereiches des Verbindungsmittels im Holz mit Mittelwerten aus Bettungsversuchen an gestörten und ungestörten Proben ermittelt.

Durch eine ausführliche Validierung und Verifizierung konnte gezeigt werden, dass das numerische Modell für die Durchführung einer umfangreichen Parameterstudie geeignet ist. Es zeigte sich, dass neben dem Bettungsverhalten der Holzmatrix der Verbindungsmitteldurchmesser und der Kraft-Faser-Winkel einen großen Einfluss auf die Anschlusssteifigkeit haben. Neben diesen zu erwartenden und teilweise bereits berücksichtigten Parametern stellten sich aber auch die geometrischen Imperfektionen, wie beispielsweise ein Versatz der Bohrlochhälften, als entscheidend für die Anschlusssteifigkeit heraus. Das stets vorhandene Spiel der Verbindung, das aus Rauigkeiten der Bohrlochoberfläche oder dem planmäßigen Lochspiel resultiert, erweist sich somit als schwer zu erfassende, aber wichtige Einflussgröße.

In Kapitel 5 sind die entscheidenden Einflussfaktoren auf die Anschlusssteifigkeit zusammengefasst. Auf Basis der experimentellen und numerischen Untersuchungen wurde deren Einfluss quantifiziert und Vorschläge für die rechnerische Berücksichtigung gemacht. Die Erkenntnisse wurden zuletzt in Form einer Gleichung zur Ermittlung von K_{ser} zusammengefasst. Die vorgeschlagene Gleichung wurde durch den Vergleich der Vorhersage mit Versuchsergebnissen bewertet und gegenüber der Vorhersage nach DIN EN 1995-1-1 und SIA 265 eingeordnet.

Zuletzt erfolgte in Kapitel 6 anhand eines Beispiels eine Veranschaulichung der Anwendbarkeit der Komponentenmethode. Dazu wurden die Versuchsergebnisse aus Bauteilversuchen den Modellen auf Basis der Komponentenmethode gegenübergestellt. Es zeigte sich, dass bereits die Verwendung von Normwerten als Modellparameter eine gute Vorhersage des prinzipiellen Anschlussverhaltens ermöglicht. Durch die Verwendung von experimentell ermittelten Eingangswerten lässt sich die Qualität der Vorhersage weiter steigern. Es kann somit festgestellt werden, dass die Komponentenmethode gut geeignet ist, das Verhalten des Anschlusses vorherzusagen. Je nach Ziel der Modellierung müssen jedoch die Eingangsparameter angepasst werden, um das gewünschte Sicherheitsniveau zu erreichen. Hierbei ist zum Beispiel die Unterscheidung zwischen Mittelwerten und Fraktilwerten der Anschlusssteifigkeit zu nennen.

7.2 Ausblick

Die in dieser Arbeit zusammengefassten Erkenntnisse zu Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen können bereits Eingang in die Normung finden. Um der Streubreite der Ergebniswerte Rechnung zu tragen, wäre eine Erweiterung der Datenbasis zur Erhöhung des Stichprobenumfangs jedoch wünschenswert. So könnte der Einfluss der einzelnen Parameter bestätigt werden und eine genauere Kalibrierung der Bestimmungsgleichungen erfolgen.

Weiterhin sollten die Untersuchungen auf die Holz-Holz-Verbindungen übertragen werden. Da hierzu bereits zahlreiche Versuchsergebnisse vorliegen, könnten numerische Modelle relativ einfach verifiziert und validiert werden.

Derzeit laufende Untersuchungen von BUCHHOLZ & KUHLMANN (2022) [13] beschäftigen sich mit der Untersuchung des Last-Verformungsverhaltens von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen in Buchen-FSH. Es ist somit zeitnah mit ersten Erkenntnissen zur Steifigkeit für dieses Grundmaterial zu rechnen. Es sind dabei, neben deutlich höheren Tragfähigkeiten und Steifigkeiten, geringere Streubreiten der Ergebnisse zu erwarten. Erste eigene Untersuchungen zeigten auch hierbei einen großen Einfluss der geometrischen Imperfektionen auf. Für die Verbindungen mit Buchen-FSH sind aufgrund der höheren Rohdichte des Holzes außerdem im Vergleich zu den Verbindungen mit Nadelholz andere Versagensmechanismen möglich.

Die Verwendung von ungestörten Holzproben für die Ermittlung der Bettungseigenschaften des Holzes sollte überdacht werden. Zwar führen Äste und andere Fehlstellen zu einer deutlich größeren Streubreite der Ergebnisse, jedoch wird dadurch das reale Tragverhalten deutlich realistischer abgebildet.

Die Bemessung von Holztragwerken mit Hilfe numerischer Methoden ist derzeit nach Norm noch nicht geregelt. Hierzu laufen Untersuchungen von TÖPLER ET AL. (2022) [84], die dem Vorgehen von DIN EN 1993-1-14 folgen. Durch die normative Regelung der numerischen Modellierung wird unter anderem auch die Durchführung von numerischen Versuchen vereinfacht beziehungsweise ermöglicht, sodass diese Entwicklungen einen wichtigen Beitrag zur Einführung der Komponentenmethode im Holzbau liefern kann. Um die Komponentenmethode in die Norm aufnehmen zu können, bedarf es weiterer Untersuchungen zu den einzelnen Komponenten. Hier wäre eine Bündelung bisheriger Forschungsergebnisse erforderlich, die eine Erweiterung und Detaillierung des Komponentenkatalogs bedeutet.

ANHANG A

Ergebnisse experimentelle Untersuchungen

A.1 Bettungsversuche

Die Mittelwerte der im Rahmen des Forschungsvorhabens RP 7 [55] durchgeführten Bettungsversuche sind nachfolgend aufgelistet. Dabei wird nicht zwischen ungestörten und gestörten Proben unterschieden, sodass die im realen Bauteil vorkommende Streuung der Werte realistischer wiedergegeben wird.

***Tabelle A.1:** Mittelwerte Anfangssteifigkeit k_{ser} in N/mm/mm² aus gemischten Bettungsversuchen*

Versuchsserie	Mittelwert [N/mm/mm ²]	StabW [N/mm/mm ²]	VarK [%]	Anzahl [-]
Ø 12 mm, 0°, NH	82,09	19,65	23,9	9
Ø 16 mm, 0°, NH	77,43	21,77	28,1	22
Ø 20 mm, 0°, NH	67,94	24,77	36,5	11
Ø 16 mm, 0°, B-FSH	147,29	15,13	10,3	18
Ø 12 mm, 90°, NH	36,14	4,50	12,5	6
Ø 16 mm, 90°, NH	30,06	12,30	40,9	7
Ø 20 mm, 90°, NH	25,25	5,55	22,0	7
Ø 16 mm, 90°, B-FSH	57,02	6,95	12,2	12

***Tabelle A.2:** Mittelwerte elastische Wiederbelastungssteifigkeit k_e in N/mm/mm² aus gemischten Bettungsversuchen*

Versuchsserie	Mittelwert [N/mm/mm ²]	StabW [N/mm/mm ²]	VarK [%]	Anzahl [-]
Ø 12 mm, 0°, NH	157,72	24,96	15,8	9
Ø 16 mm, 0°, NH	152,01	43,51	28,6	22
Ø 20 mm, 0°, NH	125,01	29,53	23,6	11
Ø 16 mm, 0°, B-FSH	199,89	15,40	7,7	18
Ø 12 mm, 90°, NH	55,35	6,75	12,2	6
Ø 16 mm, 90°, NH	45,24	12,56	27,8	7
Ø 20 mm, 90°, NH	34,86	6,28	18,0	7
Ø 16 mm, 90°, B-FSH	74,95	12,94	17,3	12

