



Birgit Eckerstorfer, BSc

# **Untersuchungen zur Leistungsfähigkeit von Stahlblech-Holz-Stabdübel- verbindungen in Birken- Brettschichtholz bei faserparalleler Beanspruchung**

## **MASTERARBEIT**

zur Erlangung des akademischen Grades  
Diplom-Ingenieur

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften – Konstruktiver Ingenieurbau

Eingereicht an der

**Technischen Universität Graz**

Betreuer

Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Ringhofer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Schickhofer

Institut für Holzbau und Holztechnologie

Graz, März 2020



# EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG AFFIDAVIT

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

*I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly indicated all material which has been quoted either literally or by content from the sources used. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.*

---

Datum / Date

---

Unterschrift / Signature





# Danksagung

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Gerhard Schickhofer stand am Beginn dieser Arbeit, dessen Begeisterung mein Interesse für dieses Projekt weckte. Es wurde mir dadurch die Bearbeitung eines spannenden Themas mit vielen lehrreichen Stunden am Institut für Holzbau und Holztechnologie ermöglicht – vielen Dank dafür.

Besonderen Dank möchte ich an meinen Betreuer Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Ringhofer für seine Unterstützung am Schaffungsweg dieser Arbeit richten. Zahlreiche Anregungen und Inputs konnte ich aus unseren Gesprächen mitnehmen, nachdem „Ich hätte nur eine kurze Frage“ oft eben doch nicht so kurz zu beantworten war.

Ein Dankeschön gilt auch O.Revident Ing. Bernd Heissenberger, der mich mit seiner fachlichen Kompetenz so geduldig bei der Herstellung der Vielzahl an Prüfkörpern unterstützt hat. Weiters möchte ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts für Holzbau und Holztechnologie, der holz.bau forschungs gmbh und des LKI bedanken, welche so manches Mal den richtigen Rat oder spontan eine helfende Hand für mich bereit hatten.

An dieser Stelle bedanke ich mich auch bei meinen Freunden, welche mich auf dem Weg begleitet und dadurch wesentlich zu meinem erfolgreichen Studium beigetragen haben. Ich verdanke euch eine unvergessliche Studienzeit.

Ein besonderes Dankeschön gebührt meiner Familie, allen voran meinen Eltern. Ihr bedingungsloser Glaube an mich und ihre Unterstützung in so vielerlei Hinsicht haben mir stets den Rücken gestärkt und mir die notwendige Kraft zum Weitermachen geschenkt.

Daniel, du weißt ich bin keine Frau zahlreicher Worte – danke, dass du trotz der Entfernung immer für mich da warst und mich in den entscheidenden Momenten zum Lächeln gebracht hast.



## Kurzfassung

Um die ausgewiesene Leistungsfähigkeit von Hartlaubholzarten wie Birke auch in den hoch beanspruchten Knotenpunkten einer Konstruktion voll ausschöpfen zu können, sind umfassende Kenntnisse über die Tragfähigkeit und das Verhalten einer Verbindung erforderlich. Da Bemessungsmodelle aktueller Normen größtenteils auf Prüfdaten von Verbindungen appliziert in Holzbauteilen aus Nadelholz basieren, war die Frage der Anwendungsmöglichkeit dieser Ansätze für Verbindungen in Holzbauteilen aus Hartlaubhölzern von Interesse. Für die häufige Einsatzart der Stahlblech-Holz-Stabdübelverbindung wurden daher umfangreiche Versuchsreihen bezüglich Mindestabstände und optimaler Bauteilschlankheiten durchgeführt. Der Beobachtungsbereich wurde hierbei auf Stabdübel mit einem Nenndurchmesser von 12 mm und Zugbeanspruchungen parallel zur Faser eingegrenzt.

Um die Vielzahl an Parametern unabhängig voneinander zu untersuchen, wurde ein simples Prüfkonzept im Sinne eines morphologischen Kastens angewendet, wodurch die meisten Versuche an Verbindungen mit nur einem Stabdübel erfolgen konnten. Durch einen flexiblen Prüfplan wurden in den sequenziell umgesetzten Prüfserien bereits Erkenntnisse aus vorangegangenen Versuchen implementiert.

Die erreichten Traglasten, das Verformungsvermögen und ein duktiles Versagen mit der Ausbildung von Fließgelenken im Stabdübel bildeten die Entscheidungsgrundlagen für die Festlegung von minimalen bzw. optimalen Bauteilabmessungen bzw. Verbindungskonfigurationen. Ebenso wurden die Verschiebungsmoduln  $K_{ser}$  als Kennwert der Nachgiebigkeit der untersuchten Verbindungen ermittelt. Abschließende Vergleiche mit der Literatur zeigten mitunter erhebliche Differenzen der Messergebnisse mit den Regelungen aus den Normenwerken auf. Der Bedarf und der Nutzen einer Adaption der Bemessungsmodelle in der EN 1995-1-1 und der SIA 265 wurden dargelegt.

# Abstract

Hardwood species like birch are commonly used in highly stressed areas of a construction, e.g. the joints. In order to entirely utilize their designated high performance, it is essential to have comprehensive knowledge of the load-bearing capacity and the behaviour of a connection. Since the design models of current standards are mainly based on test data of connections applied in components out of softwoods, the application possibility of these approaches on connections with components out of wood from deciduous trees is subject of this study. Therefore, the conventional application of dowel type fasteners in a steel-to-timber connection was extensively tested regarding minimum end distances, spacings and optimal timber thicknesses. Solely a nominal diameter of the dowel type fastener of 12 mm and tension stresses parallel to grain have been investigated.

In terms of the numerous variable parameters, which should be tested independently, a simple test concept, considering a morphological box, was implemented. Eventually, most of the tests could be executed on a connection with a single dowel type fastener. Due to the flexible testing schedule, results from the previous tested series could already be implemented in the subsequent ones.

The basis for decision-making concerning the determination of the minimal end distances and spacings and the optimal timber thicknesses have been the following three factors: ductile failure of the dowel type fastener with the development of plastic hinges, the load-bearing capacity and the deformability respectively the ductility of the connection. Furthermore, the stiffness moduli  $K_{ser}$  as the characteristic value for the flexibility of the examined connection have been determined. Concluding comparisons to literature pointed out, that there are occasionally significant deviations to the current standards like the EN 1995-1-1 and the SIA 265. The need and benefit of adapting the design models has been outlined.

# Inhaltsverzeichnis

<b>KAPITEL 1: EINLEITUNG</b> .....	<b>1</b>
1-1 MOTIVATION, ZIELSETZUNG UND GLIEDERUNG .....	1
1-2 DIE HOLZART BIRKE .....	3
1-2.1 Vorkommen und Einsatz .....	3
1-2.2 Holzstruktur und Eigenschaften .....	4
<b>KAPITEL 2: STAND DES WISSENS</b> .....	<b>5</b>
2-1 MECHANISCHE FESTIGKEITSKENNWERTE VON BIRKENHOLZ .....	5
2-2 TRAGVERHALTEN EINER STABDÜBELVERBINDUNG .....	6
2-2.1 Tragmodell nach Johansen .....	6
2-2.2 Bemessungsansätze aktueller Normen .....	9
2-2.3 Versagensmechanismen nach Grenzschlankheiten .....	13
2-2.4 Modifikation der Bemessungsansätze .....	14
2-2.5 Weitere Versagensmechanismen .....	15
2-3 LOCHLEIBUNGSFESTIGKEIT .....	15
2-3.1 Normen .....	16
2-3.2 Hübner et al. [22] und Hübner [16] .....	16
2-3.3 Hohenwarter [24] .....	17
2-3.4 Resümee .....	18
2-4 MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN DES VERBINDUNGS- MITTELS .....	18
2-5 REIBUNG UND SEILWIRKUNG .....	19
2-6 MINDESTABSTÄNDE UND GRUPPENWIRKUNG .....	21
2-7 VERSCHIEBUNGSMODUL .....	23
2-8 PRÜFKONZEPT .....	24
2-8.1 Vergleichbare Untersuchungen .....	25
2-9 DUKTILITÄT .....	27
<b>KAPITEL 3: MATERIAL UND METHODEN</b> .....	<b>29</b>
3-1 PRÜFPLAN .....	29
3-1.1 Stabdübel .....	29
3-1.2 Vorversuche .....	29
3-1.3 Hauptversuche .....	30
3-2 PRÜFKONFIGURATION .....	33
3-2.1 Vorversuche .....	34
3-2.2 Hauptversuche .....	35
3-3 MATERIAL .....	38
3-3.1 Stahlteile .....	38
3-3.2 Holz .....	38

3-4	METHODEN .....	40
3-4.1	Prüfungen der Stabdübel.....	40
3-4.2	Durchführung der Prüfungen .....	41
3-4.3	Methoden der Auswertung.....	42
<b>KAPITEL 4: ERGEBNISSE UND DISKUSSION .....</b>		<b>45</b>
4-1	STABDÜBEL .....	45
4-1.1	Zugversuche.....	45
4-1.2	Biegeversuche.....	45
4-2	VORVERSUCHE .....	46
4-2.1	Serie VV01 .....	46
4-2.2	Serie VV02 .....	48
4-2.3	Resümee und Erkenntnisse für die Hauptversuche.....	49
4-3	HAUPTVERSUCHE .....	51
4-3.1	Holzfeuchtigkeit.....	51
4-3.2	Übersicht über die Rohdichten.....	52
4-3.3	Übersicht über die Verschiebungsmoduln .....	53
4-3.4	Last-Verformungskurve .....	55
4-3.5	Serie B1 – Hirnholzabstand .....	55
4-3.6	Serie B2 – Seitlicher Randabstand.....	57
4-3.7	Serie B3 – Mittelholzdicke .....	60
4-3.8	Serie B4 und B5 – Verhältnis Seiten- zu Mittelholz-Schlankheit.....	64
4-3.9	Serie B6 – Stabdübelabstand .....	69
<b>KAPITEL 5: VERIFIKATION.....</b>		<b>73</b>
5-1	LOCHLEIBUNGSFESTIGKEIT .....	73
5-2	TRAGLASTMODELLE UND OPTIMALE SCHLANKHEITEN.....	74
5-2.1	Betrachtungen am Mittelholz.....	74
5-2.2	Betrachtungen am Seitenholz .....	75
5-2.3	Gesamtbetrachtung .....	76
5-3	GRUPPENWIRKUNG UND MINDESTABMESSUNGEN.....	78
5-4	VERSCHIEBUNGSMODUL.....	80
<b>KAPITEL 6: CONCLUSIO UND AUSBLICK .....</b>		<b>81</b>
6-1	CONCLUSIO.....	81
6-2	AUSBLICK .....	82
<b>ANHANG A LITERATURVERZEICHNIS.....</b>		<b>I</b>
<b>ANHANG B MORPHOLOGISCHER KASTEN .....</b>		<b>IV</b>
<b>ANHANG C MESSKURVEN .....</b>		<b>VI</b>
C-1	VORVERSUCHE .....	VI
C-2	HAUPTVERSUCHE .....	VIII
<b>ANHANG D ERGEBNISSE DER SERIE VV02.....</b>		<b>XII</b>

# KAPITEL 1: EINLEITUNG

## 1-1 MOTIVATION, ZIELSETZUNG UND GLIEDERUNG

---

Die Nutzung von Hartlaubhölzern im Ingenieurholzbau steht derzeit im Fokus der Forschung. Intensive Untersuchungen mit beispielsweise Buche oder Birke zeigen die hohe Leistungsfähigkeit dieser Laubholzarten auf, wodurch die Grenzen des Holzbaus neu definiert werden können. Neben dem Einsatz in hochbeanspruchten Bereichen kann zum Beispiel auch die Reduktion des Querschnitts gegenüber der Ausführung in Nadelholz zielführend sein. Um das dadurch gewonnene Potential jedoch voll ausnützen zu können, muss auch in der Verbindungstechnik auf die von den üblicherweise eingesetzten Nadelholzarten abweichenden Eigenschaften dieser Harthölzer Rücksicht genommen und gegebenenfalls Adaptionen durchgeführt werden.

Die Stabdübelverbindung stellt – neben der Schraubverbindung – die wesentlichste, rein mechanisch wirkende Verbindungsart im Ingenieurholzbau dar. Besonders durch die Verwendung von Stahlblechen zur Verbindung von Bauteilen können Lasten effizient und über ein kompaktes Anschlussdetail abgeleitet werden. Universelle Einsetzbarkeit bei unterschiedlichsten Beanspruchungskombinationen sowie ein einfacher Auf- und Zusammenbau sind nur zwei der zahlreichen Stärken dieser auf stiftförmiger Verbindungsmittel basierenden Anschlusstechnik. Um die Effizienz an die hohe Tragfähigkeit des Grundmaterials anzupassen, ist eine Optimierung des Designs und der Verbindungsgeometrie erforderlich. Die derzeit gültige Normung basiert überwiegend auf Prüfdaten von Verbindungen appliziert in Bauteilen aus Nadelholz, wodurch Stärken oder eventuelle Schwächen von Laubhölzern im Bemessungsmodell nicht oder nur unzureichend berücksichtigt werden.

Als die drei grundsätzlichen Anforderungen an eine Verbindung sind Tragfähigkeit, Steifigkeit und Duktilität allseits bekannt. Während bei der Ermittlung der ersten beiden das Material direkt über die Rohdichte berücksichtigt wird, werden zur Gewährleistung der Duktilität festgelegte Mindestabstände und -abmessungen vorgegeben. Es soll dadurch in erster Linie ein sprödes Versagen des Holzes ausgeschlossen werden. Eine Berücksichtigung beziehungsweise eine Optimierung hinsichtlich der Materialeigenschaften (sprich ob Laub- oder Nadelholz) ist nach derzeitigem Stand nicht möglich, da nicht ausreichend Versuchsdaten für die einzelnen Parameter vorhanden sind. Durch die hohe Rohdichte von Hartlaubhölzern und dem dadurch erwarteten spröderen Verhalten ist ein gezieltes, duktiles Versagen des Stahlverbindungsmittels aber umso wesentlicher.

Von großer Relevanz ist die Ausführung mittels Schlitzbleche. Durch eine mehrschichtige Anordnung dieser wird neben einer kompakten Verbindung auch eine sehr hohe Tragfähigkeit und folglich ein hoher Ausnutzungsgrad des Querschnitts ermöglicht.

Als wesentliches Ziel dieser Arbeit gilt es, durch prüftechnische Untersuchungen das Verhalten von Birken-Brettschichtholz in Stabdübelverbindungen festzuhalten. Konkret sollen dabei Mindestabstände und optimale Holzbauteildicken bei einer faserparallelen Beanspruchung gefunden werden. Als Hauptkriterium ist die Fließgelenkbildung im Stabdübel zu sehen, sodass eine duktile Versagensform gewährleistet werden kann. Der Vergleich der erreichten Traglasten ist evident. Ebenso ist die Verformung beim Auftreten der Maximallast von Interesse, welche eine wesentliche Rolle für die Duktilität einer Verbindung spielt. Im Sinne der vollständigen Betrachtung soll auch eine Auswertung der Verschiebungsmoduln, sprich der Steifigkeit der Verbindung, erfolgen.

Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse mit Werten aus der Literatur und den gängigen Bemessungsnormen wie dem Eurocode 5 [1] und der SIA 265 [2] stellt den abschließenden Teil der vorliegenden Arbeit dar. Damit soll gezeigt werden, wie gut die gegenwärtig vorhandenen Bemessungsmodelle die tatsächlichen

Traglasten von Stahlblech-Birkenbrettschichtholz-Stabdübelverbindungen abschätzen. Mögliche Diskrepanzen sollen aufgezeigt und quantifiziert werden.

Um das Verständnis für die untersuchte Holzart Birke zu stärken, wird im nachfolgenden Kapitel 1-2 ein kurzer Einblick in die Vorkommen und gegenwärtige Nutzung gewährt. Weiters werden ausgewählte Merkmale und Eigenschaften angeführt, um so die Vorteile dieser Hartlaubholzart für den Einsatz im Bauwesen zu erläutern.

Eine Übersicht über die Gliederung und die Inhalte der Arbeit ist im nachfolgenden Absatz gegeben.

#### Kapitel 1 – Einleitung

Die Begründung und Motivation zur Untersuchung des betrachteten Themenbereichs, sowie die Zielsetzung werden dargelegt. Die Holzart Birke wird kurz vorgestellt.

#### Kapitel 2 – Stand des Wissens

Einerseits wird näher auf die mechanischen Festigkeitseigenschaften von Birkenbrettschichtholz im Vergleich zum konventionellen Fichtenbrettschichtholz eingegangen. Des Weiteren werden Ansätze für das Tragverhalten einer Stabdübelverbindung und dessen wesentlichste Einflussfaktoren zufolge den aktuellen normativen Regelungen sowie weiterer Literatur vorgestellt. Zusätzliche Kenngrößen wie der Verschiebungsmodul und die Duktilität werden erläutert. Zudem wird der Grundgedanke zum angewendeten Prüfkonzept vermittelt.

#### Kapitel 3 – Material und Methoden

Zu Beginn dieses Abschnitts werden die Entwicklung und der Ablauf des Prüfplans gezeigt und die durchgeführten Versuchsreihen spezifiziert. In weitere Folge wird die Prüfkongfiguration mit dem genauen Prüfaufbau und Unterschieden zwischen bestimmten Serien erklärt. Zum Thema Material wird näher auf die Eigenschaften der relevanten Komponenten des Prüfaufbaus – nämlich die Stabdübel, die Stahlbleche und das Holz – eingegangen. Ebenso werden Details zur Prüfkörperherstellung dargelegt. Abschließend werden unter „Methoden“ die Versuchsdurchführung und die für die Ergebnisdarstellung herangezogenen Auswertungsmethoden vorgestellt.

#### Kapitel 4 – Ergebnisse und Diskussion

Gegliedert nach den Hauptserien werden die Ergebnisse der vorangehenden Untersuchungen vorgestellt. Im Wesentlichen werden dabei die Holzfeuchten, die maximalen Traglasten und Verformungen, die Rohdichten und die Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Subserien verglichen. Für die fortlaufende Prüfdurchführung wesentliche Erkenntnisse bzw. Festlegungen werden auf Basis der Ergebnisse diskutiert und festgehalten.

#### Kapitel 5 – Verifizierung

Bei der Verifizierung erfolgt der Vergleich der Ergebnisse aus Kapitel 4 mit den Werten und Modellen, welche in Kapitel 2 vorgestellt wurden. Die Qualität der Modellabschätzungen bzw. Differenzen werden aufgezeigt.

#### Kapitel 6 – Conclusio und Ausblick

In der Conclusio wird ein abschließender Überblick über die getätigten Untersuchungen und den daraus gewonnenen Erkenntnissen geschaffen. Dadurch werden auch unzureichende Parametervariationen erkannt, welche weiterer Betrachtung bedürfen. Gemeinsam mit den ausständigen Versuchen, welche im Laufe der Prüfplankonkretisierung identifiziert werden, bilden diese die Ausgangslage für weiterführende Arbeiten.



## 1-2 DIE HOLZART BIRKE

### 1-2.1 VORKOMMEN UND EINSATZ

Wagenführ [3], Sachsse [4]

Die Birke (*Betula*) wird aufgrund ihrer geringen Anforderungen an Standort und Klima häufig als Pionierbaumart bezeichnet. Die Bodenbeschaffenheit kann dabei sehr weitreichend sein: von trockenen Mooren und Böden über Heidegebiete bis hin zu Dünen, [3]. Obwohl Birken Staunässe grundsätzlich meiden, wird ihnen nach [4] sogar die Fähigkeit zugeschrieben, in einem Mischwald mit Fichte den Wasserstand durch starke Transpiration abzusenken.

Der Familie der Birkengewächse lassen sich in etwa 40 Arten zuschreiben. Für die technische Nutzung sind im europäischen Raum jedoch nur die Weißbirke, auch bekannt als Sand-, Hänge- oder Gemeine Birke, (*Betula verrucosa* Ehrh. = *Betula pendula* Roth.) und die Moor- bzw. Haarbirke (*Betula pubescens* Ehrh.) von Bedeutung [4]. Es wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit auch nur mehr von diesen beiden Arten ausgegangen. Weitere, jedoch unbedeutende Arten sind z. B. die Strauchbirke oder die Zwergbirke.

Die Vorkommen der Weiß- und der Moorbirke beschränken sich auf die nördliche Hemisphäre, im Konkreten auf Europa und Asien bis hin zu Japan. Skandinavien und Russland bilden dabei die nördliche Grenze, Nordportugal, der Alpensüdrand und die Steppengebiete Russlands die südliche [3].

In Österreich ist der Anteil der Birke an den Holzvorkommen sehr gering und beschränkt sich auf die vier Arten Weiß-, Moor-, Strauch- und Zwergbirke. In den meisten Statistiken zu den Baumarten im österreichischen Waldbestand wird sie daher auch nicht explizit erwähnt, sondern in die Gruppe der „sonstigen Holzarten“ eingeordnet. Dementsprechend klein ist auch ihre derzeitige Bedeutung als Nutzholz in der Bauholzindustrie.

Aufgrund der guten Frostbeständigkeit dieser Holzart nimmt die Bestandsmenge zu, je weiter man sich Richtung Norden bewegt. Besonders zahlreich beheimatet ist sie in Russland und den Ländern Skandinaviens. Während dort reine Birkenwälder vorhanden sind, tritt sie ansonsten üblicherweise nur in Gruppen oder eingesprengt auf, „im Freiland an Straßen, Gräben und Parkanlagen“ [3].

In den nordischen Ländern wird die Birke häufig als Sperrholz verarbeitet. Besonders bekannt ist auch ihr Einsatz als „Flugzeugsperrholz“ im Leichtflugzeugbau, wobei die Furniere bereits in der Form z.B. des Flugzeugrumpfs verklebt werden. Beliebt ist Birkenholz aber auch im Möbelbau, wo sie aufgrund ihrer Maserung, den Markflecken und ihren Farbvariationen, von gelblichweiß bis rötlichgelb, auffällt. Die „Maserbirke“ zeichnet sich durch ihren welligen Faserverlauf aus und findet Anwendung für Edelfurniere. Weitere häufige Einsatzmöglichkeiten bieten sich im Instrumentenbau, Spielzeug und als Drechselware. Ein Überblick über die große Variation der Erscheinungsformen des Birkenholzes ist in Abbildung 1-1 dargestellt.



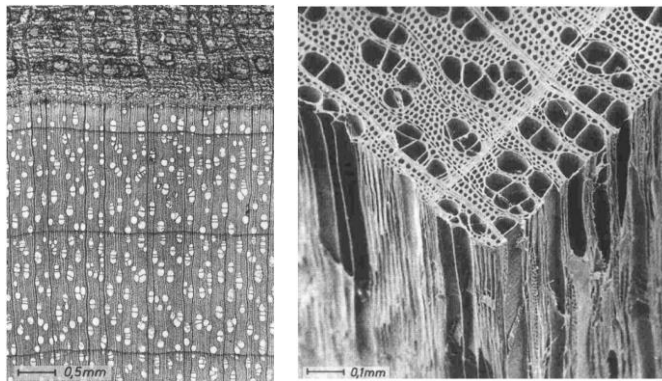
Abbildung 1-1: *Texturererscheinungen der Birke v.l.n.r.: schlicht, leicht gestreift, gewellt, leicht gefladert, gemasert, aus Wagenführ [3]*

Begründet durch die Erkenntnis ihrer guten Festigkeitseigenschaften und des sehr duktilen Verhaltens, wächst das Interesse aber auch im Bausektor zunehmend. Produkte wie Brettschichtholz und Brettspertholz werden bereits eingesetzt, vgl. Jeitler u. Augustin [5].

## 1-2.2 HOLZSTRUKTUR UND EIGENSCHAFTEN

Die Birke zählt zu den zerstreutporigen Laubholzarten, wie Abbildung 1-2 zeigt, und eignet sich damit sehr gut zum Schälén für die Gewinnung von Furnieren. Generell wird die Verarbeitbarkeit, maschinell sowie manuell, als sehr gut erachtet.

Die Festigkeitseigenschaften sind stark abhängig vom Wuchsstandort. In Mitteleuropa herrschen einfache klimatische Bedingungen, weshalb der Baum schneller wächst und minderwertigere Eigenschaften entwickelt. Dahingegen ist das jährliche Wachstum in den kalten Regionen des Nordens gering und es können hohe Festigkeiten, Härte und Dichte erreicht werden. Im Allgemeinen wird sie dort auch als Hartholz eingestuft.



**Abbildung 1-2:** Mikroskopisches Querschnittsbild durch Holz u. Rinde von *Betula Ermannii Cham.* (links) Rasterelektronenmikroskopisches Blockbild von *Betula verrucosa Ehrh.* (rechts); [4]

Die Rohdichte ändert sich über den Verlauf der Stammlänge. Wie in Repola [6] gezeigt, nimmt die Rohdichte mit zunehmendem Abstand von den Wurzeln ab.

Obwohl laut Sell [7] grundsätzlich keine Unterscheidung von Splint und Kern zu erkennen ist, kann dennoch ein fakultativer, dunklerer Falschkern zum Beispiel bei sehr alten Bäumen auftreten. Häufig sind auch am Hirnholz Markflecken zu erkennen, welche an Tangentialflächen als rötlichbraune Streifen erscheinen. Als weitere Holzfehler sind z.B. Krümmungen bzw. Drehwuchs, Unrundheit, Schwarzastigkeit, Weißfäule und Trockenrisse bekannt.

Die Verklebung funktioniert gut, weshalb sich die Holzart auch ideal für geklebte Querschnitte wie Brettschicht- und Brettspertholz eignet. Bezüglich Dauerhaftigkeit ist die Anfälligkeit bezüglich Pilze (Verfärbungen) und Insekten zu berücksichtigen.

Während die Buche aufgrund ihrer hohen Rohdichte noch deutlich höhere Festigkeitskennwerte als die Birke erreicht, liegen bei Letzterer die Stärken in der physikalischen Eigenschaft des Quellens und Schwindens. Das volumenbezogene Schwindmaß der Birke beträgt rund 14 %, wohingegen  $\beta_v$  für Buche im Bereich zwischen 14 % ÷ 21 % liegt, siehe Wagenführ [3]. Die beiden Holzarten unterscheiden sich dabei nur im tangentialen Quell- und Schwindverhalten wesentlich. Aufgrund der großen Werte ist der Einsatz von Buchenholz bei stark variierenden Feuchtigkeitsverhältnissen zu vermeiden. Eine Anwendung im Außenbereich ist für die Birke als weniger problematisch zu erachten.

## KAPITEL 2: STAND DES WISSENS

### 2-1 MECHANISCHE FESTIGKEITSKENNWERTE VON BIRKENHOLZ

Erste Bestrebungen zur Findung von Parametern für eine visuelle Sortierung von Birkenlamellen werden in Solli [8] beschrieben. Nach einer Zuteilung der betrachteten Lamellen in zwei visuelle Sortierklassen, wurden die entsprechenden Mittel- und charakteristischen Werte für Zugfestigkeit, E-Modul und Rohdichte bestimmt. In Hinblick auf erreichte Zugfestigkeiten und Längssteifigkeiten konnte die Sortierung als erfolgreich betrachtet werden. Jedoch konnten dabei nicht zwei unterschiedliche Rohdichteklassen bestimmt werden. Eine Zuordnung zu den Festigkeitsklassen der ON EN 338 [9] würde daher, um den Rohdichteanforderungen der D-Klassen zu entsprechen, deutliche Unterschätzungen bei den zugehörigen Zugfestigkeits- und Elastizitätsmodulwerten bedeuten. Eine zufriedenstellende Klassifizierung zu normativ geregelten Festigkeitseigenschaften ist daher für Birkenholz noch nicht realisiert.

Eine ausführliche Untersuchung bezüglich der mechanischen Eigenschaften von Brettschicht- und Brettsperrholz aus Birke führte Jeitler et al. [10] durch. Insgesamt 105 Einzellamellen wurden nach Feststellung des dynamischen E-Moduls und einer visuellen Sortierung entsprechend der Sortierklasse LS10+ nach DIN 4074-5 [11] auf ihre Zugfestigkeit geprüft. 54 Biegeversuche und 44 Zugversuche erfolgten an Keilzinkverbindungen einzelner Lamellen. An Brettsperrholzplatten (CLT) und BSH-Trägern (GLT) wurden anschließend zahlreiche Biegeversuche zur Ermittlung der Kenngrößen für Biegefestigkeit, E-Modul, Roll- und Schubfestigkeit sowie Querdruckprüfungen durchgeführt. Aus den mittleren und charakteristischen Werten der gewonnenen Ergebnisse für Einzellamellen und Brettschichtholz werden zusammenfassend in Tabelle 2-1 und Tabelle 2-2 die vorgeschlagenen Festigkeitswerte und Steifigkeiten dargestellt.

**Tabelle 2-1:** *Mechanische Eigenschaften von Birkenlamellen aus Jeitler et al. [10]*

<b>Mechanical properties of boards of birch</b>		
<b>Strength class DT24E14.3_d545</b>		
Characteristic tensile strength	$f_{t,0,1,k}$	24 N/mm <sup>2</sup>
Modulus of elasticity	$E_{t,0,1,mean}$	14 300 N/mm <sup>2</sup>
Characteristic density	$\rho_k$	546 kg/m <sup>3</sup>

In Bezugnahme auf die Laubholzklassen der ON EN 338 [9] müsste die Zuordnung der geprüften Birkenlamellen aufgrund der Rohdichte zur Festigkeitsklasse D35 erfolgen. Die Werte der Zugfestigkeit und des Elastizitätsmoduls würden jedoch eine Zuweisung zur Klasse D40 erlauben.

Ein Vergleich der mechanischen Eigenschaften aus Tabelle 2-2 mit der Festigkeitsklasse GL32h für Brettschichtholz laut ON EN 14080 [12] zeigt das Potenzial gegenüber Fichte auf. Bei gleicher Biege- und Längsdruckfestigkeit liegen sämtliche weiteren Festigkeits- und Steifigkeitswerte der Birke über jenen der Fichte. Während bei der Zugfestigkeit keine wesentliche Steigerung erkennbar ist, werden beim Querdruck um 80 % höhere Werte erzielt, bei der Schubfestigkeit sind es rund 29 % und beim Rollschub knapp 67 %. Geringe Verbesserungen sind beim Längselastizitätsmodul mit 800 N/mm<sup>2</sup> zu vernehmen, quer zur Faser wird der Wert mehr als verdoppelt. Die mittlere Rohdichte ist um beinahe 27 % höher, die charakteristische um 36 %.

**Tabelle 2-2:** *Mechanische Eigenschaften von Birkenbrettschichtholz aus Jeitler et al. [10] und Vergleich zu Fichtenbrettschichtholz*

Mechanical properties of BIRCH   GLT test results and formal relationships			Fichte GL32h
Bending strength	$f_{m,g,k}$	32 N/mm <sup>2</sup>	32 N/mm <sup>2</sup>
Tensile strength	$f_{t,0,g,k}$	26 N/mm <sup>2</sup>	25,6 N/mm <sup>2</sup>
	$f_{t,90,g,k}$	0,6 N/mm <sup>2</sup>	0,5 N/mm <sup>2</sup>
Compressive strength	$f_{c,0,g,k}$	32 N/mm <sup>2</sup>	32 N/mm <sup>2</sup>
	$f_{c,90,g,k}$	4,5 N/mm <sup>2</sup>	2,5 N/mm <sup>2</sup>
Shear strength	$f_{v,g,k}$	4,5 N/mm <sup>2</sup>	3,5 N/mm <sup>2</sup>
Rolling shear strength	$f_{r,g,k}$	2,0 N/mm <sup>2</sup>	1,2 N/mm <sup>2</sup>
Modulus of elasticity	$E_{0,g,mean}$	15 000 N/mm <sup>2</sup>	14 200 N/mm <sup>2</sup>
	$E_{0,g,05}$	12 500 N/mm <sup>2</sup>	11 800 N/mm <sup>2</sup>
	$E_{90,g,mean}$	650 N/mm <sup>2</sup>	300 N/mm <sup>2</sup>
	$E_{90,g,05}$	540 N/mm <sup>2</sup>	250 N/mm <sup>2</sup>
Shear modulus of elasticity	$G_{g,mean}$	850 N/mm <sup>2</sup>	650 N/mm <sup>2</sup>
	$G_{CLT,05}$	710 N/mm <sup>2</sup>	540 N/mm <sup>2</sup>
Rolling shear modulus	$G_{r,g,mean}$	175 N/mm <sup>2</sup>	65 N/mm <sup>2</sup>
	$G_{r,g,05}$	145 N/mm <sup>2</sup>	54 N/mm <sup>2</sup>
Density	$\rho_{g,k}$	600 kg/m <sup>3</sup>	440 kg/m <sup>3</sup>
	$\rho_{g,mean}$	620 kg/m <sup>3</sup>	490 kg/m <sup>3</sup>

## 2-2 TRAGVERHALTEN EINER STABDÜBELVERBINDUNG

### 2-2.1 TRAGMODELL NACH JOHANSEN

Der Artikel „Theorie der Holzverbindungen“ (Johansen [13]) bildet die Basis für die in den gegenwärtig gültigen Bemessungsnormen empfohlenen Berechnungsansätze. Unter anderem werden die mechanischen Grundlagen und das Verhalten von Stabdübeln in ein- und zweischnittigen Holz-Holz-Verbindungen erklärt. Als die beiden wesentlichen Faktoren werden die Lochleibungsfestigkeit des Holzes und die Biegetragfähigkeit bzw. das Fließmoment des Stabdübel identifiziert. Die Tragfähigkeit solcher Verbindungen ist demnach durch das Lochleibungsversagen im Holzbauteil, die Fließmomentenbildung im Stabdübel oder einer Mischform dieser beiden Versagensmechanismen limitiert. Ideal plastisches Verhalten beider Materialien wird dabei vorausgesetzt.

Ein Versagen auf Lochleibung, wie in Abbildung 2-1 (links) zu sehen, tritt bei einem sehr steifen und gedrungenen Stabdübel auf, sprich das Verhältnis von Holzdicke (in der Grafik mit  $l$  bezeichnet) zum Stabdübeldurchmesser  $d$  ist sehr klein. Bei ausreichend großer Verformung der Verbindung kann eine konstante Spannungsverteilung am Stabdübel angenommen werden, woraus die abgebildeten Querkraft- und Momentenverläufe resultieren. Aufgrund der Symmetrie können die weiteren Betrachtungen an einer Stabdübelhälfte erfolgen. Aus dem Kräfte- und Momentengleichgewicht können folgende Beziehungen abgeleitet werden:

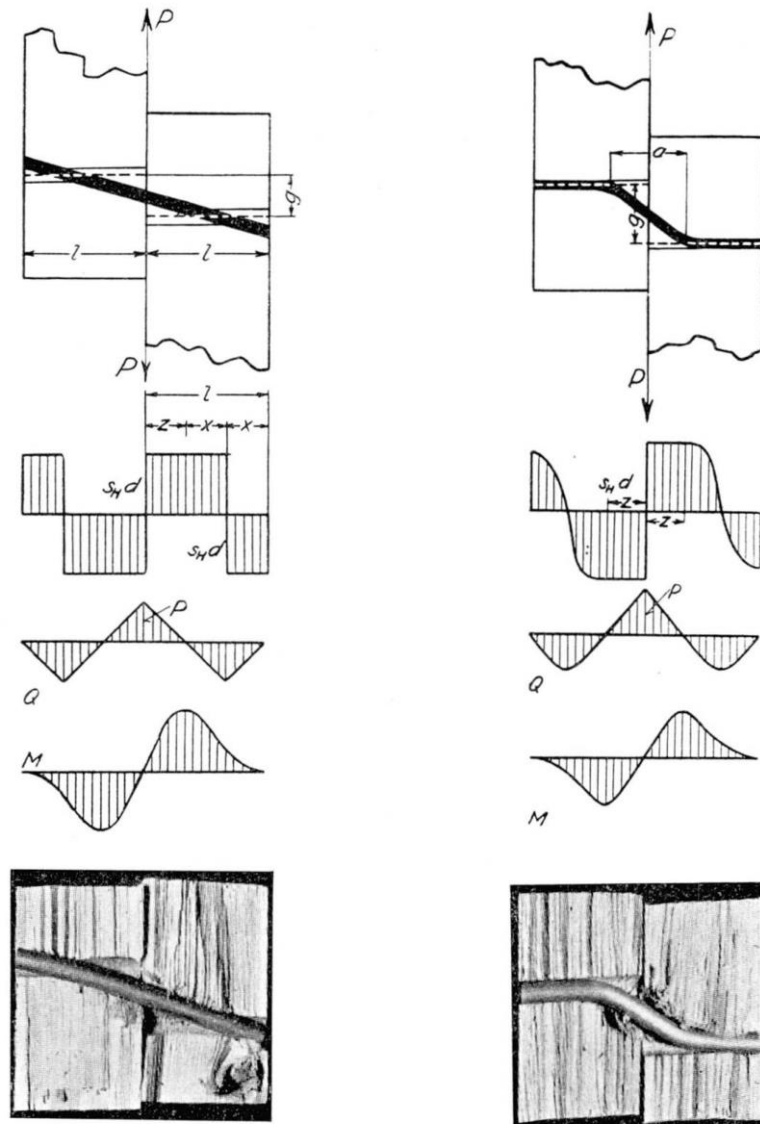
$$P = s_H \cdot d \cdot z \quad (2.1)$$

$$M_{\max} = \frac{1}{2} \cdot P \cdot z = \frac{1}{2} s_H \cdot d \cdot z^2 = \frac{1}{2} \frac{P^2}{s_H \cdot d} \quad (2.2)$$

Unter Berücksichtigung der geometrischen Zusammenhänge von  $x$ ,  $z$  und  $l$  aus einem weiteren Momentengleichgewicht kann schließlich auf die aufnehmbare Last

$$P = (\sqrt{2} - 1) \cdot s_H \cdot l \cdot d = 0,414 \cdot s_H \cdot l \cdot d \quad (2.3)$$

geschlossen werden.



**Abbildung 2-1:** *Betrachtungen am Stabdübel einschnittiger Holz-Holz-Verbindungen ohne (links) und mit Fließgelenkbildung (rechts) nach Johansen [13]*

Ist der Stabdübel weniger steif, treten darin plastische Verformungen wie in Abbildung 2-1 (rechts) auf. Die Spannungsverteilung außerhalb der Fließgelenke ist in diesem Fall nicht mehr bekannt, aber auch nicht erforderlich. Die statischen Gleichgewichtsbedingungen werden nur über den Bereich zwischen den beiden Fließgelenken formuliert. Das Fließmoment  $M_{el}$  eines Stabdübels ergibt sich aus dem elastischen Widerstandsmoment eines Kreisquerschnitts mal der Zugfestigkeit  $s_B$  des Stifts.

$$M_{el} = W_{el} \cdot s_B = \frac{\pi \cdot d^3}{32} \cdot s_B \quad (2.4)$$

Gleichungen (2.1) und (2.2) gelten auch hier.  $M_{max}$  wird mit dem Fließmoment  $M_{el}$  des Stabdübels gleichgesetzt. Daraus kann die erreichbare Traglast ermittelt werden:

$$P = 0,442 \cdot \sqrt{s_B \cdot s_H} \cdot d^2 \quad (2.5)$$



Dabei sind:

- $P$  .....auf die Verbindung einwirkende Kraft
- $l$  .....Dicke der Holzlasche
- $x, z$  .....geometrische Größen, siehe Abbildung 2-1
- $s_H$  .....Lochleibungsfestigkeit
- $s_B$  .....Zugfestigkeit des Stabdübels
- $d$  .....Stabdübeldurchmesser
- $M_{el}$  .....elastisches Fließmoment
- $W_{el}$  .....elastisches Widerstandsmoment

Bei den zuvor angeführten Formeln wird vorausgesetzt, dass die verbundenen Holzbauteile die gleichen Materialeigenschaften besitzen und daher eine einheitliche Lochleibungsfestigkeit aufweisen. Ist diese Tatsache nicht gegeben oder werden unterschiedliche Dimensionen für die beiden Laschen verwendet, so kann es auch zu Mischformen kommen. Das bedeutet, es würde nur in einem Bauteil ein Fließgelenk auftreten, während das andere auf Lochleibung versagt.

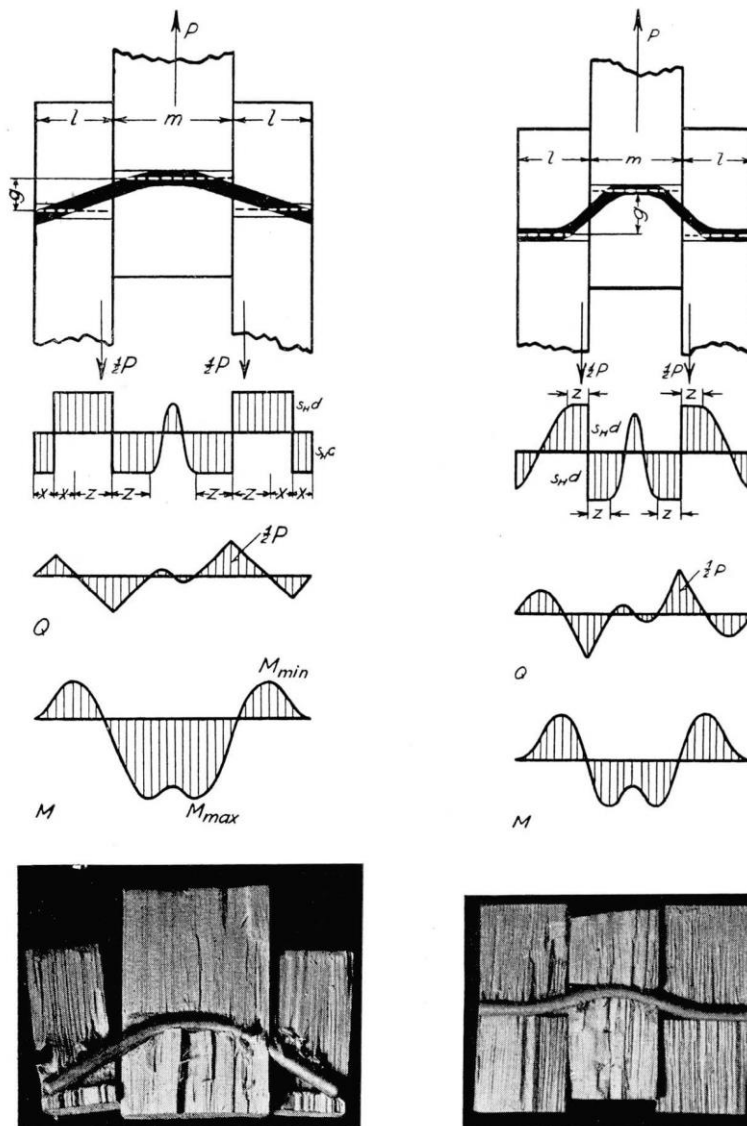


Abbildung 2-2: Betrachtungen am Stabdübel zweischnittiger Holz-Holz-Verbindungen mit Fließgelenkbildung im Mittelholz und im Seitenholz ohne (links) und mit Fließgelenkbildung (rechts) nach Johansen [13]

Ohne Herleitung werden die erreichbaren Traglasten für die in Abbildung 2-2 dargestellten Verbindungen bzw. Versagensmechanismen im Folgenden angeführt. Für den Mechanismus des Lochleibungsversagens in den seitlichen Holzlaschen (links) wird die Tragkraft

$$P = \frac{2}{3} \cdot s_H \cdot d \cdot l \cdot \left( \sqrt{4 + \frac{3\pi}{8} \cdot \frac{s_B}{s_H} \cdot \frac{d^2}{l^2}} - 1 \right) \quad (2.6)$$

erreicht, welche durch den vereinfachten Ausdruck

$$P = \left( \frac{1}{4} \cdot s_H \cdot l^2 + \frac{3}{5} \cdot s_B \cdot d^2 \right) \cdot \sqrt{\frac{s_B}{s_H}} \quad (2.7)$$

approximiert wird. Bei einem Auftreten von Fließgelenken in allen Bauteilen kann die aufnehmbare Kraft bestimmt werden zu

$$P = 0,885 \cdot \sqrt{s_B \cdot s_H} \cdot d^2 \quad (2.8)$$

Dies entspricht dem zweifachen Wert der Gleichung (2.5). Sinngemäß könnte die in Abbildung 2-1 (links) dargestellte Verbindung um die Außenkante einer der Laschen gespiegelt werden, wodurch das betrachtete Anschlussdetail entsteht. Eine Verdopplung der Traglast ist daher plausibel.