Tabelle A.3: Mittelwerte plastische Steifigkeit k_f in N/mm/mm² aus gemischten Bettungsversuchen

Versuchsserie	Mittelwert [N/mm/mm ²]	StabW [N/mm/mm ²]	VarK [%]	Anzahl [-]
Ø 12 mm, 0°, NH	-0,64	0,19	30,3	9
Ø 16 mm, 0°, NH	-0,94	1,60	169,5	22
Ø 20 mm, 0°, NH	-3,42	3,90	114,1	11
Ø 16 mm, 0°, B-FSH	1,02	1,29	126,9	18
Ø 12 mm, 90°, NH	0,42	0,30	69,8	6
Ø 16 mm, 90°, NH	1,46	0,76	52,0	7
Ø 20 mm, 90°, NH	0,58	0,43	73,8	7
Ø 16 mm, 90°, B-FSH	6,99	0,93	13,3	12

Tabelle A.4: Mittelwerte Bettungsspannung $f_{h,int}$ in N/mm² aus gemischten Bettungsversuchen

Versuchsserie	Mittelwert [N/mm ²]	StabW [N/mm ²]	VarK [%]	Anzahl [-]
Ø 12 mm, 0°, NH	24,43	1,51	6,2	9
Ø 16 mm, 0°, NH	31,83	2,70	8,5	22
Ø 20 mm, 0°, NH	31,79	3,73	11,7	11
Ø 16 mm, 0°, B-FSH	59,74	3,90	6,5	18
Ø 12 mm, 90°, NH	15,06	0,60	4,0	6
Ø 16 mm, 90°, NH	18,38	7,34	39,9	7
Ø 20 mm, 90°, NH	16,62	2,62	15,8	7
Ø 16 mm, 90°, B-FSH	32,63	4,78	14,7	12

Tabelle A.5: Mittelwerte Schlupf u_0 in mm und Übergangsfaktor α aus gemischten Bettungsversuchen

Versuchsserie	Mittelwert u_0 [mm]	α [-]
Ø 12 mm, 0°, NH	0,15	4,3
Ø 16 mm, 0°, NH	0,19	6,2
Ø 20 mm, 0°, NH	0,22	7,5
Ø 16 mm, 0°, B-FSH	0,17	8,6
Ø 12 mm, 90°, NH	0,14	3,6
Ø 16 mm, 90°, NH	0,19	3,9
Ø 20 mm, 90°, NH	0,22	3,0
Ø 16 mm, 90°, B-FSH	0,17	4,7

A.2 Anschlussversuche

Die Mittelwerte der im Rahmen des Forschungsvorhaben AiF/IGF 20625 N [57] und Zukunft Bau SWD-10.08.18.7-17.12 [56] durchgeführten Anschlussversuche sind nachfolgend aufgelistet.

Tabelle A.6: Maximallast F_{max} Verbindungsmittel $\varnothing = 12\text{ mm}$

Versuchsserie	Mittelwert [kN]	StabW [kN]	VarK [%]	F_{max} / F_{est} [%]	$F_{max,0,05}$ [kN]	$F_{max,0,95}$ [kN]
G-SD12 11 0 1	33,77	1,95	5,8	130,9	30,08	37,46
G-SD12 11 0 2	32,02	1,61	5,0	124,1	28,97	35,06
G-SD12 11 0 3	36,66	2,02	5,5	142,1	32,84	40,47
G-SD12 11 0 1_t2	22,58	0,78	3,4	117,6	21,11	24,05
G-SD12 11 0 1_t3	11,13	0,88	7,9	87,6	9,46	12,80
G-SD12 13 0 2	89,49	3,74	4,2	109,1	82,43	96,55
G-SD12 15 0 2	149,09	10,10	6,8	111,7	130,00	168,19
G-B12 11 0 1	36,19	1,55	4,3	118,7	33,27	39,11
G-B12 11 0 2	37,54	5,29	14,1	123,1	27,55	47,53
G-SD12 11 90 1	23,7	1,20	5,1	132,6	21,57	25,90
G-SD12 11 90 2	25,3	3,02	11,9	141,4	19,89	30,75

Tabelle A.7: Maximallast F_{max} Verbindungsmittel $\varnothing = 16\text{ mm}$

Versuchsserie	Mittelwert [kN]	StabW [kN]	VarK [%]	F_{max} / F_{est} [%]	$F_{max,0,05}$ [kN]	$F_{max,0,95}$ [kN]
G-SD16 11 0 1	47,90	2,18	4,5	113,5	43,79	52,01
G-SD16 11 0 2	51,16	3,51	6,9	121,2	44,52	57,80
G-SD16 11 0 3	59,05	4,11	7,0	139,9	51,27	66,82
G-SD16 11 0 1_t2	37,03	0,71	1,9	112,9	35,69	38,37
G-SD16 11 0 1_t3	21,96	2,85	13,0	92,3	16,56	27,35
G-SD16 11 0 2_GL28	46,74	0,92	2,0	105,3	45,01	48,48
G-SD16 11 0 2_GL75	96,17	7,73	8,0	165,5	82,48	109,86
G-SD16 11 30 1	36,52	1,34	3,7	93,2	33,99	39,04
G-SD16 11 30 2	38,15	0,49	1,3	97,3	37,21	39,08
G-SD16 11 60 1	21,85	4,73	21,7	67,9	12,90	30,80
G-SD16 11 60 2	27,02	8,91	33,0	83,9	10,18	43,85
G-SD16 13 0 2	148,64	6,85	4,6	110,0	135,69	161,59
G-SD16 15 0 2	231,65	10,54	4,5	105,5	211,73	251,57
G-SD16 15 0 2_1,25 a1	228,64	15,49	6,8	104,2	199,36	257,92
G-SD16 15 0 2_1,5 a1	267,08	27,80	10,4	121,7	214,54	319,62
G-SD16 15 0 2_1,25 a3	245,23	10,79	4,4	111,7	224,84	265,61

G-SD16 15 0 2_1,5 a3	236,28	9,71	4,1	107,6	217,92	254,64
G-SD16 23 0 2	312,12	10,85	3,5	115,6	291,61	332,63
G-B16 11 0 1	54,09	4,22	7,8	106,9	46,11	62,06
G-B16 11 0 2	61,07	5,89	9,7	120,7	49,93	72,21
G-SD16 11 90 1	38,8	0,93	2,4	131,2	37,09	40,59
SD16 11 0 1	43,66	1,30	2,97	106,7	41,29	44,78
SD16 11 0 2	52,48	1,09	2,08	128,3	50,42	-
SD16 11 0 3	66,07	2,99	4,53	161,5	60,41	-
B16 11 0 1	61,95	3,34	5,39	115,1	55,84	-
B16 11 0 2	87,07	8,06	9,26	161,7	71,83	-
SD16 13 0 2	144,21	6,67	4,63	106,3	131,60	-
SD16 15 0 2	221,76	9,09	4,10	102,0	204,59	-
SD16 25 0 2	388,85	20,65	5,31	89,4	349,52	-