Auch bei den Betrachtungen bezüglich der mehrschnittigen Verbindung wird eine einheitliche Lochleibungsfestigkeit des mittleren und der äußeren Bauteile angesetzt. Da stets auf eine zentrische Lasteinleitung und somit einen symmetrischen Verbindungsaufbau geachtet werden sollte, ist von unterschiedlichen Laschendicken oder -eigenschaften abzusehen.

## 2-2.2 BEMESSUNGSANSÄTZE AKTUELLER NORMEN

Die in Johansen [13] formulierten Tragmodelle wurden für Stahl-Holz-Verbindungen adaptiert und sind unter dem Namen European Yield Model (EYM) weit bekannt. So basiert etwa auch die kanadische Norm CSA O86-19 [14] auf diesen Ansätzen. Die im europäischen Raum zwei wesentlichen Normen des Holzbaus, der Eurocode 5 [1] und die Schweizer Norm SIA 265 [2] verwenden ebenfalls diese Basis und werden nachfolgend vorgestellt.

### 2-2.2.1 Eurocode 5 bzw. OENORM EN 1995-1-1 [1]

Im Eurocode 5 wird die Traglast je Stabdübel und Scherfuge als Minimum aller möglichen Versagensmechanismen einer Verbindung ermittelt. Einordnungskriterien sind dabei

- die Art der Verbindung: Holz- Holz oder Stahl-Holz
- die Anzahl der Scherfugen  $s$ : eine oder zwei
- Angaben zum Blech im Falle einer Stahl-Holz-Verbindung
  - Lage: innen- oder außenliegend
  - Dicke: dünn oder dick

Bei mehrschnittigen Anschlüssen mit  $s > 2$  wird die Tragfähigkeit durch Kombination der beschriebenen Fälle ermittelt.

Im Rahmen dieser Studie sind die Gleichungen der folgenden Varianten einer Stahl-Holz-Verbindung relevant, die entsprechenden Versagensbilder sind in Abbildung 2-3 dargestellt.

Einschnittige Verbindung mit dickem Blech ( $t \geq d$ ):

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d & \text{(c)} \\ f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] & \text{(d)} \\ 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} & \text{(e)} \end{cases} \quad (2.9)$$

Zweischchnittige Verbindung mit dünnen, außenliegenden Blechen ( $t \leq 0,5d$ ):

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} 0,5 \cdot f_{h,2,k} \cdot t_2 \cdot d & \text{(j)} \\ 1,15 \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} & \text{(k)} \end{cases} \quad (2.10)$$

Zweischchnittige Verbindung mit dicken, außenliegenden Blechen ( $t \geq d$ ):

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} 0,5 \cdot f_{h,2,k} \cdot t_2 \cdot d & \text{(l)} \\ 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} & \text{(m)} \end{cases} \quad (2.11)$$

Dabei sind:

- $F_{v,Rk}$  .....charakteristischer Wert der Tragfähigkeit pro Scherfuge und Verbindungsmittel [N]
- $f_{h,k}$  .....charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit im Holzteil [N/mm<sup>2</sup>]
- $t_1$  .....der kleinere Wert der Seitenholzdicke oder der Eindringtiefe [mm]
- $t_2$  .....Dicke des Mittelholzes [mm]
- $d$  .....Durchmesser des Verbindungsmittels [mm]
- $M_{y,Rk}$  .....charakteristischer Wert des Fließmoments des Verbindungsmittels [Nmm]

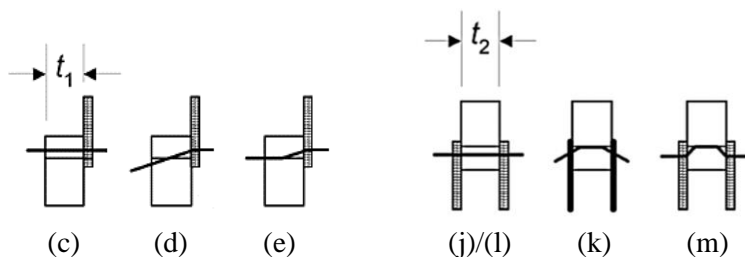


Abbildung 2-3: Versagensmodi nach OENORM EN 1995-1-1 [1]

Die Bestimmung des Tragwiderstands  $F_{v,Rk}$  erfolgt dabei auf charakteristischem Niveau, sprich auch die Werte für das Fließmoment und die Lochleibungsfestigkeit werden ohne Teilsicherheitsbeiwerte eingesetzt. Der Bemessungswiderstand  $F_{v,Rd}$  wird anhand Gleichung (2.12) berechnet.

$$F_{v,Rd} = F_{v,Rk} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \quad (2.12)$$

Dabei sind:

- $F_{v,Rd}$  .....Bemessungstraglast je Stabdübel und Scherfuge [N]
- $F_{v,Rk}$  .....charakteristische Traglast je Stabdübel und Scherfuge [N]
- $k_{mod}$  .....Modifikationsbeiwert
- $\gamma_M$  .....Teilsicherheitsbeiwert



Es ist ersichtlich, dass auch für Mechanismen mit Versagen im Stahl global der Teilsicherheitsbeiwert für das Material des Holzes und der Modifikationsbeiwert  $k_{mod}$  angewendet werden. Gegenüber der direkten Verwendung der Bemessungswerte für Lochleibungsfestigkeit und Fließmoment mit den entsprechenden Materialbeiwerten, wird dabei auch vernachlässigt, dass aus den Ausdrücken der Sicherheitsbeiwerte noch die Wurzel gezogen wird, vergleiche Versagensmechanismen (e), (k) und (m) der Gleichungen (2.9), (2.10) und (2.11). Der daraus resultierenden, zu großen Abminderung des Tragwiderstands wird mit einer Erhöhung des charakteristischen Werts um 15 % Rechnung getragen. Dies ist enthalten in den Faktoren 1,15 im Versagensmechanismus (k) bzw. 2,3 bei Versagen nach Mechanismus (e) und (m). Um bei der Ermittlung der zu erwartenden Prüflasten die korrekten Werte zu verwenden, werden deshalb die Gleichungen (2.15), (2.16) und (2.17) – entsprechend der eurocodenahen Bemessungsrichtlinie enBR [15] – empfohlen bzw. in weiterer Folge angewendet. Unter Verwendung der Bemessungswerte  $f_{h,0,d}$  und  $M_{y,d}$  nach Gleichungen (2.13) und (2.14) können diese Formeln auch zur direkten Berechnung der Bemessungstraglast  $F_{v,Rd}$  herangezogen werden. Dies ersetzt den Einsatz von Formel (2.12):

$$f_{h,0,d} = f_{h,0,k} \cdot \frac{k_{mod}}{\gamma_M} \quad (2.13)$$

$$M_{y,d} = \frac{M_{y,k}}{\gamma_{M1}} \quad (2.14)$$

Dabei sind:

- $f_{h,0,d}$  ..... Bemessungslochleibungsfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]
- $f_{h,0,k}$  ..... char. Lochleibungsfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]
- $M_{y,d}$  ..... Bemessungsfliemoment [Nmm]
- $M_{y,k}$  ..... char. Fließmoment [Nmm]
- $k_{mod}$  ..... Modifikationsbeiwert
- $\gamma_M$  ..... Teilsicherheitsbeiwert
- $\gamma_{M1}$  ..... Teilsicherheitsbeiwert für auf Biegung beanspruchte Stifte aus Stahl

Einschnittige Verbindung mit dickem Blech ( $t \geq d$ ):

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} f_h \cdot t_1 \cdot d & \text{(c)} \\ f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] & \text{(d)} \\ 2 \cdot \sqrt{M_y \cdot f_h \cdot d} & \text{(e)} \end{cases} \quad (2.15)$$

Zweischchnittige Verbindung mit dünnen, außenliegenden Blechen ( $t \leq 0,5d$ ):

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} 0,5 \cdot f_{h,2} \cdot t_2 \cdot d & \text{(j)} \\ \sqrt{2 \cdot M_y \cdot f_{h,2} \cdot d} & \text{(k)} \end{cases} \quad (2.16)$$

Zweischchnittige Verbindung mit dicken, außenliegenden Blechen ( $t \geq d$ ):

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} 0,5 \cdot f_{h,2} \cdot t_2 \cdot d & \text{(l)} \\ 2 \cdot \sqrt{M_y \cdot f_{h,2} \cdot d} & \text{(m)} \end{cases} \quad (2.17)$$

Die Bemessungstraglast einer gesamten Stabdübelverbindung wird abschließend nach Gleichung (2.18) berechnet. Das Einhalten der Mindestabstände und -abmessungen nach Kapitel 2-6 wird vorausgesetzt.

$$F_{\text{Rd,ges}} = F_{\text{v,Rd}} \cdot s \cdot m \cdot n_{\text{ef}} \quad (2.18)$$

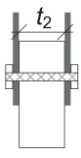
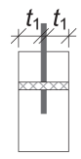
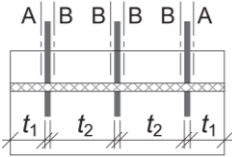
Dabei sind:

- $F_{\text{Rd,ges}}$  .....Bemessungstraglast der Stabdübelverbindung [N]
- $F_{\text{v,Rd}}$  .....Bemessungstraglast je Stabdübel und Scherfuge [N]
- $s$  .....Anzahl der Scherfugen
- $m$  .....Anzahl der Stabdübelreihen
- $n_{\text{ef}}$  .....effektive Anzahl der Stabdübel hintereinander in Faserrichtung, siehe Kapitel 2-6

### 2-2.2.2 SIA 265 [2]

In der Schweizer Bemessungsnorm ist die Ermittlung der Stabdübeltragkraft etwas anwenderfreundlicher, dafür aber auch schwerer nachvollziehbar und vereinfacht gestaltet. Ihre Gleichungen basieren ebenso auf dem EYM, werden aber nicht direkt in der Form der Versagensmechanismen angegeben. Stattdessen werden Mindestdicken für die Holzbauteile, in Abhängigkeit der Holz- und Stabdübeleigenschaften, vorgeschrieben, siehe Tabelle 2-3. Werden diese bei der Ausgestaltung der Verbindung eingehalten, kann vom duktilsten Versagensmechanismus (sprich ein bzw. zwei Fließgelenke je Scherfuge) ausgegangen und der entsprechende Beiwert  $k_{\beta}$  in Gleichung (2.23) angewendet werden. Bei einer Unterschreitung der Grenzdicken wird eine lineare Abminderung, entsprechend dem Verhältnis der tatsächlichen zur erforderlichen Holzteildicke, vorgeschrieben. Eine Unterscheidung bezüglich der Versagensmodi bleibt dadurch unberücksichtigt.

**Tabelle 2-3:** Auszug aus Tabelle 19 von SIA 265 [2]: Erforderliche Holzdicken und Hilfswerte  $k_{\beta}$  (pro Scherfuge)

Ausbildungsform		erforderliche Holzdicken	$k_{\beta}$
Stahl – Holz zweisschnittig		$t_{2,\text{erf}} = 1,78 \sqrt{\frac{f_{\text{u,k}}}{f_{\text{h,k}}}} \cdot d^{0,8}$	$k_{\beta} = \min \left[ \frac{t_2}{t_{2,\text{erf}}}; 1,0 \right] \sqrt{2}$ (2.19)
		$t_{1,\text{erf}} = 2,52 \sqrt{\frac{f_{\text{u,k}}}{f_{\text{h,k}}}} \cdot d^{0,8}$	$k_{\beta} = \min \left[ \frac{t_1}{t_{1,\text{erf}}}; 1,0 \right] 2$ (2.20)
Stahl – Holz mehrschnittig		Scherfuge A wenn $t_2 \geq 2t_1$ , gilt: $t_{1,\text{erf}} = 2,52 \sqrt{\frac{f_{\text{u,k}}}{f_{\text{h,k}}}} \cdot d^{0,8}$	$k_{\beta 1} = \min \left[ \frac{t_1}{t_{1,\text{erf}}}; 1,0 \right] 2$ (2.21)
		Scherfuge B wenn $t_1 \geq 0,35t_2$ , gilt: $t_{2,\text{erf}} = 2,52 \sqrt{\frac{f_{\text{u,k}}}{f_{\text{h,k}}}} \cdot d^{0,8}$	$k_{\beta 2} = \min \left[ \frac{t_2}{t_{2,\text{erf}}}; 1,0 \right] 2$ (2.22)

Der Bemessungswert der Tragfähigkeit der gesamten Stabdübelverbindung wird über nachfolgende Formel bestimmt:

$$R_{d,Verb} = k_{\alpha} \cdot k_{red} \cdot n_{tot} \cdot p \cdot k_{\beta} \cdot \sqrt{M_{u,k} \cdot f_{h,k} \cdot d} = k_{\alpha} \cdot k_{red} \cdot n_{tot} \cdot p \cdot k_{\beta} \cdot \sqrt{0,3 \cdot f_{u,k} \cdot f_{h,k} \cdot d} \quad (2.23)$$

Dabei sind:

- $k_{\alpha}$  .....  $k_{\alpha} = 0,73$
- $k_{red}$  ..... Reduktionsbeiwert bei mehreren Stabdübeln hintereinander in Faserrichtung, siehe Kapitel 2-6
- $n_{tot}$  ..... Gesamtanzahl der Stabdübel der Verbindung
- $p$  ..... Anzahl der Scherfugen
- $k_{\beta}$  ..... Hilfwert, abhängig von der Ausbildungsform, siehe Tabelle 2-3
- $M_{u,k}$  ..... charakteristischer Wert des Fließmoments des Stabdübels [N/mm<sup>2</sup>], nach (2.34)
- $f_{u,k}$  ..... charakteristischer Wert der Zugfestigkeit des Stabdübels [N/mm<sup>2</sup>]
- $f_{h,k}$  ..... Lochleibungsfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>], nach (2.26)
- $d$  ..... Durchmesser des Stabdübels [mm]

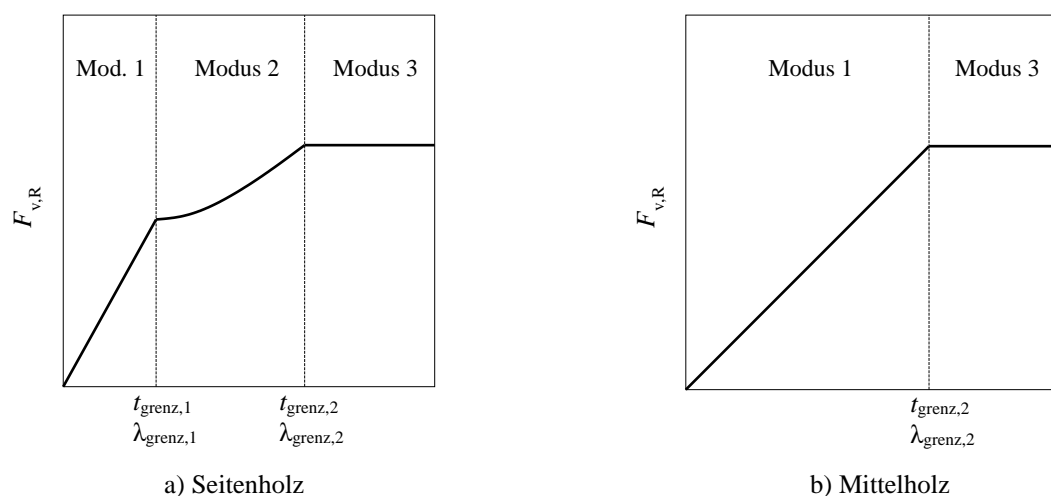
Der Beiwert  $k_{\alpha}$  dient zur vereinfachten Umrechnung vom charakteristischen Wert zur Bemessungstraglast.

Der Anhang A.1 der Norm bietet noch die Möglichkeit, den Beiwert  $k_{\beta}$  genauer zu bestimmen und damit die Übergangspunkte der verschiedenen Versagensarten abzubilden. Dies bedeutet konkret beim Seitenholz die Eckpunkte Lochleibungsversagen zu gemischtem Versagen und in weiterer Folge zum Stahlversagen und beim Mittelholz den Übergang von Lochleibungs- zu Stahlversagen (bleibt gleich), vgl. Abbildung 2-4. Dazwischen wird wiederum linear interpoliert.

Im Vergleich zum Eurocode kann weiters festgestellt werden, dass keine Unterscheidung zwischen dünnen und dicken außenliegenden Stahlblechen stattfindet. Mit  $k_{\beta}$  aus Gleichung (2.19) kann nur die Traglast des Versagensmechanismus (k) des EC 5 [1] mit dünnen, außenliegenden Blechen (exklusive dem Beiwert 1,15) erreicht werden. Demnach wird bei diesem Verbindungsaufbau eine volle Einspannung durch die Bleche nicht berücksichtigt.

## 2-2.3 VERSAGENSMECHANISMEN NACH GRENZSCHLANKHEITEN

Die vorgestellten Versagensmechanismen können auch getrennt nach ihrem Auftreten im Seiten- und Mittelholz einer Verbindung betrachtet werden. Während in ersterem sowohl Lochleibungsversagen (Modus 1), Versagen des Stahlstifts mit zwei Fließgelenken (Modus 3) als auch mit nur einem Fließgelenk (Modus 2) auftreten kann, beschränken sich die möglichen Versagensarten im Mittelholz auf Modus 1 und Modus 3, vgl. Abbildung 2-4.



**Abbildung 2-4:** Verlauf der Versagenskurve in Bezug auf die Holzdicke  $t$  bzw. die Holzschlankheit  $\lambda = t/d$  für Seitenholz (links) und Mittelholz (rechts)

Abbildung 2-4 zeigt die erreichbaren Traglasten bei zunehmender Bauteildicke bzw. Schlankheit. Im Bereich des Lochleibungsversagens steigt die Widerstandskurve linear an, siehe beispielsweise Zeile (c) in Gleichung (2.9) für das Seitenholz. Der Kurvenverlauf in Modus 2 folgt Gleichung (2.9) (d) und als oberer Grenzwert wird Modus 3 entsprechend Versagen (e) identifiziert. Für die Darstellung des Mittelholzes gilt Gleichung (2.11) respektive. Die seitliche Einspannung des Stabdübels wird dabei durch die Seitenhölzer gewährleistet.

## 2-2.4 MODIFIKATION DER BEMESSUNGSANSÄTZE

Bei den Versuchen von Hübner [16] zu Stabdübelverbindungen in Eschenholz konnten deutliche Differenzen zwischen den berechneten Traglasten und den aus den Prüfungen resultierenden Maximallasten festgestellt werden. Zur Vergleichbarkeit wurden die erwarteten Lasten abweichend von OENORM EN 1995-1-1 [1] auf Basis der Mittelwerte, anstatt der charakteristischen Werte, bestimmt. Diese wurden von den Prüflasten um 42 % ÷ 85 % übertroffen. Die Berücksichtigung von Reibungskräften zwischen Stabdübel und dem umgebenden Holz (vgl. Kapitel 2-5) führte zu besseren Abschätzungen, dennoch lag die Abweichung im Mittel noch bei rund 30 %.

Nachdem bei vergleichbaren Untersuchungen ähnliche Resultate festgestellt wurden und auch eine Berücksichtigung der Rohdichten der Prüfkörper keine zufriedenstellende Übereinstimmung zwischen Johansen-Kurven und Prüfwerten lieferte, führte Gehri [17] die erhöhten Traglasten schließlich auf die Lage der Fließgelenke zurück.

In den Versagensmodi 2 und 3 wird laut Norm vorausgesetzt, dass das erste Fließgelenk zwischen Holz und Stahlblech direkt in der Fuge ausgebildet wird. Im Ansatz aus Gehri [17] liegen diese Fließgelenke um den Abstand  $e$  versetzt auf Seite des Holzes, siehe Abbildung 2-5. Dadurch bleibt ein Stück des Stabdübels gerade, an welchem zusätzlich die Lochleibungsspannung wirken kann. In den Gleichungen (2.24) und (2.25) ist durch den Zusatzterm die entsprechende Traglasterrhöhung in Modus 2 und 3 implementiert, respektive für Seitenholz und Mittelholz.

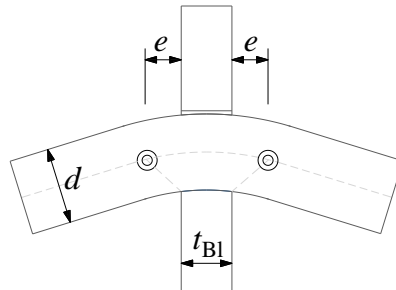


Abbildung 2-5: Annahme zur Lage der Fließgelenke

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} f_h \cdot t_1 \cdot d & \text{Modus 1} \\ f_h \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[ \sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_y}{f_h \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] + e \cdot f_h \cdot d & \text{Modus 2} \\ 2 \cdot \sqrt{M_y \cdot f_h \cdot d} + e \cdot f_h \cdot d & \text{Modus 3} \end{cases} \quad (2.24)$$

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} 0,5 \cdot f_{h,2} \cdot t_2 \cdot d & \text{Modus 1} \\ 2 \cdot \sqrt{M_y \cdot f_{h,2} \cdot d} + e \cdot f_{h,2} \cdot d & \text{Modus 3} \end{cases} \quad (2.25)$$

Dabei sind:

- $F_{v,R}$  ..... Tragfähigkeit pro Scherfuge und Verbindungsmittel [N]
- $f_h$  ..... Lochleibungsfestigkeit im Holzteil [N/mm<sup>2</sup>]
- $t_1$  ..... der kleinere Wert der Seitenholzdicke oder der Eindringtiefe [mm]
- $t_2$  ..... Dicke des Mittelholzes [mm]
- $d$  ..... Durchmesser des Verbindungsmittels [mm]
- $M_{y,R}$  ..... Fließmoment des Verbindungsmittels [Nmm]
- $e$  ..... Abstand des Fließgelenks vom Blech,  $\sim d/2$  [mm]

## 2-2.5 WEITERE VERSAGENSMECHANISMEN

Neben den vorgestellten duktilen Versagensarten wie Modus 2 und 3 können theoretisch noch weitere in den Stahlteilen der Verbindung auftreten, so zum Beispiel:

- Lochleibungsversagen des Stahlblechs
- Netto-Querschnittsversagen des Stahlblechs
- Abscheren des Stabdübels

In Yurrita et al. [18] wurden erstmals auch die spröden Versagensmechanismen einer mehrschnittigen Stahl-Holz-Stabdübelverbindung untersucht, welche in Abbildung 2-6 dargestellt sind. Dazu zählen:

- Lochleibungsversagen
- Aufspalten
- Reihenscheren
- Blockscheren
- Netto-Querschnittsversagen

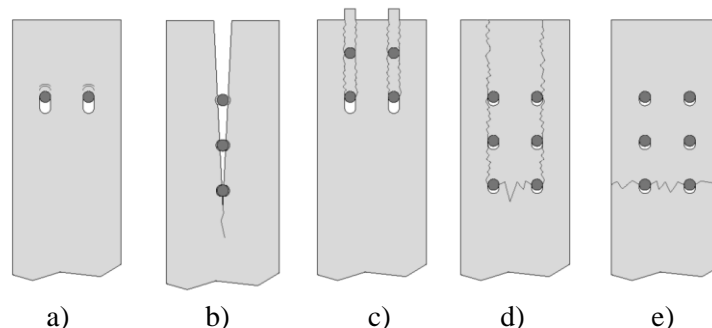


Abbildung 2-6: *Spröde Versagensmechanismen: a) Lochleibungsversagen, b) Aufspalten, c) Reihenscheren, d) Blockscheren und e) Netto-Querschnittsversagen; aus Cabrero u. Yurrita [19]*

Aufgrund des gewünschten duktilen Versagens einer Konstruktion sollte ein Versagen auf Lochleibung vermieden und die weiteren spröden Versagensarten bei der Bemessung berücksichtigt und daraufhin gehend ausgeschlossen werden.

## 2-3 LOCHLEIBUNGSFESTIGKEIT

Der wesentlichste Parameter auf Seite des Holzes zur Ermittlung der Traglast einer auf Abscheren beanspruchten Verbindung ist die Lochleibungsfestigkeit  $f_h$ . Bei den gegenwärtig angewandten Bemessungsmodellen wird sie in Abhängigkeit des Stabdübeldurchmessers  $d$  und der Rohdichte  $\rho_k$  des Holzes bestimmt. Bei größeren Durchmessern sinkt die Lochleibungsfestigkeit, bei zunehmender Rohdichte steigt sie.

## 2-3.1 NORMEN

Der Wert der charakteristischen Lochleibungsfestigkeit bei faserparalleler Beanspruchung kann nach Gleichung (2.26) ermittelt werden, welche sowohl in OENORM EN 1955-1-1 [1] als auch SIA 265 [2] verankert ist.

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (2.26)$$

Diese Formel basiert auf den Untersuchungen getätigt von Whale u. Smith [20] und erweitert von Ehlbeck u. Werner [21]. Sie gilt gleichermaßen für Nadel- und Laubholz. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass deutlich weniger Daten bezüglich der Lochleibungsfestigkeit von Hartlaubhölzern zur Verfügung standen. Konkret waren dies die europäischen Holzarten Buche und Eiche, sowie die tropischen Laubhölzer Teak, Merbau, Afzelia und Azobé. Zudem wurde lt. Hübner [16] in Whale u. Smith [20] eine Verformungsgrenze von 2,1 mm herangezogen, weshalb die Werte für den Eurocode bis zu einer maximalen Verformung von 5 mm extrapoliert werden mussten. Die von Ehlbeck u. Werner [21] getätigten Versuche beinhalten ferner keine Stabdübeldurchmesser  $< 8$  mm.

$$f_{h,0,k,LH} = 0,090 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (2.27)$$

Bei einer gesonderten Betrachtung der Laubhölzer leiteten Ehlbeck u. Werner [21] auf Basis der charakteristischen Rohdichte Gleichung (2.27) ab, deren Vorfaktor rund 10 % höher ist als der in Gleichung (2.26).

## 2-3.2 HÜBNER ET AL. [22] UND HÜBNER [16]

Ausgehend von der Unterrepräsentation der europäischen Laubholzarten führten Hübner et al. [22] (2008) und Hübner [16] (2014) umfassende Untersuchungen in Esche, Robinie und Buche durch. Sie verglichen jeweils zwei Modellansätze für unterschiedliche Laubholzgruppen. Für Parameterstudien mittels Regressionsanalyse legten sie einerseits eine lineare Gleichung ähnlich OENORM EN 1955-1-1 [1] und andererseits eine Potenzfunktion zugrunde. Diese Analysen wurden separat für Esche und anschließend für die selbst ermittelten Daten aus Esche, Buche und Robinie durchgeführt. Unter Hinzunahme der Datensätze aus Ehlbeck u. Werner [21] und später auch Vreeswijk [23] stellten sie schließlich gesamtheitliche Gleichungen für Laubhölzer auf. Die Gleichungen (2.28) und (2.29) wurden in Hübner et al. [22] veröffentlicht.

$$f_{h,0,k,PF.2008} = 0,015 \cdot d^{-0,20} \cdot \rho_k^{1,30} \quad (2.28)$$

$$f_{h,0,mean,PF.2008} = 0,0177 \cdot d^{-0,179} \cdot \rho_{12}^{1,29} \quad (2.29)$$

Die Gleichungen (2.30) und (2.32) zeigen die vorgeschlagenen, charakteristischen Bemessungsansätze für die Varianten der linearen (LF) und der Potenzfunktion (PF). Gleichungen (2.31) und (2.33) resultieren aus den Regressionsanalysen der Mittelwerte ebendieser Funktionsansätze. Die Veränderung des Vorfaktors der charakteristischen Gleichung gegenüber der Mittelwertbetrachtung beruht auf dem größeren Variationskoeffizienten der Lochleibungsfestigkeit gegenüber der Rohdichte. Die nachfolgenden Formeln wurden abweichend zur Darstellung in Hübner [16] auf die Lochleibungsfestigkeit parallel zur Faser reduziert.

$$f_{h,0,k,LF} = 0,078 \cdot (1 - 0,0086 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (2.30)$$

$$f_{h,0,mean,LF} = 0,0805 \cdot (1 - 0,0086 \cdot d) \cdot \rho_{12} \quad (2.31)$$

$$f_{h,0,k,PF} = 2,60 \cdot 10^{-3} \cdot d^{-0,20} \cdot \rho_k^{1,57} \quad (2.32)$$

$$f_{h,0,mean,PF} = 3,05 \cdot 10^{-3} \cdot d^{-0,20} \cdot \rho_{12}^{1,57} \quad (2.33)$$

Dabei sind:

- $f_{h,0,k,[...]}$  ..... charakteristischer Wert der Lochleibungsfestigkeit
- $f_{h,0,mean,[...]}$  .. Mittelwert der Lochleibungsfestigkeit
- $\rho_k$  ..... charakteristischer Wert der Rohdichte
- $\rho_{12}$  ..... Mittelwert der Rohdichte bei der Referenzholzfeuchte  $u_{ref} = 12\%$
- $d$  ..... Nenndurchmesser des Stabdübels

Durch eine Variation der Holzfeuchte bei den Eschenproben konnte auch der Zusammenhang zwischen dieser und der Lochleibungsfestigkeit festgestellt werden. „Die Lochleibungsfestigkeit bei 12 % Holzfeuchte fällt mit jedem Prozent Holzfeuchtezunahme um 4,02 % parallel bzw. 2,98 % quer zur Faserrichtung.“ [16]

Zudem wurde eine höhere Spaltneigung der Eschenprüfkörper bei geringer Holzfeuchte festgestellt. Bei einer Holzfeuchte von 10,7 % wurde bereits ein Verformungsweg von 5 mm im Mittel nicht mehr erreicht. Währenddessen zeigten die Versuche bei 16,5 % Holzfeuchte und darüber ein besonders duktileres Verhalten.

### 2-3.3 HOHENWARTER [24]

In Hohenwarter [24] wurden Lochleibungsversuche unter anderem nach ON EN 383 [25] an drei Holzarten (Birke, Esche und Fichte) durchgeführt. Es sollte dabei ein Vergleich der Lochleibungsfestigkeiten bei Druck- und Zugbeanspruchung geführt werden. Tabelle 2-4 zeigt eine Zusammenfassung der ermittelten Festigkeiten für die Holzart Birke mit einer mittleren Rohdichte von 602 kg/m<sup>3</sup>. Eine Anpassung der Lochleibungsfestigkeit entsprechend der gemessenen Holzfeuchte wurde, wie unter 3-4.3.2 beschrieben, berücksichtigt.

**Tabelle 2-4: Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Lochleibungsfestigkeit bei 12% Holzfeuchte aus Hohenwarter [24]**

Holzart	Kleinstwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert [N/mm <sup>2</sup> ]	Größtwert [N/mm <sup>2</sup> ]	CoV [%]	t-Test p-Wert [-]	Wilcoxon-Test p-Wert [-]	$f_{h,05}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,95}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Birke	26,52	34,44	51,36	12,53	0,014	0,024	29,36	40,28
Druck	29,99	35,90	51,36	13,12			30,82	42,70
Zug	26,52	32,98	38,73	10,23			28,32	37,83

Die Ergebnisse der Versuche zeigten, dass nur im Falle der Birke ein signifikanter Unterschied im Median der Druck- und der Zugversuche identifiziert werden konnte. Die Lochleibungsfestigkeit bei Zugbeanspruchung lieferte dabei geringfügig kleinere Werte. Aufgrund dieser Feststellung und dem in der Praxis relevanteren Belastungsfall der Zugbeanspruchung (da Druck häufig über Kontakt der Hirnholzfläche übertragen werden kann), werden im Rahmen dieser Arbeit ebenfalls sämtliche Versuche über Zugkrafteinleitung bewerkstelligt.

Beim Vergleich der Rohdichten der Druck- und Zugprüfkörper, welche aus dem gleichen Brett geschnitten wurden, traten bei Birke vergleichsweise große Streuungen auf. „Bei manchen Probekörpern kann ein Rohdichteunterschied von bis zu 100 kg/m<sup>3</sup> festgestellt werden, obwohl die verglichenen Druck- und Zugproben aus einem 1 m langen Streifen eines Brettes stammen.“ [24]

Bei einer mittleren Holzfeuchte von 11,3 % trat nur bei zwei Prüfkörpern, sprich 4 %, ein frühzeitiges Aufspalten vor der Verformungsgrenze von 5 mm auf. Mit einer mittleren Verformung von 7,2 mm zeigte Birke ein außerordentlich duktileres Verhalten. Ein Zusammenhang zwischen Rohdichte und maximalem Verschiebungsweg konnte nicht ermittelt werden.



## 2-3.4 RESÜMEE

In Tabelle 2-5 wird ein Vergleich der Lochleibungsfestigkeiten der vorgestellten Ansätze und Prüfergebnisse geführt. Beispielsweise wird dabei eine mittlere Rohdichte von  $\rho_{12} = 610 \text{ kg/m}^3$  und der charakteristische Wert mit  $\rho_k = 545 \text{ kg/m}^3$ , entsprechend den nachfolgenden Prüfergebnissen angenommen.

**Tabelle 2-5:** Vergleich der Lochleibungsfestigkeiten – Modelle und Prüfergebnisse – aus der vorgestellten Literatur

	EC 5 [1] SIA 265 [2] $f_{h,0}$	Ehlab. u. W. [21] f. LH $f_{h,0,LH}$	Hübner et al. [22] $f_{h,0,PF,2008}$	Hübner [16] (LF) $f_{h,0,LF}$	Hübner [16] (PF) $f_{h,0,PF}$	Hohen- warter [24] $f_{h,0,Zug}$
$f_{h,0,mean} \text{ [N/mm}^2\text{]}$	44,02 <sup>1)</sup>	48,31 <sup>2)</sup>	47,39	50,33	43,80	32,98
$f_{h,0,k} \text{ [N/mm}^2\text{]}$	39,33	43,16	32,93	38,12	31,28	28,32

Anmerkungen:

<sup>1)</sup> ...unter Ansatz Gleichung (2.26) und der mittleren Rohdichte

<sup>2)</sup> ...unter Ansatz Gleichung (2.27) und der mittleren Rohdichte

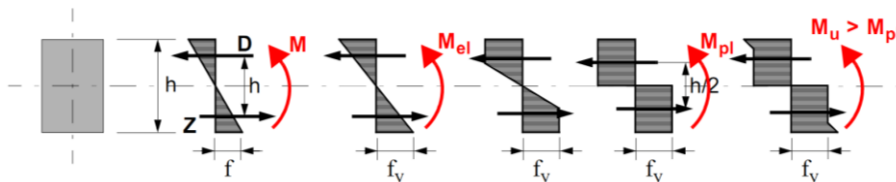
Es sind merkliche Unterschiede in den Modellen zu erkennen, in Bezug auf die Ergebnisse aus Hohenwarter [24] ist jedoch eine deutliche Überschätzung durch sämtliche betrachtete Ansätze zu vernehmen. Selbiges konnte dort auch für Fichte festgestellt werden. Die charakteristischen Werte der Norm übertrafen die Prüfwerte mit rund 25 %.

## 2-4 MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN DES VERBINDUNGS-MITTELS

Im derzeitigen Nachweisformat für ein Versagen in den duktilen Modi 2 und 3 ist das charakteristische Fließmoment  $M_{y,k}$  der wesentliche Materialparameter. Es wird gleichermaßen in EC 5 [1] und SIA 265 [2] die nachfolgende Gleichung zur Ermittlung herangezogen. Es ist ersichtlich, dass die charakteristische Zugfestigkeit  $f_{u,k}$  des Stahls als Materialeigenschaft herangezogen wird.

$$M_{y,k} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (2.34)$$

Eine Erläuterung zu den zugrunde gelegten Annahmen liefert Schickhofer et al. [26]. Ausgehend von einem vollplastizierten Querschnitt wird aufgrund sehr großer Dehnungen der Randfasern auf eine Verfestigung des Materials in diesen Zonen geschlossen. Eine Steigerung des inneren Moments von  $M_{pl}$  auf  $M_u$  kann vernommen werden, vgl. Abbildung 2-7.



**Abbildung 2-7:** Qualitative Spannungsverläufe bei zunehmenden Biegewinkeln nach Petersen [27] bzw. ergänzt durch Schickhofer et al. [26]

Johansen [13] ging ursprünglich vom elastischen Widerstandsmoment des Stabdübels bei der Fließgelenkbildung aus, vgl. Gleichung (2.35). Neuere Erkenntnisse zeigten allerdings, dass aufgrund des großen Biegewinkels viel mehr das plastische Widerstandsmoment nach Gleichung (2.36) herangezogen werden muss.

$$W_{el} = \frac{\pi \cdot d^3}{32} \quad (2.35)$$



$$W_{pl} = \frac{d^3}{6} \quad (2.36)$$

Jorissen [28] zeigt auf, dass die Fließgrenze bei Zugbeanspruchung  $f_{y,t}$  in etwa dem 0,6-fachen der Zugfestigkeit  $f_u$  des Stahls entspricht. Aufgrund des zuvor beschriebenen Effekts der Verfestigung, kann die Streckgrenze bei Biegung  $f_{y,b}$  mit dem Faktor 0,8 auf die Zugfestigkeit bezogen werden. Unter Annahme dieser Bedingung und des plastischen Widerstandsmoments für einen Kreisquerschnitt kann auf Gleichung (2.37) für das Fließmoment geschlossen werden, welche in der Vorgängerversion des Eurocode 5 [1], der ENV 1995-1-1:1993 [29], verankert war und dem aktuellen Bemessungswert nach Gleichung (2.34) ähnelt.

$$M_{y,k} = \frac{0,8 \cdot f_u \cdot d^3}{6} \quad (2.37)$$

Aufgrund häufig großer Diskrepanzen zwischen den Angaben zur Zugfestigkeit einer Stahlgüte lt. OENORM EN 1993-1-1 [30] und dem tatsächlich erhaltenen Material, ist eine realitätsnahe Bestimmung des Fließmoments  $M_{y,k}$  nach Gleichung (2.34) unwahrscheinlich. Stabdübel weisen meist beträchtlich höhere Zugfestigkeiten als ihre zugewiesenen Nennwerte auf, was im Falle der Bemessung jedoch nicht immer einen positiven Effekt mit sich bringt. Dadurch können nämlich die eintretenden Versagensmechanismen möglicherweise falsch eingeschätzt werden, was z.B. zum Ausbleiben der Fließgelenkbildung und somit zu verringerter Duktilität der Verbindungen führt.

## 2-5 REIBUNG UND SEILWIRKUNG

Der Einfluss der Reibung zwischen Verbindungsmittel und umgebenden Holz auf die Lochleibungsfestigkeit wurde bereits vielfach in der Literatur behandelt. Als wesentlichster Einflussfaktor gilt dabei die Ausführung der Oberfläche des Stabdübels:

*„Die Art der Stauchung unter einem Verbindungsmittel und die seitliche Verdrängung des Holzes bei einer Beanspruchung in Faserrichtung ist je nach Oberflächenbeschaffenheit des Verbindungsmittels unterschiedlich. Die Eindrückung in Faserrichtung erfolgt in der Regel nicht über die gesamte projizierende Breite eines kreisförmigen Verbindungsmittels, sondern ist von der Oberflächenbeschaffenheit und somit vom Reibungskoeffizienten zwischen Verbindungsmittel und Bohrlochwandung abhängig.“* schreibt Spörk [31] zufolge Werner [32].

In Schmid [33] wird mittels FE-Modellen aufgezeigt, dass durch einen größeren Reibungskoeffizienten (maßgeblich beeinflusst durch die Oberflächenbeschaffenheit des Stabdübels) die Last über eine größere Fläche und somit gleichmäßiger in die Lochleibung eingeleitet wird. Im Vergleich zu glatten Stabdübeloberflächen können bei rauen die auftretenden Querkzugspannungsspitzen im Holz damit deutlich reduziert werden, siehe Abbildung 2-8.

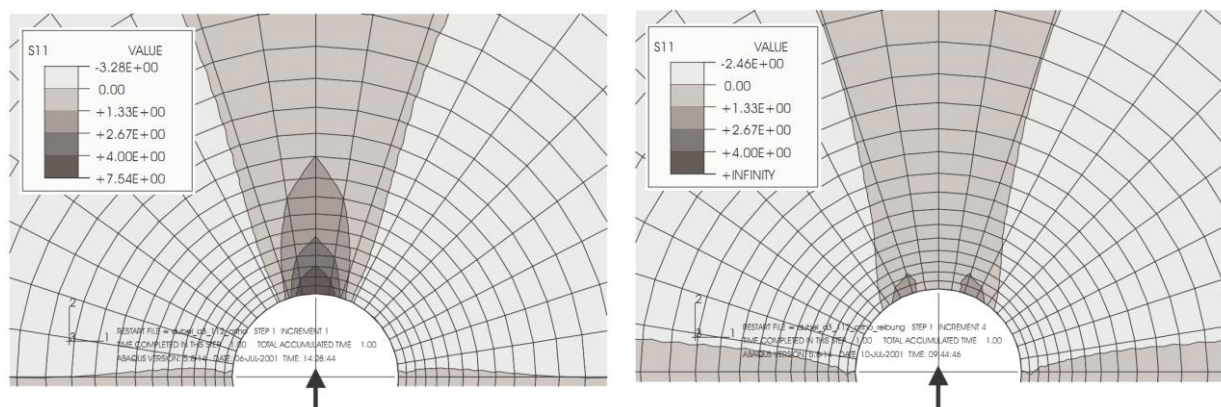
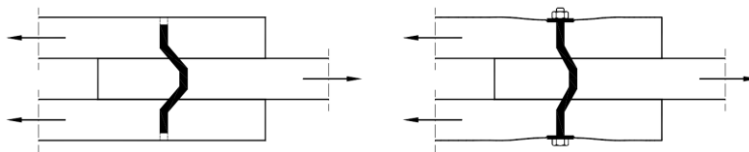


Abbildung 2-8: **Querkzugspannungen im Nahbereich eines Stabdübels mit glatter (links) und rauer Oberfläche (rechts), aus Schmid [33]**

Des Weiteren wird in Holic [34] beschrieben, dass bei geringen Reibungseffekten eine Verdrängung des Holzes eintritt, während dieses bei großer Reibung eingedrückt wird. Direkt davon abhängig ist auch die Rissbildung, welche bei glatten Stabdübeln zu einem einzelnen Riss, meist in der Mittelachse, und somit zum Aufspalten des Holzes führt. Im Vergleich zu rauen Oberflächen treten bei herkömmlichen Stabdübeln geringere Traglasten, dafür aber größere Bruchverformungen auf, siehe Sjödin et al. [35].

Aufgrund des großen Verformungswegs bei faserparalleler Beanspruchung und Versagensmodus 2 oder 3 tritt bei Stabdübeln ein Einziehen in die Verbindung auf, vergleiche Abbildung 2-9. Bei einer Bolzenverbindung können durch das Eindringen der Unterlagscheiben in das Seitenholz Zugkräfte aktiviert werden, welche in weiterer Folge zu einer Traglasterrhöhung führen. Bei einer Stabdübelverbindung können solche Zugkräfte jedoch nur über Reibung entstehen.