Tabelle A.8: Maximallast F_{max} Verbindungsmittel $\varnothing = 20$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN]	StabW [kN]	VarK [%]	F_{max} / F_{est} [%]	$F_{max,0,05}$ [kN]	$F_{max,0,95}$ [kN]
G-SD20 11 0 1	78,95	9,99	12,7	128,2	60,07	97,83
G-SD20 11 0 2	82,61	2,13	2,6	134,1	78,59	86,64
G-SD20 11 0 3	95,60	3,26	3,4	155,2	89,45	101,75
G-SD20 11 0 1_t2	64,42	1,43	2,2	131,5	61,73	67,12
G-SD20 11 0 1_t3	40,81	1,42	3,5	109,1	38,12	43,49
G-SD20 13 0 2	238,81	6,15	2,6	120,7	227,20	250,43
G-SD20 15 0 2	378,97	23,29	6,1	118,1	334,95	422,99
G-B20 11 0 1	75,84	9,01	11,9	101,5	58,82	92,86
G-B20 11 0 2	93,07	6,06	6,5	124,6	81,61	104,52
G-SD20 11 90 1	61,1	1,43	2,3	142,4	58,52	63,67
G-SD20 11 90 2	63,7	7,09	11,1	148,4	50,91	76,42

Tabelle A.9: Anfangssteifigkeit K_{ser} Verbindungsmittel $\varnothing = 12$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_{ser} / K_{EC5} [%]	$K_{ser,0,05}$ [kN/mm]	$K_{ser,0,95}$ [kN/mm]
G-SD12 11 0 1	23,5	4,66	19,8	131,1	15,30	31,79
G-SD12 11 0 2	20,2	5,11	25,3	112,3	11,14	29,22
G-SD12 11 0 3	17,8	1,88	10,6	98,9	14,44	21,09
G-SD12 11 0 1_t2	22,4	4,05	18,1	124,4	15,18	29,52
G-SD12 11 0 1_t3	15,3	2,33	15,3	85,1	11,16	19,42

G-SD12 13 0 2	44,5	6,11	13,7	82,6	33,70	55,32
G-SD12 15 0 2	80,6	12,92	16,0	89,8	57,74	103,49
G-B12 11 0 1	21,1	4,06	19,2	117,6	13,94	28,30
G-B12 11 0 2	20,9	3,29	15,7	116,5	15,00	26,85
G-SD12 11 90 1	11,3	1,48	13,2	62,7	8,60	13,94
G-SD12 11 90 2	9,4	2,46	26,1	52,6	5,01	13,88

Tabelle A.10: Anfangssteifigkeit K_{ser} Verbindungsmittel $\varnothing = 16$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_{ser} / K_{EC5} [%]	$K_{ser,0,05}$ [kN/mm]	$K_{ser,0,95}$ [kN/mm]
G-SD16 11 0 1	33,0	10,91	33,1	137,7	13,67	52,31
G-SD16 11 0 2	37,5	5,27	14,0	156,7	28,21	46,87
G-SD16 11 0 3	35,8	3,56	9,9	149,3	29,36	42,16
G-SD16 11 0 1_t2	30,4	4,99	16,4	126,9	21,56	39,22
G-SD16 11 0 1_t3	22,2	4,39	19,7	92,9	14,2	20,6
G-SD16 11 0 2_GL28	34,4	1,94	5,6	143,7	30,99	37,87
G-SD16 11 0 2_GL75	61,7	17,25	27,9	98,0	32,07	91,39
G-SD16 11 30 1	26,4	3,52	13,4	110,1	20,13	32,60
G-SD16 11 30 2	26,7	2,80	10,5	111,3	21,70	31,63
G-SD16 11 60 1	24,2	2,04	8,5	100,9	20,48	27,84
G-SD16 11 60 2	22,3	3,01	13,5	93,1	16,96	27,62
G-SD16 13 0 2	91,3	10,39	11,4	127,1	72,91	109,68
G-SD16 15 0 2	148,4	28,16	19,0	123,9	98,51	198,20
G-SD16 15 0 2_1,25 a1	150,9	16,09	10,7	126,0	122,44	179,39
G-SD16 15 0 2_1,5 a1	169,8	19,64	11,6	141,8	134,99	204,53
G-SD16 15 0 2_1,25 a3	172,4	23,49	13,6	144,0	130,81	213,97
G-SD16 15 0 2_1,5 a3	134,4	10,72	8,0	112,3	115,47	153,40
G-SD16 23 0 2	172,6	17,41	10,1	120,1	141,83	203,46
G-B16 11 0 1	38,3	5,99	15,6	159,9	27,70	48,90
G-B16 11 0 2	40,7	5,81	14,3	170,1	30,46	51,03
G-SD16 11 90 1	22,4	1,07	4,8	93,7	20,42	24,45
SD16 11 0 1	14,3	3,16	22,2	59,5	8,75	19,75
SD16 11 0 2	11,6	2,78	23,9	48,6	6,71	16,56
SD16 11 0 3	15,8	5,90	37,3	66,1	5,38	26,27
B16 11 0 1	17,4	4,47	25,6	72,8	9,52	25,34
B16 11 0 2	14,5	3,37	23,2	60,6	8,57	20,48
SD16 13 0 2	41,3	8,54	20,7	57,5	26,21	56,43
SD16 15 0 2	62,4	6,41	10,3	52,1	51,04	73,73
SD16 25 0 2	125,7	20,20	16,1	52,5	89,98	161,48

Tabelle A.11: Anfangssteifigkeit K_{ser} Verbindungsmittel $\varnothing = 20$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_{ser} / K_{EC5} [%]	$K_{ser,0,05}$ [kN/mm]	$K_{ser,0,95}$ [kN/mm]
G-SD20 11 0 1	62,7	8,88	14,2	209,5	46,98	78,43
G-SD20 11 0 2	56,2	7,37	13,1	187,8	43,17	69,25
G-SD20 11 0 3	58,8	9,26	15,7	196,5	42,43	75,23
G-SD20 11 0 1_t2	57,7	10,24	17,7	192,8	39,61	78,43
G-SD20 11 0 1_t3	55,5	4,87	8,8	185,2	46,83	69,25
G-SD20 13 0 2	145,1	11,20	7,7	161,5	125,24	75,23
G-SD20 15 0 2	255,1	43,21	16,9	170,4	178,61	75,85
G-B20 11 0 1	48,2	8,36	17,3	161,0	33,41	64,08
G-B20 11 0 2	60,3	11,50	19,1	201,5	39,97	164,89
G-SD20 11 90 1	32,7	2,32	7,1	109,3	28,55	36,91
G-SD20 11 90 2	32,3	3,94	12,2	107,9	25,20	39,40

Tabelle A.12: Wiederbelastungssteifigkeit K_e Verbindungsmittel $\varnothing = 12$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_e / K_{ser} [%]	$K_{e,0,05}$ [kN/mm]	$K_{e,0,95}$ [kN/mm]
G-SD12 11 0 1	58,9	16,70	28,4	250,0	29,31	88,42
G-SD12 11 0 2	52,0	10,19	19,6	257,5	33,92	70,00
G-SD12 11 0 3	49,6	6,85	13,8	279,1	37,45	61,71
G-SD12 11 0 1_t2	44,2	8,99	20,4	197,6	28,26	60,08
G-SD12 11 0 1_t3	44,1	4,25	9,6	288,0	36,54	51,57
G-SD12 13 0 2	124,9	8,62	6,9	280,6	109,65	140,16
G-SD12 15 0 2	195,7	16,11	8,2	242,7	167,15	224,18
G-B12 11 0 1	53,2	10,59	19,9	251,7	34,43	71,90
G-B12 11 0 2	54,1	3,63	6,7	258,7	47,62	60,67
G-SD12 11 90 1	22,5	2,47	11,0	199,7	18,05	26,94
G-SD12 11 90 2	18,5	3,52	19,1	195,9	12,15	24,84