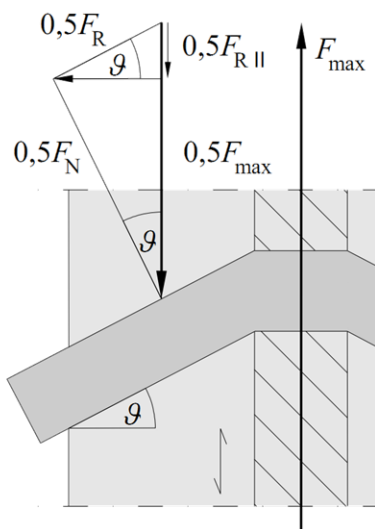


**Abbildung 2-9:** Vergleich des Einziehens eines Stabdübeln (links) und des Einhängeneffekts bei einer Bolzenverbindung (rechts), aus Colling [36]

In Hübner [16] wird das in Abbildung 2-10 dargestellte Modell zur Berücksichtigung der Reibungskräfte zwischen Stabdübel und Holz gezeigt. Wie bereits erwähnt, sollten damit die großen Differenzen zwischen Maximallast und berechneter Erwartungslast seiner Untersuchungen erklärt werden. Betrachtet wurden zweischnittige Stahl-Holz-Verbindungen, mit eingeschliztem Blech.

Mithilfe des gemessenen Verformungsweges und der Holzdicke konnte zuerst auf den rechnerischen Biegewinkel geschlossen werden (Gleichung (2.38)). Nach Gleichung (2.15), auf Basis der Mittelwerte, wurde die zu erwartende Traglast  $F_{cal}$  bestimmt. Zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit und des Fließmoments wurden dabei eigene, auf Prüfdaten basierende Ansätze verwendet.

$$\vartheta_{cal} = \arctan \left( \frac{w_{mean}}{t_1} \right) \quad (2.38)$$



**Abbildung 2-10:** Reibungskraft bei Stabdübelverbindungen

Dabei sind:

- $F_N$  ..... Normalkraft senkrecht zur Stabdübelachse [N]
- $\mu$  ..... Reibungskoeffizient
- $F_{R||}$  ..... Reibungskraft parallel zur Faserrichtung [N]
- $\vartheta_{cal}$  ..... berechneter Biegewinkel der Stabdübel [°]
- $F_{max}$  ..... mittlere Maximallast [N]
- $F_{cal}$  ..... rechnerisch ermittelte Traglast [N]
- $F_{cal}^*$  ..... erhöhte rechnerisch ermittelte Traglast [N]
- $w_{mean}$  .... mittlere gemessene Verformung [mm]
- $t_1$  ..... Seitenholzdicke [mm]

Gleichungen (2.39) bis (2.42) zeigen die Berechnung der erhöhten Traglast  $F_{cal}^*$  zufolge Seilwirkung aufgrund Reibung. Die dabei verwendeten Kraftkomponenten, ihre Wirkungsrichtung und ihr Zusammenspiel sind in Abbildung 2-10 dargelegt.

$$F_N = \cos(\vartheta_{cal}) \cdot F_{max} \quad (2.39)$$

$$\mu = \tan(\vartheta_{cal}) \quad (2.40)$$

$$F_{R||} = \sin(\vartheta_{cal}) \cdot \mu \cdot F_N \quad (2.41)$$

$$F_{cal}^* = F_{cal} + F_{R||} \quad (2.42)$$

Durch Heranziehen der Gleichung (2.40) und den Daten zu den Biegewinkeln bei  $F_{max}$  aus [16] kann auf die mittlere Reibbeiwerte der drei Prüfserien geschlossen werden. Bei je fünf Reihen mit einem Stabdübel ergibt sich  $\mu_{mean,05}$  zu 0,52, bei zwei Stabdübeln je Reihe ( $n = 2$ ) zu  $\mu_{mean,10} = 0,27$  und bei  $n = 3$  zu  $\mu_{mean,15} = 0,21$ .

Holic [34] ermittelte anhand Ausziehversuchen den Reibungskoeffizienten  $\mu$ . Anhand einer zweischnittigen Holz-Holz-Verbindung mit einem Stabdübel konnte dabei die Vorkraft im Sinne einer Scherbeanspruchung des Stabdübels variiert werden. Berücksichtigt wurden ausschließlich Versuche, bei denen eine Verformung des Stabdübels ausgeschlossen werden konnte. Als Referenz wurde auch eine Serie ohne Beanspruchung der verbundenen Holzbauteile beim Herausziehen durchgeführt. Die Variation des Dübeldurchmessers ( $d = 8$  mm und 10 mm) und der Vorkraft (1 kN, 2 kN und 4 kN) führte zu sehr konstanten Ergebnissen. Der mittlere Reibungskoeffizient lag dabei zwischen  $0,24 \div 0,26$ . Bei den Versuchen mit Edelstahlstabdübeln wurde  $\mu_{mean}$  zu 0,27 ermittelt. Die Stabdübel mit rauer Oberfläche hingegen erreichten mittlere Reibbeiwerte von 0,46 und 0,52 für Durchmesser 8 mm und 12 mm respektive.

Entgegen den vorgestellten Erkenntnissen ist in den gültigen Normenwerken bis dato keine Traglast-erhöhung für Stabdübel aufgrund Reibung bzw. des Seileffekts vorgesehen bzw. zulässig.

## 2-6 MINDESTABSTÄNDE UND GRUPPENWIRKUNG

In Tabelle 2-6 werden die normativen Regelungen in EC 5 [1] und SIA 265 [2] zu den Mindestabständen von Stabdübeln gegenübergestellt. Erweitert wurde die Tabelle mit empfohlenen Werten für Buche aus dem Forschungsbericht Franke et al. [37]. Dabei wurden nur die Mindestabstände  $a_1$ ,  $a_2$  und  $a_{3,t}$  prüftechnisch untersucht, während die übrigen Abstände aus SIA 265 [2] übernommen wurden. Aus den in [37] dargestellten Ergebnissen zeichnet sich  $a_{3,t} = 7d$  bereits als geeignetes Mindestmaß ab. Eine Begründung für die anderwärtige Empfehlung von  $a_{3,t} = 9d$  wird nicht angeführt. Zudem ist beim Abstand  $a_1$  zu berücksichtigen, dass  $9d$  die größte untersuchte Ausprägung ist und somit eine mögliche Steigerung zu  $11d$  nicht validiert wurde.

Eine bildliche Darstellung der Bezeichnungen für die Mindestrand- und Mindestverbindungsmittelabstände lt. EC 5 [1] erfolgt in Abbildung 2-11.

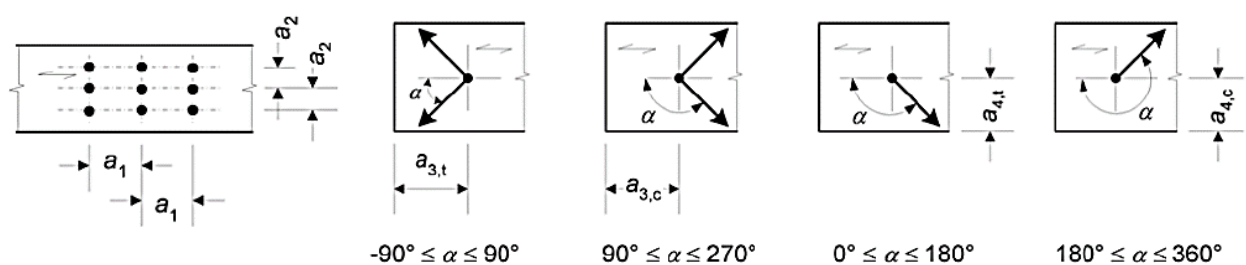


Abbildung 2-11: Definition der Mindestrand- und Mindestverbindungsmittelabstände nach EC 5 [1]

**Tabelle 2-6: Vergleich der Mindestabstände für Stabdübelverbindungen aktueller Normungen gegenüber experimentell ermittelten Empfehlungen für Buche aus Franke et al. [37]**

Abstand		EC 5 [1]	SIA 265 [2]	Buche <sup>4)</sup> [37]
$a_1$	SD zueinander in Faserrichtung $0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$(3 + 2 \cos \alpha )d$	$7d$	$9d$ <sup>1)</sup>
$a_2$	SD zueinander normal zur Faserrichtung $0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$3d$	$3d$	$3d$ <sup>1)</sup>
$a_{3,t}$	Abstand zum beanspruchten Hirnholzende $-90^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$\max \left\{ \begin{array}{l} 7d \\ 80 \text{ mm} \end{array} \right\}$	$\max \left\{ \begin{array}{l} 7d \\ 80 \text{ mm} \end{array} \right\}$	$9d$ <sup>1), 2)</sup>
$a_{3,c}$	Abstand zum unbeanspruchten Hirnholzende $90^\circ \leq \alpha \leq 150^\circ$ $150^\circ \leq \alpha \leq 210^\circ$ $210^\circ \leq \alpha \leq 270^\circ$	$a_{3,t} \cdot  \sin \alpha $ $\max \{3, 5d; 40 \text{ mm}\}$ $a_{3,t} \cdot  \sin \alpha $	$5d$	$5d$ <sup>3)</sup>
$a_{4,t}$	Abstand zum beanspruchten Rand $0^\circ \leq \alpha \leq 180^\circ$	$\max \left\{ \begin{array}{l} (2 + 2 \sin \alpha)d \\ 3d \end{array} \right\}$	$4d$	$4d$ <sup>3)</sup>
$a_{4,c}$	Abstand zum unbeanspruchten Rand $180^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$3d$	$3d$	$3d$ <sup>3)</sup>

Anmerkungen:

- 1) ... $7d$ , wenn  $a_2 \geq 4d$  oder Ausführung mit Verstärkungen gegen Aufspalten
- 2) ... $5d$ , wenn Ausführung mit Verstärkungen gegen Aufspalten
- 3) ...wurde nicht experimentell untersucht
- 4) ...anhand zweischnittiger Versuche mit innenliegendem Blech

Bei der Anordnung mehrerer Stabdübel in einer Reihe parallel zur Faserrichtung ist, selbst unter Einhaltung der Mindestabstände, laut den aktuellen Normenwerken eine Reduktion der effektiven Stabdübelanzahl erforderlich. Die entsprechenden Gleichungen können Tabelle 2-7 entnommen werden. Aufgrund des geforderten Mindestabstands  $a_1$  kann nicht davon ausgegangen werden, dass jeder der in einer Reihe wirkenden Stabdübel die volle Tragkraft eines einzelnen Stabdübels ausbilden kann. Eine geringere, gegenseitige Beeinflussung kann durch einen größeren Abstand der Stabdübel zueinander erzielt werden. Als Grenzwert, ab welcher Distanz eine solche Interaktion ausgeschlossen werden kann, sieht die OENORM EN 1995-1-1 [1]  $13d$  und die SIA 265 [2]  $10d$  vor. Ein Stabdübelabstand von  $a_1 = 10d$  wird auch in Johansen [13] als ausreichend identifiziert, sodass ein Aufspalten des Holzes vermieden werden kann.

Eine weitere Abminderung wird durch die Potenz 0,9 realisiert, welche auch bei ausreichend groß gewähltem Abstand schlagend wird. Dies berücksichtigt, dass z.B. aufgrund von Fertigungsungenauigkeiten nicht alle Stabdübel gleichzeitig gleichmäßig belastet werden.

Aufgrund der getätigten Untersuchungen schlägt Franke et al. [37] für Anwendungen in Buche vor, auf eine Abminderung der Stabdübelanzahl zu verzichten, sofern die von ihm ermittelten Mindestrand-, Mindestverbindungsmittelabstände und Mindestholzdicken eingehalten werden.

**Tabelle 2-7:** *Vergleich der Werte für die effektive Stabdübelanzahl aktueller Normen gegenüber der experimentell ermittelten Empfehlung für Buche aus Franke et al. [37]*

	Effektive Stabdübelanzahl $n_{ef}$
EC 5 [1]	$n_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} n \\ n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \end{array} \right\}$
SIA 265 [2]	$n_{ef} = n \cdot k_{red} = n \cdot n^{-0,1} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10d}}$
Buche [37]	$n_{ef} = n^1$

Anmerkungen:

<sup>1)</sup>... unter Einhaltung der Mindestabstände in Tabelle 2-6 und den Mindestdicken nach Franke et al. [37]

## 2-7 VERSCHIEBUNGSMODUL

Der Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  bildet die Steifigkeit einer Verbindung ab, ähnlich dem Elastizitätsmodul eines Bauteils. Gemäß SIA 265 [2] ist er nach Gleichung (2.43) und Abbildung 2-16 definiert.

$$K_{ser} = \frac{F_y}{w_y} \quad (2.43)$$

In der OENORM EN 1995-1-1 [1] ist der Verschiebungsmodul für Stabdübel, Bolzen, Schrauben und vorgebohrte Nägel nach Gleichung (2.44) zu ermitteln. Der Wert gilt je Verbindungsmittel und Scherfuge unter Gebrauchslast. Ausgehend von einer Holz-Holz- bzw. Holzwerkstoff-Holz-Verbindung sollte  $K_{ser}$  im Falle einer Stahlblech-Holz- oder Beton-Holz-Verbindung mit dem Faktor 2,0 multipliziert werden.

$$K_{ser} = \frac{\rho_m^{1,5} \cdot d}{23} \quad (2.44)$$

Dabei sind:

$K_{ser}$  ..... Verschiebungsmodul [N/mm<sup>2</sup>]

$d$  ..... Durchmesser des Verbindungsmittels [mm]

$\rho_m$  ..... mittlere Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]

bei unterschiedlichen Rohdichten nach  $\rho_m = \sqrt{\rho_{m,1} \cdot \rho_{m,2}}$  zu bestimmen

Wie in Jockwer u. Jorissen [38] beschrieben, basiert die vorangehende Gleichung auf Untersuchungen von Nagelverbindungen mit Durchmessern der Nägel zwischen 2 ÷ 8 mm. Die unmittelbare Verformung bei 40 % der Traglast  $R$  wurde mit einer empirischen Funktion abgeschätzt. Unter Zugrundelegung des Versagensmodus 3 mit zwei Fließgelenken und Einsatz sämtlicher Materialparameter (wie Lochleibungsfestigkeit und Fließmoment) zur Ermittlung des Werts 0,4R, konnte schließlich aus 0,4R /  $v_{inst}$  Gleichung (2.44) abgeleitet werden.

SIA 265 [2] gibt für den Verschiebungsmodul die Gleichungen nach Tabelle 2-8 an. Die Steifigkeit einer Stahl-Holz-Verbindung ist dabei doppelt so hoch wie jene einer Holz-Holz-Verbindung. Wirkt die Beanspruchung normal zur Faserrichtung, so verringert sich der Wert des Verschiebungsmoduls um die Hälfte.

**Tabelle 2-8**      *Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  pro Stabdübel und Scherfuge für Feuchtklasse 1 nach SIA 265 [2]*

Kraft- zur Faserrichtung	Holz – Holz	Stahl – Holz
parallel zur Faserrichtung $K_{ser0}$	$3 \rho_k^{0,5} d^{1,7}$	$6 \rho_k^{0,5} d^{1,7}$
rechtwinklig zur Faserrichtung $K_{ser90}$	$1,5 \rho_k^{0,5} d^{1,7}$	$3 \rho_k^{0,5} d^{1,7}$

In Tabelle 2-9 sind die empirisch ermittelten Verschiebungsmoduln  $K_{ser}$  aus Hohenwarter [24], für die unter anderem in Birke durchgeführten Lochleibungsversuche, zusammengefasst. Die Bestimmung der Verschiebungsmoduln erfolgte nach ON EN 26 891 [39]. Dabei werden die Punkte bei 10 % und 40 % der Maximallast linear verbunden und die Steigung dieser Geraden als Wert des Verschiebungsmoduls entnommen. Abweichend zur Norm wurden die Lastniveaus für die Ermittlung der Module nicht nur auf die zu erwartende, sondern auch auf die tatsächlich aufgetretene Maximallast bezogen.

**Tabelle 2-9**      *Kleinst-, Mittel- und Größtwerte der Verschiebungsmoduln und Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte aus Hohenwarter [24]*

	Rohdichte $\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Mittelwert $K_{ser,Fest}$ [kN/mm]	Kleinstwert $K_{ser,Fmax}$ [kN/mm]	Mittelwert $K_{ser,Fmax}$ [kN/mm]	Größtwert $K_{ser,Fmax}$ [kN/mm]	Mittelwert $\frac{K_{ser,Fmax}}{K_{ser,Fest}}$
Birke	610	31,00	17,48	31,75	60,97	1,02
Druck	616	32,44	17,48	34,14	60,97	1,05
Zug	603	29,57	19,33	29,36	39,01	0,99

## 2-8 PRÜFKONZEPT

Um die geltenden Regelungen bezüglich Auslegung einer Stabdübelverbindung für die Anwendung in Laubholz abzuklären, bedarf es einer Untersuchung der zahlreichen, in den vorangegangenen Abschnitten diskutierten Einflussfaktoren. Es soll bestmöglich auf die Auswirkungen der einzelnen Parameter, wie beispielsweise die Mindestabstände, Mindestholzdicken für duktile Versagensmodi und die Anzahl der Scherfugen, separat und unabhängig geschlossen werden können. Für repräsentative Resultate gilt es zudem, mit Hinblick auf die statistische Auswertung und Vergleichbarkeit, eine bestimmte Mindestanzahl an Versuchen je Parameterausprägung durchzuführen. Um diese Aufgabe mit einem vertretbaren Aufwand umsetzen zu können, ist eine Vereinfachung gegenüber großformatigen Verbindungsprüfungen erforderlich. Diesbezüglich wurde das nachfolgend angeführte Prüfkonzzept in Gehri [17] unter der Bezeichnung „Konzept n'H / Gehri“ vorgestellt.

In Abbildung 2-12 (links) wird dargelegt, wie eine solche Reduzierung einer gesamtheitlichen Verbindung auf eine Scheibe mit einem betrachteten Stabdübel erfolgen kann. Es wird dazu im ersten Schritt davon ausgegangen, dass die  $m$ -Reihen sich gegenseitig nicht beeinflussen. Dementsprechend muss der Abstand  $a_2$  zwischen den Stabdübelreihen (quer zur Faser) ausreichend groß sein. Vorausgesetzt, dass mit genügend großer faserparalleler Distanz  $a_1$  die effektive Stabdübelanzahl nicht reduziert wird und auch hier keine Beeinflussung durch mehrere Verbindungsmittel stattfindet ( $n_{ef} = n$ ), kann eine weitere Reduktion auf einen einzelwirkenden Stabdübel erfolgen.

Mit der so erhaltenen Scheibe können nun Betrachtungen bezüglich der optimalen Holzdicken  $t_1$  und  $t_2$  vorgenommen werden, siehe dazu Abbildung 2-12 (rechts). Ausgehend vom baupraktisch sinnvollen Fall einer mindestens vierschnittigen Stahl-Holz-Verbindung kann der Stabdübel als Durchlaufträger, mit den Stahlblechen als Lagerpunkten, modelliert werden. Die Untersuchungen am Mittelholz  $t_2$  können anhand außenliegender, dicker Stahlbleche umgesetzt werden, sodass eine beidseitige Einspannung des Stabdübels gewährleistet wird. Nachfolgend werden Seitenhölzer ( $t_1$ ) ergänzt und Schlitzbleche ausgeführt. Ein



Versagen des Mittelholzes im Modus 3 und der Seitenhölzer mit mindestens einem Fließgelenk (Modus 2 oder 3) ist dabei das angestrebte Ergebnis.

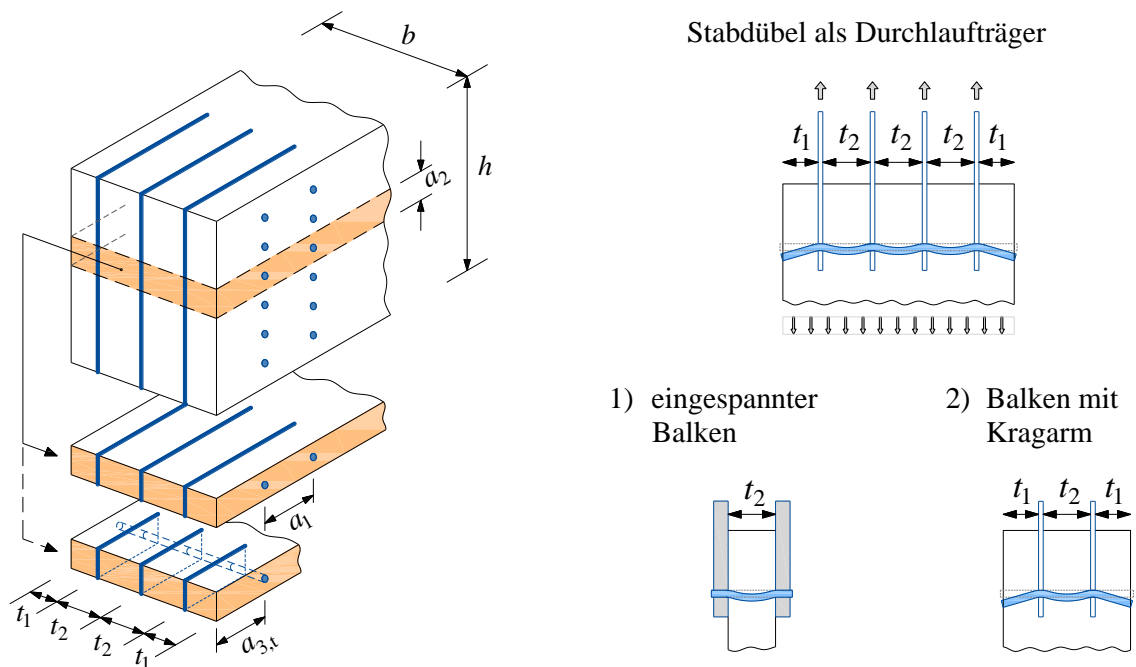


Abbildung 2-12: *Prüfkonzept n'H / Gehri - Reduzierung einer SD-Verbindung zur Betrachtung am einzelwirkenden Stabdübel (links) und Vorgangsweise zur Bestimmung der optimalen Mittel- und Seitenholzdicken (rechts), in Anlehnung an [17]*

Wie bereits zuvor erläutert wurde, gibt es deutliche Diskrepanzen zwischen den rechnerischen und den tatsächlichen Traglasten einer duktil versagenden Verbindung. Dies zeigt die Relevanz auf, das gewünschte Versagen bereits in der Parameterbestimmung zu implementieren und dessen Anforderungen (z.B. ausreichende Verformung) bzw. Potential ( $\text{Traglaststeigerung}$ ) zu erkennen.

Abschließend sollen Versuche an großformatigen Stabdübelverbindungen zur Verifikation des vorgestellten Konzepts erfolgen. Hierbei ist dann eine geringe Versuchsanzahl ausreichend.

Abweichend zum vorgestellten Prüfkonzept in Gehri [17] wird im Rahmen dieser Arbeit die Dicke der Holzscheibe als  $2 \cdot a_{4,c}$  anstelle  $a_2$  bezeichnet. Begründet wird dies durch die fehlende Verifikation, ob durch einen ausreichend großen Reihenabstand eine gegenseitige Beeinflussung wirklich ausgeschlossen werden kann. Durch die Betrachtung als seitlicher Randabstand, was er ja tatsächlich ist, können ebenfalls Erkenntnisse zu einer Dimension gewonnen und auf eine weitere Annahme verzichtet werden. Durch gezielte Untersuchungen mit mehreren Reihen kann auch rückwirkend noch auf einen möglichen Zusammenhang der beiden Größen geschlossen werden.

## 2-8.1 VERGLEICHBARE UNTERSUCHUNGEN

Dem vorgestellten Prüfkonzept folgend, wurden in Möller [40] bereits Stabdübelverbindungen in Buchenholz betrachtet. Mit einem Durchmesser von 8 mm wurden die optimale Mittel- und Seitenholzschlankheit, sowie der faserparallele Abstand  $a_1$  ermittelt.

Dem voraus gingen bereits Versuche an der FH Biel, wobei die Parameter  $t_1$ ,  $a_1$ ,  $a_{3,t}$  und  $n_{ef}$  anhand Stahl-Holz-Verbindungen mit nur einem Schlitzblech in Buchenvollholz untersucht wurden. Diese und die Ergebnisse aus Möller [40] wurden zusammengefasst im Forschungsbericht Franke et al. [37].

Die Empfehlungen bezüglich der Mindestrand- und -zwischenabstände und der Gruppenwirkung sind in Kapitel 2-6 bereits zusammengefasst. Die festgestellten Resultate zu den optimalen Holzteildicken werden nachfolgend festgehalten.

In der ersten Kleinversuchsserie in [40] wurde die Mittelholzdicke mit  $t_2 = 30 \text{ mm} \div 70 \text{ mm}$  (entspricht  $3,75d \div 8,75d$ ) variiert. Entsprechend Abbildung 2-13 konnten ab einer Holzdicke von 50 mm zwei Fließgelenke bei Verformungswegen  $> 10 \text{ mm}$  festgestellt werden. Bei den schlankeren Prüfkörpern trat ein frühes Aufspalten auf. Bei zunehmender Holzdicke  $> 50 \text{ mm}$  wurde keine weitere Traglaststeigerung erzielt, weshalb die optimale Mittelholzdicke mit  $t_2 = 50 \text{ mm}$  bzw.  $6,25d$  (für  $d = 8 \text{ mm}$ ) identifiziert wurde.

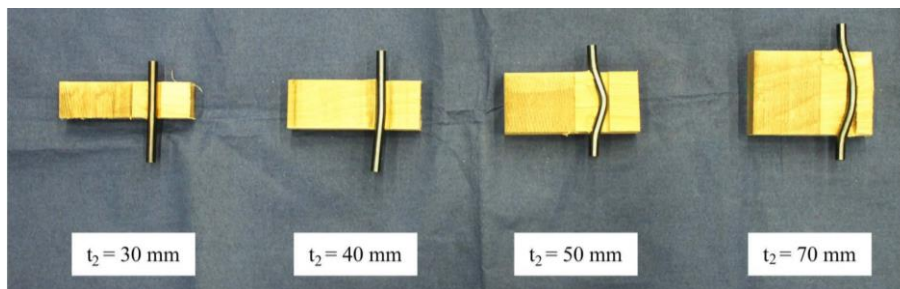


Abbildung 2-13: Verformung der Stabdübel bei Variation der Mittelholzdicke  $t_2$  aus Möller [40]

Zu den optimalen Seitenholzdicken  $t_1$  gibt es in Franke et al. [37] zwei Untersuchungen: einerseits Versuche an zweiseitigen Verbindungen mit einem eingeschlitztem Blech und andererseits vierschnittige Verbindungen mit zwei Schlitzblechen aus Möller [40].

Anhand Abbildung 2-14 (rechts) ist ersichtlich, dass im Bereich von Seitenholzdicken mit  $t_1 = 24,5 \text{ mm} \div 34,5 \text{ mm}$  (entspricht rund  $3,06d \div 4,31d$ ) nur geringfügige Traglastunterschiede auftraten. Sämtliche Prüfkörper versagten im Modus 2 mit einem Fließgelenk im Seitenholz.

Dahingegen konnte mit den zweiseitigen Versuchskörpern und  $t_1 = 50 \text{ mm}$  ( $6,25d$ ) auch der Versagensmodus 3 erreicht werden, vgl. Abbildung 2-14 (links). Dies erfüllt die Erwartungen für  $t_{1,erf}$  zufolge Gleichung (2.20), wonach ab 43 mm zwei Fließgelenke auftreten. Eine entsprechende Traglaststeigerung konnte festgestellt werden.

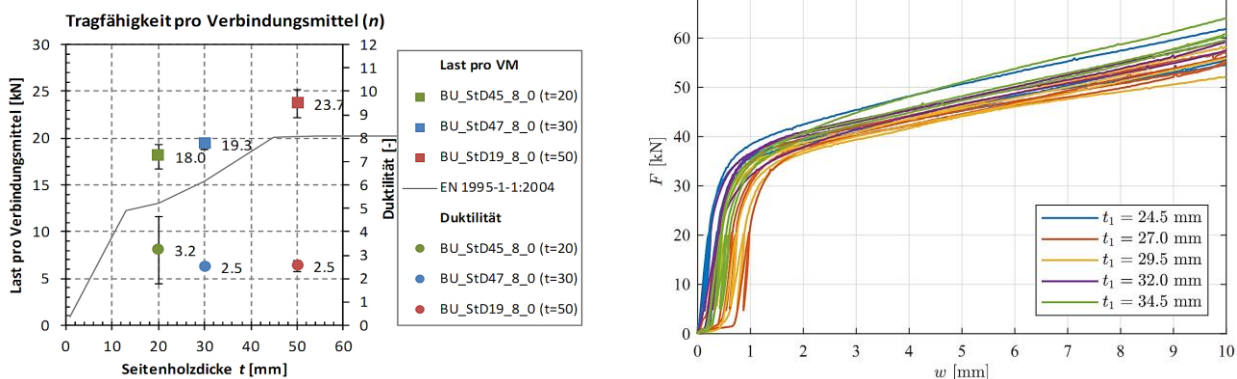


Abbildung 2-14: Ergebnisse zu den Untersuchungen der Seitenholzdicke anhand zweiseitiger (links) und vierschnittiger Prüfkörper (rechts) aus [37]

Auch bezüglich des Stabdübelabstands  $a_1$  gab es separate Versuche von Möller [40], welche an dieser Stelle noch kurz vorgestellt werden. Bei den untersuchten Ausprägungen in Form von  $6d$ ,  $8d$  und  $10d$  wurden stets ähnliche Maximallasten erreicht, wie in Abbildung 2-15 ersichtlich. Jene Prüfkörper mit  $a_1 = 6d$  spalteten bei 10 mm Verformung oder früher, folglich war auch eine geringere Stabdübelverformung erkennbar. Bei den Abständen  $8d$  und  $10d$  wurden größere Maximalwege als die kalibrierten Aufzeichnungen von 10 mm erreicht.



Aufgrund von Verdrehungen der Stahlteile wurden bei einigen Versuchen Klammern lose am Versuchsaufbau befestigt, vgl. Kapitel 3-1.2. Dies sollte das Ausweichen verhindern, führte aber auch zu einer Traglaststeigerung, wie die orangenen Kurven der Abbildung 2-15 zeigen.

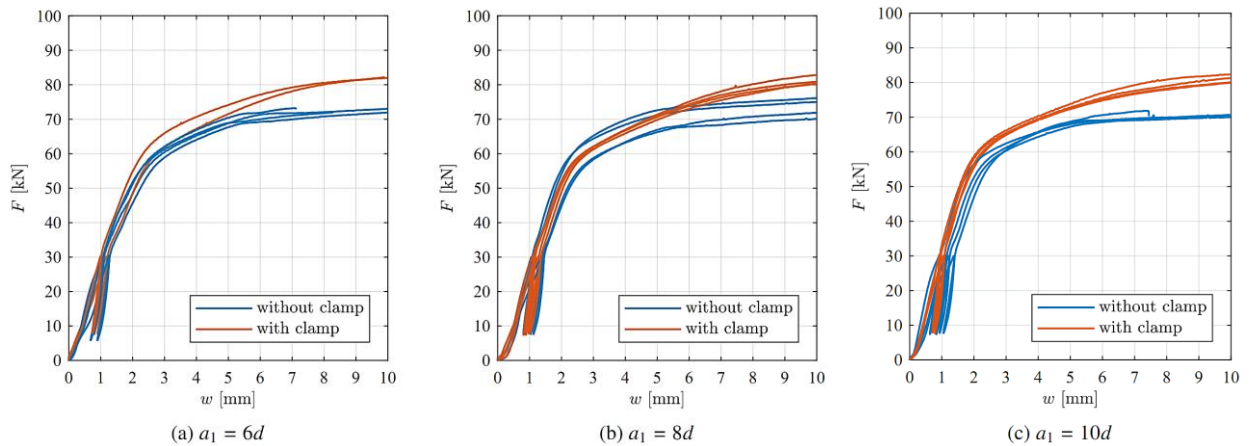


Abbildung 2-15: Kraft-Verformungskurven der Variation des Mindestabstands  $a_1$  aus [40]

## 2-9 DUKTILITÄT

Mit der Duktilität kann beschrieben werden, wie groß das Verformungsvermögen einer Verbindung oder eines Systems ist, bevor es kollabiert. In Mischler [41] wird deren Bedeutung für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen gründlich untersucht. Das Duktilitätsmaß  $D_s$  ist in SIA 265 [2] nach Gleichung (2.45) mit den Parametern nach Abbildung 2-16 definiert. Der Fließpunkt wird dabei definiert als der Schnittpunkt zwischen dem Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  und einer Tangente mit Steigung  $1/6 K_{ser}$ .

$$D_s = \frac{w_u}{w_y} \quad (2.45)$$

Dabei sind:

$D_s$  ..... Duktilitätsmaß

$w_u$  ..... Verschiebung beim Bruch bzw. bei 80 % der Maximallast [mm]

$w_y$  ..... Verschiebung beim Fließpunkt [mm]

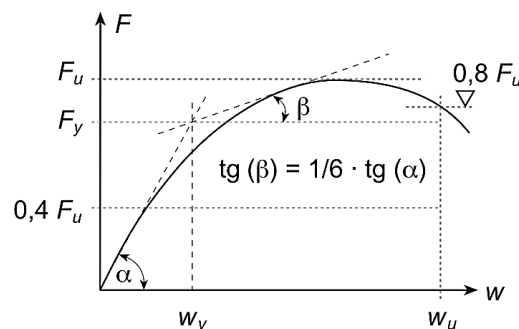


Abbildung 2-16: Definition der Parameter für das Duktilitätsmaß  $D_s$  und den Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  gemäß SIA 265 [2]

Weitere Optionen zur Definition der Fließverformung  $w_y$  und der Bruchverformung  $w_u$  sind in ON EN 12512 [42] angeführt.

Unter Einhaltung der erforderlichen Holzdicken nach Tabelle 2-3 kann für Stabdübel von  $D_s > 3$  ausgegangen werden [2]. Dies entspricht, nach der Definition von Smith et al. [43] in Tabelle 2-10, zumindest einer geringen Duktilität. Brühl u. Kuhlmann [44] haben dem eine absolute Betrachtung hinzugefügt, mit  $D_{fy} = w_u - w_y$ .

**Tabelle 2-10**      *Klassifizierungen des Duktilitätsmaßes  $D_s$  bzw.  $D_{fy}$*

	relative Betrachtung [43]	absolute Betrachtung [44]
spröd	$D_s \leq 2$	$D_{fy} \leq 1 \text{ mm}$
geringe Duktilität	$2 < D_s \leq 4$	$1 \text{ mm} < D_{fy} \leq 3 \text{ mm}$
mäßige Duktilität	$4 < D_s \leq 6$	$3 \text{ mm} < D_{fy} \leq 6 \text{ mm}$
hohe Duktilität	$D_s > 6$	$D_{fy} > 6 \text{ mm}$

Gemeinsam mit dem Tragvermögen und der Steifigkeit bildet die Duktilität die grundlegenden Anforderungen an die optimale Auslegung von Verbindungen [41].

# KAPITEL 3: MATERIAL UND METHODEN

## 3-1 PRÜFPLAN

Mit Hinblick auf die Vergleichbarkeit mit anderen Forschungsarbeiten, wie beispielsweise Hohenwarter [24], Hübner [16] und Mlinar [45] wird der Referenzdurchmesser mit  $d = 12$  mm gewählt. Die im Rahmen dieser Arbeit getätigten Untersuchungen beschränken sich auf diesen Stabdübeldurchmesser, eine Variation des Durchmessers ist im Rahmen von weiterführenden Untersuchungen vorgesehen.

### 3-1.1 STABDÜBEL

Zur Ermittlung der tatsächlichen Festigkeitswerte der verwendeten Stabdübel wurden an je zehn Stück Prüfungen hinsichtlich Zugfestigkeit und Fließmoment vorgenommen, vgl. Abschnitt 3-4.1.

### 3-1.2 VORVERSUCHE

Aus den Kleinversuchen in Möller [40] war ersichtlich, dass beim Prüfaufbau mit außenliegenden, dicken Stahlblechen ein Verbiegen eben dieser Bleche seitlich weg vom Prüfkörper auftreten kann. Daraufhin wurden bei weiteren Versuchen Stahlklemmen an den Stahlblechen angebracht, welche dieses Ausweichen verhindern sollten, siehe Abbildung 3-1 (rechts). Durch lockeres Montieren dieser Klemmvorrichtung sollte eine Verfälschung der Ergebnisse durch Reibung zwischen Stahlbleche und Prüfkörper vermieden werden. Wie in Abbildung 3-1 (links) ersichtlich, konnte in den Ergebnissen am Versuchsende schließlich eine Laststeigerung von über 10 % gegenüber den Versuchen ohne Klemme festgestellt werden. Die Tests wurden jedoch nur bis zu einer Verformung von 10 mm vorgenommen, weshalb nicht bekannt ist, wie sich der Tragfähigkeitsunterschied der beiden Varianten weiterentwickelt hätte. Welche Effekte nun die höheren Traglasten verursachten bzw. welche Variante die bessere Abbildung für die gewünschten Untersuchungen darstellt, wurde nicht eruiert.

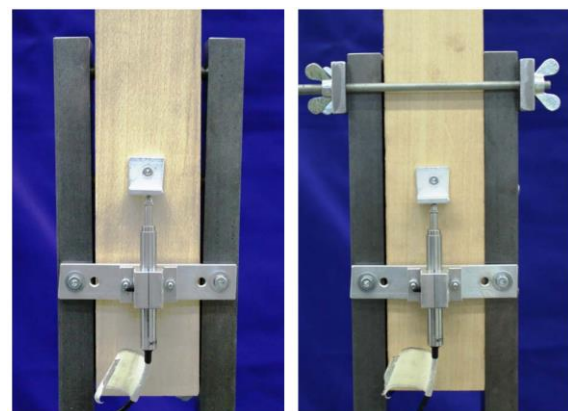
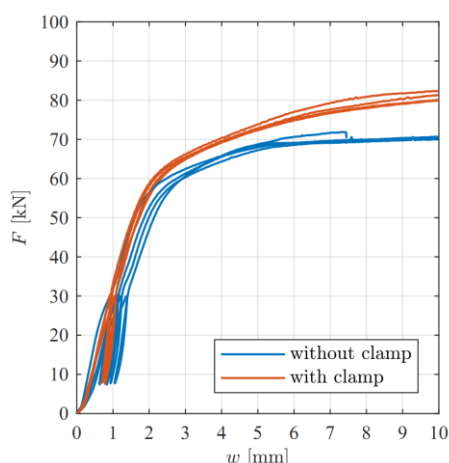


Abbildung 3-1: Lastverformungskurven für Stabdübelabstand  $a_1 = 10d$  aus [40] (links) Prüfanschluss ohne und mit Klemme im belasteten Zustand aus [40] (rechts)

Um abschätzen zu können, ob auch am im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Versuchsaufbau ähnliche Verformungen auftreten, wurden Vorversuche durchgeführt. Es sollte dabei bestimmt werden, welche Stahlblechdicken erforderlich sind, um deren Verbiegen ausschließen zu können. Zudem wurde aufgrund

von vorhandenen Stahlteilen ein Vergleich zu einem biegesteifen Anschluss angestrebt. Dafür wurde der Prüfaufbau zur Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit herangezogen, siehe Hohenwarter [24].

Für die Voruntersuchungen wurden zwei übergeordnete Serien (VV01 und VV02) mit unterschiedlichen Mittelholzdicken definiert, i.e. 24 mm (bzw.  $2d$ ) und 96 mm (bzw.  $8d$ ). Diese entsprechen zugleich den in den Hauptserien minimal und maximal betrachteten Holzdicken. Für den Randabstand  $a_{4,c}$  und den Randabstand zum belasteten Hirnholzende  $a_{3,t}$  wurden 36 mm ( $3d$ ) und 132 mm ( $11d$ ) respektive verwendet, was ebenfalls den maximalen Parameterausprägungen des Prüfplans der Hauptserien in Tabelle 3-2 entspricht.

Resultierend aus den zuvor erläuterten Überlegungen wurden je Serie vier Subserien festgelegt, für welche folgende Außenblechstärken – mit Hinblick auf die Wiederverwendbarkeit in den Hauptversuchen – gewählt wurden:

$t_{B1} = 50$  mm inklusive biegesteifem Anschluss zur Prüfmaschine (aus früheren Untersuchungen vorhanden)

$t_{B2} = 10$  mm (entspricht  $0,83d$ ; weitere Verwendung in den Hauptversuchen als Schlitzbleche)

$t_{B3} = 24$  mm (entspricht  $2d$ )

$t_{B4} = 36$  mm (entspricht  $3d$ )

Die Prüfkörperanzahl je Subserie war mit # 6 geplant, davon abweichend wurden aber nicht alle Versuche durchgeführt – siehe dazu Kapitel 4-1. Zusammenfassend sind in der nachfolgenden Tabelle die Serien der Vorversuche mit den jeweiligen Dimensionen dargestellt:

**Tabelle 3-1:** *Prüfplan der Vorversuchsserien*

	$t_B$ [mm]	$t_m$ [mm]	$a_{3,t}$ [mm]	$a_{4,c}$ [mm]	#
VV01-1	50				
VV01-2	10				
VV01-3	24	24   $2d$	132   $11d$	36   $3d$	6
VV01-4	36				
VV02-1	50				
VV02-2	10				
VV02-3	24	96   $8d$	132   $11d$	36   $3d$	6
VV02-4	36				

$t_B$  ... Blechdicke

$t_m$  ... Mittelholzdicke

$a_{3,t}$ ... Randabstand zum belasteten Hirnholzende

$a_{4,c}$ .. Randabstand quer zur Faser

# ... Versuchsanzahl

### 3-1.3 HAUPTVERSUCHE

Zur besseren und umfassenderen Übersicht wurde zu Beginn ein morphologischer Kasten erstellt, welcher sämtliche relevanten Parameter der zu untersuchenden Stabdübelverbindung enthält. In weiterer Folge wurde die Tabelle mit jenen Ausprägungen gefüllt, welche möglicherweise von Interesse sind. Als Grundlage für die gewählten Ausprägungen dienten unter anderem die aktuellen Normenwerke, sowie Erkenntnisse aus etwaigen Vorarbeiten oder Untersuchungen, die bereits in ähnlicher Form mit Buchenholz durchgeführt wurden. Mittels einer geringen Menge an Erfahrungswerten zur Leistungsfähigkeit der Birke konnte ein Interessensbereich abgeschätzt werden, in dem die gewünschten Ergebnisse erzielt werden sollten. Durch die Kombination verschiedener Parameterausprägungen konnte schließlich auf die

durchzuführenden Prüfserien geschlossen werden. In ANHANG B findet sich eine Darstellung des erstellten morphologischen Kastens inklusive Erklärungen bezüglich der Wahl der Ausprägungen.

Die Überlegungen bezüglich der Prüfplanung wurden auf Basis des Konzepts n'H / Gehri (vergleiche Abschnitt 2-8) angestellt. Der reduzierte Querschnitt ermöglicht durch den einfacheren Aufbau eine Vielzahl an Versuchen, in denen auf jeden Parameter individuell eingegangen werden kann. Ergänzend zu dem vorgestellten Prüfkonzept wurden aufgrund noch fehlender Untersuchungen und Erkenntnisse in Birke die Bestimmung des Mindestabstands zum belasteten Hirnholze  $a_{3,t}$  und des Randabstands  $a_{4,c}$  als weitere wesentliche Einflussparameter identifiziert.