Tabelle A.13: Wiederbelastungssteifigkeit K_e Verbindungsmittel $\varnothing = 16$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_e / K_{ser} [%]	$K_{e,0,05}$ [kN/mm]	$K_{e,0,95}$ [kN/mm]
G-SD16 11 0 1	57,7	11,77	20,4	174,9	36,88	78,53
G-SD16 11 0 2	68,0	8,41	12,4	181,2	53,15	82,93
G-SD16 11 0 3	70,2	10,02	14,3	196,4	52,19	88,25
G-SD16 11 0 1_t2	48,7	6,73	13,8	160,1	36,75	60,59
G-SD16 11 0 1_t3	57,9	9,28	16,0	307,6	41,49	74,32
G-SD16 11 0 2_GL28	70,9	8,65	12,2	206,0	55,62	86,23
G-SD16 11 0 2_GL75	98,5	25,62	26,0	159,5	54,42	142,54
G-SD16 11 30 1	43,3	2,10	4,8	164,3	39,59	47,02
G-SD16 11 30 2	43,1	1,92	4,5	161,8	39,74	46,54
G-SD16 11 60 1	36,6	1,54	4,2	151,5	33,70	39,53
G-SD16 11 60 2	32,9	4,29	13,0	147,8	25,22	40,65
G-SD16 13 0 2	199,7	14,40	7,2	218,7	174,16	225,15
G-SD16 15 0 2	290,4	47,80	16,5	195,7	205,76	374,96
G-SD16 15 0 2_1,25 a1	326,4	21,87	6,7	216,3	287,65	365,09
G-SD16 15 0 2_1,5 a1	345,7	55,30	16,0	203,7	247,83	443,61
G-SD16 15 0 2_1,25 a3	330,0	45,20	13,7	191,4	250,01	410,00
G-SD16 15 0 2_1,5 a3	282,9	20,78	7,3	210,4	246,09	319,65
G-SD16 23 0 2	323,8	10,63	3,3	187,6	304,99	342,62
G-B16 11 0 1	72,4	12,38	17,1	189,0	50,47	94,29
G-B16 11 0 2	76,4	12,54	16,4	187,4	54,17	98,55
G-SD16 11 90 1	33,5	0,86	2,6	149,1	31,84	35,09
SD16 11 0 1	48,4	12,20	25,2	202,1	27,18	69,64
SD16 11 0 2	35,8	3,54	9,9	149,5	29,54	42,09
SD16 11 0 3	45,4	7,41	16,3	189,5	32,26	58,50
B16 11 0 1	54,3	13,41	24,7	226,7	30,56	78,03
B16 11 0 2	50,5	7,09	14,0	210,6	37,91	63,00
SD16 13 0 2	136,3	15,63	11,5	189,7	108,60	163,95
SD16 15 0 2	208,1	11,16	5,4	173,8	188,36	227,88
SD16 25 0 2	372,6	51,60	13,8	155,6	281,27	463,94

Table A.14: Wiederbelastungssteifigkeit K_e Verbindungsmittel $\varnothing = 20$ mm

Versuchsserie	Mittelwert [kN/mm]	StabW [kN/mm]	VarK [%]	K_e / K_{ser} [%]	$K_{e,0,05}$ [kN/mm]	$K_{e,0,95}$ [kN/mm]
G-SD20 11 0 1	99,2	12,03	12,1	158,2	77,90	120,49
G-SD20 11 0 2	111,0	25,21	22,7	197,4	66,37	155,60
G-SD20 11 0 3	99,6	22,51	22,6	169,3	59,78	139,47
G-SD20 11 0 1_t2	87,5	16,70	19,1	151,6	57,98	117,10
G-SD20 11 0 1_t3	105,8	10,99	10,4	190,8	86,35	125,24
G-SD20 13 0 2	273,1	25,87	9,5	188,3	227,32	318,89
G-SD20 15 0 2	483,9	58,26	12,0	189,7	380,80	587,04
G-B20 11 0 1	94,2	12,59	13,4	195,5	71,95	116,53
G-B20 11 0 2	110,2	16,35	14,8	182,8	81,29	139,19
G-SD20 11 90 1	48,1	4,76	9,9	147,0	39,55	56,68
G-SD20 11 90 2	51,2	9,20	18,0	158,5	34,64	67,75

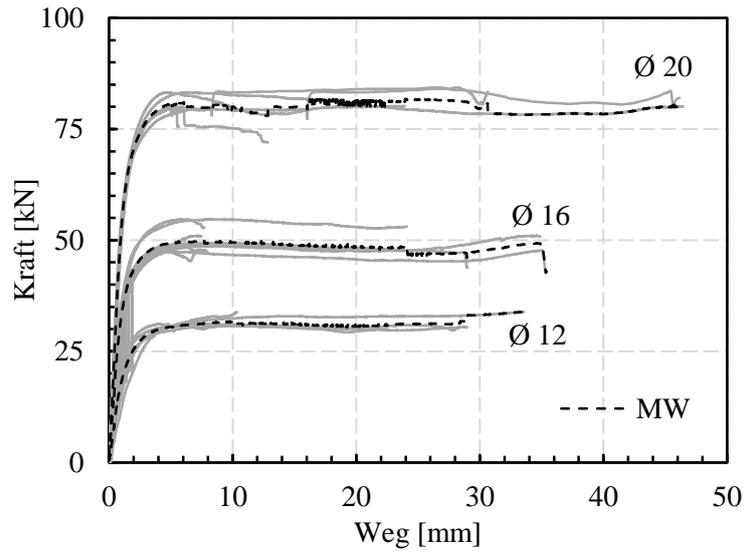


Abb. A.1: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SDXX 11 0 2)

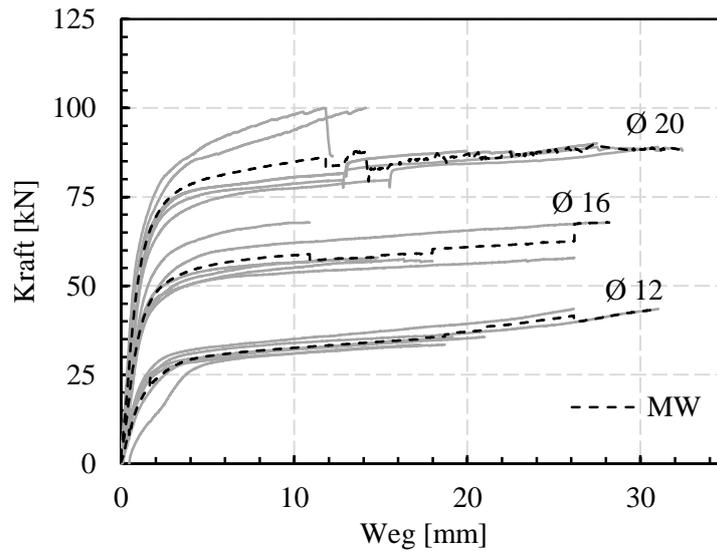


Abb. A.2: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Bolzenverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (BXX 11 0 2)