Der Prüfplan wurde in einzelne Schritte (folglich Steps) unterteilt, in welchen es je eine Idealgröße zu finden galt. Eine sequenzielle Bearbeitung dieser Einzelschritte ermöglichte es, gewonnene Erkenntnisse unmittelbar in den weiteren Schritten einzuarbeiten. Somit wurden die Mindestabstände bereits in Kombination geprüft, wodurch eine eventuelle gegenseitige Beeinflussung schon in der Eruiierung der Optimalwerte berücksichtigt werden konnte. Die Reihenfolge der Bearbeitung dieser Steps wurde wie folgt festgelegt:

**Step 1:  $a_{3,t}$**  – Bestimmung des minimalen Abstands zum belasteten Hirnholze

Mithilfe des Versuchsaufbaus einer zweischnittigen Stabdübelverbindung – mit außenliegenden, dicken Blechen und einem Stabdübel – und unter Annahme der Maximalausprägung des morphologischen Kastens bezüglich Mittelholzschlankheit  $\lambda_m$  und Randabstand  $a_{4,c}$  soll zuerst die minimal erforderliche Vorholzlänge ermittelt werden.

**Step 2:  $a_{4,c}$**  – Bestimmung des minimalen Randabstands normal zur Faser

Mit den Ergebnissen aus Step 1 soll im nächsten Schritt die Mindestrandabmessung quer zur Faser  $a_{4,c}$  gefunden werden. Versuchsaufbau und Annahmen bezüglich Mittelholzschlankheit  $\lambda_m$  werden beibehalten.

**Step 3:  $\lambda_m$**  – Bestimmung der optimalen Mittelholzschlankheit

In Step 3 wird die optimale Mittelholzschlankheit untersucht, wiederum unter Verwendung der zuvor gewonnenen Ergebnisse und gleichbleibendem Versuchsaufbau. Prüfungen mit  $\lambda_m = 2$  sollen zur Abbildung der Schlankheits-Versagensmodus-Beziehung durchgeführt werden.

**Step 4:  $\lambda_s / \lambda_m$**  – Bestimmung des optimalen Verhältnisses von Seitenholz zu Mittelholz

Zur Ermittlung des optimalen Schlankheitsverhältnisses von Seiten- zu Mittelholz wird nun erstmals ein vierschnittiger Versuchsaufbau, sprich mit eingeschlizten Blechen, angewendet. Es sollen dabei in einer Untersuchung die Verhältnisse mithilfe einer variierenden Seitenholzschlankheit für eine festgehaltene Mittelholzstärke untersucht werden. Ziel ist es, im Seitenholz sowohl Versagensmodus 2 als auch 3, also ein bzw. zwei Fließgelenke respektive, zu erreichen. In einer Variation wird die Gesamtquerschnittsbreite festgehalten und die Lage der Schlitzbleche variiert, sodass eine mögliche Interaktion von Seiten- und Mittelholz identifiziert bzw. quantifiziert werden kann. Daraus soll auf eine optimale Auslegung der Querschnittsbreite oder bei gegebenem Querschnitt auf eine ideale Aufteilung der Bleche geschlossen werden können.

**Step 5:  $a_1$**  – Bestimmung des minimalen Zwischenabstands parallel zur Faser

Die aus dem vorigen Step als optimal identifizierte Querschnittsauslegung wird um weitere Stabdübel in Faserrichtung erweitert, um deren Mindestabstand für duktiles Versagen bei möglichst keiner gegenseitigen Beeinflussung der Stabdübel, sprich Vermeidung der Abminderung auf  $n_{ef}$ , zu ermitteln.

Wie aus den vorhergehenden Erläuterungen ersichtlich, musste der Prüfplan im Laufe der Bearbeitung flexibel gehalten werden. Die in Tabelle 3-2 angeführte Zusammenfassung stellt den Endzustand der Prüfplanung dar.

Je Serie wurde der Umfang auf zehn Prüfkörper festgelegt, in Ausnahmefällen wurden schließlich elf bzw. zwölf Versuche durchgeführt. Dies wurde als ausreichend erachtet, um mittels einfacher statistischer Methoden signifikante Unterschiede erkennen zu können.

Anhand der fehlenden Subserie B4.3 sollte der Übergang von Versagensmodus 2 zu 3 näher abgetastet werden. Die Ergebnisse der Serie B4.4 zeigten jedoch, dass dies keiner weiteren Untersuchung mehr bedarf, siehe dazu Kapitel 4-3.8.1.

**Tabelle 3-2: Prüfplan der Hauptversuche**

	Serie	#	$t_B$ [mm]	$a_{3,t}$ [mm]	$a_{4,c}$ [mm]	$t_m$ [mm]	$t_s$ [mm]	$n$ [-]	$a_1$ [mm]
Step 1	B1.1	10	36	<b>84</b>   <b>7d</b>	36   3d	96   8d	-	1	-
	B1.2	10	36	<b>108</b>   <b>9d</b>	36   3d	96   8d	-	1	-
	B1.3	10	36	<b>132</b>   <b>11d</b>	36   3d	96   8d	-	1	-
S. 2	B2.1	10	36	108   9d	<b>24</b>   <b>2d</b>	96   8d	-	1	-
	B2.2	10	36	108   9d	<b>30</b>   <b>2,5d</b>	96   8d	-	1	-
Step 3	B3.1	10	36	108   9d	36   3d	<b>24</b>   <b>2d</b>	-	1	-
	B3.2	10	36	108   9d	36   3d	<b>78</b>   <b>6,5d</b>	-	1	-
	B3.2b <sup>1)</sup>	6	36	132   11d	36   3d	<b>78</b>   <b>6,5d</b>	-	1	-
	B3.3	10	36	108   9d	36   3d	<b>84</b>   <b>7d</b>	-	1	-
	B3.4	10	36	108   9d	36   3d	<b>90</b>   <b>7,5d</b>	-	1	-
Step 4	B4.1	12	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	<b>36</b>   <b>3d</b>	1	-
	B4.2	11	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	<b>48</b>   <b>4d</b>	1	-
	B4.4	11	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	<b>84</b>   <b>7d</b>	1	-
	B5.1	11	10	108   9d	36   3d	<b>102</b>   <b>8,5d</b>	<b>42</b>   <b>3,5d</b>	1	-
	B5.2	11	10	108   9d	36   3d	<b>78</b>   <b>6,5d</b>	<b>54</b>   <b>4,5d</b>	1	-
Step 5	B6.1	10	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	48   4d	3	<b>84</b>   <b>7d</b>
	B6.2	10	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	48   4d	3	<b>108</b>   <b>9d</b>
	B6.3	10	10	108   9d	36   3d	90   7,5d	48   4d	3	<b>132</b>   <b>11d</b>

Anmerkungen:

<sup>1)</sup>... Referenzserie zur Eruierung der Interaktion der Parameter  $a_{3,t}$  und  $t_m$  mit verringerter Prüfkörperanzahl

$t_B$  ... Blechdicke

$a_{3,t}$ ... Randabstand zum belasteten Hirnholzende

$a_{4,c}$ ... Randabstand quer zur Faser

$t_m$  .. Mittelholzdicke

$t_s$  .. Seitenholzdicke

$n$  .. Anzahl Stabdübel in einer Reihe hintereinander (parallel zur Faser)

$a_1$  .. Abstand der Stabdübel zueinander

Für sämtliche durchgeführte Versuche galten folgende Parameterwerte als **Fixwerte**:

Rohdichte (Mittelwert)	~ 600 kg/m <sup>3</sup>
Stahlgüte	S355
Belastungsform	N <sup>(+)</sup>
Last-Faserwinkel	0°
Dauer bis zum Versagen	300 ± 120s
Belastungsart	quasi-statisch
Lagerungsbedingung	pull-pull

Wie in Tabelle 3-2 angemerkt, wurde die Serie B3.2b als Referenzserie eingefügt. Dies erfolgte nach Durchführung der Hauptserie B3 und basierte auf den nachfolgenden Überlegungen: Die optimale Vorholzlänge wurde in Serie B1 mit  $t_m = 9d$  bestimmt. Das Versagen der Verbindung erfolgte durch Aufspalten des Vorholzes, dies entspricht einem Querkzugversagen. Aufgrund der Reduzierung von  $t_m$  auf z.B.  $6,5d$  in Serie B3.2 stand somit ein geringeres querkzugbeanspruchtes Holzvolumen zur Verfügung. Es lag die Vermutung nahe, dass bei einer kleineren Mittelholzdicke die (wie im Falle der Serie B3.2 deutlich aufgetretene) geringere Maximallast und -verformung durch eine Erhöhung des Abstands zum belasteten Hirnholzende kompensiert werden könnte. Zur Untersuchung ebendieser möglichen Interaktion der Mittelholzdicke und der Vorholzlänge wurde die Serie B3.2b mit einem größeren Abstand zum belasteten Hirnholzende, nämlich  $a_{3,t} = 11d$ , durchgeführt. Das querkzugbeanspruchte Holzvolumen ( $708 \text{ cm}^3$ ) entsprach dabei in etwa jenem aus der Serie B1.2 ( $705 \text{ cm}^3$ ).

### 3-2 PRÜFKONFIGURATION

Die Versuche wurden mit pull-pull Lasteinleitungs- und Lagerungsbedingungen durchgeführt, wobei die zu untersuchende Verbindung bei den Serien VV01, VV02 und B1 bis B5 nur einseitig, am unteren Ende des Prüfkörpers, angebracht und geprüft wurde (Anmerkung: zur Sicherstellung des Versagens der zu untersuchenden Verbindung wurde am oberen Ende ein Anschluss mit  $n = 3$  Stabdübeln und entsprechender Überkapazität vorgesehen). Die Ausnahme stellt die Serie B6 zur Untersuchung des Mindestabstands  $a_1$  dar, bei welcher an beiden Enden dieselbe Verbindung vorgesehen worden war. Eine allgemeine Darstellung der Prüfkörper zeigt Abbildung 3-2.

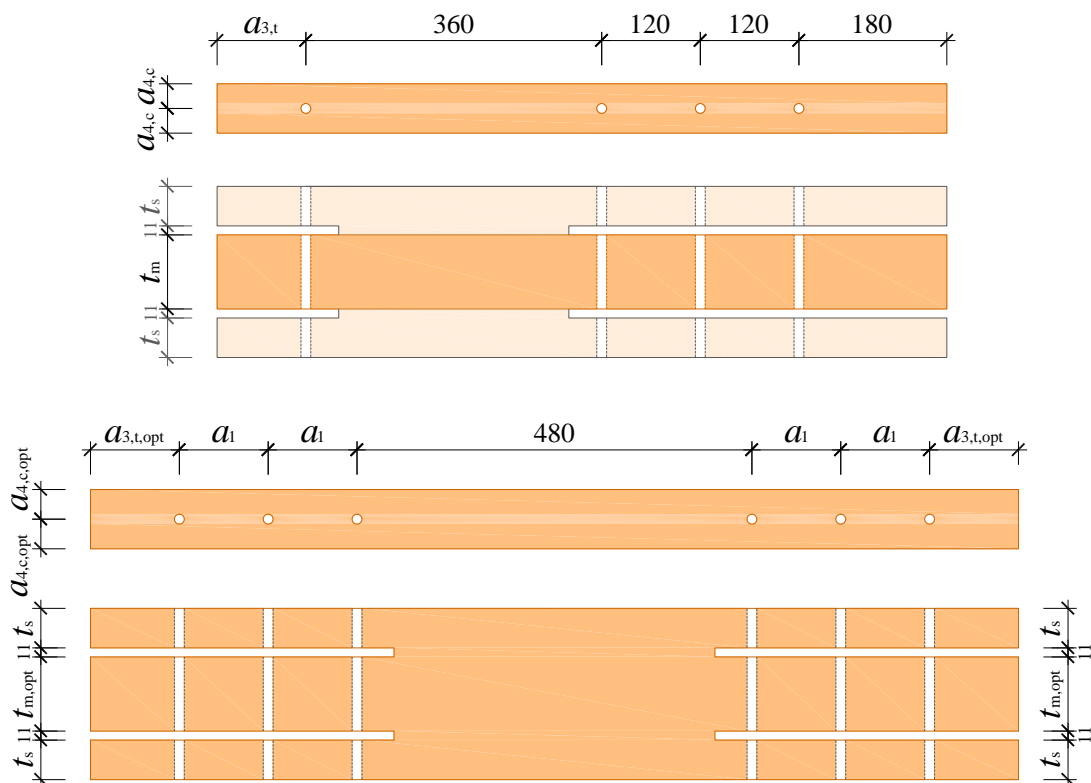


Abbildung 3-2: Allgemeine Prüfkörperdimensionen der Serien B1 bis B5 (oben) und der Serie B6 (unten)



Die Prüfkörperdimensionen quer zur Faserrichtung sind durch die Prüfplanung gegeben. Bei den Serien B1 ÷ B5 wurde in Längsrichtung der Abstand zwischen dem geprüften Stabdübel zum ersten nicht geprüften Stabdübel mit  $30d$  bzw.  $360$  mm festgelegt. Dies erfolgte in Anlehnung an die Abmessungen der Zugversuche in ON EN 383 [25]. Die Abstände der weiteren Stabdübel zueinander betragen jeweils  $10d$  bzw.  $120$  mm und zum belasteten Hirnholzende weitere  $15d$  bzw.  $180$  mm.

Bei der Serie B6 wurde der Abstand der beiden Verbindungen wegen prüfablauftechnischer Gründe einheitlich mit  $40d$  bzw.  $480$  mm gewählt. Dies entspricht einer Distanz der beiden Anschlüsse von rund der  $1,3$  ÷  $1,7$ -fachen Verbindungslänge.

### 3-2.1 VORVERSUCHE

Bei den Vorversuchsreihen wurden im Vorfeld mehrere Anschlussvarianten auf ihre Eignung bzw. mögliche Unterschiede untersucht, vgl. Abbildung 3-3. Sämtliche Serien wurden dabei an der Universalprüfmaschine lignum\_uni\_275 durchgeführt.



Abbildung 3-3: Prüfanschluss der Serien VV01-1 bis VV01-4 (von links nach rechts)

#### 3-2.1.1 Lochleibungsprüfaufbau

Zu Vergleichszwecken wurden die Subserien VV01-1 und VV02-1 mit dem Lochleibungsprüfaufbau aus der Arbeit Hohenwarter [24] getestet, vgl. Abbildung 3-4. Zwei Stahllaschen wurden dabei über Stahlschrauben an der Werkbank befestigt, durch welche später der Stabdübel eine Einspannwirkung erfahren sollte.

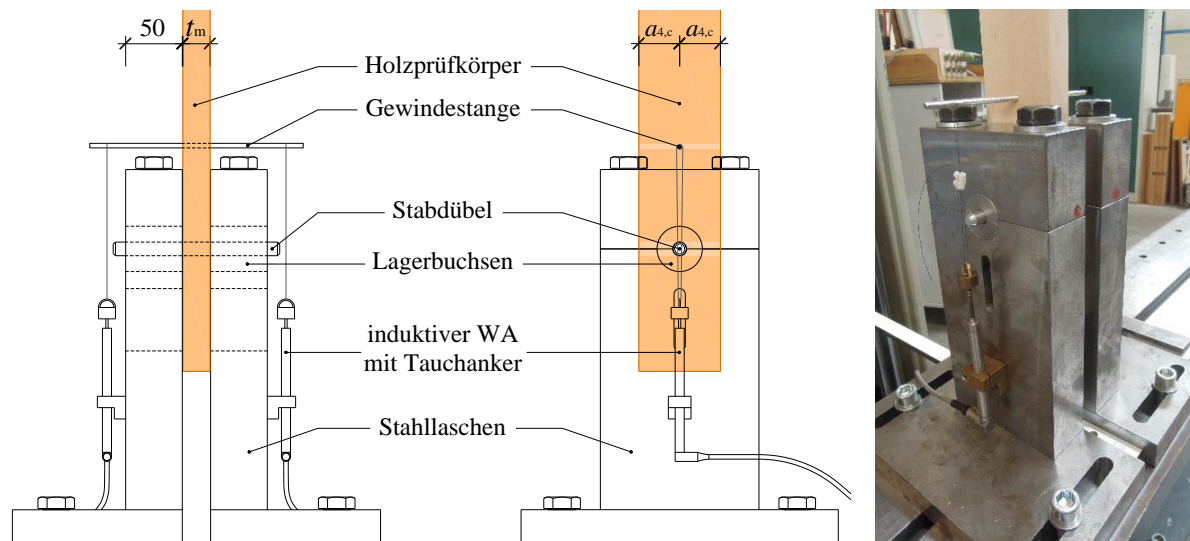


Abbildung 3-4: Anschlussvariante mit Stahllaschen – „Lochleibungsprüfkonfiguration“



Ein Abstand der Laschen zum Prüfkörper sollte möglichst vermieden werden, um die Vergleichbarkeit zu den anderen Versuchsaufbauten zu ermöglichen. Dieser betrug dennoch beidseitig  $< 0,5$  mm, sodass ein zwängungsfreier Einbau gewährleistet werden konnte. In einem Abstand von 90 mm oberhalb des Stabdübel wurde eine Gewindestange im Prüfkörper montiert. Mithilfe zweier Tauchanker, welche an den Stahllaschen befestigt waren und über Fäden an der Gewindestange eingehängt wurden, konnte die lokale Verformungsmessung erfolgen.

### 3-2.1.2 Anschluss mittels Bleche

Bei den weiteren Serien wurden anstatt der Stahllaschen Bleche verwendet, siehe Abbildung 3-5. Diese wurden über einen Bolzen und darauf befindlichen Abstandhaltern, entsprechend der Mittelholzdicke des Prüfkörpers, an den Anschlussstellen montiert. Diese Schwerter bildeten einerseits die Verbindung zu den an der Prüfmaschine befestigten Stahlteilen und dienten zudem als zusätzliches Gelenk. Die Bleche lagen ohne Abstand direkt am Prüfkörper an. Es wurde keine weitere Lagesicherung der Bleche angebracht.

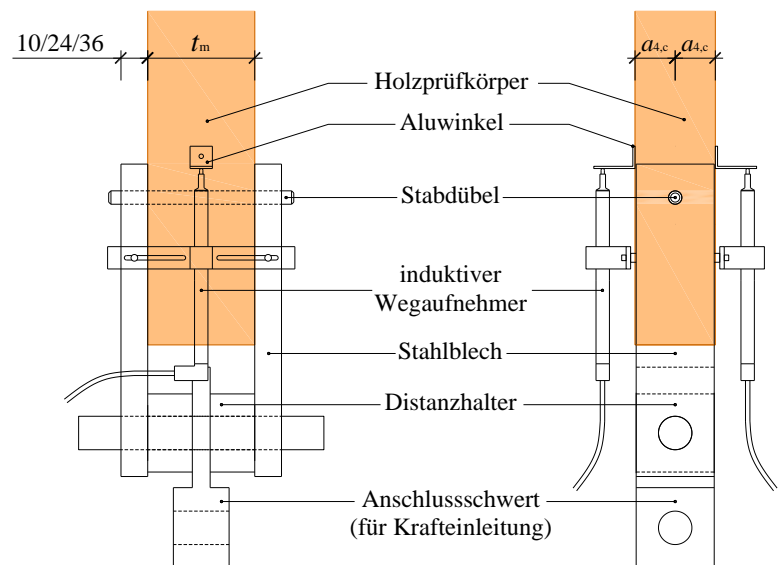


Abbildung 3-5: Anschlussvariante mit Stahlblechen

Zur Messung der lokalen Verformungen wurden zwei induktive Wegaufnehmer (WA) mit einer kalibrierten Messlänge von 50 mm verwendet. Die Messpunkte am Holzkörper lagen 36 mm ( $3d$ ) über dem Stabdübel im unbelasteten Bereich. Die Wegaufnehmer wurden an den Schienen, 60 mm unterhalb des Stabdübel, befestigt.

Der nicht geprüfte Anschluss erfolgte ebenfalls mittels Bleche ( $t_B = 10$  mm) nach dem zuvor beschriebenen Prinzip. Durch die Verwendung von drei Stabdübeln in einer Reihe konnte ein Versagen und übermäßiges Verformen dieser Verbindung ausgeschlossen werden.

## 3-2.2 HAUPTVERSUCHE

### 3-2.2.1 Step 1 bis 3: Randabstände und Mittelholzdicke

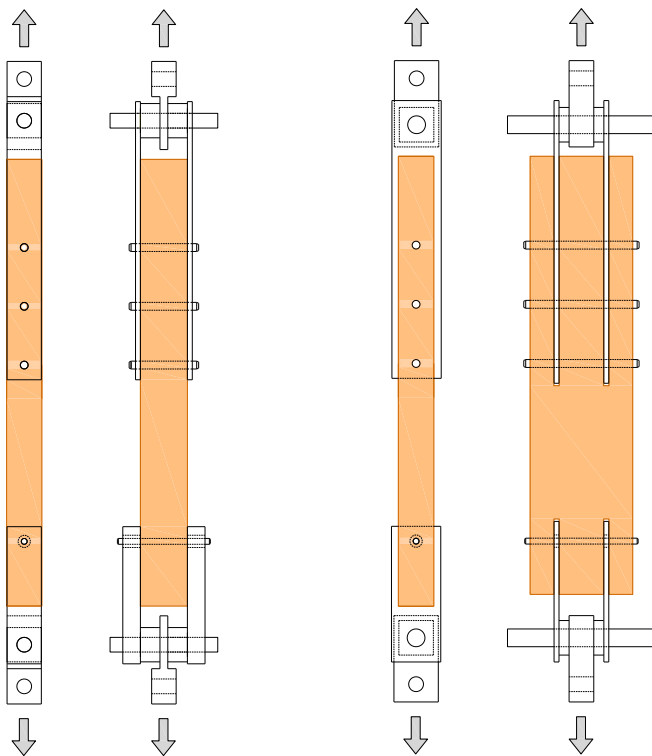
Der Prüfaufbau entspricht der Variante mit Blechen wie unter 3-2.1.2 und ist in Abbildung 3-7 (links) dargestellt. Auch die Universalprüfmaschine lignum\_uni\_275 wurde beibehalten. Basierend auf den Erkenntnissen der Vorversuchsreihen wurden folgende Adaptionen an den Stahlteilen vorgenommen:

Aufgrund der auftretenden, irreversiblen Lochleibungsverformungen der Stahlbleche des geprüften Anschlusses wurde eine Maßnahme erforderlich, sodass jeder Versuch die gleichen Ausgangsbedingungen im Sinne eines unverformten Loches erhielt. Die Möglichkeit, eine höhere Stahlgüte bzw. -härte (z.B. Werkzeugstahl) zu verwenden, wurde verworfen, da dadurch die Spannungs- und Verformungsverhältnisse nicht realitätsnahe abgebildet werden hätten können. Es wurde deshalb der Einsatz von Verschleißteilen vorgesehen und dafür die Bohrungen für den Stabdübel in den Blechen des geprüften Anschlusses auf Durchmesser 25 mm aufgeweitet, siehe Abbildung 3-6. Somit stand ein Bereich von 6,4 mm um den Stabdübel herum für Deformationen zur Verfügung.



**Abbildung 3-6:** Einsatz von Verschleißstücken

Um den nicht geprüften Anschluss weiter zu verstärken, wurden in den Hauptserien die drei Stabdübel der Gegenseite auf Durchmesser  $d = 16$  mm vergrößert. Damit sollte in erster Linie der einfache Ein- und Ausbau gesichert werden, da trotz der rechnerischen, bis zu dreifachen Tragfähigkeit bei den Vorversuchen gewisse Verformungen in den Stabdübeln erkennbar waren. Besonders in Hinblick auf die Serien B4 und B5 mit zusätzlichen Seitenhölzern war diese Maßnahme von Nöten.



**Abbildung 3-7:** Darstellung der Prüfketten der Serien B1 ÷ B3 (links) und B4 ÷ B5 (Mitte); eingebauter Prüfkörper der Serie B4.1 (rechts)



### 3-2.2.2 Step 4: Verhältnis von Seiten- zu Mittelholzschlankheit

Für die Stabdübelanschlüsse wurden eingeschlitzte Bleche verwendet. Bei einer Blechdicke von  $t_B = 10$  mm wurden die Schlitze im Holzbauteil mit einer Stärke von 11 mm ausgeführt. Zur Lagesicherung der Verschleißteile beim Einbau, wurde beidseitig ein 0,5 mm Futterblech verwendet, welches vor Prüfbeginn wieder entfernt wurde.

Aufgrund der höheren Prüflasten musste der Verbindungsbolzen zwischen Bleche und Anschlussstück größer dimensioniert werden ( $d = 36$  mm). Dementsprechend wurden auch die Abmessungen der Stahlbleche und der Anschlusssteile angepasst. Eine Darstellung der Prüfkette ist in Abbildung 3-7 (Mitte u. rechts) zu sehen.

### 3-2.2.3 Step 5: Abstand $a_1$

Aufgrund der großen Prüfkörperlängen und der hohen, erwarteten Traglasten musste in diesem Schritt auf die Zugprüfmaschine lignum\_z\_850 gewechselt werden. Die Versuche wurden hierbei in horizontaler Lage durchgeführt. Anstatt der Schwertbleche wird der Anschluss zur Prüfmaschine über vorhandene Verbindungsbleche und Gewindestangen mit Augstabsystem bewerkstelligt. Die Prüfkette ist in der nachfolgenden Abbildung 3-8 dargestellt.

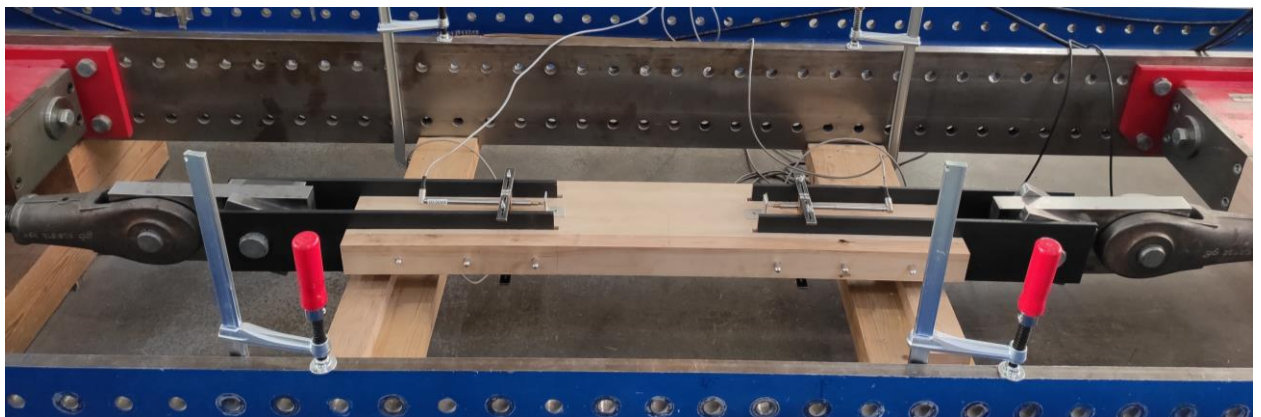
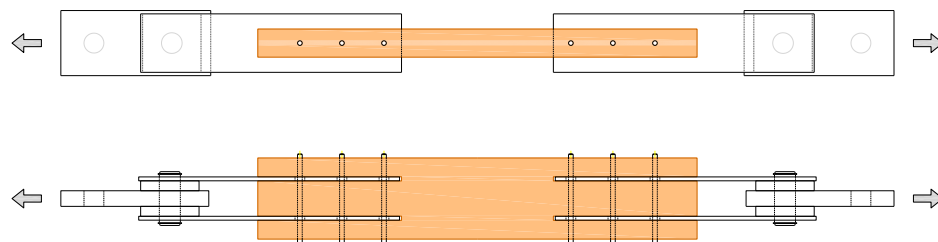


Abbildung 3-8: Prüfkette der Serie B6

## 3-3 MATERIAL

---

### 3-3.1 STAHLTEILE

Sämtliche am Prüfkörper angebrachten Stahlbauteile – Stabdübel sowie Stahlbleche – waren in der nominellen Stahlgüte S355 ausgeführt. Diese im Vergleich zu S235 höhere (jedoch nach wie vor gängige) Stahlgüte wurde gewählt, um den höheren Festigkeitseigenschaften der Birke im Vergleich zur Fichte Rechnung zu tragen.

#### 3-3.1.1 Stabdübel

Verwendet wurden handelsübliche, galvanisch verzinkte Stabdübel der Stahlgüte S355 mit glatter Oberfläche, Durchmesser  $d = 12$  mm und unterschiedlichen Längen, entsprechend den Querschnittsbreiten der Prüfkörper.

#### 3-3.1.2 Stahlbleche

Bei den verwendeten Stahlblechen kann in ihrer Oberflächenqualität in zwei Anwendungsgebiete unterschieden werden:

- Bleche für Untersuchungen am Mittelholz (zweischrittige Verbindungen) – außenliegende Bleche
- Bleche für Prüfkörper mit Mittel- und Seitenholz (mindestens vierschrittige Verbindungen) – Schlitzbleche

Bei ersteren war die Oberfläche blank geschliffen. Die Bleche übernahmen die Wirkung der gewünschten Einspannung der Stabdübelenden und lagen direkt am Prüfkörper an. Diese Bleche wurden in den Serien der Vorversuche sowie für die Hauptprüfserien B1 ÷ B3 verwendet. Die Dicke der Bleche variierte in den Vorversuchen zwischen 10 mm, 24 mm und 36 mm, für die Hauptversuche wurde die Blechdicke mit 36 mm festgelegt. Die Stahlteile der Lochleibungsprüfkonfiguration, welche in zwei Subserien der Vorversuche verwendet wurden, waren ebenfalls mit blanker Oberfläche ausgeführt.

Für die restlichen Hauptprüfserien B4 ÷ B6 wurden die Schlitzbleche aus warmgewalzter Stangenware, ohne weiterer Oberflächenbearbeitung oder -behandlung gefertigt. Diese wiesen eine Dicke von  $t_B = 10$  mm auf. Um den praxisnahen Einbau zu gewährleisten, wurden die Schlitz im Holz größer ausgeführt, sodass die Oberflächenbeschaffenheit der Bleche keinen wesentlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung haben sollte.

### 3-3.2 HOLZ

Bei der Herstellung der Prüfkörper wurde darauf geachtet, dass der Bereich von mindestens Vorholzlänge +  $3d$  des geprüften Endes möglichst merkmalsfrei war. Berücksichtigt wurden dabei Äste, deutliche Schrägfaser und ein mittig verlaufender Kern. Es sollten dadurch etwaige Ausreißer bei den vergleichsweise geringen Prüfkörperanzahlen je Serie vermieden werden.

Um die im Prüfplan definierten Dimensionen zu erreichen, wurden die Prüfkörper durch Verklebung einzelner Lamellen zu Brettschichtholz gefertigt und anschließend maßgenau zugeschnitten. Verwendet wurde dabei ein Melaminharz-Zweikomponentenkleber (Harz Prefere 4546 und Härter Prefere 5022 mit Mischverhältnis 100:30 im Untermischverfahren) mit einer Auftragsmenge von  $400 \text{ g/m}^2$ . Entsprechend den Empfehlungen für Hartholz wurde bei den Hauptversuchen ein Pressdruck von  $0,8 \text{ N/mm}^2$  aufgebracht.

Abweichend zum industriell hergestellten Brettschichtholz waren die Lamellenstärken nicht in allen Serien gleich und konnten auch innerhalb eines Prüfkörpers variieren. Ursache dafür waren die einfachere und effizientere Herstellung sowie die notwendige Flexibilität, welche der adaptive Prüfplan erforderte. Auswirkungen auf die Prüfergebnisse werden daraus nicht erwartet.

Beim üblichen Einsatz von Stabdübeln liegt deren Achse in der Lamellenebene. Im Rahmen dieser Arbeit wurden sie durch mehrere Lamellen geführt, sodass ein zusätzlicher Homogenisierungseffekt im Prüfbereich erreicht werden konnte.

Der Bohrdurchmesser war mit 12 mm, wie für Laubholz zu erwarten, zu klein und ein manuelles Eintreiben der Stabdübel nicht möglich. In Franke u. Franke [46] wird ein Bohrlochdurchmesser von  $d + 0,1$  mm in Buche als baupraktisch ideal identifiziert. In diesem Falle sind die Eintriebskräfte gering, der Stabdübel sitzt aber trotzdem fest.

Der nächstgrößere, vorhandene Bohrer mit einem Durchmesser von 12,25 mm erwies sich somit in der Theorie, wie auch in der Praxis, als zu groß. Ein optimales Ergebnis konnte schließlich erreicht werden, indem das Bohrloch mit Durchmesser  $d = 12$  mm mittels einer Reibahle aufgeweitet wurde. Nach dieser Maßnahme betrug der Bohrlochdurchmesser im Mittel 12,12 mm. Dieser letzte Schritt wurde erst unmittelbar vor der Prüfung durchgeführt.

Sämtliche Arbeitsschritte zur Herstellung der Prüfkörper – Lamellenzuschnitt, -sortierung und -anordnung, Verklebung, Prüfkörperzuschnitt sowie das Bohren der Stabdübellöcher – erfolgte eigenhändig direkt am Institut für Holzbau und Holztechnologie.

### 3-3.2.1 Vorversuche – Lamellensortierung

Zur Herstellung der Prüfkörper der Vorversuche wurden Restbestände von am Institut für Holzbau und Holztechnologie lagernden Birkenbrettern verwendet. Die erwünschte Mittelholzdicke der Serie VV02 (96 mm) wurde durch Verkleben dreier Einzellamellen bewerkstelligt. Dazu wurden die Lamellen einer groben Rohdichtesortierung unterzogen, sodass ein Prüfkörper aus Lamellen mit möglichst gleicher Rohdichte zusammengestellt werden konnte. Die Aufteilung in die vier Subserien erfolgte bei beiden Serien so, dass annähernd gleiche Rohdichtemittelwerte erreicht wurden.

Vor dem Prüfen wurden die Prüfkörper für vier Wochen unter Normklima bei  $20 \pm 2$  °C und einer Luftfeuchtigkeit von  $65 \pm 2$  % gelagert.

### 3-3.2.2 Hauptversuche

Begründet durch die starke Astigkeit des zur Verfügung stehenden Birkenholzes wurden die Rohlamellen zur Herstellung des Brettschichtholzes visuell begutachtet und dementsprechend ausgewählt. Dies diente nicht nur der effizienten Holznutzung, sondern gewährleistete, dass mit einem Pfosten zumindest ein ganzer Prüfkörper hergestellt werden konnte. Damit wurde auf einen homogenen Querschnitt mit durchgehend ähnlichen Holzeigenschaften und geringen Rohdichteschwankungen abgezielt.

Prüfserie B6 stellt dabei die Ausnahme dar, bei der ein Prüfkörper aus Lamellen mehrerer Pfosten zusammengesetzt werden musste. Bei den Hauptserien B1 bis B3 konnten dagegen aus einer Rohlamelle zumindest zwei Prüfkörper hergestellt werden.

Aufgrund der variierenden Abmessungen der Prüfkörper und dem vorhandenen Lagerbestand an Birke beim Holzlieferanten Hasslacher Norica Timber, wurde auf unterschiedliche Pfostendimensionen bzw. -pakete zurückgegriffen. Dabei wurde festgestellt, dass einerseits große Unterschiede in der Astigkeit zwischen den verschiedenen Pfostendimensionen bestehen. Andererseits wurde auch eine meist zu hohe bzw. stark variierende Feuchtigkeit der unterschiedlichen Pakete erkannt, weshalb vor der Bearbeitung eine Trocknung auf  $u = 11 \pm 2$  % veranlasst wurde.

Begründet durch den hohen Astanteil im ungeprüften Bereich schien eine Zuordnung der Prüfkörperrohlinge zu den Serien aufgrund deren Gesamtrohdichte als nicht zielführend. Stattdessen wurde eine zufällige Rohdichteverteilung angestrebt. Um die Gewichtung einer Rohdichte zu vermeiden, wurden die beiden Prüfkörper aus einem Pfosten jedoch unterschiedlichen Serien zugeordnet. Zudem wurde versucht, im Paket benachbarte Birkenpfosten, welche dem gleichen Stamm angehören könnten, ebenfalls auf die Einzelserien zu verteilen.

Bei den Hauptserien B4 bis B5 konnte jeweils nur ein Prüfkörper aus einem Pfosten gewonnen werden. Wegen produktionstechnischer Gründe erfolgte die Serienzuordnung größtenteils zufällig, ebenso bei Serie B6.



## 3-4 METHODEN

### 3-4.1 PRÜFUNGEN DER STABDÜBEL

#### 3-4.1.1 Zugfestigkeit

Um die tatsächliche Zugfestigkeit der verwendeten Stabdübel festzustellen, wurden zehn Zugsversuche an Stabdübeln durchgeführt. Der Prüfungsvorgang erfolgte in Anlehnung an ON EN ISO 6892-1 [47] zur ausschließlichen Ermittlung der Zugfestigkeit. Die Lastübertragung erfolgte über Klemmbacken, wie in Abbildung 3-9 ersichtlich. Es wurde durchgehend weggesteuert, mit einer Geschwindigkeit von 1,2 mm/min bis zum Bruch gefahren. Aufgrund der fehlenden Relevanz wurde auf eine Ermittlung der Fließgrenze verzichtet.



Abbildung 3-9: Zugversuch der Stabdübel

Die Zugfestigkeit  $f_u$  wird zufolge Gleichung (3.1) bestimmt:

$$f_u = \frac{F_{\max}}{A_0} = \frac{F_{\max}}{\frac{d_0^2 \cdot \pi}{4}} \quad (3.1)$$

Dabei sind:

- $f_u$  .....Zugfestigkeit des Stabdübel [N/mm<sup>2</sup>]
- $F_{\max}$  .....Maximallast [N]
- $A_0$  .....Fläche des Ausgangsquerschnitts [mm<sup>2</sup>]
- $d_0$  .....Nenndurchmesser des Stabdübel [mm]

#### 3-4.1.2 Fließmoment

Anhand weiterer zehn Stabdübel wurde mittels Biegeversuch nach ON EN 409 [48] der reale Wert des Fließmoments ermittelt. Verwendet wurde dazu der in Abbildung 3-10 ersichtliche Prüfaufbau, welcher jenem im Anhang A von [48] dargestellten Biegegerät näherungsweise entspricht.



Abbildung 3-10: Biegeversuchsaufbau der Stabdübel

Die Messungen erfolgten bis zu einem Maximalwinkel von 43 °. Der maßgebende Biegewinkel, für den das Fließmoment  $M_y$  ermittelt wurde, wird nach Gleichung (3.2) aus [48] bestimmt.

$$\alpha = \alpha_1 \left( \frac{2,78 \cdot \rho_k}{f_t} \right)^{0,44} + \alpha_2 \quad (3.2)$$

Dabei sind:

- $\alpha_1$  ..... Biegewinkel aus [48] [°]
- $\rho_k$  ..... charakteristische Rohdichte [kg/m<sup>3</sup>]
- $f_t$  ..... Zugfestigkeit des Verbindungsmittels [N/mm<sup>2</sup>]
- $\alpha_2$  ..... Winkel aus [48] [°]

Unter Ansatz von  $\alpha_1 = 12^\circ$ ,  $\rho_k = 544 \text{ kg/m}^3$ ,  $f_t = 632 \text{ N/mm}^2$  (entspricht  $f_{u,05,emp}$  aus Tabelle 4-1) und  $\alpha_2 = 0^\circ$  ergibt sich der maßgebende Biegewinkel zu  $\alpha = 17,6^\circ$ .

Schickhofer et al. [26] verglich unter anderem unterschiedliche Auswertungsmethoden für das Fließmoment und deren Übereinstimmung zu den Versuchsergebnissen. Alternativ wird z.B. in ON EN 14592 [49] der Biegewinkel über nachfolgende Beziehung bestimmt, welcher jedoch zu kleineren Fließmomenten führt:

$$\alpha = \frac{45}{d^{0,7}} \quad (3.3)$$

Aus Gleichung (3.3) folgt der maßgebende Biegewinkel mit  $7,90^\circ$ .

### 3-4.2 DURCHFÜHRUNG DER PRÜFUNGEN

Für sämtliche Versuche wurde das Belastungsverfahren nach ON EN 26891 [39] angewendet, welches in Abbildung 3-11 dargestellt ist. Dabei wird ein Zyklus beschrieben, welcher zuerst eine Belastung bis 40 % der erwarteten Bruchlast  $F_{est}$ , anschließend eine Entlastung bis 10 % von  $F_{est}$  und schließlich eine Laststeigerung bis zum Bruch vorsieht. Im zeitlichen Verlauf wird an den beiden Belastungswendepunkten eine Wartezeit von 30 s eingehalten. Die Bruchlast oder die geforderte Verformung soll ab der zweiten Laststeigerung innerhalb von  $300 \pm 120 \text{ s}$  erreicht werden. Dementsprechend ist die Belastungsgeschwindigkeit zu wählen.

Geschuldet durch die beschränkten Einstellungsmöglichkeiten an der Zugprüfmaschine lignum\_z\_850 wurden bei Serie B6 davon geringfügig abweichende Belastungsschritte erforderlich. Die Erstbelastung erfolgte bis  $0,45 \cdot F_{est}$ , da die Maschine öldruckgesteuert funktioniert und der Grenzwert dadurch nicht immer vollends erreicht wird. Des Weiteren ist nur eine vollständige Entlastung vor der Wiederbelastung möglich.

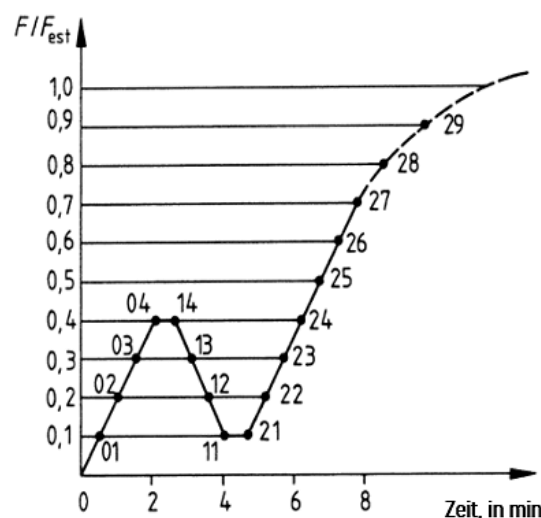


Abbildung 3-11: Belastungsverfahren nach ON EN 26891 [39]

Um die Aufzeichnung der Anfangsverformung des Prüfaufbaus  $w_0$  (Schlupf, verursacht durch zahlreiche Gelenke in der Prüfkette) zu umgehen, wurde in der Regel vor Messbeginn eine Vorkraft von etwa 500 N aufgebracht. Die Vorversuchsserien VV01-1 und VV02-1 sowie die Hauptserie B6 stellen dabei eine Ausnahme dar, da dabei auf eine Vorlast verzichtet wurde bzw. dies bei letzterer aufgrund der Prüfmaschine nicht möglich war. Der Schlupf wurde bei der Auswertung der Ergebnisse manuell korrigiert.

Für die Serien VV01 und B3.1 wurde die zu erwartende Bruchlast zu  $F_{est} = 10$  kN auf Grundlage des auftretenden Bruchmechanismus des Lochleibungsversagens und der mittleren Lochleibungsfestigkeit für Birke lt. Hohenwarter [24] ermittelt. Im Laufe der ersten Versuche wurde  $F_{est}$  an die ersten Ergebnisse angepasst und auf 11 kN angehoben. Die Lastaufbringung erfolgte abweichend von der Norm durchgehend weggesteuert mit einer Geschwindigkeit von 1,0 mm/min und endete mit dem Bruch der Probe.

Bei der Vorversuchsreihe VV02 und den übrigen Serien B1 ÷ B3 wurde der Versagensmodus 3 (zwei Fließgelenke je Scherfuge) erwartet. Folglich konnte mithilfe des Mittelwerts des Fließmoments aus Tabelle 4-2 ein Erwartungswert von  $F_{est} = 32$  kN abgeschätzt werden, nach einer baldigen Anpassung wurde mit  $F_{est} = 45$  kN in allen Serien weitergeprüft. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde erhöht, je nach auftretender Maximalverformung auf 1,5 ÷ 2,5 mm/min.