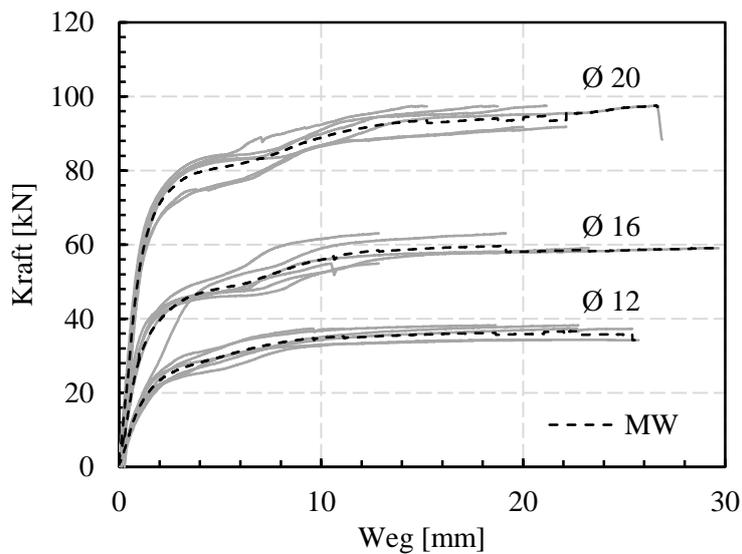


Abb. A.3: Last-Verformungskurven dicht verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SDXX 11 0 3)

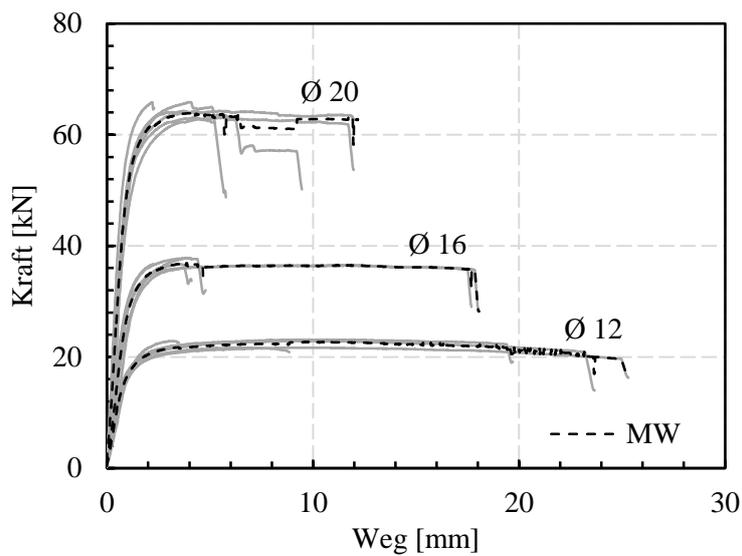


Abb. A.4: Last-Verformungskurven Stabdübelverbindungen mit einer Seitenholzdicke t_2 mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SDXX 11 0 1 t2)

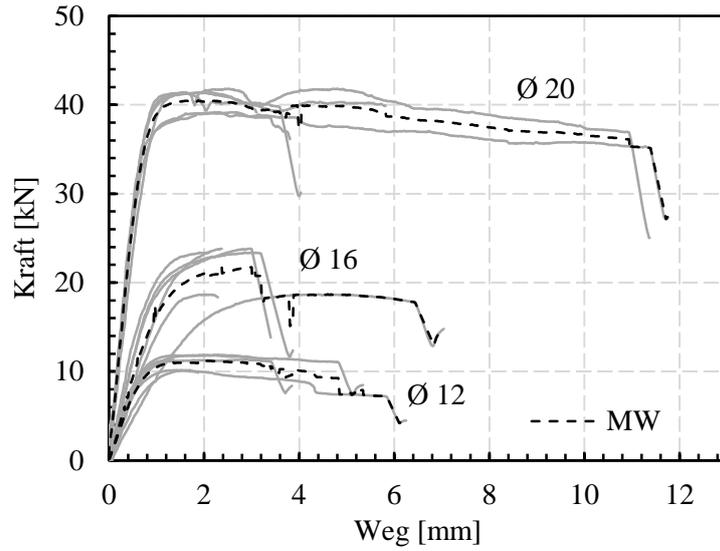


Abb. A.5: Last-Verformungskurven Stabdübelverbindungen mit einer Seitenholzdicke t_3 mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SDXX 11 0 1 t3)

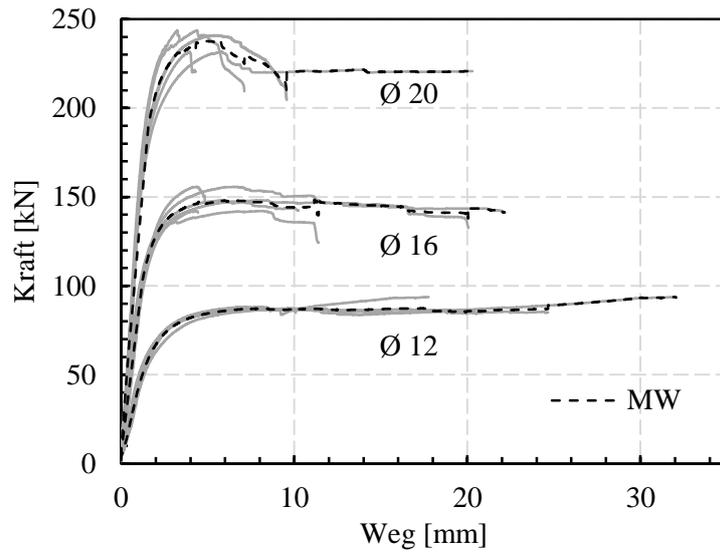


Abb. A.6: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SDXX 13 0 2)

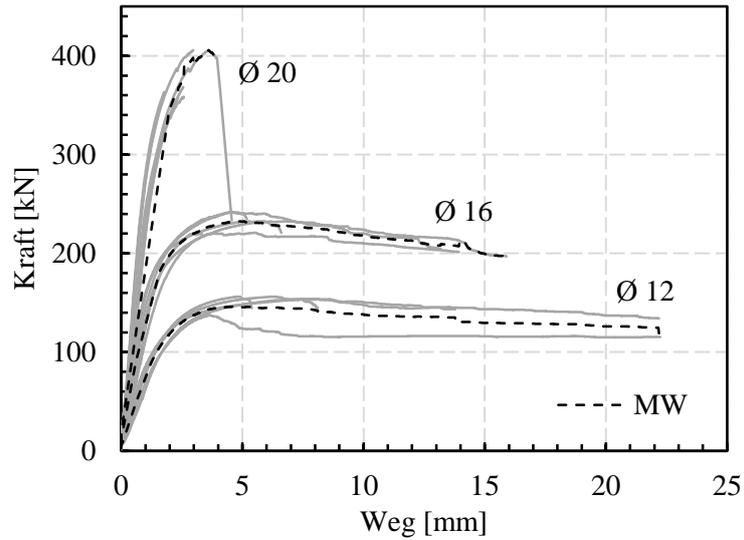


Abb. A.7: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SDXX 15 0 2)

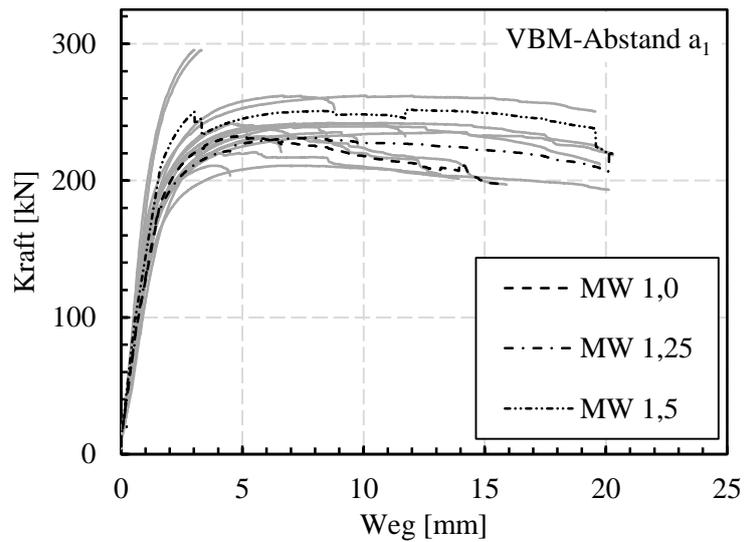


Abb. A.8: Last-Verformungskurven Stabdübelverbindungen mit variiertem Verbindungsmitelabstand a_1 mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SD16 11 0 2_XX a_1)

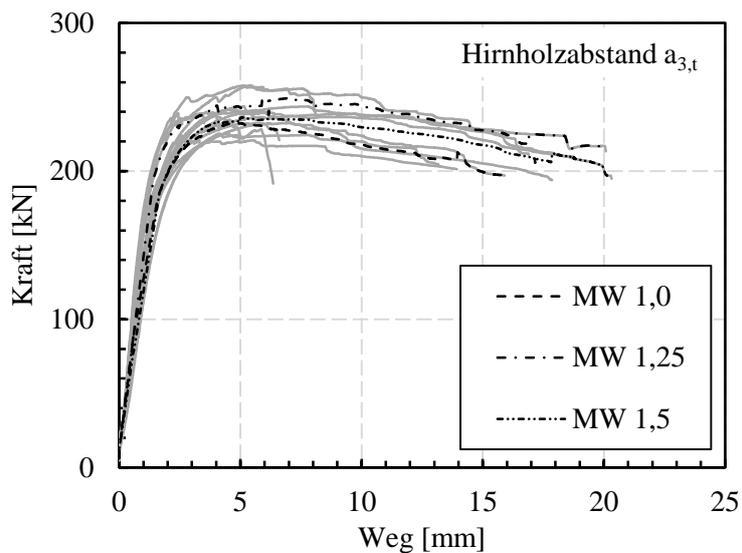


Abb. A.9: Last-Verformungskurven Stabdübelverbindungen mit variiertem Hirnholzabstand $a_{3,t}$ mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SD16 11 0 2_XX a3)

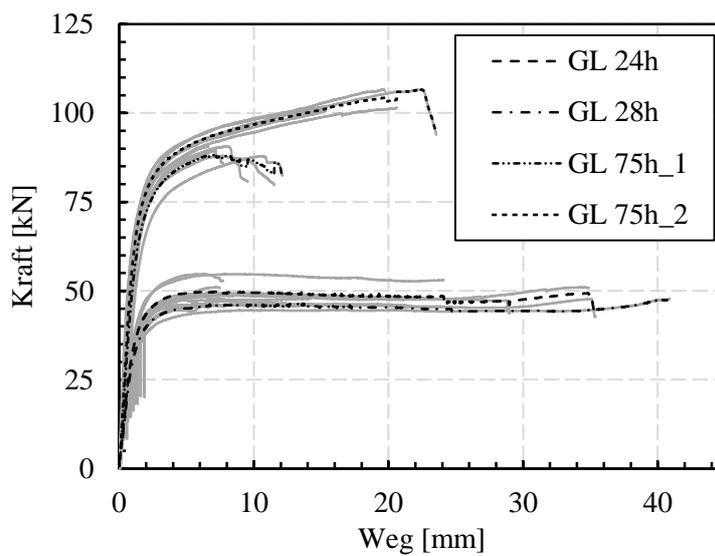


Abb. A.10: Last-Verformungskurven Stabdübelverbindungen für verschiedene Holzgüten mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (G-SD16 11 0 2_XX)

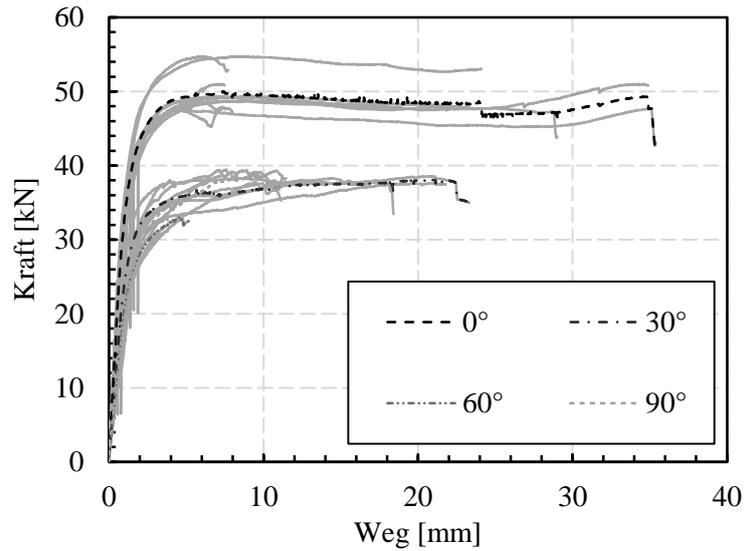


Abb. A.11: Last-Verformungskurven unverstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung für unterschiedliche Kraft-Faser-Winkel α (G-SD16 11 XX 1)

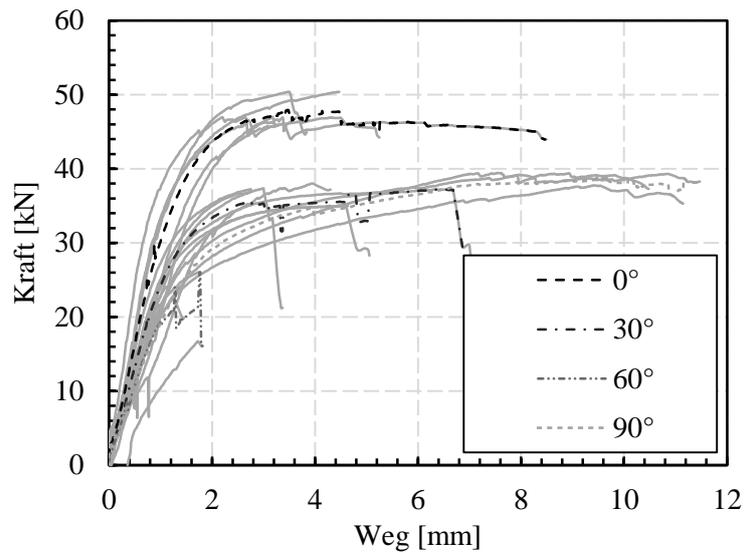


Abb. A.12: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung für unterschiedlichen Kraft-Faser-Winkel α (G-SD16 11 XX 2)