Die Subserien VV02-2, VV02-3 und VV02-4 wurden nur bis zu einem Verformungsweg von 15 mm gefahren, um die auftretenden Lochleibungsverformungen gering zu halten und die Weiterverwendung der Bleche in den Hauptversuchen zu ermöglichen.

Auf Grundlage der vorhergehenden Ergebnisse und unter Hinzuziehen der Modifikation in Gleichungen (2.24) und (2.25) wurden die erwarteten Lasten für die Serien B4 ÷ B6, wie in Tabelle 3-3 dargestellt, abgeschätzt. Bei der Serie B6 wurde dabei die effektive Stabdübelanzahl nach SIA 265 [2] bzw. der eurocodenahen Bemessungsrichtlinie enBR [15] berücksichtigt. Die schließlich zur Prüfdurchführung verwendeten Erwartungstraglasten sind ebenfalls angeführt. Die Prüfgeschwindigkeit wurde bei den Serien B4 und B5 mit 3 mm/min festgelegt. Bei Serie B6 war, bedingt durch die Prüfmaschine, eine derartige Regulierung nicht möglich.

Um den Ausbau des Prüfkörpers zu ermöglichen, musste nach dem Prüfen bzw. Aufspalten der Prüfkörper die Verbindung entlastet werden. Es muss davon ausgegangen werden, dass dadurch zumindest der elastische Anteil an der Verformung der Stabdübel auf den Ausgangswert vor Prüfung zurückversetzt wurde. Aufnahmen des Stabdübels in seiner geprüften Endlage waren demnach nicht möglich.

**Tabelle 3-3:** *Geschätzte Traglasten  $F_{est}$  der Prüfserien B4 ÷ B6*

in [kN]	B4.1	B4.2	B4.4	B5.1	B5.2	B6.1	B6.2	B6.3
$F_{est}$ berechnet	80	83	91	81	83	204	220	228
$F_{est}$ angesetzt	75	80	95	80	75	210	220	230

### 3-4.3 METHODEN DER AUSWERTUNG

#### 3-4.3.1 Bestimmung der Holzfeuchte und Rohdichte

Die Entnahme der Darrprobe erfolgte möglichst nahe der geprüften Verbindung, oberhalb des Stabdübels im unverformten Bereich. Durch Sicherstellung einer quaderförmigen Probe konnte anhand dieser auch die Rohdichte des Holzprüfkörpers im angrenzenden Prüfbereich bestimmt werden.

Die Ermittlung der Holzfeuchte  $u$  wurde entsprechend den Bestimmungen in ON ISO 13183-1 [50] durchgeführt. Der Feuchtgehalt wurde nach Gleichung (3.4) bestimmt.

$$u = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \cdot 100 \quad (3.4)$$



Dabei sind:

- $m_1$  ..... Masse des Prüfkörpers vor dem Trocknen [g]
- $m_0$  ..... Masse des Prüfkörpers im darrtrockenen Zustand [g]
- $u$  ..... Feuchtegehalt [%]

Die Bestimmung der Rohdichte  $\rho_u$  erfolgte nach ON ISO 3131 [51] wie in Gleichung (3.5).

$$\rho_u = \frac{m_u}{a_u \cdot b_u \cdot l_u} = \frac{m_u}{V_u} \quad (3.5)$$

Dabei sind:

- $\rho_u$  ..... Rohdichte des Prüfkörpers mit dem Feuchtegehalt  $u$  [kg/m<sup>3</sup>]
- $m_u$  ..... die Masse des Prüfkörpers mit dem Feuchtegehalt  $u$  [kg]
- $a_u, b_u, l_u$  .. Abmessungen des Probekörpers mit dem Feuchtegehalt  $u$  [m]
- $V_u$  ..... Volumen des Probekörpers mit dem Feuchtegehalt  $u$  [m<sup>3</sup>]

Zur besseren Vergleichbarkeit wurde eine Feuchtekorrektur der Rohdichte nach Gleichung (3.6) aus ON EN 384 [52] durchgeführt.

$$\rho_{12} = \rho_u \cdot [1 - 0,005(u - u_{\text{ref}})] \quad (3.6)$$

Dabei sind:

- $\rho_{12}$  ..... Rohdichte bei 12 % Holzfeuchte [kg/m<sup>3</sup>]
- $\rho_u$  ..... Rohdichte bei gemessener Holzfeuchte [kg/m<sup>3</sup>]
- $u$  ..... Feuchtegehalt [%]
- $u_{\text{ref}}$  ..... Referenzfeuchtegehalt, gewählt mit 12 % [%]

### 3-4.3.2 Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit

Die Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit erfolgte nach folgender Gleichung:

$$f_h = \frac{F}{t \cdot d} \quad (3.7)$$

Dabei sind:

- $f_h$  ..... Lochleibungsfestigkeit [N/mm<sup>2</sup>]
- $F$  ..... Bezugslast [N]
- $t$  ..... Dicke des Holzbauteils [mm]
- $d$  ..... Stabdübeldurchmesser [mm]

Für die Auswertung wurde die Bezugslast nach zwei Varianten ermittelt. Für die Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,0,\text{Norm}}$  wurde gemäß ON EN 383 [25] die Maximallast bis zum Bruch, maximal aber bis zu einer Verformung von 5 mm herangezogen. Davon abweichend basiert die Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,0,\text{max}}$  auf der gemessenen Maximallast stets bis zum Bruch des Prüfkörpers. Dies dient der Vergleichbarkeit zu den weiteren Ergebnissen.

### 3-4.3.3 Bestimmung des Verschiebungsmoduls $K_{\text{Ser}}$

Die Steifigkeit der geprüften Verbindung wurde – wie in der ON EN 26 891 [39] vorgegeben – im linear-elastischen Bereich der Messkurve, zwischen 10 % und 40 % der Höchstlast bestimmt. Sie beschreibt die Steigung des Kraft-Weg-Verhältnisses und kann nach Gleichung (3.8) ermittelt werden.

$$K = \frac{\Delta F}{\Delta w} \quad (3.8)$$

Abweichend zur Norm wurde jedoch die tatsächlich aufgetretene Maximallast  $F_{\text{max}}$  anstatt der erwarteten  $F_{\text{est}}$  zur Festlegung der Betrachtungsraumgrenzen herangezogen. Weiters wurde der Verschiebungsmodul nicht anhand der Verschiebungsmesswerte bei der Ober- und Untergrenze ermittelt, sondern auf Basis einer

einfachen linearen Regression mittels der Methode der kleinsten Quadrate über den gesamten Auswertungsbereich. Es wird dadurch eine bessere Abbildung der realen Steifigkeit ermöglicht.

Aufgrund des zusätzlichen Ent- und Wiederbelastungszyklus kann ein Vergleich der Steifigkeiten bei Erst- und bei Wiederbelastung (folglich EB und WB respektive) durchgeführt werden. Da die tatsächliche Maximalkraft aufgrund der großen Streuungen des Werkstoffs oftmals von der geschätzten Last abwich, konnten nicht immer genau die 10 % und 40 % Lastwerte herangezogen werden. In diesem Fall mussten die Grenzen des Betrachtungsbereichs dementsprechend angepasst werden:

Für die Untergrenze der Erstbelastungssteifigkeit kann stets  $0,1 \cdot F_{\max}$  herangezogen werden. Als Obergrenze dient das Kraftmaximum aus der Erstbelastung, maximal jedoch  $0,4 \cdot F_{\max}$ . Dieser Wert entspricht zugleich dem oberen Grenzwert des Wiederbelastungsastes, welcher über die Maximallast des ersten Belastungszykluses hinaus wieder in die Erstbelastung übergeht. Die Untergrenze des Betrachtungsbereichs für die Wiederbelastungssteifigkeit ist der größere Wert aus  $0,1 \cdot F_{\max}$  und der Minimallast bei Beginn der Wiederbelastung. Wird letzteres maßgebend, wird die Untergrenze für die Erstbelastung nicht angepasst. Die beiden Steifigkeiten können daher über geringfügig voneinander abweichende Bereiche definiert sein.

Die unter Kapitel 4-3 gezeigten Ergebnisse zu den Verschiebungsmoduln sind je Stabdübel und Scherfuge zu verstehen.

# KAPITEL 4: ERGEBNISSE UND DISKUSSION

## 4-1 STABDÜBEL

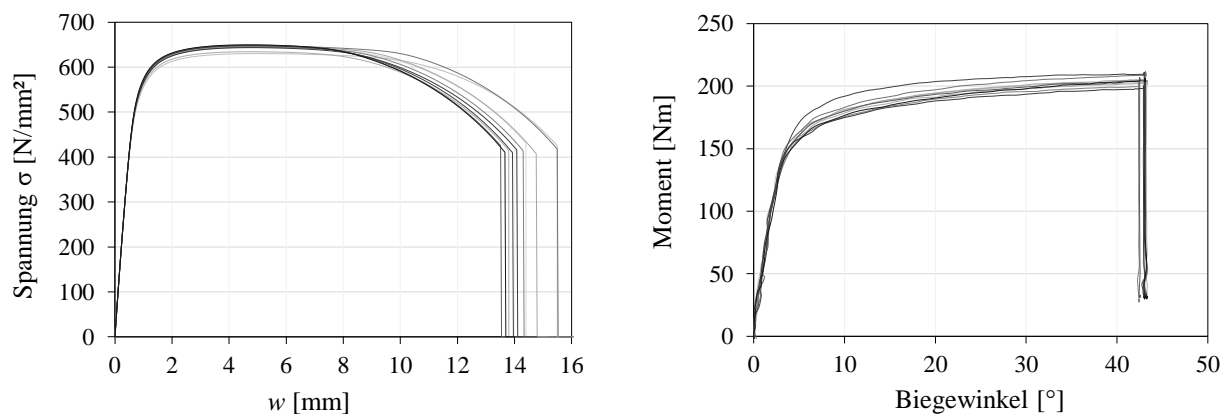
### 4-1.1 ZUGVERSUCHE

Die Ergebnisse aus den Zugversuchen der Stabdübel können der nachfolgenden Tabelle 4-1 entnommen werden. Eine Darstellung der Messkurven bietet Abbildung 4-1 (links).

**Tabelle 4-1:** Statistiken zur Zugfestigkeit  $f_u$  der Stabdübel

# 10	min [N/mm <sup>2</sup> ]	max [N/mm <sup>2</sup> ]	mean [N/mm <sup>2</sup> ]	median [N/mm <sup>2</sup> ]	COV [%]	$q_{05,emp}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Zugfestigkeit $f_u$	630,3	649,6	<b>643,7</b>	645,34	1,0	632,1

Das empirische 5 %-Quantil der Zugfestigkeit  $f_{u,05,emp} = 632,1$  N/mm<sup>2</sup> aus Tabelle 4-1 liegt 29 % über dem charakteristischen Wert der OENORM EN 1993-1-1 [30], welcher mit 490 N/mm<sup>2</sup> definiert ist. Im weiteren Verlauf wird der gemessene Mittelwert  $f_{u,mean} = 644$  N/mm<sup>2</sup> zur Abschätzung der Prüflasten und der charakteristische Wert  $f_{u,05,emp}$  zu Zwecken der Auswertungen herangezogen.



**Abbildung 4-1:** Messkurven der Zugversuche (links) und der Biegeversuche (rechts) der Stabdübel

### 4-1.2 BIEGEVERSUCHE

Die Messkurven der Biegeversuche werden in Abbildung 4-1 (rechts) gezeigt. Die Statistiken zu den versuchstechnisch ermittelten Fließmomenten sind in Tabelle 4-2 zusammengefasst, wobei die in Kapitel 3-4.1.2 vorgestellten Auswertungsvarianten verglichen werden.

Die Bestimmung des Fließmoments gemäß ON EN 409 [48] führt im Mittel zu knapp 10 % größeren Werten gegenüber dem Verfahren gemäß ON EN 14592 [53].

Der rechnerische Wert entsprechend EC 5 nach Gleichung (2.34) mit  $M_{y,k} = 121,26$  Nm auf Basis des empirischen 5 %-Quantils der Zugfestigkeit unterschätzt den Kennwert gemäß ON EN 409 [48] um rund

37 % und jenen gemäß ON EN 14592 [53] um 31 %. Wird der Vergleich auf dem Niveau der Mittelwerte geführt, folgen in etwa gleiche Verhältnisse.

**Tabelle 4-2:** Statistiken zum Fließmoment  $M_y$  der Stabdübel

# 10	min [Nm]	max [Nm]	mean [Nm]	median [Nm]	COV [%]	$q_{05,emp}$ [Nm]
$M_y$ lt. EN 409	185,19	201,72	<b>191,31</b>	191,33	2,5	185,78
$M_y$ lt. EN 14592	169,70	185,97	<b>174,50</b>	174,16	2,8	169,82

Für sämtliche weitere Betrachtungen wird der empirische Wert  $M_{y,mean} = 191,31 \text{ Nm}$  nach ON EN 409 [48] als Kennwert für das Biegemoment der Stabdübel herangezogen.

## 4-2 VORVERSUCHE

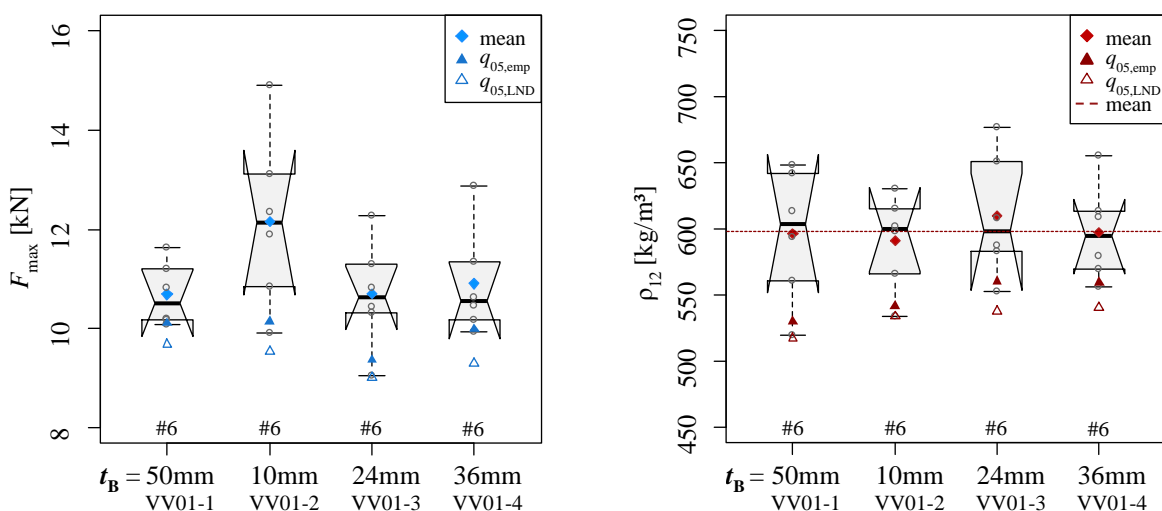
### 4-2.1 SERIE VV01

In der Serie VV01 wurden Untersuchungen in Anlehnung an ON EN 383 [25] zur Prüfung der Lochleibungsfestigkeit getätigt.

Aufgrund der vorherigen Sortierung der Lamellen kann eine homogene Rohdichteverteilung festgestellt werden, siehe Abbildung 4-2 (rechts). Der Gesamtmittelwert der Rohdichten liegt bei  $599 \text{ kg/m}^3$  und das empirische 5 %-Quantil bei  $537 \text{ kg/m}^3$ . Die dabei gemessenen Holzfeuchten liegen zwischen 10,5 % und 11,4 %, bei einem Mittelwert von 10,9 % über alle vier Subserien.

In Abbildung 4-2 (links) sind die erreichten Maximalkräfte dargestellt. Diese wurden ermittelt als die maximale Last, welche bis zum Bruch aufgebracht werden konnte. Es ist dabei ersichtlich, dass die Serien der Lochleibungsprüfkonfiguration (Serie VV01-1) und jene mit dicken Blechen (VV01-3 und VV01-4) annähernd idente Ergebnisse liefern. Lediglich Serie VV01-2, welche mit einer Blechstärke von 10 mm durchgeführt wurde, erzielte höhere Kräfte. Die Beobachtungen während des Prüfvorgangs zeigten, dass bei keiner der vier Serien Verformungen oder Verdrehungen der Bleche auftraten, vgl. Abbildung 3-3.

Tabelle 4-3 beinhaltet die statistischen Kenngrößen zu den beschriebenen Maximallasten. Ergänzend ist auch die Auswertung bis zu einer Maximalverformung von 5 mm angeführt.



**Abbildung 4-2:** Maximallasten bis zum Bruch (links) und Rohdichten (rechts) der Serie VV01

Weiters zeigt Abbildung 4-3 (links), dass bei den Maximalverformungen sehr große Streuungen auftraten, die Mittelwerte jedoch nur geringfügig abweichen und zwischen 4,8 mm und 5,8 mm liegen. Die größten

Auswirkungen scheinen die variierenden Prüfanschlüsse auf die Verschiebungsmoduln, ersichtlich in Abbildung 4-3 (rechts), zu haben. Sowohl bei Erst- als auch Wiederbelastung (dunkelgrau) sinkt die Steifigkeit bei zunehmender Außenblechstärke – mit Ausnahme des Lochleibungsprüfaufbaus. Die Bandbreite der Mittelwerte reicht dabei von 15,22 kN/mm bei einer Außenblechstärke von 10 mm bis 9,77 kN/mm bei  $t_{Bl} = 36$  mm.

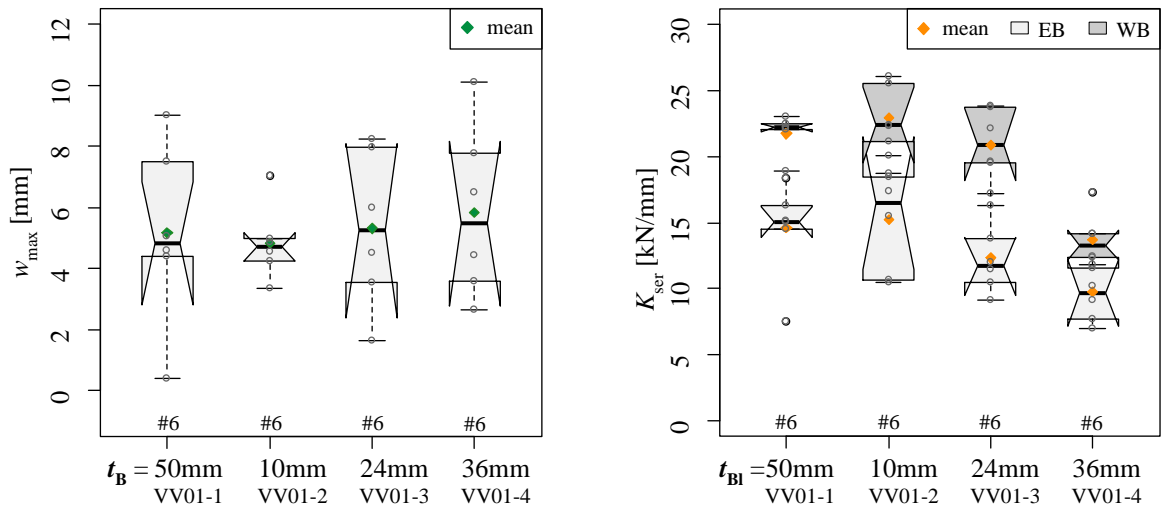


Abbildung 4-3: *Maximalverformung (links) und Verschiebungsmoduln (rechts) der Serie VV01*

Der Vergleich der Auswertungsvarianten für die Lochleibungsfestigkeit ist in Abbildung 4-4 und Tabelle 4-4 festgehalten. Die Festigkeiten nach Norm (bei einer Maximalverschiebung von 5 mm) sind gegenüber den Festigkeiten auf Basis der absoluten Maximallasten nur geringfügig kleiner. Die Abweichungen der Mittelwerte betragen weniger als 5 %.

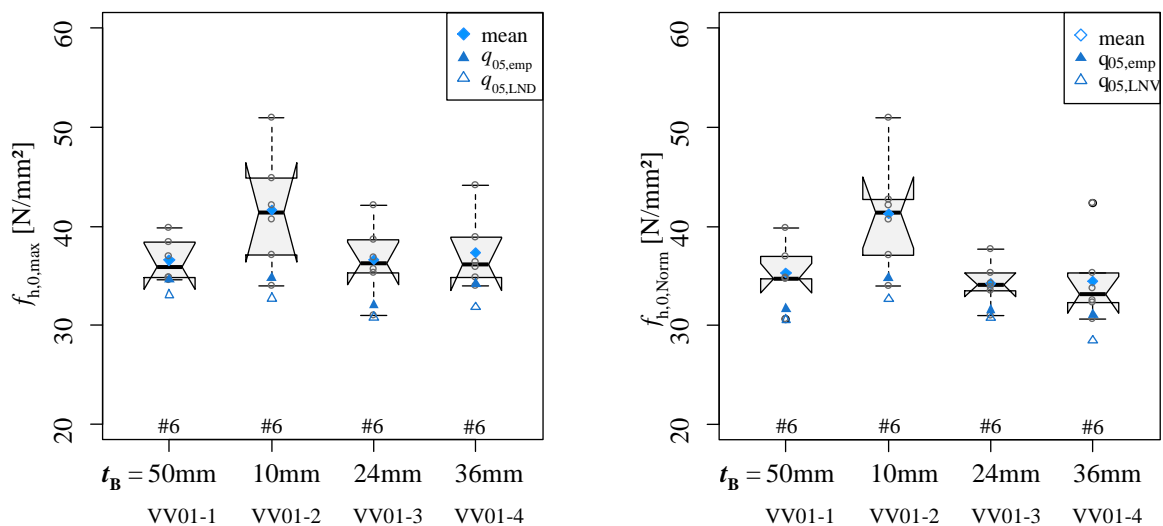


Abbildung 4-4: *Lochleibungsfestigkeiten  $f_{h,0,max}$  auf Basis der Maximallasten bis zum Bruch (links) und  $f_{h,0,Norm}$  bei einer Maximalverformung von 5 mm (rechts)*

**Tabelle 4-3: Statistische Kenngrößen der Maximallasten der Serie VV01**

	$t_B$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
$F_{max}^{1)}$	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
VV01-1	50	10,08	11,64	<b>10,69</b>	10,51	6,0	10,11	9,68
VV01-2	10	9,92	14,90	<b>12,17</b>	12,13	14,4	10,15	9,54
VV01-3	24	9,05	12,29	<b>10,70</b>	10,62	10,1	9,37	9,01
VV01-4	36	9,94	12,88	<b>10,91</b>	10,55	9,9	9,99	9,30
$F_{max, Norm}^{2)}$	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
VV01-1	50	8,96	11,64	<b>10,32</b>	10,18	8,6	9,25	8,92
VV01-2	10	9,92	14,90	<b>12,06</b>	12,13	14,1	10,15	9,53
VV01-3	24	9,05	11,37	<b>10,22</b>	10,34	7,5	9,23	9,00
VV01-4	36	9,32	12,88	<b>10,47</b>	10,06	12,0	9,45	8,64

Anmerkungen:

<sup>1)</sup> ...  $F_{max}$  = Höchstlast bis zum Bruch

<sup>2)</sup> ...  $F_{max, Norm}$  = Höchstlast bei einer Verformung  $\leq 5$  mm

**Tabelle 4-4: Statistische Kenngrößen der Lochleibungsfestigkeiten der Serie VV01**

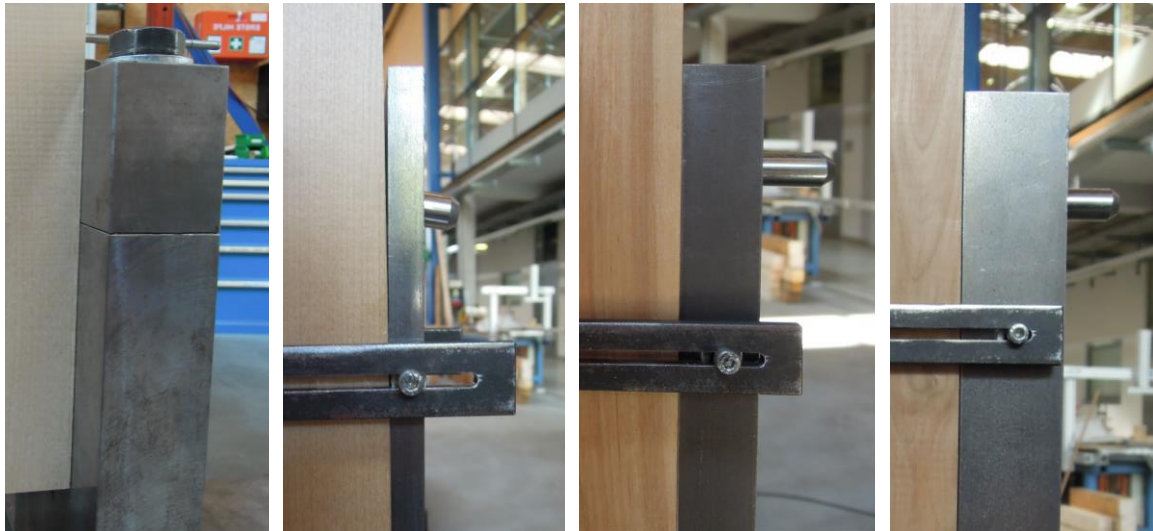
	$t_B$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
$f_{h,0,max}^{1)}$	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
VV01-1	50	34,55	39,81	<b>36,56</b>	35,92	6,0	34,60	33,09
VV01-2	10	33,99	50,91	<b>41,63</b>	41,44	14,3	34,78	32,69
VV01-3	24	30,95	42,06	<b>36,59</b>	36,25	10,1	32,05	30,79
VV01-4	36	33,99	44,09	<b>37,34</b>	36,12	9,9	34,20	31,81
$f_{h,0,norm}^{2)}$	[mm]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
VV01-1	50	30,69	39,81	<b>35,29</b>	34,76	8,5	31,69	30,54
VV01-2	10	33,99	50,91	<b>41,27</b>	41,44	14,0	34,78	32,66
VV01-3	24	30,95	37,73	<b>34,28</b>	34,07	6,5	31,59	30,74
VV01-4	36	30,65	42,31	<b>34,47</b>	33,12	12,0	31,08	28,46

Anmerkungen:

<sup>1)</sup> ...  $f_{h,0,max}$  = Lochleibungsfestigkeit auf Basis  $F_{max}$ 
<sup>2)</sup> ...  $f_{h,0,norm}$  = Lochleibungsfestigkeit auf Basis  $F_{max, Norm}$ 

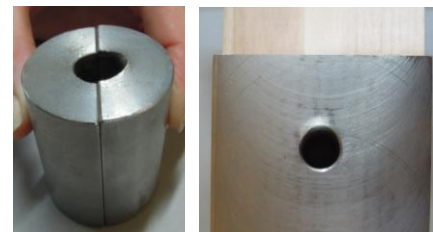
## 4-2.2 SERIE VV02

Mit den in Serie VV02 untersuchten Prüfkörperdimensionen konnte ein Versagen mit zwei Fließgelenken je Scherfuge erreicht werden. Ein seitliches Ausweichen der Bleche trat nur in Serie VV02-2 bei einer Außenblechstärke von 10 mm auf, siehe Abbildung 4-5. Dies war, begründet durch die geringe Blechstärke, ein absehbares Ergebnis. Zudem ist zu beachten, dass aufgrund der Definition für „dicke Bleche“ nach OENORM EN 1995-1-1 [1] die Blechstärke mindestens dem Stabdübeldurchmesser entsprechen muss. Erst dann kann eine volle Einspannung des Stabdübels erreicht werden. Es war folglich gegenüber den übrigen Serien aus VV02 eine geringere Traglast zu erwarten. Der Bemessungsansatz konnte durch die Prüfergebnisse bestätigt werden.



**Abbildung 4-5:** Lage der Stahlbleche nach Versuchsdurchführung der einzelnen Serien VV02-1 bis VV02-4 (von links nach rechts)

Im Laufe der ersten Versuchsreihe VV02-1 wurde festgestellt, dass aufgrund der großen Verformungen des Stabdübels auch eine Deformation der Lochleibung im Stahl auftritt, ersichtlich in Abb. 4-6. Diese Aufweitung des Loches verursachte eine abweichende Ausgangslage bei den aufeinanderfolgenden Prüfungen. In Hinblick auf die Vielzahl an Prüfdurchgängen wäre aufgrund dessen die unbeeinflusste Vergleichbarkeit der einzelnen Serien nicht mehr gegeben.



**Abb. 4-6:** Deformierte Lochleibung der Stahteile

Da dieser Umstand erst nach mehreren Prüfdurchgängen erkannt wurde, kann ein daraus resultierender Einfluss auf die Prüfergebnisse der Serie VV02-1 nicht ausgeschlossen werden. In den nachfolgenden Serien VV02-2 bis VV02-4 wurden jeweils zwei der sechs geplanten Prüfungen durchgeführt, da die Bleche nur für zwei unabhängige Durchgänge verwendet werden konnten. Zudem wurden die Versuche bei einer Verformung von 15 mm abgebrochen, um weitreichende Deformationen in den Blechen zu verhindern. Aufgrund der unvollständigen Prüfdurchführung werden die Ergebnisse an dieser Stelle nicht weiter betrachtet, sie können jedoch dem ANHANG D entnommen werden.

### 4-2.3 RESÜMEE UND ERKENNTNISSE FÜR DIE HAUPTVERSUCHE

Die Vorversuchsreihe VV01 zeigte, dass gegenüber Hohenwarter [24] höhere Lochleibungsfestigkeiten erzielt werden konnten – ein ausführlicher Vergleich wird in Kapitel 5 geführt. Bei den untersuchten Prüfanschlüssen wird bei einer Stahlblechdicke  $\geq 24$  mm, sprich  $2d$ , kein Einfluss auf die Prüfergebnisse festgestellt.

Mithilfe der Versuchsserien aus VV02 konnten die Erkenntnisse bezüglich der erforderlichen Stahlblechdicke bestätigt werden. Für die Hauptversuche wurde dennoch die Blechstärke  $t_{BI} = 36$  mm bzw.  $3d$  verwendet. Für spätere Verifizierungsversuche mit  $d_{verif.} = 8$  mm stehen somit ebenfalls Bleche mit  $3d_{verif.}$  zur Verfügung, die Bohrung für Verschleißteile (wie unter 3-2.2 beschrieben) kann dabei kleiner ausfallen.

Aufgrund der Verformung der Stahllochleibung beim Auftreten von Fließgelenken im Stabdübel wurde der Einsatz der bereits erwähnten Verschleißteile erforderlich.

Die erwarteten Lasten der Serie VV02 wurden im Mittel um rund 40 % übertroffen. Eine Rückrechnung auf die Lochleibungsfestigkeit unter Heranziehen der Bemessungsformeln nach EC 5 [1] resultierte in unwahrscheinlich hohen Werten. Unter Ansatz des aus den Stabdübelbiegeversuchen ermittelten



Fließmoments ( $\sim 191 \text{ kNm}$ ) wäre eine Lochleibungsfestigkeit von in etwa  $55 \text{ N/mm}^2$  erforderlich gewesen. Dieser Wert ist um rund 45% größer als der Mittelwert  $f_{h,0,\text{max,mean}} = 38,03 \text{ N/mm}^2$  über alle Subserien von VV01. Werden nur die ähnlichen Ergebnisse der Serien VV01-1, VV01-3 und VV01-4 herangezogen, steigt die Differenz sogar auf 50%.

Der gewählte Bohrlochdurchmesser in den Stahlteilen mit  $\varnothing = 12,2 \text{ mm}$  zusammen mit den passgenauen Bohrungen im Holz ermöglichte einen problemlosen Einbau der Stabdübel. Weiters konnte durch das geringe Spiel der in Möller [40] aufgetretene Effekt einer geänderten Reihenfolge der Fließgelenkbildung vermieden werden, vgl. Abbildung 4-7.

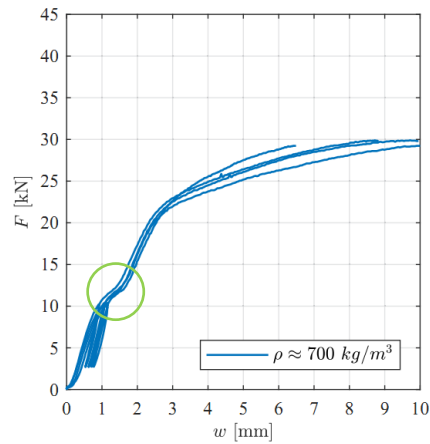


Abbildung 4-7: *Kraft-Weg-Diagramm einer zweischnittigen Verbindung mit außenliegenden Blechen aus Möller [40]*



## 4-3 HAUPTVERSUCHE

### 4-3.1 HOLZFEUCHTIGKEIT

Die Verteilung der Holzfeuchten in Abbildung 4-8 zeigt, dass die Werte zum größten Teil zwischen  $u = 9\% \div 10\%$  liegen. Im Vergleich der einzelnen Serien in Tabelle 4-5 ist zudem ersichtlich, dass keine großen Abweichungen untereinander zu verzeichnen sind. Die Mittelwerte liegen im Bereich zwischen  $9,2\% \div 10\%$ , bei einem absoluten Mittelwert von  $9,6\%$ . Die Bandbreite aller Serien beträgt  $\Delta u = 2,0\%$ , weshalb von einem vernachlässigbaren Einfluss der Holzfeuchte auf die Prüfergebnisse ausgegangen werden kann.

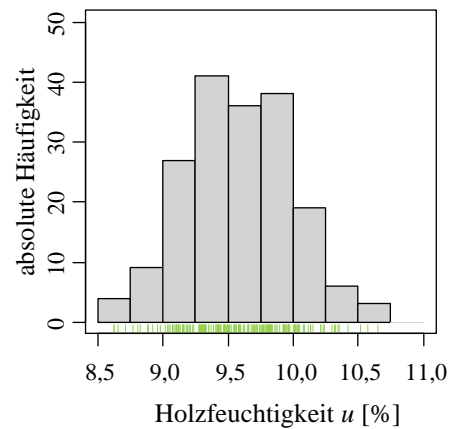


Abbildung 4-8: Häufigkeitsverteilung der Holzfeuchten

Tabelle 4-5: Statistische Kenngrößen der Holzfeuchtigkeit  $u$  aller Hauptprüferien

Serie	#	$u_{\min}$ [%]	$u_{\max}$ [%]	$\Delta u$ [%]	$u_{\text{mean}}$ [%]	$u_{\text{median}}$ [%]	COV [%]	
B1	B1.1	10	8,9	9,7	0,8	9,3	9,2	2,2
	B1.2	10	8,8	9,4	0,6	9,2	9,1	2,4
	B1.3	10	8,6	9,8	1,2	9,2	9,1	4,3
B2	B2.1	10	9,1	10,2	1,1	9,5	9,3	3,8
	B2.2	10	8,8	10,2	1,4	9,6	9,7	4,4
B3	B3.1	10	9,2	10,7	1,5	9,9	9,9	4,4
	B3.2	10	8,6	10,3	1,7	9,3	9,1	6,1
	B3.2b	6	9,2	10,0	0,8	9,5	9,5	3,2
	B3.3	10	9,0	10,0	1,0	9,5	9,5	3,3
B4	B3.4	10	8,8	10,0	1,2	9,5	9,5	4,1
	B4.1	12	9,5	10,0	0,5	9,8	9,8	1,6
	B4.2	11	9,4	10,2	0,8	9,8	9,7	2,5
B5	B4.4	11	9,3	10,1	0,8	9,6	9,5	2,5
	B5.1	11	9,1	9,6	0,5	9,4	9,5	2,0
B6	B5.2	11	9,1	9,6	0,5	9,3	9,3	1,7
	B6.1	10	9,7	10,3	0,6	10,0	10,0	1,9
	B6.2	10	9,7	10,5	0,9	10,0	10,0	3,0
	B6.3	10	9,7	10,3	0,7	9,9	9,9	2,2
GESAMT	182		8,6	10,7	2,0	9,6	9,6	4,2

### 4-3.2 ÜBERSICHT ÜBER DIE ROHDICHTEN

Anhand der Häufigkeitsverteilung in Abbildung 4-9 ist erkennbar, dass sich die Rohdichte über eine große Bandbreite von  $250 \text{ kg/m}^3$  erstreckt. Der Großteil der Proben liegt jedoch in einem Bereich zwischen  $575 \div 675 \text{ kg/m}^3$ . Besonders die obersten Werte stellen einzelne Ausreißer dar.

Zudem ist ein Überblick der Rohdichten bei der Referenzholzfeuchte von  $u_{\text{ref}} = 12\%$  sämtlicher Serien der Hauptversuche in Abbildung 4-10 und eine Zusammenfassung der Daten in Tabelle 4-6 dargestellt. Die Zahlenwerte der einzelnen Serien sind in den nachfolgenden Einzelkapiteln der Serien enthalten.

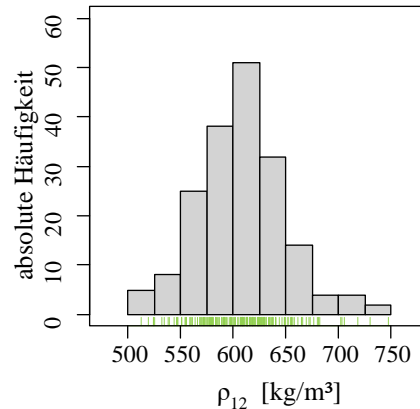


Abbildung 4-9: Häufigkeitsverteilung der Rohdichten

Unter Berücksichtigung der insgesamt 182 Versuche können der Mittelwert  $\rho_{12,\text{mean}} = 608 \text{ kg/m}^3$  und das empirische 5 %-Quantil  $\rho_{12,05,\text{emp}} = 544 \text{ kg/m}^3$  festgehalten werden.

Tabelle 4-6: Statistische Kennrößen der Rohdichte aller Hauptversuche bei 12 % Holzfeuchtigkeit

#	$\rho_{12,\text{min}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	$\rho_{12,\text{max}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	$\rho_{12,\text{mean}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	$\rho_{12,\text{median}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	COV [%]	$\rho_{12,05,\text{emp}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]	$\rho_{12,05,\text{LND}}$ [kg/mm <sup>3</sup> ]
GESAMT	182	512	748	<b>608</b>	6,7	544	543

Obwohl eine Bandbreite der Rohdichtemittelwerte von  $56 \text{ kg/m}^3$  erkennbar ist, wird der Einfluss auf die Prüfergebnisse als untergeordnet betrachtet. Korrelationsuntersuchungen von Rohdichte und Maximallast bzw. Lochleibungsfestigkeiten brachten keine eindeutig erkennbaren Zusammenhänge hervor. Dies ist teils den geringen Prüfkörperanzahlen geschuldet.

Zudem wird die Einflussgröße auch beim aktuellen Bemessungsansatz des EC5 für den gesuchten Versagensmodus 3 nur mit  $\sqrt{\rho_k}$  berücksichtigt, wodurch sich Rohdichteschwankungen relativieren.

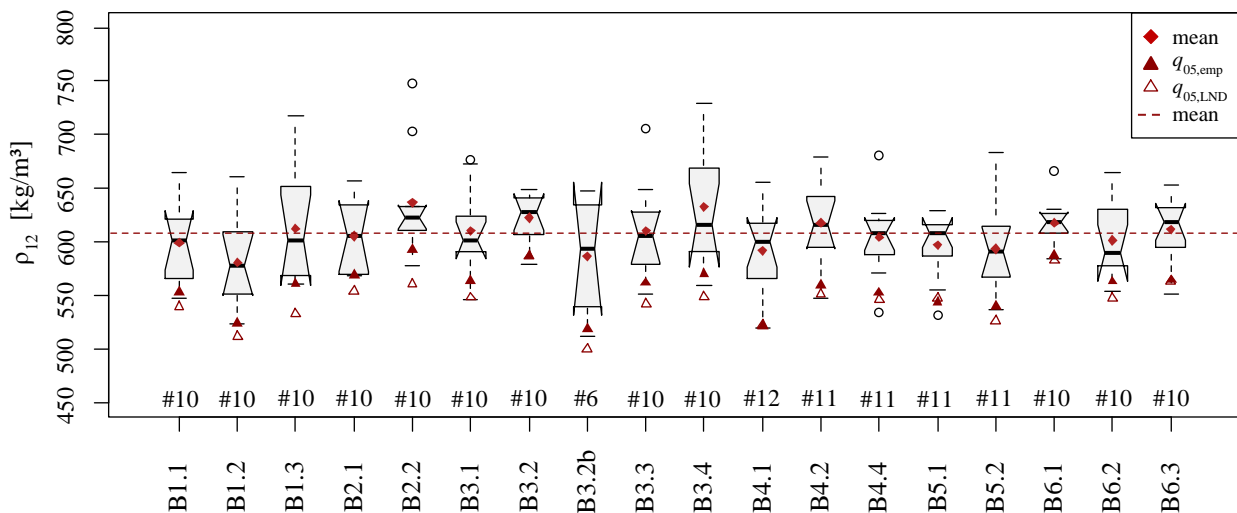


Abbildung 4-10: Überblick der Rohdichten aus den Hauptversuchen

### 4-3.2.1 Rohdichtevergleich der Serien B1, B2 und B3

Wie bereits erwähnt, konnten aus einer Rohlamelle zwei bis drei Prüfkörper der Serien B1, B2 und B3 hergestellt werden. Dies ermöglicht einen Vergleich der Rohdichten der aus den gleichen Pfosten stammenden Proben. In Abbildung 4-11 ist ersichtlich, dass teils große Differenzen festgestellt werden konnten. Die größte Abweichung tritt bei Rohlamelle Nummer 8 mit 90 kg/m<sup>3</sup> auf.

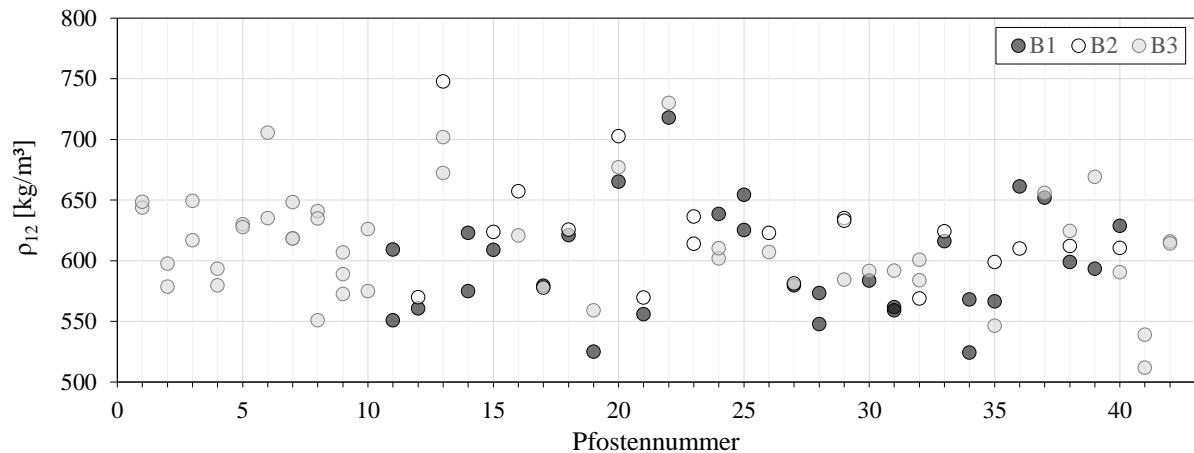


Abbildung 4-11: Rohdichtevergleich der Prüfkörper aus den Serien B1, B2 und B3

### 4-3.3 ÜBERSICHT ÜBER DIE VERSCHIEBUNGSMODULN

Der Verschiebungsmodul  $K_{ser}$  wurde für sämtliche Serien der Hauptversuche sowohl für den Erst-, wie auch für den Wiederbelastungsast der Hysterese ausgewertet. Ein Vergleich aller Serien ist in Abbildung 4-12, gruppiert nach Schnittigkeit  $s$  und Anzahl der Stabdübel in einer Reihe  $n$ , dargestellt, wobei die gezeigten Daten je Stabdübel und Scherfuge zu verstehen sind. Die angegebene Anzahl der geprüften Verbindungen im unteren Bereich der Grafik gilt bei nur einem Wert für beide Verschiebungsmoduln, sind zwei unterschiedliche Zahlen vermerkt, bezieht sich der obere auf die Wiederbelastung. Bei Serie B6 wurden beide Anschlüsse eines Prüfkörpers betrachtet, woraus die größeren Versuchsanzahlen resultieren.