Literaturverzeichnis

- [1] BADER, T. K.; SCHWEIGLER, M.; HOCHREINER, G.; ENQUIST, B.; DORN, M.; et al.: Experimental characterization of the global and local behavior of multi-dowel LVL-connections under complex loading. In: *Materials and Structures*, 49, 6. S. 2407–2424, 2016.
- [2] BADER, T. K.; SCHWEIGLER, M.; HOCHREINER, G.; SERRANO, E.; ENQUIST, B.; et al.: Dowel deformations in multi-dowel LVL-connections under moment loading. In: *Wood Material Science & Engineering*, 10, 3. S. 216–231, 2015.
- [3] BEJTKA, I.: Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben. Band 2 - *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, Dissertation, Universität Karlsruhe (TH), 2005.
- [4] BLASS, H. J.; BEJTKA, I.: Numerische Berechnung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von querzugverstärkten Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Band 10 – *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, Universität Karlsruhe (TH), 2008.
- [5] BLASS, H. J.; BEJTKA, I.; UIBEL, T.: Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde. Band 4 - *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, Universität Karlsruhe (TH), 2006.
- [6] BLASS, H. J.; STEIGE, Y.: Steifigkeit axial beanspruchter Vollgewindeschrauben. Band 34 - *Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2018.
- [7] BLASS, H. J.; UIBEL, T.: Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln in Brettsperrholz. Band 8 - *Karlsruher Bericht zum Ingenieurholzbau*, Universität Karlsruhe, 2007.
- [8] BLERON, L.; DUCHANOIS, G.: Angle to the grain embedding strength concerning dowel type fasteners. In: *Forest Products Journal*, Vol. 56, No. 3, 2006.
- [9] BOCQUET, J.-F.; LEMAÎTRE, R.; BADER, T. K.: Design recommendations and example calculations for dowel-type connections with multiple shear forces. In: *Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*, 2018.
- [10] BRANCO, J. M.; VERBIST, M. P.: Design of three typologies of step joints – Review of European standardized approaches. In: *Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*, 2018.
- [11] BRÜHL, F.: Ductility in timber structures – possibilities and requirements with regard to dowel type fasteners. Dissertation, Nr. 2020-1, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2020.

- [12] BRÜHL, F.; KUHLMANN, U.: Requirements on ductility in timber structures. CIB-W 18/45-7-5, Växjö, 2012.
- [13] BUCHHOLZ, L.; KUHLMANN, U.: Experimentelle Untersuchungen an Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen in Buchen-Furnierschichtholz. Doktorandenkolloquium Holzbau Forschung + Praxis März 2022, Universität Stuttgart, 2022.
- [14] CABRERO, J. M.; YURRITA, M.: A review of the existing models for brittle failure in connections loaded parallel to the grain. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [15] CEPELKA, M.; MALO, K. A.: Experimental study of end grain effects in timber joints under uniaxial compression load. World Conference on Timber Engineering, Wien, Österreich, 2016.
- [16] DE PROFT, K.: Database of staples. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [17] DENZIN, A.: Untersuchungen zum Lochspiel von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen. Masterarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, 2019.
- [18] DIN EN 338: Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen; Deutsche Fassung EN 338:2016. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2016-07.
- [19] DIN EN 383: Holzbauwerke – Prüfverfahren – Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel, Deutsche Fassung EN 383:2007. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2007-03.
- [20] DIN EN 1990: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2010-12.
- [21] DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung EN 1993-1-1:2005 + AC:2009. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010-12.
- [22] DIN EN 1993-1-8: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2010-12.
- [23] DIN EN 1995-1-1: Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010-12.
- [24] DIN EN 1995-1-1/NA: Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2013-08.
- [25] DIN EN 1998-1/NA: Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben - Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2021-07.

- [26] DIN EN 14080: Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung, 2013-09.
- [27] DIN EN 26891: Holzbauwerke; Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln; Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO 6891:1983). Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung, 1991-07.
- [28] DLUBAL: RFEM – FEM Statiksoftware. Version 5.23, Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, 2020.
- [29] DORN, M.: Untersuchungen zum Gebrauchstauglichkeitszustand von Dübelverbindungen im Holzbau. Dissertation, Technische Universität Wien, 2012.
- [30] DORN, M.; DE BORST, K.; EBERHARDSTEINER, J.: Experiments on dowel-type timber connections. *Engineering Structures* 47 (2013), pp. 67-80, 2012.
- [31] EHLBECK, J.: Load-carrying capacity and deformation characteristics of nailed joints. CIB-W18 Meeting 12, Paper 12-7-1, Bordeaux, France, 1979.
- [32] EHLBECK, J.; WERNER, H.: Design of Joints with laterally loaded Dowels, Proposal for improving the Design Rules in the CIB-Code and the draft EUROCODE 5. CIB-W18 Meeting 21, Paper 21-7-4, Vancouver Island, Canada, 1988.
- [33] EHLBECK, J.; WERNER, H.: Tragfähigkeit von Laubholzverbindungen mit stabförmigen Verbindungsmitteln. Universität Fridericiana Karlsruhe, 1992.
- [34] ENDERS-COMBERG, M.: Leistungsfähige Verbindungen des Ingenieurholzbaus. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2015.
- [35] FEM: 3D-Computertomographie – Dienstleistungen für Industrie und Forschung. Infobroschüre, fem – Forschungsinstitut Edelmetalle + Metallchemie, Schwäbisch Gmünd, 2017.
- [36] FRANKE, S.; FRANKE, B.: Dowelled connections and glued-in rods in beech wood. In: *Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*, 2018.
- [37] FRANKE, S.; FRANKE, B.: Bemessung von Stabdübelverbindungen in Buchen-Brettschichtholz. *Bautechnik* 97, Sonderheft Holzbau, S. 35-43, 2020.
- [38] GAUß, J.; KUHLMANN, U.: Consideration of the connection stiffness in design process – experimental investigations. WCTE 2018, World Conference of Timber Engineering, Seoul, 2018.
- [39] GAUß, J.; KUHLMANN, U.: Untersuchungen zum Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen. Doktorandenkolloquium Holzbau Forschung + Praxis März 2020, Universität Stuttgart, 2020.
- [40] HASCHKE, J.: Numerische Untersuchungen zur Auswertung von Versuchen an Stabdübelverbindungen. Masterarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, 2019.

- [41] HOCHREINER, G.; BADER, T. K. DE BORST, K., EBERHARDSTEINER, J.: Stiftförmige Verbindungsmittel im EC5 und baustatische Modellbildung mittels kommerzieller Statiksoftware. In: Bauingenieur 88, S. 275-289, 2013.
- [42] HOHENWARTER, J.: Vergleich der Lochleibungsfestigkeit in Folge von Zug- und Druckbelastung. Masterarbeit, Technische Universität Graz, Institut für Holzbau und Holztechnologie, 2014.
- [43] JASPART, J.-P.; WEYNAND, K.: Design of Joints in Steel and Composite Structures. ECCS – European Convention for Constructional Steelwork, 2016.
- [44] JOCKWER, R.; DIETSCH, P.: Brittle failure of connections loaded perpendicular to grain. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [45] JOCKWER, R.; JORISSEN, A.: Load-deformation behaviour and stiffness of lateral connections with multiple dowel type fasteners. INTER, 51-07-7, 2018.
- [46] JOCKWER, R.; JORISSEN, A.: Stiffness and deformation of connections with dowel-type fasteners. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [47] JOHANSEN, K.W.: Theory of Timber Connections. International Association of Bridge and Structural Engineering, Publication No. 9, pp. 249-262, Bern Schweiz, 1949.
- [48] JORISSEN, A.: The stiffness of multiple bolted connections. In: CIB-W18, 32-7-6 1999.
- [49] JORISSEN, A.: Double Shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners. Dissertation, Technische Universität Delft, 1998.
- [50] KARAGIANNIS, V.; MÁLAGA-CHUQUITAYPE, C.; ELGHAZOULI, A.Y.: Modified foundation modelling of dowel embedment in glulam connections. In: Construction and Building Materials 102 (2016), pp. 1168-1179, 2015.
- [51] KLEIN, J.: Modellierung von Stabdübelverbindungen mit Hilfe eines Stabwerkprogramms. Masterarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, 2019.
- [52] KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: Robustheit durch duktile Anschlüsse im Holzbau. Forschungsbericht im Auftrag des DIBt / Universität Stuttgart, 2010.
- [53] KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: Vorteilhaftes Bemessen von Holztragwerken durch duktile plastische Anschlüsse. Forschungsbericht, IGF Vorhaben Nr. 16184N (AiF/iVTH), Universität Stuttgart, 2013.
- [54] KUHLMANN, U.; GAUB, J.: Component Method in Timber Construction – Experimental and Numerical Research. 52-7-11, INTER 2019 Tacoma, 2019.
- [55] KUHLMANN, U.; GAUB, J., TÖPLER, J.: Integrated approach of testing and numerical verifications (IATN). Forschungsprojekt RP 7, DFG Exzellenzcluster “Integrative Computational Design and Construction for Architecture” (IntCDC), Universität Stuttgart, laufend, 2021.