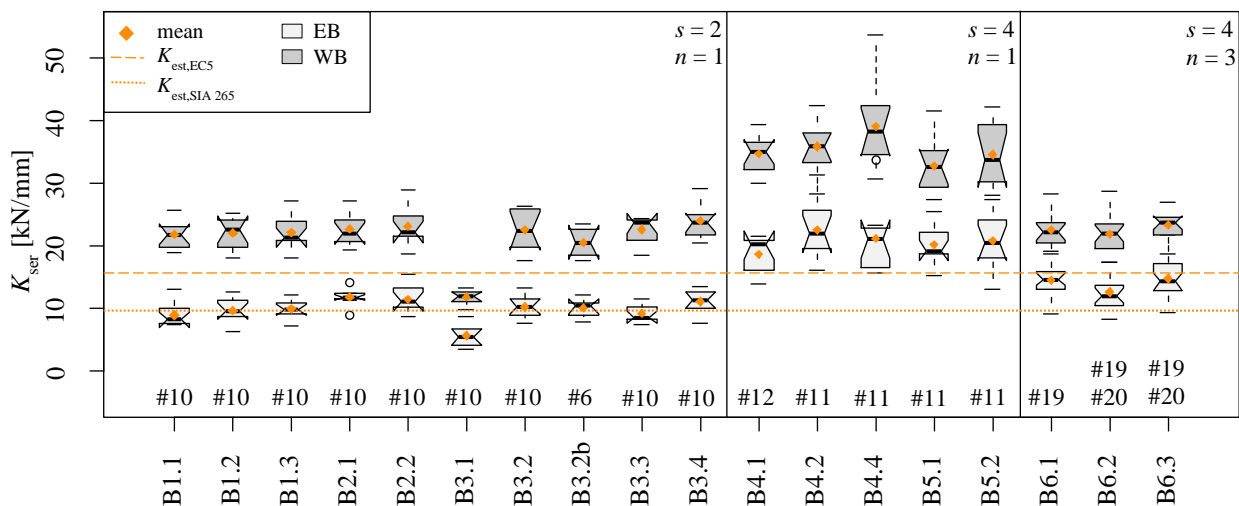


Abbildung 4-12: Überblick über die Verschiebungsmoduln je Scherfuge und Stabdübel bei Erst- (hell) und Wiederbelastung (dunkel)

Als gestrichelte Linie eingetragen ist die Schätzung der Verbindungssteifigkeit nach Gleichung (2.44) aus ON EN 1995-1-1 [1] mit einem Faktor 2,0 für Stahl-Holz-Verbindungen und  $\rho_{mean} = 610 \text{ kg/m}^3$ . Die zweite, punktierte Linie entspricht dem Schätzwert nach SIA 265 [2] entsprechend Tabelle 2-8 mit  $\rho_k = 545 \text{ kg/m}^3$ .

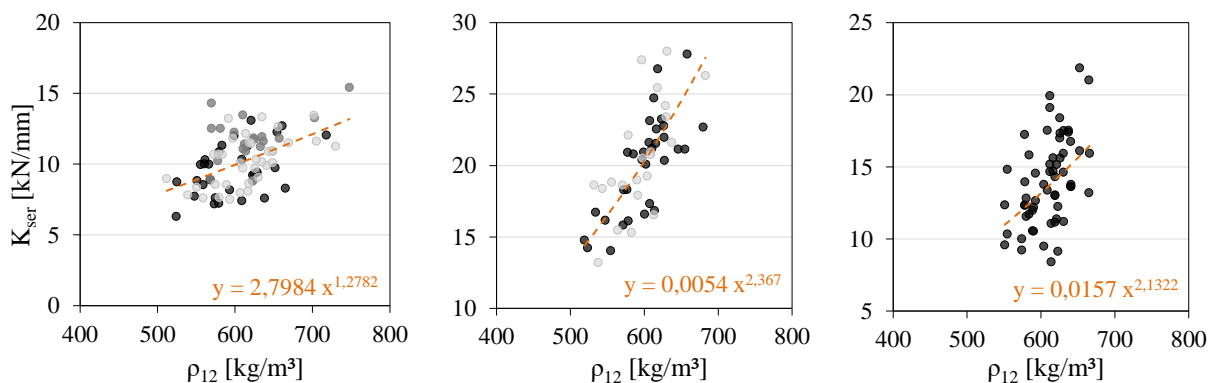
Im Vergleich zu den übrigen zweischnittigen Verbindungen sind bei Serie B3.1, welche die Lochleibungsprüfung repräsentiert, deutlich geringere Steifigkeiten zu verzeichnen. Die kleine Mittelholzschlankheit von  $\lambda_m = 2$  beziehungsweise der aufgetretene Versagensmodus 1 kennzeichnen diese Serie. Ein entsprechender Trend der Erstbelastungsmodul bei Variation der Mittelholzschlankheit in Serie B3 (inklusive B1.2) kann nicht festgestellt werden. Auch bei den Wiederbelastungswerten ist kein eindeutiger Zusammenhang vernehmbar.

Auffallend ist des Weiteren die Steifigkeitszunahme bei vierschnittigen Verbindungen mit einem Stabdübel gegenüber der zweischnittigen Variante. Bei Serie B4 folgt, im Gegensatz zur Erstbelastung, der Modul der Wiederbelastung dem Trend der zunehmenden Querschnittsbreite.

Die Ergebnisse der Serie B6, welche als vierschnittige Verbindung mit drei Stabdübeln in einer Reihe ausgeführt wurde, zeigen einen Abfall des Verschiebungsmoduls bei mehreren Verbindungsmitteln hintereinander. Dass somit auch der Verschiebungsmodul einer effektiven Stabdübelanzahl unterliegt, ist evident, bedarf jedoch weiteren Untersuchungen. Weder die Erstbelastungs- noch die Wiederbelastungssteifigkeit folgen einem steigenden Trend bei zunehmendem Abstand zwischen den Stabdübeln.

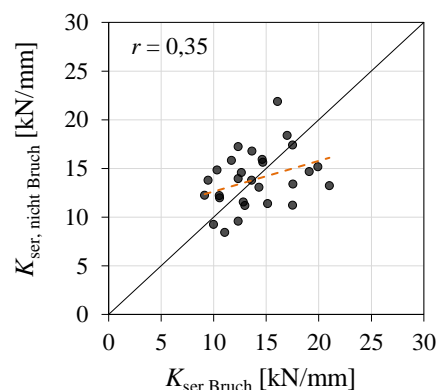
Die entsprechenden Zahlenwerte zur Abbildung 4-12, sowie genauere Betrachtungen der einzelnen Hauptserien sind in den nachfolgenden Kapiteln enthalten.

Aufgrund der zuvor vorgestellten Ergebnisse wurden die Prüfwerte der Verschiebungsmoduln bei Erstbelastung den Rohdichten der Prüfkörper gegenübergestellt, siehe Abbildung 4-13. Die Streudiagramme wurden mit den Trends auf Basis einer Potenzfunktion ergänzt. Die Gruppierung erfolgte entsprechend Abbildung 4-12, wobei die Lochleibungsprüfserie B3.1 nicht miteinbezogen wurde. Es wird deutlich, dass der Zusammenhang stark von den betrachteten Serien abhängig ist und kein homogenes Modell gefunden werden kann.



**Abbildung 4-13:** Zusammenhang der Rohdichte mit dem Verschiebungsmodul  $K_{ser,EB}$  (bei Erstbelastung) für die Serien B1 ÷ B3 (ohne B3.1, links), B4 und B5 (Mitte) und B6 (rechts)

Für eine abschließende Betrachtung wurde Serie B6 mit den beidseitig geprüften Anschlüssen herangezogen. In Abbildung 4-14 werden die Steifigkeitsmodule der Erstbelastung der Seite des Versagens jenen der bei Versuchsende intakten Verbindungen gegenübergestellt (inkl. linearem Trend). Es ist ersichtlich, dass obgleich der ungefähr gleichen Rohdichte der beiden Verbindungen große Differenzen in den Steifigkeiten auftreten. Der Korrelationskoeffizient beträgt nur rund 0,35. Diese Erkenntnisse sind in Hinblick auf die normativ geregelten Schätzlasten von Interesse, siehe dazu Kapitel 5-4.



**Abbildung 4-14:** Gegenüberstellung  $K_{ser}$  der Bruch- und der Nicht-Bruch-Seite

### 4-3.4 LAST-VERFORMUNGSKURVE

Abbildung 4-15 zeigt einen typischen Kraftverlauf über Weg und Zeit. Es ist dabei die annähernd lineare Beziehung der Last-Verformungskurve bei Erstbelastung bis zum Fließen des Stabdübels ersichtlich. Ab diesem Punkt (für Prüfkörper B3.4-10 bei ca. 30 kN) flacht die Kurve ab, sodass bei weiterer Verformungszunahme nur mehr ein geringer Lastzuwachs erkennbar ist. Damit kann auch die Relevanz der Fließgelenkbildung im Stabdübel erklärt werden. Kommt es zu einem frühzeitigen Aufspalten, liegt der Bruchpunkt im steilen Bereich der Kurve und das volle Traglastpotential der Verbindung kann nicht ausgeschöpft werden.

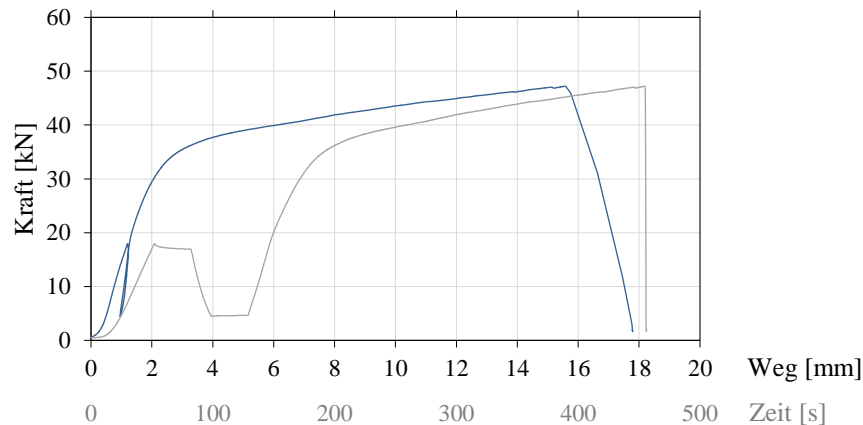


Abbildung 4-15: Messkurve des Prüfkörpers B3.4-10

Aufgrund der großen Maximalverformung kann hier von einer sehr duktilen Verbindung gesprochen werden. Es ist daher festzuhalten, dass ein großes Deformationsvermögen zum größten Teil der Duktilität zugutekommt, die Tragfähigkeit aber nur mehr geringfügig gesteigert wird. Die Steifigkeit im Grenzzustand der Tragfähigkeit (sprich Verschiebungsmodul  $K_u$ ) wird dadurch allerdings maßgeblich verringert.

Die Messkurven aller Serien sind in ANHANG C abgebildet.

### 4-3.5 SERIE B1 – HIRNHOLZABSTAND

In allen drei Subserien wurde bei sämtlichen Prüfkörpern der gewünschte Versagensmodus 3 mit zwei Fließgelenken je Scherfuge erreicht, vgl. Abbildung 4-16. Wie nachfolgend gezeigt, konnten jedoch Unterschiede bei den erreichten Traglasten und den Maximalverformungen (sprich den Verformungen bei  $F_{max}$ ) festgestellt werden.

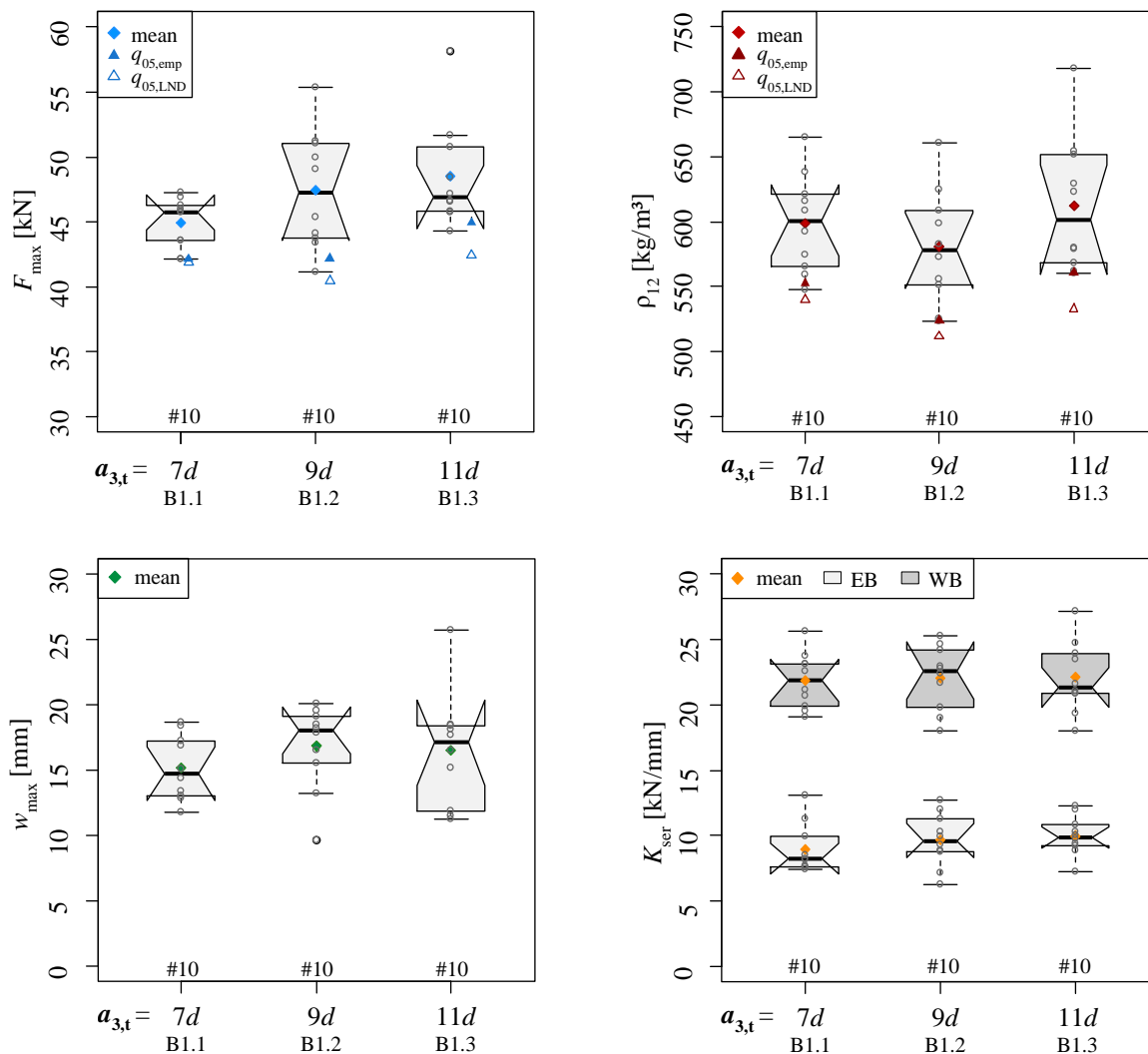


Abbildung 4-16: Detailaufnahmen der Prüfkörper B1.1-03 (links), B1.2-09 (Mitte) und B1.3-09 (rechts)

Die nachfolgende Abbildung 4-17 zeigt anhand von Boxplots den Vergleich der Subserien B1.1, B1.2 und B1.3 hinsichtlich maximaler Traglast (oben links), maximaler Verformung (unten links), Rohdichte (oben rechts) und den Verschiebungsmoduln (unten rechts). Die den Grafiken entsprechenden Zahlenwerte

ausgewählter statistischer Kenngrößen sind anschließend in Tabelle 4-7 (Maximallast und Rohdichte) und Tabelle 4-8 (Maximalverformung und Verschiebungsmodul) zusammengefasst.

Aus Abbildung 4-17 und Tabelle 4-7 sowie Tabelle 4-8 ist erkennbar, dass bei einer Vorholzlänge von  $7d$  sowohl bei der Maximallast als auch -verformung noch ein Anstieg zu den weiteren Serien festgestellt werden kann. Der Vergleich der Lastmediane bei  $9d$  und  $11d$  belasteter Hirnholzlänge zeigt nur geringe Abweichungen. Obwohl der Wert der Serie B1.3 ( $a_{3,t} = 11d$ ) geringfügig niedriger liegt, wird nicht von einem Lastabfall bei weiterer Zunahme der Vorholzlänge ausgegangen. Gleiches gilt auch für die Maximalverformung. Dieses Resultat kann auf die großen Streuungen des Materials und der geringen Prüfkörperanzahl je Serie zurückgeführt werden. Der Unterschied der Mediane ist in allen Fällen aufgrund der 95 %-Konfidenzintervalle als nicht signifikant einzustufen.



**Abbildung 4-17:** Maximallasten (oben links) und -verschiebungen (unten links), Rohdichten (oben rechts) und Verschiebungsmodul (unten rechts) der Serie B1 (Variation des Abstands zum belasteten Hirnholzende  $a_{3,t}$ )

Wie die Ergebnisse zeigen, liegt die Serie B1.2 mit einer mittleren Rohdichte von  $584 \text{ kg/m}^3$  unter jenen der Vergleichsserien (B1.1 mit  $599 \text{ kg/m}^3$  und B1.3 mit  $612 \text{ kg/m}^3$ ). Dennoch wurden bei dieser Serie die größten Traglasten erreicht, wodurch die Annahme des geringen Einflusses der Rohdichte im Modus 3 des Versagens weiter gestützt wird.

Bei Betrachtung der Verschiebungsmoduln ist ein Faktor größer 2,0 zwischen der Erst- und der Wiederbelastung festzustellen. Ein Anstieg der Verbindungssteifigkeiten von Serie B1.1 zu B1.2 ist erkennbar, die Unterschiede fallen aber in allen Vergleichen nicht signifikant aus.

**Tabelle 4-7: Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften und der Rohdichte der Serie B1**

	$a_{3,t}$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
$F_{max}$	[d]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
B1.1	<b>7</b>	42,11	47,27	<b>44,94</b>	45,77	4,3	42,14	41,84
B1.2	<b>9</b>	41,13	55,32	<b>47,44</b>	47,23	9,5	42,16	40,45
B1.3	<b>11</b>	44,26	58,18	<b>48,53</b>	46,92	8,4	44,91	42,40
$\rho_{12}$	[d]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B1.1	<b>7</b>	548	665	<b>599</b>	601	6,3	553	540
B1.2	<b>9</b>	524	661	<b>581</b>	578	7,6	525	512
B1.3	<b>11</b>	560	718	<b>612</b>	601	8,5	561	533

**Tabelle 4-8: Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B1**

	$a_{3,t}$	min	max	mean	median	COV
$w_{max}$	[d]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B1.1	<b>7</b>	11,8	18,7	<b>15,2</b>	14,8	16,2
B1.2	<b>9</b>	9,7	20,1	<b>16,9</b>	18,1	19,4
B1.3	<b>11</b>	11,3	25,8	<b>16,5</b>	17,1	26,5
$K_{ser,EB}$	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B1.1	<b>7</b>	7 418	13 091	<b>8 967</b>	8 235	21,1
B1.2	<b>9</b>	6 310	12 694	<b>9 671</b>	9 637	21,0
B1.3	<b>11</b>	7 236	12 266	<b>9 998</b>	9 873	15,0
$K_{ser,WB}$	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B1.1	<b>7</b>	19 066	25 672	<b>21 863</b>	21 886	9,7
B1.2	<b>9</b>	17 995	25 302	<b>22 082</b>	22 623	11,1
B1.3	<b>11</b>	18 034	27 153	<b>22 123</b>	21 337	12,2

Aufgrund der gewonnenen Erkenntnisse wurde der optimale **Abstand zum belasteten Hirnholz  $a_{3,t} = 9d$**  identifiziert und für die weiteren Versuche angewendet. Die im Mittel erreichte Maximalkraft beträgt bei der entsprechenden Serie B1.2 47,44 kN bei einem mittleren Verformungsweg von 16,9 mm.

### 4-3.6 SERIE B2 – SEITLICHER RANDABSTAND

In Abbildung 4-18 ist erkennbar, dass im Zuge der Variation des seitlichen Randabstands  $a_{4,c}$  die Ausprägungen der Fließgelenke zwischen den Subserien der Serie B2 stark differieren. Dies spiegeln auch die Ergebnisse der Maximallasten und -verformungen wider, welche in Abbildung 4-19, Tabelle 4-9 und Tabelle 4-10 veranschaulicht werden. Die gewonnenen Daten bezüglich Rohdichte und Verschiebungsmoduln können ebenfalls dieser Abbildung und diesen Tabellen entnommen werden.





Abbildung 4-18: Detailaufnahmen der Prüfkörper B2.1-08 (links), B2.2-07 (Mitte) und B1.2-09 (rechts)

Bei der Maximalverformung konnte mit zunehmendem Seitenrandabstand der Median jeweils signifikant erhöht werden, vgl. Abbildung 4-19 (unten links). Aufgrund der geringen Verformungswege der Serie B2.1 kam es dort erstmals zu sehr schwach ausgebildeten Fließgelenken im Stabdübel. Ein Versagen im Modus 3 konnte durch die gewählten Dimensionen dieser Subserie daher nicht sichergestellt werden.

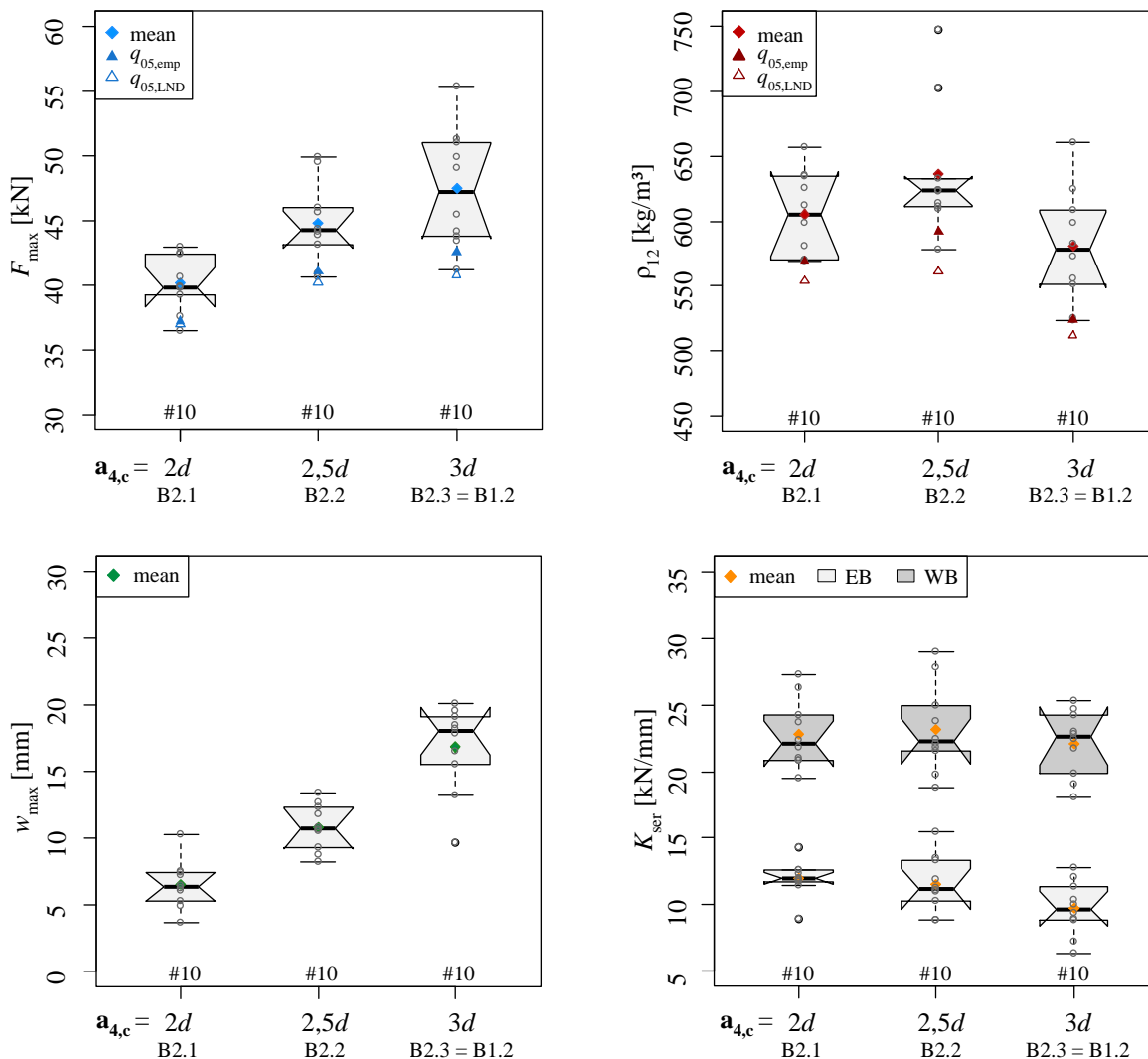


Abbildung 4-19: Maximallasten (oben links) und -verschiebungen (unten links), Rohdichten (oben rechts) und Verschiebungsmoduln (unten rechts) der Serie B2 (Variation des Abstands zum Seitenrand  $a_{4,c}$ )

Aufgrund der großen Streuung der Serie B2.3 = B1.2 lassen die Konfidenzintervalle der Lastmediane in Bezug auf Serie B2.2 auf einen nichtsignifikanten Unterschied schließen, siehe Abbildung 4-19

(oben links). Die Differenz der Mittelwerte beträgt rund 2,65 kN. Auch in diesem Vergleich weist die Serie B2.3 = B1.2 im Mittel die geringste Rohdichte auf, zeigt aber Höchstwerte in Hinblick auf Traglast, Maximalverformung und Verschiebungsmodul bei Wiederbelastung.

**Tabelle 4-9:** *Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften und der Rohdichte der Serie B2*

	$a_{4,c}$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
$F_{max}$	[d]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
B2.1	<b>2</b>	36,44	42,95	<b>40,11</b>	39,82	5,2	36,95	36,72
B2.2	<b>2,5</b>	40,59	49,85	<b>44,79</b>	44,27	7,0	40,71	39,89
B2.3 = B1.2	<b>3</b>	41,13	55,32	<b>47,44</b>	47,23	9,5	42,16	40,45
$\rho_{12}$	[d]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B2.1	<b>2</b>	569	657	<b>605</b>	606	5,4	569	554
B2.2	<b>2,5</b>	578	748	<b>637</b>	623	7,9	592	561
B2.3 = B1.2	<b>3</b>	524	661	<b>581</b>	578	7,6	525	512

**Tabelle 4-10:** *Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B2*

	$a_{4,c}$	min	max	mean	median	COV
$w_{max}$	[d]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B2.1	<b>2</b>	3,7	10,3	<b>6,5</b>	6,4	27,5
B2.2	<b>2,5</b>	8,3	13,4	<b>10,8</b>	10,7	15,8
B2.3 = B1.2	<b>3</b>	9,7	20,1	<b>16,9</b>	18,1	19,4
$K_{ser,EB}$	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B2.1	<b>2</b>	8 894	14 298	<b>11 905</b>	11 883	11,2
B2.2	<b>2,5</b>	8 781	15 413	<b>11 501</b>	11 147	18,2
B2.3 = B1.2	<b>3</b>	6 310	12 694	<b>9 671</b>	9 637	21,0
$K_{ser,WB}$	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B2.1	<b>2</b>	19 492	27 289	<b>22 762</b>	22 048	11,2
B2.2	<b>2,5</b>	18 732	28 996	<b>23 156</b>	22 217	14,2
B2.3 = B1.2	<b>3</b>	17 995	25 302	<b>22 082</b>	22 623	11,1

Im zu Beginn festgelegten Prüfplan waren keine Prüfungen mit einem seitlichen Randabstand  $> 3d$  vorgesehen, weshalb an dieser Stelle nicht festgehalten werden kann, ob weitere Last- und Verformungssteigerungen zufolge eines weiter gesteigerten Randabstandes möglich wären.

Für die weiteren Untersuchungen wird der **Seitenrandabstand** mit  $a_{4,c} = 3d$  festgelegt. Die dieses Ergebnis abbildende Serie B2.3 entspricht der Serie B1.2 aus Step 1.

## 4-3.7 SERIE B3 – MITTELHOLZSCHLANKHEIT

### 4-3.7.1 Serie B3.1 – Lochleibungsfestigkeit

Aufgrund des abweichenden Versagensmechanismus und der differierenden Auswertungsmethode gilt es hier, die Serie B3.1 gesondert zu betrachten. Vergleichend zur Auswertung in Anlehnung an ON EN 383 [25] wird auch eine Variante zur Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen der übrigen Serien geführt. Dabei werden die Maximallasten bis zum Bruch (ohne Berücksichtigung der 5 mm Verformungsgrenze nach [25]) herangezogen.

Die Versagensbilder reichen von kaum deformierter Lochleibung bis hin zu sehr duktilem Aufweiten. Bei letzterem ist die Verdrängung des Holzes nach außen hin meist deutlich sichtbar. Das endgültige Versagen tritt mit dem Aufspalten des Prüfkörpers oder Ausbrechen eines Keils ein, siehe Abbildung 4-20 (rechts).

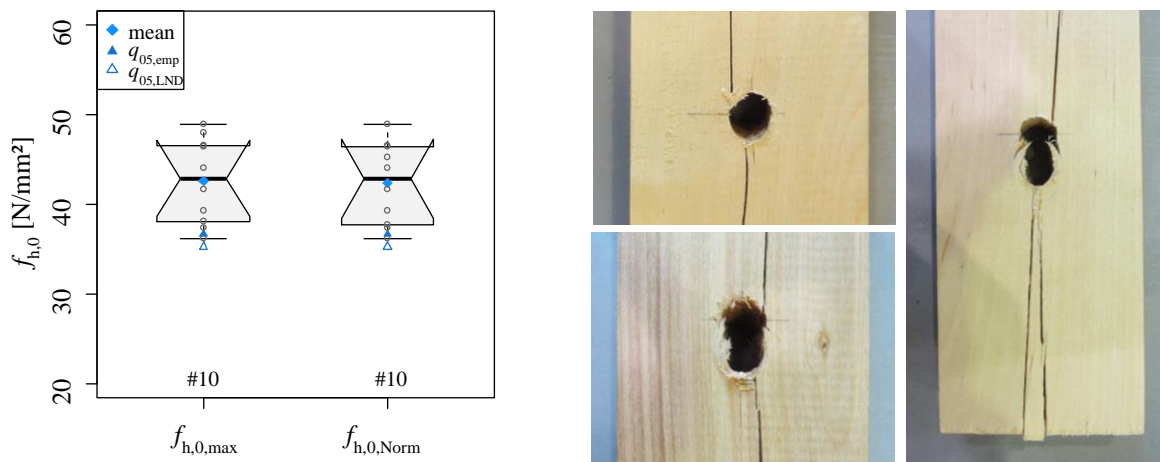


Abbildung 4-20: Lochleibungsfestigkeiten (links) und Bruchbilder (rechts) der Serie B3.1

Die Maximalverschiebungen aus Abbildung 4-21 (Mitte) und Tabelle 4-12 gelten für die Auswertung der absoluten Maximallast bis zum Bruch. Für die Auswertung nach Norm werden die oberen drei Werte mit 5 mm begrenzt, dies hat in diesem Fall lediglich Auswirkungen auf den Mittelwert, welcher auf 3,6 mm sinkt.

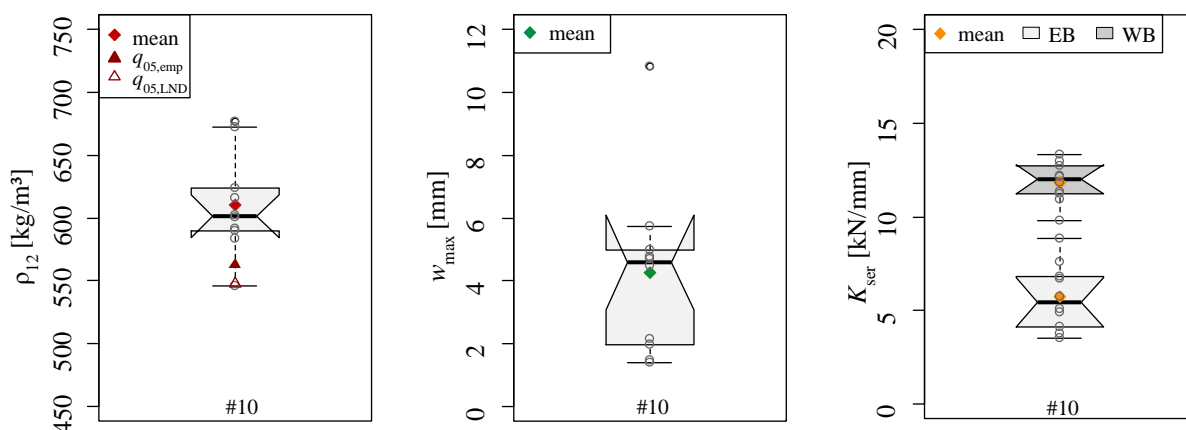


Abbildung 4-21: Rohdichten (links), Maximalverschiebungen (Mitte) und Verschiebungsmoduln (rechts) der Serie B3.1 (Lochleibungsserie mit  $\lambda_m = 2$ )

Wie in Abbildung 4-20 (links) und Tabelle 4-11 ersichtlich, weichen die Varianten zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit bei Serie B3.1 nur minimal voneinander ab. Dies resultiert aus der geringen

Versuchsanzahl von zehn Prüfkörpern, von denen zudem sieben bereits vor 5 mm Verformung ihre Höchstlast erreichten.

Untersuchungen bezüglich der Korrelation von Rohdichte und Maximallast bzw. Lochleibungsfestigkeit führten aufgrund der geringen Versuchsanzahl zu keinem aussagekräftigen Ergebnis.

**Tabelle 4-11:** *Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften, Lochleibungsfestigkeiten der Rohdichte der Serie B3.1*

	$\lambda_m$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
<b><math>F_{max}</math></b>	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
$F_{max}$	<b>2</b>	10,57	14,28	<b>12,44</b>	12,51	11,1	10,72	10,29
$F_{max, Norm}^{1)}$	<b>2</b>	10,57	14,28	<b>12,35</b>	12,51	10,6	10,72	10,31
<b><math>f_{h,0}</math></b>	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
$f_{h,0,max}^{2)}$	<b>2</b>	36,18	49,02	<b>42,69</b>	42,90	11,2	36,72	35,28
$f_{h,0, Norm}^{3)}$	<b>2</b>	36,18	49,02	<b>42,38</b>	42,90	10,7	36,72	35,32
<b><math>\rho_{12}</math></b>	[-]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B3.1	<b>2</b>	546	677	<b>610</b>	601	6,5	563	548

Anmerkung:

<sup>1)</sup> ...  $F_{max, Norm}$  = Höchstlast bei einer Verformung  $\leq 5$  mm

<sup>2)</sup> ...  $f_{h,0}$  auf Grundlage von  $F_{max}$

<sup>3)</sup> ...  $f_{h,0, Norm}$  auf Grundlage von  $F_{max, Norm}$

**Tabelle 4-12:** *Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B3.1*

	$\lambda_m$	min	max	mean	median	COV
<b><math>w_{max}^{1)}</math></b>	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B3.1	<b>2</b>	1,4	10,8	<b>4,3</b>	4,6	66,6
<b><math>K_{ser,EB}</math></b>	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B3.1	<b>2</b>	3 525	8 865	<b>5 717</b>	5 426	30,7
<b><math>K_{ser,WB}</math></b>	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B3.1	<b>2</b>	9 813	13 349	<b>11 860</b>	12 001	9,0

Anmerkung:

<sup>1)</sup> ... 7 Prüfkörper spalten bei  $w_{max} < 5$  mm

#### 4-3.7.2 Serien B3.2 - B3.5 – Fließgelenkbildung

Bei den hier betrachteten Mittelholzschlankheiten konnte stets Versagensmodus 3 erreicht werden. Durch frühzeitiges Versagen einiger weniger Prüfkörper mit kleiner Mittelholzschlankheit ist dort die Fließgelenkbildung allerdings kaum ausgeprägt, vgl. Abbildung 4-22 (links).

Der Vergleich der Referenzserie B3.2b zur Planserie B3.2 zeigt, dass kein Gewinn in Maximallast oder -verformung durch das größere, querzugbeanspruchte Holzvolumen erzielt werden kann, siehe dazu Abbildung 4-23, Abbildung 4-24, Tabelle 4-13 und Tabelle 4-14. Dass die mittlere Rohdichte der Referenzserie um 36 kg/m<sup>3</sup> geringer ist, wird dabei nicht als ausschlaggebend erachtet. Beispielsweise wird dazu folgende Überlegung als Begründung angeführt: Wie bereits zuvor erläutert, hat die Rohdichte im Versagensmodus 3 nach EC5 lediglich einen geringen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung. Durch das Einsetzen der tatsächlichen Rohdichten (und des aus den Versuchen bekannten

Stahlfließmoments) kann eine Differenz von 1,3 kN ermittelt werden. Wird die mittlere Maximallast der Serie B3.2b um diesen Betrag erhöht, so wird ein Gewinn von rund 3% durch die Rohdichtekorrektur erzielt. Der korrigierte Mittelwert von 42,13 kN differiert vom Mittelwert 41,72 kN der Serie B3.2 aber nur leicht, um rund 0,4 kN. Demnach ist auch unter Berücksichtigung der Rohdichte kein erwähnenswerter Tragfähigkeitsgewinn bei größerer Vorholzlänge vorhanden. Stattdessen stärkt dieses Ergebnis die Annahme von  $a_{3,t} = 9d$  als korrektes Mindestmaß.



Abbildung 4-22: Detailaufnahmen geprüfter Verbindungen aus der Hauptserie B3

In Abbildung 4-23 (links) und Tabelle 4-13 ist eine Steigerung der maximal erreichbaren Traglast bis zu einer Mittelholzsclankheit von  $7,5d$  ersichtlich. Bei einer Mittelholzdicke von  $8d$  ist eine insignifikant geringere Traglast zu beobachten. Dies kann zum Teil der doch deutlich geringeren Rohdichte der Serie B3.5 = B1.2 ( $\Delta = 52 \text{ kg/m}^3$  zu Serie B3.4) zugeschrieben werden. Jedoch wäre durch eine Korrektur keine wesentlich höhere Maximallast als bei Serie B3.4 zu erwarten.

Die Maximalverformungen betrachtend ist sehr wohl noch eine weitere Steigerung von  $7,5d$  zu  $8d$  Mittelholzdicke feststellbar, vgl. Abbildung 4-24 bzw. Tabelle 4-14. Im Mittel wurde bei Serie B3.5 = B1.2 ein um rund 22 % größerer Verformungsweg als bei Serie B3.4 erreicht. Die Mediane unterscheiden sich dennoch knapp nicht signifikant.

Signifikant niedrigere Mediane lassen sich lediglich bei Serie B3.2 und B3.2b mit einer Mittelholzsclankheit von  $6,5$  – sowohl bei Maximallast als auch -verformung – feststellen. Bei diesen Serien traten wiederum aufgrund frühen Aufspaltens des Vorholzes teils schwach ausgebildete Fließgelenke auf. In allen anderen Fällen konnten zwei Fließgelenke je Scherfuge deutlich identifiziert werden.

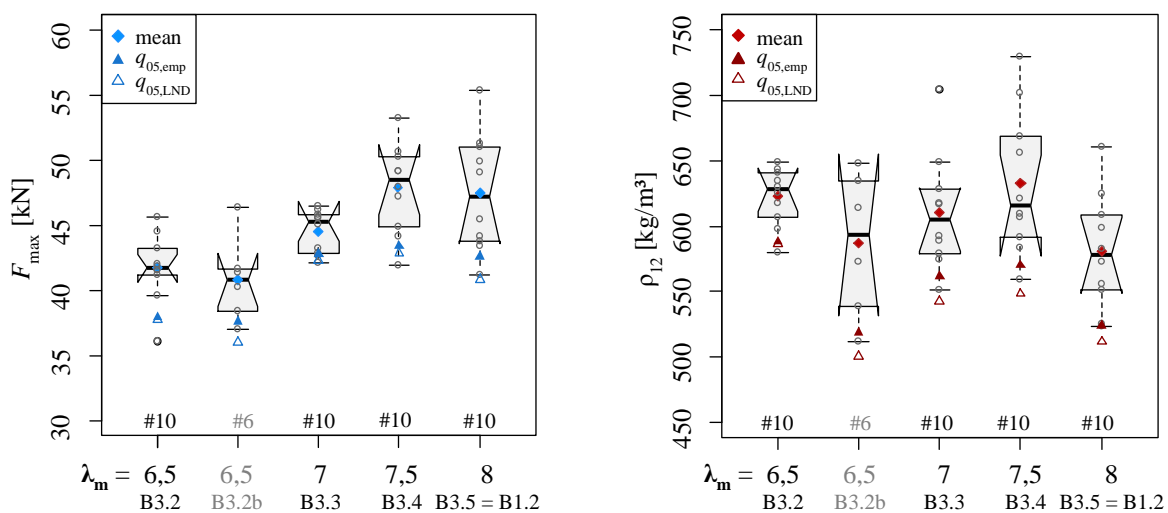


Abbildung 4-23: Maximallasten (links) und Rohdichten (rechts) der Serien B3.2 bis B3.5 (Variation der Mittelholzsclankheit  $\lambda_m$ )

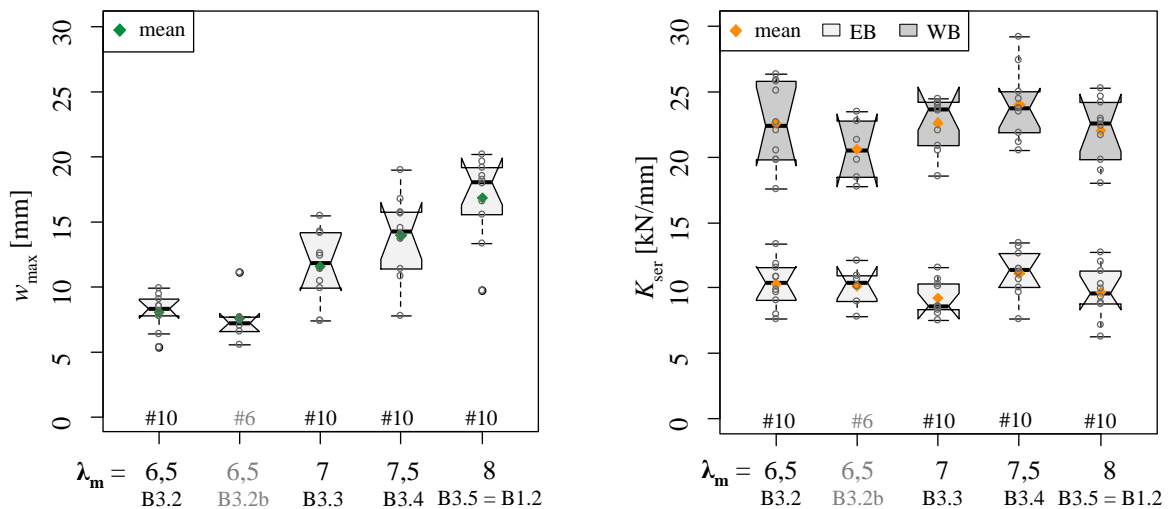


Abbildung 4-24: Maximalverschiebungen (links) und Verschiebungsmoduln (rechts) der Serien B3.2 bis B3.5 (Variation der Mittelholzschlankheit  $\lambda_m$ )

Die Verschiebungsmoduln zeigen gewisse Abweichungen zueinander, wobei diese gesamtheitlich betrachtet meist nicht signifikant sind. Ein Trend bezüglich zunehmender Mittelholzschlankheit ist jedenfalls nicht zu erkennen.

Entsprechend den aktuellen Normen ist bei der Bemessung einer Verbindung die Traglast in erster Linie von Interesse. Bezüglich dem Deformationsvermögen gibt es allerdings noch keine eindeutigen Anforderungen. Daraus resultierend wurde für die weiteren Versuche das Erreichen der größtmöglichen Maximallast als maßgebend betrachtet und die **Mittelholzschlankheit  $\lambda_m = 7,5$**  als Optimum festgelegt. Die Serie B3.4 erreicht damit einen Lastmittelwert von 47,84 kN und eine Verformung von 13,9 mm.

Tabelle 4-13: Statistische Größen zu den Maximal Kräften und der Rohdichte der Serien B3.2 bis B3.5

	$\lambda_m$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
<b><math>F_{max}</math></b>	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
B3.2	<b>6,5</b>	36,08	45,67	<b>41,72</b>	41,69	6,3	37,66	37,43
B3.2b <sup>1)</sup>	<b>6,5</b>	36,96	46,37	<b>40,83</b>	40,81	8,0	37,32	35,81
B3.3	<b>7</b>	42,11	46,47	<b>44,55</b>	45,28	3,7	42,36	41,87
B3.4	<b>7,5</b>	41,92	53,19	<b>47,84</b>	48,51	7,1	42,94	42,42
B3.5 = B1.2	<b>8</b>	41,13	55,32	<b>47,44</b>	47,23	9,5	42,16	40,45
<b><math>\rho_{12}</math></b>	[-]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B3.2	<b>6,5</b>	580	649	<b>623</b>	628	3,6	588	586
B3.2b <sup>1)</sup>	<b>6,5</b>	512	648	<b>587</b>	593	9,3	519	500
B3.3	<b>7</b>	551	705	<b>610</b>	605	7,2	562	542
B3.4	<b>7,5</b>	559	730	<b>633</b>	616	8,6	570	548
B3.5 = B1.2	<b>8</b>	524	661	<b>581</b>	578	7,6	525	512

<sup>1)</sup> ...Referenzserie mit  $a_{3,t} = 11d$



**Tabelle 4-14:** Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serien B3.2 bis B3.5

	$\lambda_m$	min	max	mean	median	COV
$w_{max}$	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B3.2	<b>6,5</b>	5,3	9,9	<b>8,0</b>	8,3	17,0
B3.2b <sup>1)</sup>	<b>6,5</b>	5,5	11,1	<b>7,5</b>	7,2	24,9
B3.3	<b>7</b>	7,3	15,4	<b>11,5</b>	11,8	24,2
B3.4	<b>7,5</b>	7,8	19,0	<b>13,9</b>	14,2	23,2
B3.5 = B1.2	<b>8</b>	9,7	20,1	<b>16,9</b>	18,1	19,4
$K_{ser,EB}$	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B3.2	<b>6,5</b>	7 644	13 331	<b>10 271</b>	10 390	17,2
B3.2b <sup>1)</sup>	<b>6,5</b>	7 810	12 147	<b>10 111</b>	10 411	15,2
B3.3	<b>7</b>	7 498	11 605	<b>9 240</b>	8 592	14,5
B3.4	<b>7,5</b>	7 618	13 450	<b>11 162</b>	11 353	15,8
B3.5 = B1.2	<b>8</b>	6 310	12 694	<b>9 671</b>	9 637	21,0
$K_{ser,WB}$	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B3.2	<b>6,5</b>	17 567	26 359	<b>22 562</b>	22 374	13,8
B3.2b <sup>1)</sup>	<b>6,5</b>	17 719	23 443	<b>20 582</b>	20 551	11,2
B3.3	<b>7</b>	18 601	24 493	<b>22 635</b>	23 671	8,9
B3.4	<b>7,5</b>	20 518	29 185	<b>24 061</b>	23 768	11,2
B3.5 = B1.2	<b>8</b>	17 995	25 302	<b>22 082</b>	22 623	11,1

<sup>1)</sup> ...Referenzserie mit  $a_{3,t} = 11d$

## 4-3.8 SERIE B4 UND B5 – VERHÄLTNIS SEITEN- ZU MITTELHOLZ-SCHLANKHEIT

### 4-3.8.1 Gleichbleibende Mittelholzsclankheit



**Abbildung 4-25:** Detailaufnahmen der Prüfkörper B4.1-10 (links), B4.2-02 (Mitte) und B4.4-05 (rechts)

Mit der im Step 3 festgelegten Mittelholzsclankheit von  $7,5d$  wurde im nächsten Schritt zunächst die Variation der Seitenholzdicke untersucht. Die Serien B4.1 und B4.2 erreichten, wie erwartet, Versagensmodus 2 mit einem Fließgelenk. Zur Verifikation des horizontalen Astes im Johansen-Diagramm, sprich dem Versagen im Modus 3, wurde Serie B4.4 ergänzt. Das Auftreten zweier

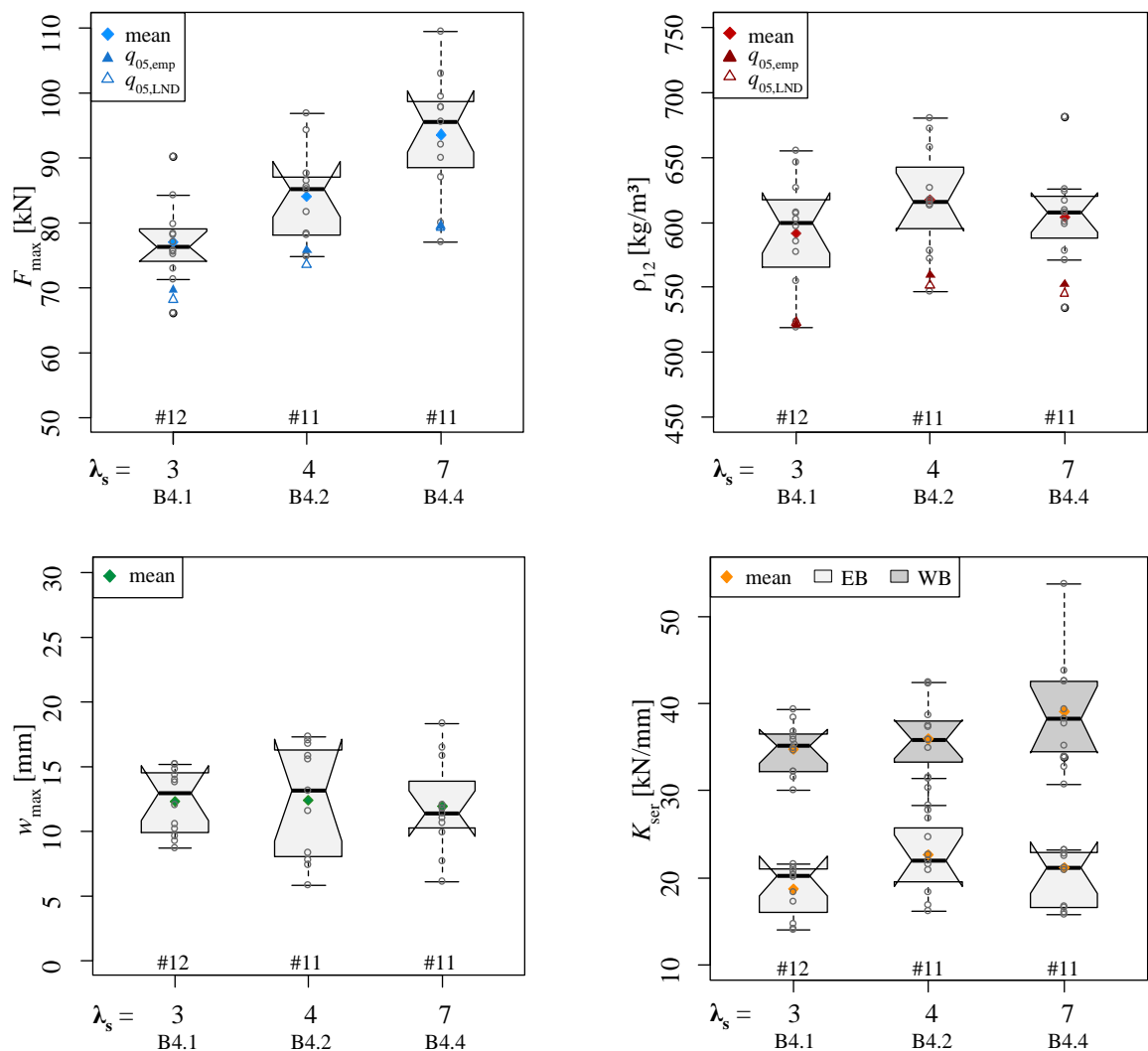


Fließgelenke im Seitenholz ist hierbei im Ansatz erkennbar, jedoch nicht vollständig ausgeprägt, sodass die Enden des Stabdübels nicht entlang einer horizontalen Tangente verlaufen, vgl. Abbildung 4-25 (rechts).

Entsprechend der Zunahme der Seitenholzdicke kann auch ein signifikanter Anstieg der Maximalkräfte in den Subserien aus B4 vernommen werden, siehe Abbildung 4-26 (oben links) und Tabelle 4-15. Die erwarteten Lasten  $F_{est}$ , welche unter Anwendung der modifizierten Bemessungsgleichungen bestimmt wurden, wurden für Versagensmodus 2 im Seitenholz nicht erreicht, siehe 3-4.2.

Im Gegensatz dazu sind beim mittleren Verformungsweg nur geringfügige Unterschiede zu vermerken, vgl. Abbildung 4-26 (unten links) und Tabelle 4-16. Bei Serie B4.4 mit einer Seitenholzsclankheit von  $\lambda_s = 7$  wurden die kleinsten erreichten Verformungen verzeichnet.

Der Vergleich der Verschiebungsmoduln in Abbildung 4-26 (unten rechts) und Tabelle 4-16 zeigt nicht signifikante Abweichungen der Mediane. Ein erkennbarer Trend folgt der zunehmenden Seitenholzdicke. Mit Ausnahme der Erstbelastungssteifigkeit der Serie B4.4, bei welcher keine Zunahme gegenüber  $\lambda_s = 4$  auftrat bzw. der Mittelwert sogar etwas darunter liegt.



**Abbildung 4-26:** Maximallasten (oben links) und -verschiebungen (unten links), Rohdichten (oben rechts) und Verschiebungsmoduln (unten rechts) der Serie B4 (Variation der Seitenholzsclankheit  $\lambda_s$ )

**Tabelle 4-15: Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften und der Rohdichte der Serie B4**

	$\lambda_s$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
<b><math>F_{max}</math></b>	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
B4.1	3	66,11	90,22	<b>76,98</b>	76,31	8,0	68,89	67,43
B4.2	4	74,80	96,80	<b>83,95</b>	85,15	8,7	74,83	72,60
B4.4	7	77,02	109,49	<b>93,56</b>	95,61	10,3	78,49	78,26
<b><math>\rho_{12}</math></b>	[-]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B4.1	3	519	655	<b>592</b>	600	7,3	522	523
B4.2	4	547	680	<b>618</b>	616	6,7	560	552
B4.4	7	534	681	<b>604</b>	608	6,1	553	546

**Tabelle 4-16: Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B4**

	$\lambda_s$	min	max	mean	median	COV
<b><math>w_{max}</math></b>	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B4.1	3	8,7	15,2	<b>12,3</b>	12,9	20,5
B4.2	4	5,8	17,3	<b>12,4</b>	13,2	35,5
B4.4	7	6,1	18,3	<b>11,9</b>	11,3	31,2
<b><math>K_{ser,EB}</math></b>	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B4.1	3	14 038	21 599	18 682	20 214	15,4
B4.2	4	16 154	31 344	22 630	21 959	20,9
B4.4	7	15 812	33 779	21 163	21 170	24,4
<b><math>K_{ser,WB}</math></b>	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B4.1	3	29 987	39 316	<b>34 763</b>	35 084	8,1
B4.2	4	28 323	42 464	<b>35 895</b>	35 887	12,6
B4.4	7	30 705	53 700	<b>39 113</b>	38 182	16,5

### 4-3.8.2 Gleichbleibende Querschnittsbreite

Im Rahmen der Hauptserie B5 wurde nun von einer festgelegten Querschnittsbreite ausgegangen und die Schlitzblechlage variiert. Basierend auf Serie B4.2 mit einer Mittelholzschlankheit von 7,5 und einer Seitenholzschlankheit von 4 wurden die Bleche symmetrisch um je  $0,5d$  nach außen und innen versetzt. Dadurch konnten die Kombinationen von Mittelholzdicke  $t_m \pm 1d$  mit Seitenholzdicke  $t_s \mp 0,5d$  betrachtet werden.

In Serie B5.1 mit einer Mittelholzschlankheit von 8,5 und demnach einem kleineren Verhältnis von  $\lambda_s / \lambda_m$  sollte eruiert werden, ob die geringfügig schmälere Seitenhölzer zu einem sichtlichen Traglastabfall führen. Im Gegensatz dazu sollte in der Serie B5.2 eine mögliche Kompensation durch das dickere Seitenholz, gegenüber der unter dem Optimalmaß liegenden Mittelholzdicke, untersucht werden. In beiden Fällen wurde keine Steigerung der Maximallast gegenüber der Referenzserie B4.2 erwartet. Detailaufnahmen der Versagensbilder sind in Abbildung 4-27 dargestellt.



Abbildung 4-27: Detailaufnahmen der Prüfkörper B5.1-11 (links) und B5.2-03 (rechts)

Zur besseren Vergleichbarkeit wurden in Abbildung 4-28, Abbildung 4-29, Tabelle 4-17 und Tabelle 4-18 jeweils die Ergebnisse der Serie B4.2 ergänzt.

In Serie B5.1 konnte durch den größeren erreichten Verformungsweg die duktile Verformung des Stabdübels besser ausgenutzt werden. Das frühe Aufspalten der Prüfkörper aus Serie B5.2 verhinderte solche großen plastischen Deformationen des Stahls.

Wie bereits aus den vorhergehenden Untersuchungen bekannt, kann durch das überdimensionierte Mittelholz in erster Linie ein größerer Verformungsweg ermöglicht werden. Dieser Gewinn der Serie B5.1 gegenüber der Referenzserie B4.2 beträgt im Mittel 1,5 mm und wird aufgrund der Konfidenzintervalle der Mediane als nicht signifikant erachtet, vgl. Abbildung 4-29 (links) bzw. Tabelle 4-18.

Der Mittelwert der Maximallast blieb wie erwartet, wenn auch minimal ( $\Delta F = 0,24$  kN), unter der Referenzlast. Auch die Differenz der Mediane mit 1,11 kN ist nicht signifikant. Diese Ergebnisse sind Abbildung 4-28 (links) und Tabelle 4-17 zu entnehmen.

Der Abfall der Maximalverschiebung der Serie B5.2 ist dagegen sehr deutlich und als signifikant zu werten. In Serie B3.2 mit gleicher Mittelholzsclankheit aber dicken, außenliegenden Blechen (sprich ohne Seitenholz) wurden sehr ähnliche Werte mit  $w_{\text{mean}} = 8,0$  mm und  $w_{\text{median}} = 8,3$  mm erreicht, gegenüber den Werten der Serie B5.2 mit  $w_{\text{mean}} = 8,5$  mm und  $w_{\text{median}} = 9,0$  mm. Ein höheres Verformungspotential ist demnach durch das zusätzliche Seitenholz nicht zu erwarten.

Entsprechend des frühen Bruches liegt die mittlere Maximallast mit  $F_{\text{mean}} = 79,2$  kN erkennbar jedoch nicht signifikant unter dem Referenzwert aus B4.2 ( $\Delta F = 4,77$  kN).

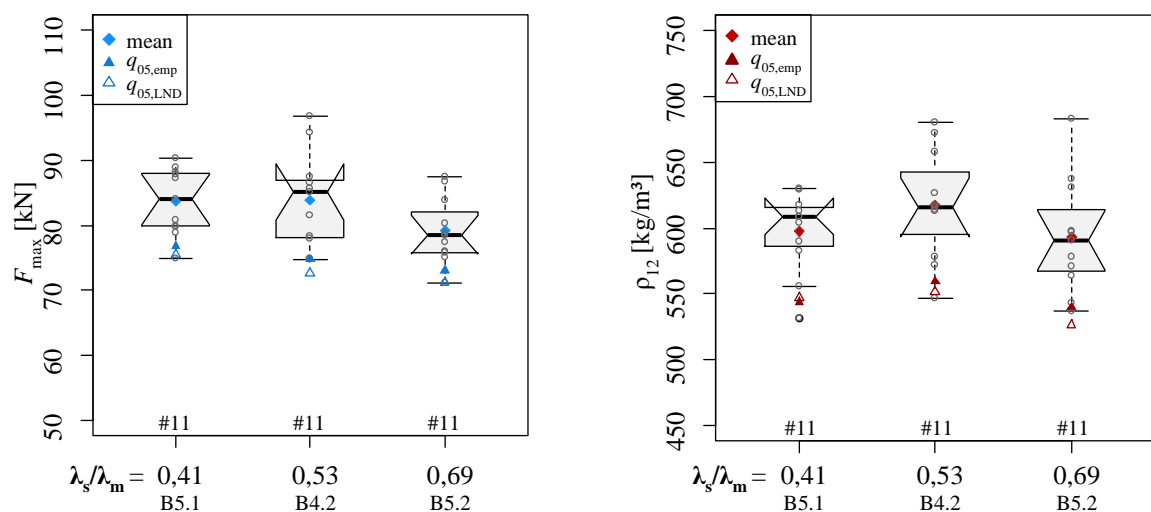


Abbildung 4-28: Maximallasten (links) und Rohdichten (rechts) der Serie B5 (Variation des Verhältnisses von Seiten- zu Mittelholzsclankheit  $\lambda_s / \lambda_m$ ) inkl. Subserie B4.2

Bezüglich der Verschiebungsmoduln werden die höchsten Werte bei der optimierten Referenzserie B4.2 festgestellt. Die Abweichungen der Serien in B5 liegen zwischen 4 % ÷ 12 % und sind folglich nicht als signifikant zu werten, siehe dazu Abbildung 4-29 (rechts) und Tabelle 4-18.

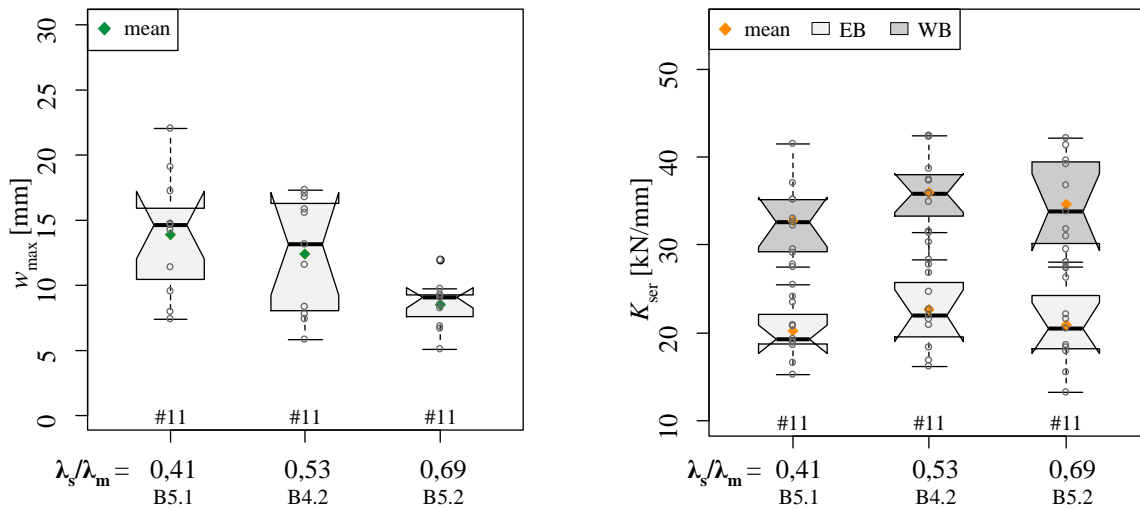


Abbildung 4-29: Maximalverschiebungen (links) und Verschiebungsmoduln (rechts) der Serie B5 (Variation des Verhältnisses von Seiten- zu Mittelholzschlankheit  $\lambda_s / \lambda_m$ ) inkl. Subserie B4.2

Abschließend kann festgehalten werden, dass die Mittelholzdicke den wesentlicheren Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung hat. Das Mindestmaß sollte demnach unbedingt eingehalten werden, um entsprechende Verformungen zu ermöglichen und daraus resultierend die Traglast sicherzustellen. Bei gegebener Querschnittsbreite wird eine Verlagerung des Holzvolumens zum Mittelholz hin weniger kritisch betrachtet als auf Seiten der Seitenhölzer. Durch ersteres wird an Verformungspotential gewonnen, wenn auch kein Gewinn, eher minimale Einbußen bei der Traglast zu erwarten sind.

Tabelle 4-17: Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften und der Rohdichte der Serie B5 inkl. B4.2

	$\lambda_s / \lambda_m$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$
<b><math>F_{max}</math></b>	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]
B5.1	<b>0,41</b>	74,86	90,38	<b>83,71</b>	84,04	6,1	76,90	75,54
B4.2	<b>0,53</b>	74,80	96,80	<b>83,95</b>	85,15	8,7	74,83	72,60
B5.2	<b>0,69</b>	71,15	87,40	<b>79,18</b>	78,59	6,4	73,12	71,22
<b><math>\rho_{12}</math></b>	$\lambda_s / \lambda_m$	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]
B5.1	<b>0,41</b>	532	630	<b>597</b>	609	5,1	544	547
B4.2	<b>0,53</b>	547	680	<b>618</b>	616	6,7	560	552
B5.2	<b>0,69</b>	537	683	<b>594</b>	591	7,3	540	527

**Tabelle 4-18:** Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B5 inkl. B4.2

	$\lambda_s / \lambda_m$	min	max	mean	median	COV
$w_{\max}$	[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]
B5.1	<b>0,41</b>	7,4	22,0	<b>13,9</b>	14,6	32,9
B4.2	<b>0,53</b>	5,8	17,3	<b>12,4</b>	13,2	35,5
B5.2	<b>0,69</b>	5,1	11,9	<b>8,5</b>	9,0	21,4
$K_{\text{ser,EB}}$	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B5.1	<b>0,41</b>	15 306	25 438	<b>20 202</b>	19 249	15,5
B4.2	<b>0,53</b>	16 154	31 344	<b>22 630</b>	21 959	20,9
B5.2	<b>0,69</b>	13 205	27 982	<b>20 859</b>	20 508	23,1
$K_{\text{ser,WB}}$	[-]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]
B5.1	<b>0,41</b>	27 534	41 496	<b>32 781</b>	32 620	13,1
B4.2	<b>0,53</b>	28 323	42 464	<b>35 895</b>	35 887	12,6
B5.2	<b>0,69</b>	27 493	42 202	<b>34 600</b>	33 749	15,7

### 4-3.9 SERIE B6 – STABDÜBELABSTAND

Bei den Versuchen der Serie B6 konnte mit den Stabdübelabständen  $a_1 = 7d$ ,  $9d$  und  $11d$  stets ein duktiler Versagen der Stabdübel erreicht werden. Entsprechend den verzeichneten Verformungswegen ist auch die Deformation der Stabdübel bei größerem Abstand deutlicher ausgeprägt, ersichtlich in Abbildung 4-30 bzw. Abbildung 4-32 (unten links).



**Abbildung 4-30:** Detailaufnahmen der versagten Verbindungen der Prüfkörper B6.1-05 (links), B6.2-04 (Mitte) und B6.3-06 (rechts)

Während der Prüfdurchführung konnte teilweise ein seitliches Ausweichen der Seitenhölzer festgestellt werden, vgl. Abbildung 4-31. Diese Biegebeanspruchung war auch an den Bruchbildern erkenntlich, wo oftmals ein Riss ausgehend vom Schlitz ins Prüfkörperinnere verlief. Das Versagen war jedoch in allen Fällen durch das Aufspalten des gesamten Verbindungsquerschnitts oder einzelner Teile davon verursacht.



Abbildung 4-31: Ausweichen des Seitenholzes bei Prüfkörper B6.3-08

Bedingt durch den Prüfaufbau mit beidseitig geprüfter, ident ausgeführter Verbindung bei nur einseitigem Versagen handelt es sich bei den gewonnenen Traglasten und Verformungen um rechtsenzierte, equikorrelierte Daten. Eine Berücksichtigung dieses Umstandes gemäß Brandner [54] (Annahme: Equikorrelation von 0,7 für die Traglast) resultierten in 0,9 % ÷ 1,7 % größeren Mittelwerten der Maximallasten. Aufgrund der geringen Auswirkung bei zahlreichen, notwendigen Modellannahmen wird in weiterer Folge diese Korrektur vernachlässigt.

Eine Gegenüberstellung der Rohdichten kann Abbildung 4-32 (rechts) und Tabelle 4-19 entnommen werden. Die Ergebnisse zeigen sehr ähnliche Medianwerte. Als Ausnahme ist Serie B6.2 zu vermerken, welche einen um 20 kg/m<sup>3</sup> geringeren Rohdichtemedian aufweist, im Mittel ist die Abweichung jedoch geringer.

Abbildung 4-32 (links) und Tabelle 4-19 zeigen die erreichten Maximallasten je Stabdübel, sodass in weiterer Folge ein Vergleich zur Serie B4.2 mit nur einem Stabdübel gezogen werden kann. Die Ergebnisse bei einem Abstand von 7d und 9d sind beinahe indifferent, während bei 11d die Traglasten je Stabdübel im Mittel um rund 6 kN bzw. 3 % höher liegen. Wird eine Rohdichtekorrektur, ähnlich wie unter 4-3.7.2 beschrieben, auf Basis der Mediane berücksichtigt, kann das Traglastmittel der Serie B6.2 um rund 2,5 % auf 72,79 kN erhöht werden. Dennoch bleibt der Traglastmedian der Serie B6.3 signifikant höher.

Im Vergleich zur Serie B4.2 ist erkenntlich, dass mit dem größten Abstand  $a_1 = 11d$  nach wie vor mit einer verminderten effektiv wirksamen Stabdübelanzahl hintereinander in Faserrichtung zu rechnen ist. Wie in Tabelle 4-19 angeführt, konnten nur 92 % der Traglast eines Einzelverbindungsmitels erreicht werden.

Weiters ist gegenüber den vorhergehenden Serien eine geringere Streuung der Maximallasten festzustellen. Dies ist durch das Umlagerungspotential bei mehreren Stabdübeln in einer Verbindung zurückzuführen. Lokale Fehlstellen im Holz mit z.B. geringerer Rohdichte wirken sich folglich nicht so stark auf die Gesamttraglast aus.

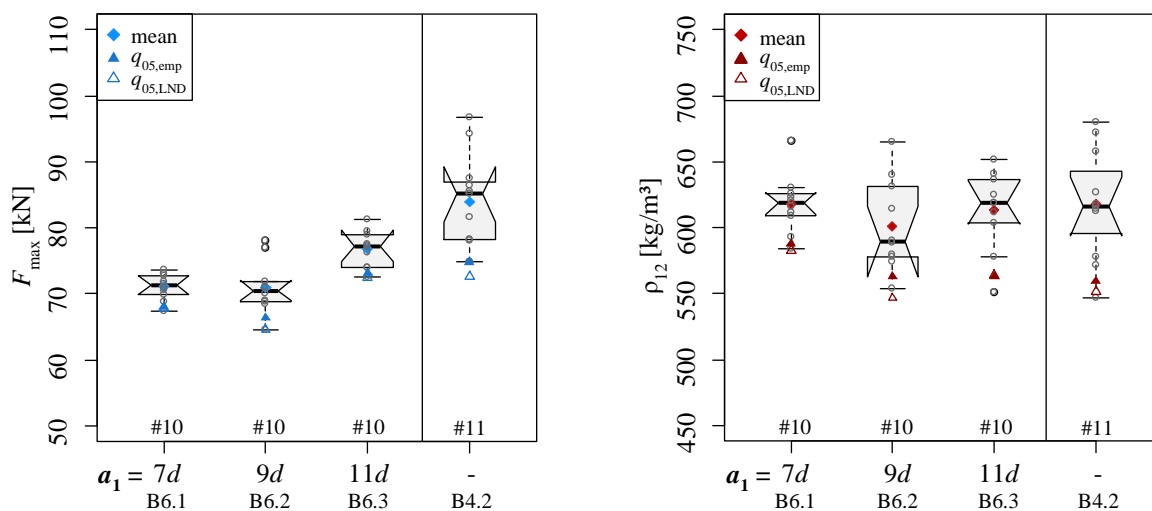


Abbildung 4-32: Maximallasten (links) und Rohdichten (rechts) der Serie B6 (Variation des Stabdübelabstands  $a_1$ ) inkl. Subserie B4.2



Mit zunehmendem Stabdübelabstand konnten auch größere Maximalverformungen erzielt werden, vgl. Abbildung 4-33 (links) und Tabelle 4-20. Mit Ausnahme von B6.1 zu B6.2 weichen die Mediane ansonsten signifikant voneinander ab. Die Mittelwerte der Serie B6 reichen von 5,2 mm bis 8,7 mm, diese liegen deutlich unter jenem des Einzeldübel mit 12,4 mm. Durch den Einsatz mehrerer Stabdübel hintereinander ist somit von einer geringeren Duktilität auszugehen.

Die Ergebnisse der Verschiebungsmoduln in der Abbildung 4-33 (rechts) und Tabelle 4-20 zeigen ebenfalls signifikant geringere Mediane der Serie B6 gegenüber dem Einzelstabdübel. Die Mittelwerte bei Erstbelastung erreichen dabei 56 % ÷ 66 % und bei Wiederbelastung 61 % ÷ 65 % der mittleren Verbindungssteifigkeit der Serie B4.2. Werden die Subserien B6.1, B6.2 und B6.3 untereinander betrachtet, so können recht ähnliche Ergebnisse festgestellt werden. Der Verschiebungsmodul  $K_{ser,EB}$  aus B6.2 stellt die Ausnahme mit einem kleineren Mittelwert dar.

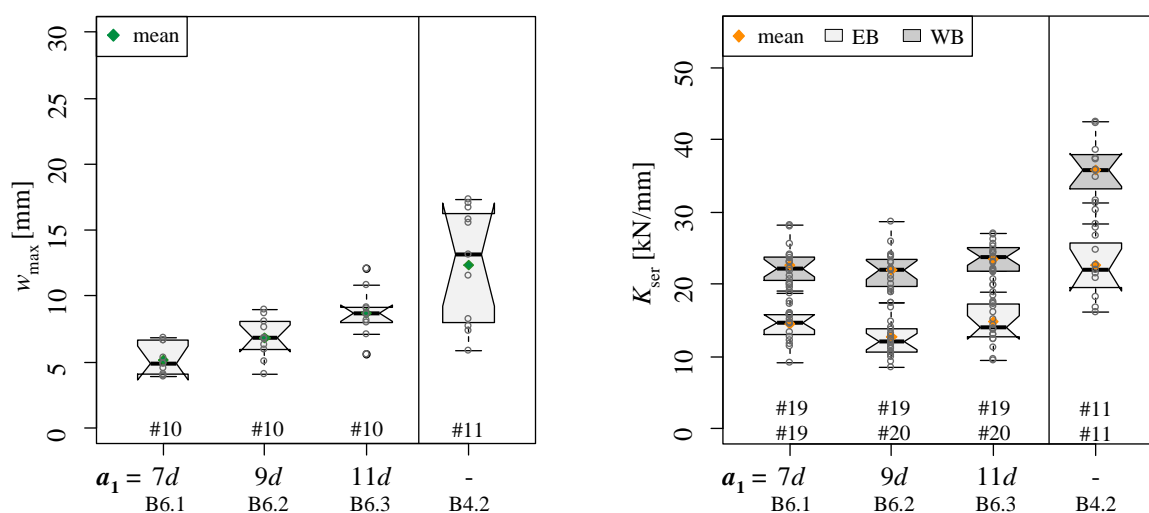


Abbildung 4-33: *Maximalverschiebungen (links) und Verschiebungsmoduln (rechts) der Serie B6 (Variation des Stabdübelabstands  $a_1$ ) inkl. Subserie B4.2*

Tabelle 4-19: *Statistische Kenngrößen zu den Maximalkräften je Stabdübel und der Rohdichte der Serie B6 inkl. Vergleich zu Serie B4.2*

	$a_1$	min	max	mean	median	COV	$q_{05,emp}$	$q_{05,LND}$	
$F_{max}/SD$	[d]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[%]	[kN]	[kN]	
B6.1	7	67,33	73,65	<b>71,07</b>	85	71,32	2,7	68,04	67,89
B6.2	9	64,61	78,06	<b>71,00</b>	85	70,47	5,6	66,39	64,68
B6.3	11	72,59	81,30	<b>76,88</b>	92	77,27	3,6	73,18	72,46
B4.2	-	74,80	96,80	<b>83,95</b>	100	85,15	8,7	74,83	72,60
$\rho_{12}$	[d]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[%]	[kg/m <sup>3</sup> ]	[kg/m <sup>3</sup> ]	
B6.1	7	584	666	<b>618</b>	619	3,6	588	582	
B6.2	9	554	665	<b>602</b>	589	5,8	563	547	
B6.3	11	551	652	<b>614</b>	619	4,9	563	564	
B4.2	-	547	680	<b>618</b>	616	6,7	560	552	



**Tabelle 4-20:** *Statistische Kenngrößen zur Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln bei Erst- und Wiederbelastung der Serie B6 inkl. Vergleich zu Serie B4.2*

	<b>a<sub>1</sub></b>	min	max	<b>mean</b>		median	COV
<b>w<sub>max</sub></b>	[d]	[mm]	[mm]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
B6.1	<b>7</b>	3,9	6,8	<b>5,2</b>	42	4,9	22,2
B6.2	<b>9</b>	4,1	8,9	<b>6,8</b>	55	6,8	22,7
B6.3	<b>11</b>	5,6	12,1	<b>8,7</b>	70	8,7	20,6
B4.2	-	5,8	17,3	<b>12,4</b>	100	13,2	35,5
<b>K<sub>ser,EB</sub></b>	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]	[N/mm]	[%]
B6.1	<b>7</b>	9 138	19 103	<b>14 577</b>	64	14 696	16,4
B6.2	<b>9</b>	8 397	21 007	<b>12 652</b>	56	12 074	24,0
B6.3	<b>11</b>	9 481	21 852	<b>14 849</b>	66	14 048	22,2
B4.2	-	16 154	31 344	<b>22 630</b>	100	21 959	20,9
<b>K<sub>ser,WB</sub></b>	[d]	[N/mm]	[N/mm]	[N/mm]	[%]	[N/mm]	[%]
B6.1	<b>7</b>	18 743	28 222	<b>22 588</b>	63	22 224	11,8
B6.2	<b>9</b>	17 500	28 741	<b>21 931</b>	61	22 010	12,5
B6.3	<b>11</b>	18 847	27 059	<b>23 452</b>	65	23 718	9,9
B4.2	-	28 323	42 464	<b>35 895</b>	100	35 887	12,6

# KAPITEL 5: VERIFIKATION

## 5-1 LOCHLEIBUNGSFESTIGKEIT

Als wesentlicher Parameter der Lochleibungsfestigkeit gilt die Rohdichte des Holzes. Zusammenfassend sind in Tabelle 5-1 daher die Mittelwerte und 5 %-Quantilwerte unterschiedlicher Serien sowie aus der Literatur dargestellt. Diese Werte beziehen sich auf die Referenzholzfeuchte von 12 %. In der letzten Spalte wurden die Werte ergänzt, welche für die nachfolgenden Modellvergleiche herangezogen werden. Der Fraktilwert nach Jeitler et al. [10] und jener, welcher als Inputparameter für die Modellansätze verwendet wird, sind als charakteristische Rohdichten zu verstehen.

**Tabelle 5-1:** *Rohdichtevergleich der Mittelwerte und 5%-Quantilen ausgewählter Serien im Vergleich zur Literatur*

	Haupt- versuche	VV01-00 <sup>1)</sup>	VV01-02	B3.1	Hohenw. [24]	Jeitler et al. [10]	Modell- ansatz
#	182	18	6	10	25		
$\rho_{\text{mean}}$	608	601	591	610	603	620	610
$\rho_{05}$ bzw. $\rho_k$	543	548	542	563	543	600	545

<sup>1)</sup>...Zusammenfassung der Serien VV01-1, VV01-3 und VV01-4

Der Vergleich der gemessenen Rohdichten zu jenen aus Hohenwarter [24] zeigen eine sehr gute Übereinstimmung. Die mittleren Holzfeuchten liegen dabei ebenfalls nah beieinander mit 10,3 % bei Hohenwarter [24], 10,8 % bei den Vorversuchsserien und 9,9 % bei Serie B3.1.

Die Erkenntnisse bezüglich der großen Rohdichtestreuungen innerhalb eines Birkenpfostens können durch die Ergebnisse aus [24] bestätigt werden. Dort wurden bei je zwei Prüfkörpern aus einem 1 m langem Brett Unterschiede von bis zu 100 kg/m<sup>3</sup> festgestellt. Im Vergleich dazu gab es bei Fichte eine Differenz von max. 50 kg/m<sup>3</sup> und bei Esche fiel diese noch geringer aus.

In Tabelle 5-2 wird ein Vergleich der ermittelten Lochleibungsfestigkeiten zu den Messdaten aus Hohenwarter [24] (für die auf Zug beanspruchten Prüfkörper) und den unter Kapitel 2-3 vorgestellten Modellansätzen geführt. Aufgrund der ähnlichen Ergebnisse werden dabei die Vorversuchsserien VV01-1, VV01-3 und VV01-4 unter der Bezeichnung VV01-0 zusammengefasst. Des Weiteren wird auch eine Korrektur der Lochleibungsfestigkeit bezüglich der Holzfeuchte vorgenommen, wie dies in [24] durchgeführt wurde. Dabei wird, wie bei einer Korrektur der Längsdruckfestigkeit nach ON EN 384 [52], die Lochleibungsfestigkeit mit 3 Prozentpunkten je 1 % Differenz zur Referenzholzfeuchte angepasst.

Die entsprechenden Rohdichten sind in Tabelle 5-1 angeführt. Die 5 %-Quantile der Messergebnisse wurden empirisch ermittelt. Die durch die Modelle geschätzten Lochleibungsfestigkeiten stellen charakteristische Werte dar. Es wurden für die Gegenüberstellung nur die wesentlichsten Modellansätze aus Tabelle 2-5 herangezogen, da die weiteren die Lochleibungsfestigkeit der Birke teils weit überschätzten.

Der Vergleich der empirischen Werte mit jenen aus Hohenwarter [24] in Tabelle 5-2 zeigt höhere Werte für den hier verwendeten Versuchsaufbau. Anders als bei der Lochleibungsprüfkonfiguration nach ON EN 383 [25] war hierbei kein Abstand zwischen Prüfkörper und den anschließenden Stahlteilen vorgesehen. Bei der plastischen Deformation der Lochleibung im Prüfverlauf wird oftmals Holz nach außen

gedrückt, vgl. Abbildung 4-20 (rechts). Wird diese Verformung behindert, können Zwangskräfte hervorgerufen werden, welche eine solche Laststeigerung erklären könnten.

Die Ergebnisse zeigen weiters, dass sämtliche Modellansätze den Mittelwert der Lochleibungsfestigkeit überschätzen. Die beste Übereinstimmung kann nach Gleichung (2.33) aus Hübner [16] erzielt werden. Bei Betrachtung der Fraktil- bzw. charakteristischen Werte fallen die Vergleiche je nach Serie und Auswertungsmethode sehr unterschiedlich aus. Der Ansatz nach ON EN 1995-1-1 [1] übertrifft die Prüfergebnisse aber in jedem Fall. Es ist allerdings zu berücksichtigen, dass aufgrund der geringen Versuchsanzahl die angegebenen, empirischen 5 %-Quantilen nur wenig Aussagekraft bieten.

**Tabelle 5-2: Vergleich der Lochleibungsfestigkeiten – Prüfergebnisse und Modellansätze**

	mean			5 %-Quantile ( $f_{h,0,05,emp}$ bzw. $f_{h,0,k}$ )		
	$f_{h,0,max}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,0,Norm}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,0,12}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,0,max}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,0,Norm}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{h,0,12}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
VV01-0	36,83	34,66	33,45	33,53	30,64	29,54
VV01-2	41,63	41,27	39,99	34,78	34,78	33,35
B3.1	42,69	42,38	39,77	36,72	36,72	34,18
Hohenwarter [24]			32,98			28,32
EC 5 [1], SIA 265 [2]		44,02			39,33	
Hübner et al. [22]		47,39			32,93	
Hübner [16] PF		43,80			31,28	

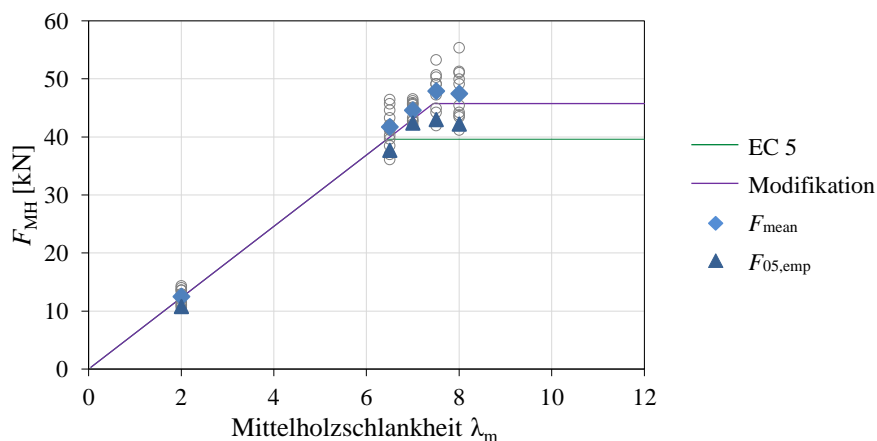
Anmerkungen:

Werte der Modellansätze entsprechend Tabelle 2-5

## 5-2 TRAGLASTMODELLE UND OPTIMALE SCHLANKHEITEN

### 5-2.1 BETRACHTUNGEN AM MITTELHOLZ

Abbildung 5-1 stellt die Ergebnisse der Serie B3 in Abhängigkeit der Mittelholzschlankheit dar. Zusätzlich sind die Erwartungslasten nach Eurocode 5 [1] (grün) und nach der Modifikation (siehe Kapitel 2-2.4, violett) eingetragen. Zur Ermittlung dieser Kurven wurde die mittlere Lochleibungsfestigkeit  $f_{h,0,max}$  der Serie B3.1 herangezogen, sowie der entsprechende Mittelwert aus den Biegeversuchen der Stabdübel für das Fließmoment verwendet. Die nachfolgenden Vergleiche werden somit auf Basis der Mittelwerte geführt.