- [56] KUHLMANN, U.; GAUß, J.: Optimierung von Anschlüssen im Holzbau zur Verbreitung der ressourcenschonenden Bauweise. Forschungsbericht, im Auftrag des BBSR, ZukunftBau (SWD-10.08.18.7-17.12), Universität Stuttgart, 2019.
- [57] KUHLMANN, U.; SCHÄNZLIN, J.; GAUß, J.; RIEPE, J.: Wirtschaftliche Dimensionierung von Holztragwerken durch leistungsfähige Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen. Forschungsbericht, IGF Vorhaben Nr.: 20625 N (AiF/iVTH), Universität Stuttgart + Hochschule Biberach, 2021.
- [58] KUHLMANN, U.; GAUß, J.: Stiffness of Steel-Timber Dowel Connections – Experimental and Numerical Research. 54-7-9, INTER 2021, Webmeeting, 2021.
- [59] LEDERER, W.; BADER, T. K.; UNGER, G.; EBERHARDSTEINER, J.: Influence of different types of reinforcements on the embedment behaviour of steel dowels in wood. European Journal of Wood and Wood Products (2016) 74, pp. 793-807, 2016.
- [60] LEMAÎTRE, R.; BOCQUET, J.-F.; SCHWEIGLER, M.; BADER, T. K.: Beam-on-Foundation Modelling as an Alternative Design Method for Timber Joints with Dowel-Type Fasteners – Part 2: Modelling Techniques for Multiple Fastener Joint or Connection. 52-7-13, INTER 2019 Tacoma, 2019.
- [61] LEMAÎTRE, R.; BOCQUET, J.-F.; SCHWEIGLER, M.; BADER, T. K.: Beam-on-foundation modelling as an alternative design method for timber joints with dowel-type fasteners – Part 1: Strength and stiffness per shear plane of single-fastener joints. 52-7-13, INTER 2019 Tacoma, 2019.
- [62] LIPPERT, P.: Rahmenecken aus Holz mit eingeklebten Gewindestangen, Dissertation, Nr. 2002-4, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2002.
- [63] MISCONEL, A.; BALLERINI, M.; VAN DE KUILEN, J.-W.: Steel-to-timber joints of beech-LVL with very high strength steel dowels. World Conference on Timber Engineering, Wien, Österreich, 2016.
- [64] PEDERSEN, M. U.: Dowel Type Timber Connections – Strength modelling. Dissertation, Technical University of Denmark (DTU), 2002.
- [65] POSTUPKA, J.: Consideration of the connection stiffness of timber joints. IABSE Young Engineers Colloquium, Bochum, 2017.
- [66] POSTUPKA, J.; KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: Ductile behaviour of dowel connections – application of the component method in timber construction. WCTE 2016, World Conference of Timber Engineering, Wien, 2016.
- [67] POSTUPKA, J.; KUHLMANN, U.: Untersuchungen zur Steifigkeit von Stabdübelverbindungen. Doktorandenkolloquium Holzbau Forschung + Praxis März 2018, Universität Stuttgart, 2018.
- [68] prEN 1993-1-14: Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-14: Design assisted by finite element analysis. CEN/TC 250, Arbeitsfassung, 2022-09.
- [69] MISCHELER, A.: Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen. Dissertation, ETH Zürich 1998.

- [70] RAPP, A.: Entwicklung eines Bemessungstools für momententragfähige Anschlüsse im Holzbau auf Basis von Federmodellen. Masterarbeit, Nr. 2018-16X, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2018.
- [71] REINKEN, J.: Untersuchungen zur Streuung von Versuchen an Stabdübelverbindungen mit Hilfe von 3D-CT-Scans. Bachelorarbeit, Nr. 2020-60X, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2021.
- [72] REYNOLDS, T. P. S.: Dynamic Behaviour of Dowel-type Connections Under In-service Vibration. Dissertation, University of Bath, UK, 2013.
- [73] RINGHOFER, A.; BRANDNER, R., BLASS, H. J.: Design approaches for dowel-type connections in CLT structures and their verification. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [74] SANDHAAS, C.: Mechanical Behaviour of Timber Joints with Slotted-in Steel Plates. Dissertation, Universität Delft, 2012.
- [75] SANDHAAS, C.; GÖRLACHER, R.: Nailed connections: Investigations on parameters for Johansen model. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [76] SANDHAAS, C.; MUNCH-ANDERSEN, J.; DIETSCH, P.; BADER, T.: Design of connections in timber structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402/WG3. Shaker Verlag GmbH, Aachen, 2018.
- [77] SANDHAAS, C.; SARNAGHI, A. S.; VAN DE KUILEN, J.-W.: Numerical modelling of timber and timber joints: computational aspects. *Wood Science and Technology* (2020) 54, pp. 31-61, Springer Verlag GmbH, 2019.
- [78] SANDHAAS, C.; VAN DE KUILEN, J.-W.: Strength and stiffness of timber joints with very high strength steel dowels. *Engineering Structures* 131 (2017), pp. 394-404, 2016.
- [79] SAWATA, K.; YASUMURA, M.: Determination of embedding strength of wood for dowel-type fasteners. In: *Journal of Wood Science* (202) 48, pp. 138-146, 2002.
- [80] SCHOENMAKERS, J. C. M.; JORISSEN, A. J. M.; LEIJTEN, A. J. M.: Evaluation and modeling of perpendicular to grain embedment strength. In: *Wood Science and Technology* (2010) 44, pp. 579-595, Springer Verlag, 2009.
- [81] SCHWEIGLER, M.: Nonlinear modelling of reinforced dowel joints in timber structures – a combined experimental-numerical study. Dissertation, Technische Universität Wien, 2018.
- [82] SCHWEIGLER, M.; SANDHAAS, C.: Database and parameterization of embedment slip curves. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.
- [83] SIA 265: SIA 265:2012 - Holzbau. Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, Zürich, 2012.

- [84] TÖPLER, J.; KUHLMANN, U.; BUCHHOLZ, L.; MACHANEK, S.: Guidelines for a Finite Element Based Design of Timber Structures. Forschungsbericht, Nr. 2022-36X, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2022.
- [85] UIBEL, T.: Spaltverhalten von Holz beim Eindrehen von selbstbohrenden Holzschrauben. Dissertation, Band 20 - Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2012.
- [86] WAGENKNECHT, G.: Stahlbau-Praxis nach Eurocode 3 – Band 3 – Komponentenmethode. Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [87] WEYNAND, K.; OERDER, R.: Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau nach DIN EN 1993-1-8. Stahlbau Verlags- und Service GmbH, 2013.
- [88] XU, B.-H.; YUAN, D.-W.; BOUCHAÏR, A.; RACHER, P.: Stiffness of dowelled steel-to-timber joints. World Conference on Timber Engineering, Wien, Österreich, 2016.
- [89] Z-9.1-519: SPAX®-S Schrauben mit Vollgewinde als Holzverbindungsmittel. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), 2014.