**Abbildung 5-1: Traglast und Versagensmodus in Abhängigkeit der Mittelholzschlankheit  $\lambda_m$**

Anhand der Mittelwerte der Prüferien wird sehr deutlich, dass ab einer Schlankheit von  $\lambda_m = 7,5$  keine weiteren Traglastgewinne zu erzielen sind. Der Verlauf der modifizierten Kurve stimmt sehr gut mit den Prüfergebnissen überein und bildet eine bessere Abschätzung gegenüber der Norm. Der Verlauf der Erwartungslastkurve nach EC 5 [1] unterschätzt die Traglast bei größeren Schlankheiten. In Bezug auf den Versagensmodus spiegelt sie die Prüfergebnisse jedoch wider, wonach bereits ab einer Schlankheit von 6,5 das Versagen im Modus 3 mit Fließgelenkbildung verzeichnet werden konnte.

Tabelle 5-3 stellt dem Ansatz von  $f_{h,0,max}$  die Berücksichtigung der Lochleibungsfestigkeit entsprechend EC 5 [1] unter Einsatz von  $\rho_{mean}$  der einzelnen Serien gegenüber. Obwohl die Lochleibungsfestigkeit nach dieser Gleichung grundsätzlich überschätzt wird, führt dies zu den besten Traglastabschätzungen. Die Prozentangaben bei den erwarteten Lasten beziehen sich auf die mittlere gemessene Maximallast der jeweiligen Serie.

**Tabelle 5-3: Vergleich von Traglasten der Serie B3 mit den Modellansätzen nach EC 5 [1] und der unter Hinzunahme der Modifikation aus Gehri [17]**

	$\lambda_m$ [-]	$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$F_{max}$ [kN]	COV [%]	$F_{est,1}^{1)}$		$F_{est,2}^{2)}$		$F_{est,3}^{3)}$		$F_{est,4}^{4)}$	
					[kN]	[%]	[kN]	[%]	[kN]	[%]	[kN]	[%]
B3.2	6,5	623	41,72	6,3	39,60	95	39,96	96	40,63	97	42,06	101
B3.3	7,0	610	44,55	3,7	39,60	89	43,03	97	40,22	90	44,39	100
B3.4	7,5	633	47,84	7,1	39,60	83	45,75	96	40,96	86	47,11	98
B3.5	8,0	581	47,44	9,5	39,60	83	45,75	96	39,23	83	45,38	96

Anmerkungen:

<sup>1)</sup>... mit  $f_{h,0,max} = 42,69 \text{ N/mm}^2$  aus Serie B3.1

<sup>2)</sup>... mit  $f_{h,0,max} = 42,67 \text{ N/mm}^2$  aus Serie B3.1, inklusive Modifikation

<sup>3)</sup>...  $f_{h,0}$  lt. EC 5 mit  $\rho_{mean}$  je Serie

<sup>4)</sup>...  $f_{h,0}$  lt. EC 5 mit  $\rho_{mean}$  je Serie, inklusive Modifikation

Werden die geschätzten Lasten der Modifikation mit jenen nach EC 5 [1] verglichen, so kann in den Serien B3.4 und B3.5 ein Gewinn von rund 13 % festgehalten werden, ohne dabei die tatsächlichen Maximallasten zu überschätzen.

Ein direkter Vergleich von Einzelwerten unter Ansatz der jeweiligen Rohdichte kann Abbildung 5-4 entnommen werden.

## 5-2.2 BETRACHTUNGEN AM SEITENHOLZ

In Serie B4 wurde bei gleichbleibender Mittelholzdicke von  $7,5d$  die Seitenholzschlankheit variiert. Um die Traglastunterschiede gesondert für das Seitenholz betrachten zu können, wurde durch Subtraktion der mittleren Mittelholztraglast  $F_{max,mean}$  aus Serie B3.4 vom Gesamtwert die Traglast je Seitenholz ermittelt. Bei Serie B5 wurde auf Grundlage einer gleichbleibenden Querschnittsbreite die Dicke von sowohl Mittel- als auch Seitenholz variiert. Unter der Annahme, dass über  $\lambda_m = 7,5$  keine Traglaststeigerung auf Seiten des Mittelholzes erreicht werden kann, wurde für Serie B5.1 mit  $\lambda_m = 8,5$  ebenfalls der Mittelwert der Serie B3.4 herangezogen. Für Serie B5.2 mit  $\lambda_m = 6,5$  wurde die mittlere Mittelholztragfähigkeit der entsprechenden Serie B3.2 berücksichtigt.

Für die beiden verwendeten Modellansätze wurde wiederum der Mittelwert der Lochleibungsfestigkeit aus Serie B3.1 und des Fließmoments aus den Stabdübelbiegeversuchen  $M_{y,mean}$  herangezogen, sodass auch die nachfolgenden Vergleiche wieder auf Basis der Mittelwerte erfolgen.

Abbildung 5-2 zeigt, dass sowohl das Modell des EC 5 [1] als auch die Modifikation die Versagensmodi des Seitenholzes richtig einschätzen. Für eine Seitenholzschlankheit  $\lambda_s = 3$  trifft die Prognose durch [1] den Mittelwert der Versuchsserie. Für die verbleibenden, größeren Schlankheiten 3,5 bis 7 bietet jedoch der Ansatz nach Gehri [17] die weitaus bessere Abschätzung.

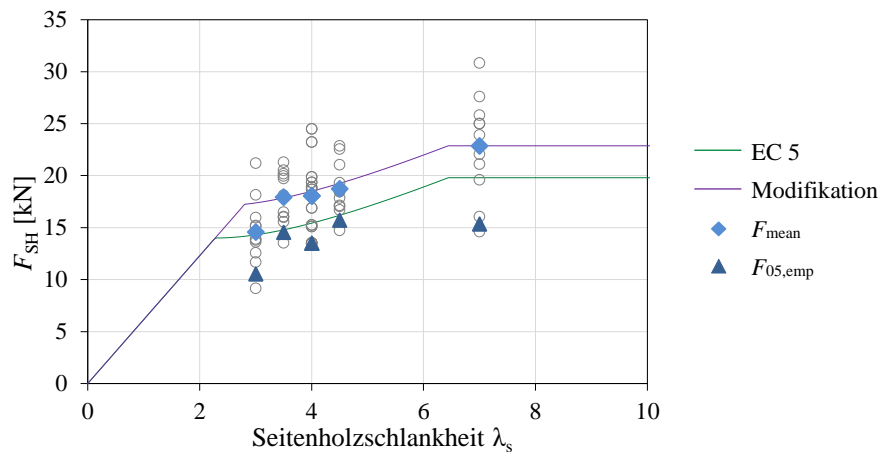


Abbildung 5-2: *Traglast und Versagensmodus in Abhängigkeit der Seitenholzsclankheit  $\lambda_m$  für die Serien B4 und B5*

In Abbildung 5-3 ist der Ausnutzungsgrad der Seitenhölzer der Serie B4 dargestellt. Dabei wird die durch die Stabdübelverbindung erreichbare Traglast  $F_{SH}$  (wie zuvor beschrieben ermittelt) der Zugtragfähigkeit des Nettoquerschnitts  $F_{t,0,net}$  des Seitenholzes gegenübergestellt. Für die Zugtragfähigkeit  $F_{t,0,net}$  wurde eine Zugfestigkeit parallel zur Faser von  $f_{t,0,mean} = 40 \text{ N/mm}^2$  herangezogen, entsprechend den Ergebnissen der Zugversuche an Einzellamellen in Jeitler et al. [10].

Ab Erreichen des Modus 2 (bei  $\lambda_s \sim 2,3$  bzw.  $2,8$  je nach Modell) mit Ausbildung eines Fließgelenks wird der Stabdübel zum maßgebenden versagenden Verbindungsglied, weshalb der Holzquerschnitt nicht mehr voll ausgelastet ist und der Ausnutzungsgrad fällt. Zwischen den Schlankheiten  $\lambda_s = 3$  und  $\lambda_s = 4$  ist der Unterschied im Mittel klein mit etwa 1 %. Die Kurven der Modellansätze zeigen, dass eine deutlich höhere Differenz erwartet wurde.

Der mittlere Ausnutzungsgrad der Serie B4.4 mit  $\lambda_s = 7$  liegt deutlich darunter bei rund 11 %. Dem für Modus 3 erforderlichen, größeren Querschnitt steht somit ein darauf bezogener geringer Traglastgewinn gegenüber.

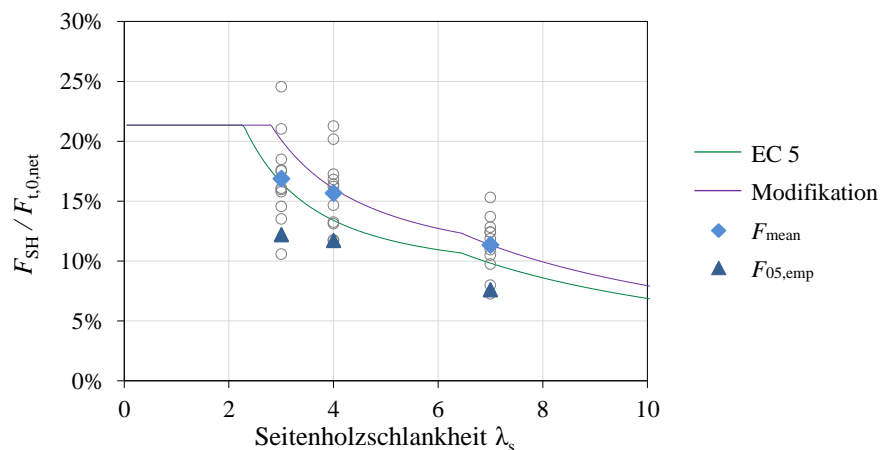
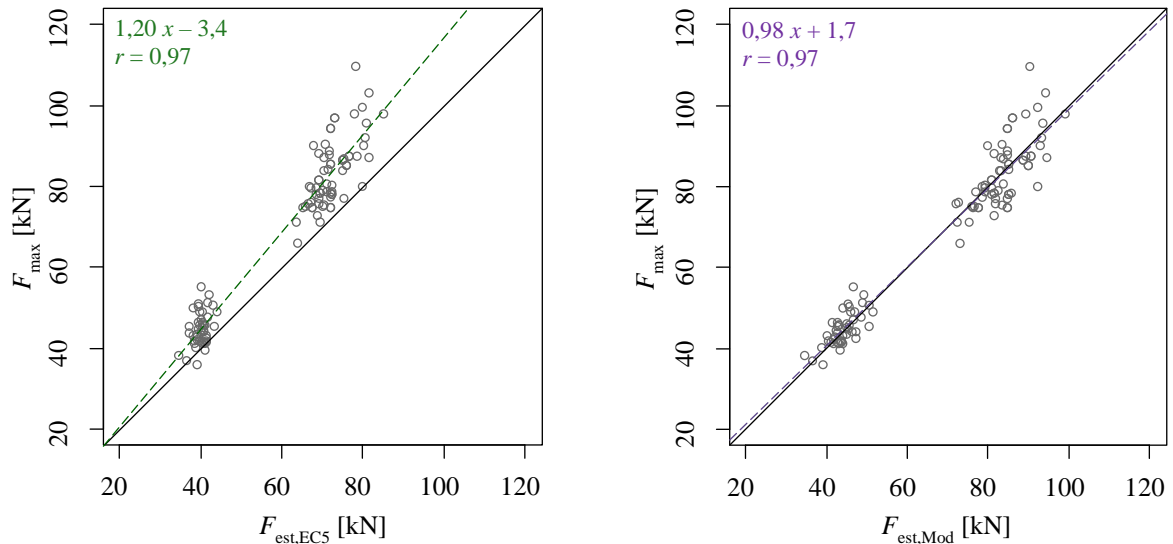


Abbildung 5-3: *Ausnutzungsgrad bezogen auf die Zugtragfähigkeit des Nettoquerschnitts für Serie B4*

## 5-2.3 GESAMTBETRACHTUNG

Im Streudiagramm in Abbildung 5-4 wird die Modellanpassung nun anhand der Einzelergebnisse zusammenfassend für Serien B3, B4 und B5 quantifiziert. Den Prüfwerten stehen die Erwartungslasten nach ON EN 1995-1-1 [1] (links) bzw. unter Hinzunahme der Modifikation (rechts) gegenüber. Für beide Varianten wurde die rechnerische Lochleibungsfestigkeit nach Norm angesetzt. Ergänzend wurden der

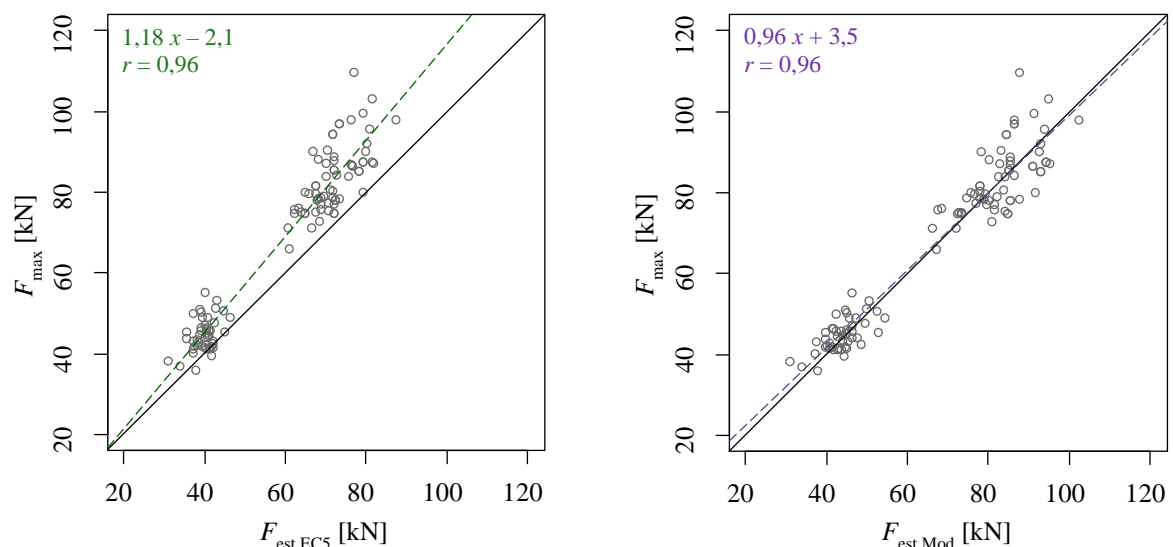
lineare Trend sowie der Korrelationskoeffizient eingetragen. Durch die Modifikation kann der Steigungskoeffizient der linearen Regression zu 0,98 und die Korrelation  $r = 0,97$  bestimmt werden. Das Modell nach EC 5 [1] schätzt die Ergebnisse etwas schlechter bei gleichem Korrelationskoeffizienten. Da bei den vierschnittigen Querschnitten die duktilen Versagensmodi sowohl im Mittel- als auch Seitenholz unterschätzt werden, sind die Abweichungen dort sichtlich größer (siehe obere Punktvolke). Die Trendlinie steigt demnach mit dem Faktor  $1,20 > 1,00$ .



**Abbildung 5-4:** Vergleich von Maximallasten zu Erwartungslasten nach EC 5 [1] (links) und Modifikation (rechts) für Serien B3, B4 und B5, Lochleibungsfestigkeit nach EC 5

Gegenüber der Abbildung oben wird in Abbildung 5-5 zur Ermittlung der Lochleibungsfestigkeit die Potentialgleichung (2.33) nach Hübner [16] angewandt. Damit konnte die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Werten für  $f_{h,0,max}$  erzielt werden.

Da die rechnerischen Lochleibungsfestigkeiten dabei etwas höher sind, führt dies beim Modellansatz nach EC 5 [1] zu geringfügig besseren Traglastergebnissen. Bei der Modifikation wird dadurch die Überschätzung von Traglasten größerer Querschnitte verursacht.



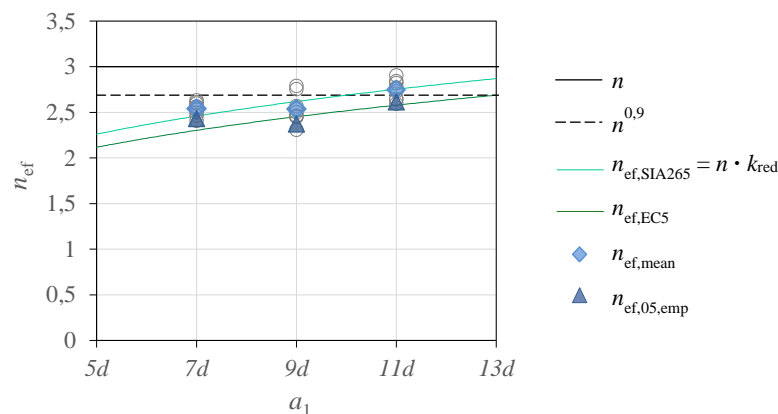
**Abbildung 5-5:** Vergleich von Maximallasten zu Erwartungslasten nach EC 5 [1] (links) und Modifikation (rechts) für Serien B3, B4 und B5, Lochleibungsfestigkeit nach Hübner [16] (Potentialfunktion Gleichung (2.33))

## 5-3 GRUPPENWIRKUNG UND MINDESTABMESSUNGEN

Wie bereits aus den Ergebnisdarstellungen der Serie B6 unter Kapitel 4-3.9 bekannt, konnten drei Stabdübel hintereinander in Faserrichtung nicht die dreifache Traglast des Einzelstabdübels erreichen. Bezogen auf den Mittelwert der Serie B4.2 ist in Abbildung 5-6 die Anzahl der effektiven Stabdübel in Abhängigkeit der untersuchten Abstände  $7d$ ,  $9d$  und  $11d$  – Serie B6.1, B6.2 und B6.3 respektive – dargestellt.

Die Mittelwerte für Serie B6.1 und B6.2 liegen gleichauf mit 2,54, bei Serie B6.3 konnte ein  $n_{ef}$  von 2,75 erreicht werden. Es ist ersichtlich, dass für die Mittelwerte von  $a_1 = 7d$  und  $11d$  eine gute Übereinstimmung mit dem Ansatz nach SIA 265 [2] besteht.

In Möller [40] konnte für Buche bereits mit den Abständen  $6d$ ,  $8d$  und  $10d$  eine konstante Gruppenwirkung erzielt werden. Die Ergebnisse liegen dabei im Bereich zwischen  $n_{ef} = n^{0,9}$  und dem Idealwert ohne Abminderung. Da die im Rahmen dieser Arbeit größte geprüfte Abmessung noch einen Gewinn gegenüber den kleineren vorweist, konnte der Mindestwert für die abstandsunabhängige Gruppenwirkung noch nicht festgestellt werden.



**Abbildung 5-6:** Effektive Stabdübelanzahl  $n_{ef}$  in Abhängigkeit des Stabdübelabstandes  $a_1$  für drei Stabdübel in einer Reihe

In der nachfolgenden Tabelle 5-4 werden die Erkenntnisse bezüglich Mindestabmessungen und der Gruppenwirkung aus den Versuchen zusammengeführt. Eine Gegenüberstellung erfolgt zu den gängigen Normen ON EN 1995-1-1 [1] und SIA 265 [2]. Zur besseren Vergleichbarkeit wurden bei gegebenen Gleichungen die Parameter wie das Fließmoment der Stabdübel und die Lochleibungsfestigkeit entsprechend der Hauptserie B3.1 eingesetzt. Somit können konkrete Werte verglichen werden.

Weiters sind die für Buche in Franke et al. [37] vorgestellten Empfehlungen in Kombination mit den Ergebnisinterpretationen aus Möller [40] ergänzt. Bei den Versuchen in [37] wurden Stabdübel mit Stahlgüte S235JR mit einer Zugfestigkeit von  $f_{u,mean} = 606 \text{ N/mm}^2$  verwendet. Für die Versuche der berücksichtigten Ergebnisse aus [40] wurde Stahl der Klasse ETG 100 mit  $f_u = 1000 \text{ N/mm}^2$  eingesetzt.

Es ist anzumerken, dass die angegebenen Werte für Birke ausschließlich die Ergebnisse der durchgeführten Serien widerspiegeln. Wie unter Kapitel 6-2 angeführt, sind in gewissen Bereichen weitere Untersuchungen von Nöten, bevor eine endgültige Aussage dazu getroffen werden kann. Entsprechende Werte sind in der Tabelle gekennzeichnet. Zudem wurden noch keine Verifizierungen bezüglich z.B. weiterer Stabdübeldurchmesser oder Stahlgüten durchgeführt.

Für die Mindestabstände und -dimensionen für Birke kann festgehalten werden, dass jene Werte aus den aktuellen Normen in keinem Fall unterschritten werden. Vielmehr ist in den meisten Fällen ein größeres Mindestmaß von Nöten, sodass ein duktiler Versagen im Modus 2 oder 3 ermöglicht wird. Diese Tendenz kann auch anhand der Werte für Buche festgestellt werden, welche zumeist im Bereich zwischen der normativen Regelung und den Birkenwerten liegen.



**Tabelle 5-4:** Vergleich der Designvorgaben für Stabdübelverbindungen aktueller Normungen gegenüber den Ergebnissen für Birke und den experimentell ermittelten Empfehlungen für Buche aus Franke et al. [37] bzw. Möller [40]

Parameter	EC 5 [1]	SIA 265 [2]	Birke	Buche <sup>6)</sup> [37],[40]	
$a_1$	SD zueinander in Faserrichtung	$5d$	$7d$	$11d$ <sup>3),4)</sup>	$9d$ <sup>8)</sup> / $6d$ <sup>7)</sup>
$a_{3,t}$	Abstand zum beanspruchten Hirnholzende	$7d$ <sup>1)</sup>	$7d$ <sup>1)</sup>	$9d$	$9d$ <sup>9)</sup>
$a_{4,c}$	Abstand zum unbeanspruchten Rand	$3d$	$3d$	$3d$ <sup>3), 4)</sup>	$3d$ <sup>5)</sup>
$t_m$	Mittelholzdicke für Modus 3	$6,5d$ <sup>2)</sup>	$4,2d$ <sup>2)</sup>	$7,5d$	$6,3d$ <sup>7)</sup>
$t_s$	Seitenholzdicke für Modus 3	$6,5d$ <sup>2)</sup>	$6,0d$ <sup>2)</sup>	$7,0d$	bestätigt SIA 265
$\lambda_s / \lambda_m$	Verhältnis Seiten- zu Mittelholzschlankheit			$0,4 - 0,53$	
$n_{ef}$	Effektive Stabdübelanzahl in einer Reihe	$\min \left\{ \begin{array}{l} n \\ n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \end{array} \right\}$	$n \cdot k_{red} =$ $= n \cdot n^{-0,1} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{10d}}$	$< n$ <sup>4),11)</sup>	$n$ <sup>10)</sup> / $< n$ <sup>7),11)</sup>

Anmerkungen:

<sup>1)</sup>... für  $d < 12$  mm: 80 mm

<sup>2)</sup>... ermittelt für  $d = 12$  mm mit den Werten  $f_{u,mean} = 644$  N/mm<sup>2</sup>,  $f_{h,0,mean} = 42,69$  N/mm<sup>2</sup> entsprechend den festgestellten Ergebnissen

<sup>3)</sup>... maximal geprüfter Parameter

<sup>4)</sup>... weitere Untersuchungen erforderlich

<sup>5)</sup>... wurde versuchstechnisch nicht untersucht

<sup>6)</sup>... ermittelt mit  $d = 8$  mm, sofern nicht anders angemerkt anhand einer zweischnittigen Verbindung mit einem Schlitzblech

<sup>7)</sup>... aus Möller [40], ermittelt anhand einer zweischnittigen Verbindung mit dicken, außenliegenden Blechen

<sup>8)</sup>...  $7d$  wenn  $a_2 \geq 4d$  oder Ausführung mit Verstärkungen gegen Aufspalten

<sup>9)</sup>...  $7d$  wenn  $a_2 \geq 4d$ ;  $5d$  wenn Ausführung mit Verstärkungen gegen Aufspalten

<sup>10)</sup>... unter Einhaltung der entsprechenden Mindestabstände

<sup>11)</sup>... vereinfachte Abschätzung  $\sim n^{0,9}$

Der Abstand zwischen den Stabdübeln quer zur Faserrichtung  $a_2$  wird in Tabelle 5-4 bewusst vernachlässigt. Zum einen wurden diesbezüglich keine Untersuchungen angestellt, weshalb keine Aussagen basierend auf Prüfergebnissen getroffen werden können. Das angewandte Prüfkonzept sieht vor, dass die Dicke des geprüften Streifens bzw.  $2 \cdot a_{4,c}$  diesem Abstand entspricht. Es ist allerdings nicht bekannt, wie groß durch diese Annahme die Auswirkungen auf den Ausnutzungsgrad wären. Aus Überlegungen könnte zudem auf eine geringere Spaltneigung des Holzes bei mehreren Stabdübeln nebeneinander geschlossen werden, wodurch kleinere Dimensionen möglich wären. Aufgrund des Mangels an Erfahrungswerten wird deshalb an dieser Stelle auf eine Empfehlung verzichtet.

Bezüglich der Seitenholzdicke wird angemerkt, dass nicht zwingend ein Versagen mit zwei Fließgelenken angestrebt werden muss. Es geht damit ein sehr kleiner Wirkungsgrad einher, welcher die geringfügig höhere Traglast nicht unterstützt. Das angegebene Verhältnis  $\lambda_s / \lambda_m$  zielt daher auf den Versagensmodus 2 im Seitenholz ab und setzt voraus, dass die Mindestholzdicke für das Mittelholz eingehalten wird.

Aus den bisher geführten Untersuchungen zu Birke und Buche in [40] resultiert, dass auf eine Abminderung der effektiven Stabdübelanzahl nicht verzichtet werden kann. Es wird in keiner Serie das Vielfache des

Einzelstabdübels erreicht. Aufgrund der fehlenden Variation der geprüften Stabdübelanzahl, kann jedoch noch keine genauere Aussage zur Größenordnung des Verkleinerungsfaktors getroffen werden. Die Empfehlung  $n_{ef} = n$  aus [37] wird begründet durch das duktile Verhalten und Versagen mit zwei Fließgelenken, wodurch ohnehin die maximale Traglast eines Stabdübels erreicht wird. Eine Gegenüberstellung zur Traglast eines Einzelstabdübels wird dabei jedoch nicht untersucht.

## 5-4 VERSCHIEBUNGSMODUL

Anhand der in Kapitel 4 gezeigten Ergebnisse der Verschiebungsmoduln der einzelnen Serien ist eine große Variabilität dieser Kenngröße festzustellen. Der in der Tabelle 5-5 geführte Vergleich für die Lochleibungsserien verdeutlicht dies nochmals. Die Serie VV01-1, für welche der gleiche Prüfaufbau wie in Hohenwarter [24] verwendet wurde, stimmt dementsprechend gut mit deren Ergebnissen überein. Zudem kann hierfür auch eine gute Schätzung durch EC 5 [1] vernommen werden. Wird jedoch VV01-4 dem Hauptversuch B3.1 gegenübergestellt, wo bis auf den Einsatz der Verschleißteile ebenfalls der gleiche Prüfanschluss gewählt wurde, so ist dabei ein Unterschied mit dem Faktor 1,7 zu vermerken. Um den Grund für die groben Abweichungen der Haupt- und Vorversuchsserien zu klären, würde es weiterer Untersuchungen der einzelnen Prüfkfigurationen bedürfen.

**Tabelle 5-5:** *Vergleich der Verschiebungsmoduln der Lochleibungsserien – Prüfergebnisse (bei Erstbelastung) und Modellansätze*

	B3.1	VV01-1	VV01-2	VV01-3	VV01-4	Hohenw. [24] <sup>1)</sup>	EC 5 [1] <sup>2)</sup>	SIA 265 [2] <sup>3)</sup>
$K_{ser,EB}$ [kN/mm]	5,72	14,58	15,22	12,33	9,77	14,68	15,72	9,57

Anmerkungen:

<sup>1)</sup> ...je Scherfuge

<sup>2)</sup> ...für Stahl-Holz-Verbindung mit Faktor 2,0, mit  $\rho_{mean} = 610 \text{ kg/m}^3$

<sup>3)</sup> ..mit  $\rho_k = 545 \text{ kg/m}^3$

Wie die Gesamtbetrachtung in Abbildung 4-12 zeigte, liegen die Verschiebungsmoduln der Serie B3.1 deutlich unter jenen, mit einer größeren Mittelholzdicke. Bei den übrigen Serien aus B1 – B3 wird im Mittel ein  $K_{ser,EB}$  von 9,84 kN/mm (bei Erstbelastung) festgestellt. Dies wird durch den Ansatz laut SIA 265 [2] unter Herannahme der empirischen 5 %-Quantile der Rohdichte von  $545 \text{ kg/m}^3$  sehr gut abgeschätzt. Im Modell nach EC 5 [1] wird stattdessen die mittlere Rohdichte von  $610 \text{ kg/m}^3$  zur Ermittlung der Steifigkeit angesetzt. Die tatsächliche Werte werden in diesem Fall um rund 60 % überschätzt.

Die Modellansätze nach EC5 [1] und SIA 265 [2] berücksichtigen nur die Rohdichte und den Stabdübel-durchmesser als Einflussparameter der Steifigkeit. Wie bereits bei der Übersicht der Ergebnisse angemerkt, sind die Verschiebungsmoduln der vierschnittigen Verbindungen jedoch deutlich höher, sogar [1] unterschätzt diese. Liegen zusätzlich mehrere Stabdübel hintereinander in einer Reihe, so fällt der Verschiebungsmodul je Stabdübel und Scherfuge wiederum deutlich ab.

Es scheint naheliegend, dass ein möglicher Einfluss durch die Parameter Holzschlankheit  $\lambda$ , Schnittigkeit  $s$  und der Ansatz einer effektiven Stabdübelanzahl  $n_{ef,Kser}$  weitere Klärung erfordern. Um bestmögliche Abschätzungen aus den normativen Regelungen zu erhalten, bedarf es einer Überarbeitung der gegenwärtigen Ansätze.

## KAPITEL 6: CONCLUSIO UND AUSBLICK

### 6-1 CONCLUSIO

---

Durch die Ergebnisse dieser Arbeit konnte ein umfassender Überblick über das Verhalten von Birken-Brettschichtholz in Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen gewonnen werden. Im Rahmen der Vorversuche wurde sehr deutlich ein besonders duktileres Verhalten dieser Holzart bei Lochleibungsbeanspruchung festgestellt. Wie entsprechend den großen Unterschieden in den Rohdichtebereichen zu erwarten und durch Literaturvergleiche bestätigt, liegen die erreichten Traglasten zwischen jenen von Fichte und Buche.

Wenngleich die Rohdichte als guter Anhaltspunkt für die ungefähre Leistungsfähigkeit einer Holzart gilt, so ist dennoch zu vermerken, dass die Korrelation zur Traglast, Maximalverformung und den Verschiebungsmoduln nur gering ausfällt. Dass die Rohdichte bei Nadelhölzern ein besserer Indikator für die mechanischen Eigenschaften ist als bei Hartholz, wurde bereits in Collins u. Fink [55] aus mehreren Quellen zusammengeführt.

Für den Abstand zum belasteten Hirnholzende  $a_{3,t}$  und die optimale Mittelholzschlankheit  $\lambda_m$  für duktileres Versagen mit zwei Fließgelenken je Scherfuge konnten konkrete Werte ermittelt werden. Zudem kann ein Wertebereich für ein günstiges Seiten- zu Mittelholzverhältnis empfohlen werden. Aufgrund fehlender Parameterausprägungen bedarf es weiteren Versuchen bevor eine endgültige Aussage zu den Abmessungen  $a_{4,c}$  (seitlicher Randabstand) und  $a_1$  (Abstand der Stabdübel zueinander in einer Reihe) bzw. zu einer effektiven Stabdübelanzahl  $n_{ef}$  getroffen werden kann. Der zusammenfassende Vergleich ist in Kapitel 5-3 angeführt.

Die Betrachtungen des vorhergehenden Kapitels zeigten, dass Modelle zur Abschätzung der Lochleibungsfestigkeit diese auf Niveau des Mittelwerts generell überschätzen. Die beste Annäherung konnte durch den Ansatz von Hübner [16] erreicht werden. Der Vergleich des 5 %-Quantils stellt aufgrund der geringen Prüfkörperanzahl relativ unzuverlässige Aussagen dar. Die Wahl der Methode der Auswertung liefert zudem größere Unterschiede in den Resultaten.

Im Gegensatz zur Lochleibungsfestigkeit wird die Gesamttraglast einer Stabdübelverbindung bei duktilem Versagensmodus durch die Modelle in ON EN 1995-1-1 [1] und SIA 265 [2] unterschätzt. Es tritt eine gewisse Kompensation durch die Überschätzung der Lochleibungsfestigkeit auf, dennoch wird die reale Traglast damit nicht erreicht. Der Vergleich mit dem modifizierten Modell zeigte eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den Prüfwerten. Ähnliche Verbesserungen könnten auch durch den Ansatz der Seilwirkung, mit einer Traglaststeigerung als Prozentsatz der errechneten Basistraglast, erzielt werden. Welche Ursache tatsächlich zu den höheren Traglasten führt, kann aus diesen Untersuchungen nicht beantwortet werden und bleibt zu klären. Um dem Traglastpotential von Birken-BSH und Laubholz im Generellen gerecht zu werden, sollte eine dementsprechende Anpassung der Bemessungsmodelle in Betracht gezogen werden.

Will der Duktilität einer Verbindung künftig mehr Beachtung geschenkt werden, so sind auch die erreichten Verformungen relevant. Für eine ausgeprägte Ausbildung der Fließgelenke ist ein dementsprechendes Verformungsvermögen notwendig. Zusammenfassend konnten generell große Streuungen festgestellt, sowie die Holzteilschlankheit und die Anzahl bzw. der Abstand von Verbindungsmitteln in einer Reihe als wesentliche Parameter identifiziert werden. Der Einfluss der übrigen betrachteten Parameter ist durch Einhaltung der hier ermittelten Mindestabmessungen beschränkt.

Die großen Abweichungen der Verschiebungsmoduln bei Variation unterschiedlicher Parameter gegenüber einem einzelnen Bemessungswert ließ erkennen, dass die bekannten Modellansätze aus EC 5 [1] und

SIA 265 [2] die realen Steifigkeiten unzufriedenstellend abbilden. Eine Parameterstudie zur Verbesserung der Ansätze scheint zielführend.

## 6-2 AUSBLICK

Um die hier gezeigten Erkenntnisse zu Holz-Stahl-Stabdübelverbindungen mit faserparalleler Beanspruchung in Birkenholz zu vervollständigen, gilt es, noch eine Vielzahl an weiteren Untersuchungen zu tätigen. Einerseits sollten noch Ergänzungsserien zum Seitenrandabstand  $a_{4,c}$  (B2) und zum Stabdübelabstand  $a_1$  (B6) durchgeführt werden. Wie gezeigt lieferten die maximal untersuchten Ausprägungen –  $a_{4,c} = 3d$  und  $a_1 = 11d$  – die besten Ergebnisse der jeweiligen Serien. Es kann deshalb nicht ausgeschlossen werden, dass durch weitere, größere Abstände die Ergebnisse sich nicht mehr verbessern.

Zu der Annahme von Gehri [17], wonach der geprüfte Brettschichtholzstreifen bei genügend großem Abstand  $a_2 = 2 \cdot a_{4,c}$  ist, kann aufgrund der fehlenden Vergleichsserien im Rahmen dieser Arbeit keine Aussage getroffen werden. Es gilt festzustellen, wie groß die entsprechende Dimension sein müsste, ob dadurch tatsächlich kein Einfluss durch  $m$ -Reihen entsteht und ob dies einem wirtschaftlichen Verbindungsentwurf gerecht wird.

Die Serie B6 mit drei Stabdübeln in einer Reihe zeigte, dass es auch für die Verschiebungsmoduln eine effektive Stabdübelanzahl zu berücksichtigen gilt. Da im durchgeführten Prüfprogramm lediglich die Ausprägungen  $n = 1$  und  $3$  betrachtet wurden, kann keine Einschätzung getätigt werden, wie ein entsprechender Korrekturfaktor in Abhängigkeit der Stabdübelanzahl in einer Reihe aussehen würde. Es sind dafür Versuche mit  $n = 2$  und  $> 3$  erforderlich.

Des Weiteren sollte zur besseren Abschätzung des Verschiebungsmoduls eine Überarbeitung des in Normenwerken angeführten Modellansatzes in Betracht gezogen werden. Eine Auswahl an möglichen Parametern sollte untersucht werden.

Zum Thema Duktilität einer Verbindung wurden nur oberflächliche Betrachtungen, wie etwa der maximale Verformungsweg, getätigt. Dass diese dennoch Auswirkungen auf die Tragfähigkeit haben kann, konnte in den durchgeführten Versuchen festgehalten werden. Die Duktilität fördernde Maßnahmen, wie etwa Quersugsicherungen scheinen daher von Interesse zu sein.

Wie dem morphologischen Kasten im ANHANG B zu entnehmen ist, konnten weitere Parameter festgestellt werden, die einer Untersuchung zum besseren Verständnis der Gesamtheit der Stabdübelverbindung bedürfen. Die nachfolgenden Steps, welche als Weiterführung des hier bewerkstelligten Prüfprogramms (siehe Kapitel 3-1.3) zu verstehen sind, umfassen im Wesentlichen die Verifizierung der gewonnenen Ergebnisse:

### Step 6: Untersuchungen mit drei Schlitzblechen

Die Erkenntnisse der vierschnittigen Verbindungen sollen mit einem Versuchsaufbau mit drei Schlitzblechen (sechsschnittige Verbindung) verglichen werden. Untersuchungen bezüglich der optimalen Aufteilung eines gegebenen Querschnitts – Verwendung von zwei oder drei Schlitzblechen – sind erstrebenswert.

### Step 7: Variation der Holzfeuchte

Mit dem Referenzdurchmesser  $d = 12$  mm sollen Versuche mit einer deutlich niedrigeren (z.B. 6 %) und einer viel höheren (z.B. 18 %) Holzfeuchte gegenüber der Referenzfeuchtigkeit (Holzausgleichsfeuchte in NKL 1) durchgeführt werden. Es wird erwartet, dass Abweichungen bezüglich Spaltneigung und Lochleibungsfestigkeit – je nach Ab- oder Zunahme gegenüber der Referenzfeuchte aus den vorigen Steps – auftreten. Auf Basis der in den Steps 1 bis 5 ermittelten optimalen Parameterausprägungen für Abstände und Schlankheiten, wird die Anwendungsmöglichkeit dieser bei abweichenden Holzfeuchteverhältnissen überprüft.

**Step 8: Variation des Stabdübeldurchmessers**

Gewonnene Erkenntnisse sollen auf die allgemeine Anwendbarkeit bei anderen Stabdübeldurchmessern verifiziert werden. Konkret soll dies mit den Durchmessern  $d = 8 \text{ mm}$  und  $16 \text{ mm}$  erfolgen. Es bedarf jedoch nur ausgewählter Prüfserien aus den Steps 1 ÷ 5.

**Step 9: Prüfung eines gesamten Stabdübelstoßes**

Abschließend soll ein großformatiger Stabdübelstoß geprüft werden, um die Gültigkeit der Festlegungen aus den Kleinversuchen für eine beliebig große Verbindung zu verifizieren. Versuche an einer mehrreihigen  $m \cdot n$  – Verbindung sollen den Teilquerschnittsergebnissen gegenübergestellt werden. Damit kann schließlich auf die generelle Anwendbarkeit des vorgestellten Prüfkonzepts bei z.B. weiteren Holzarten geschlossen werden.

Um durch eine solche Stabdübelverbindung nicht nur Normalkräfte übertragen zu können, bedarf es ebenfalls genauerer Betrachtungen bei Beanspruchungen quer zur Faser und in weiterer Folge in beliebige Richtungen. Zu Ersterem wurden bereits Untersuchungen hinsichtlich der Anrisslasten in Mlinar [45] getätigt.



## ANHANG A LITERATURVERZEICHNIS

- [1] *OENORM EN 1995-1-1 - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten*. CEN, 2019.
- [2] *SIA 265: 2012 Bauwesen - Holzbau*. SIA, 2012.
- [3] R. Wagenführ, *Holzatlas*, 6. Aufl., Leipzig: Fachbuchverlag, 2007.
- [4] H. Sachsse, „Holzqualität von Birken: Die Baumart Birke und ihre anatomischen Holzeigenschaften“, *Eur. J. Wood Prod.*, Jg. 46, Nr. 12, S. 441–446, 1988.
- [5] G. Jeitler und M. Augustin, „Ist Birke die bessere Buche? Mechanische Eigenschaften und Pilotprojekte aus BIRKE|BSH&BSP“ in *Tagungsband 22. Internationales Holzbau-Forum IHF*, 2016.
- [6] J. Repola, „Models for vertical wood density of Scots pine, Norway spruce and birch stems, and their application to determine average wood density“, *Silva Fenn.*, Jg. 40, Nr. 4, 2006.
- [7] J. Sell, *Eigenschaften und Kenngrößen von Holzarten*, 2. Aufl., Zürich: Baufachverl., 1987.
- [8] K. H. Solli, „Tensile strength of nordic birch“ in *Proceedings of the 37<sup>th</sup> CIB-W18 Meeting*, Edinburgh, Scotland, 2004.
- [9] *ON EN 338 - Bauholz für tragende Zwecke — Festigkeitsklassen*. CEN, 2016.
- [10] G. Jeitler, M. Augustin und G. Schickhofer, „BIRCH | GLT & CLT: Mechanical properties of Glued Laminated Timber and Cross Laminated Timber produced with the wood species birch“ in *Proceedings of WCTE 2016*, Vienna, Austria, 2016.
- [11] *DIN 4074-5 - Sortierung von Holz nach der Tragfähigkeit - Teil 5: Laubschnittholz*, 2008.
- [12] *ON EN 14080 - Holzbauwerke — Brettschichtholz und Balkenschichtholz — Anforderungen*. CEN, 2013.
- [13] K. W. Johansen, „Theory of timber connections“, *IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen*, Nr. 9, S. 249–262, 1949.
- [14] *CSA O86-19 - Engineering design in wood*. Canadian Standards Association, Standards Council of Canada, 2019.
- [15] *enBR - eurocodenahe Bemessungsrichtlinie*. holz.bau forschungs gmbh, 2007.
- [16] U. Hübner, „Mechanische Kenngrößen von Buchen-, Eschen- und Robinienholz für lastabtragende Bauteile“, Dissertation, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, Graz, 2014.
- [17] E. Gehri, „Einflussfaktoren auf das EYM für Stabdübelverbindungen in Holzwerkstoffen aus Buche“, Vortrag beim 10. GRAHWS'18 Grazer Holzbau-Workshop, Graz, 30. Nov 2018, [unveröffentlicht].
- [18] M. Yurrita, J. M. Cabrero und P. Quenneville, „Multiple shear plane timber connections with slotted-in steel plates and dowel-type fasteners: a study of the brittle failure mode in the parallel-to-grain direction“ in *Proceedings of the 51<sup>st</sup> INTER Meeting*, Tallinn, Estonia, 2018.
- [19] J. M. Cabrero und M. Yurrita, „Performance assessment of existing models to predict brittle failure modes of steel-to-timber connections loaded parallel-to-grain with dowel-type fasteners“, *Engineering Structures*, Jg. 171, S. 895–910, 2018.
- [20] L. J. R. Whale und I. Smith, „The Derivation of Design Clauses for Naild and Bolted Joints in Eurocode 5“ in *Proceedings of the 19<sup>th</sup> CIB-W18 Meeting*, Florence, Italy, 1986.



- [21] J. Ehlbeck und H. Werner, „Softwood and Hardwood Embedding Strength for Dowel type Fasteners“ in *Proceedings of the 25<sup>th</sup> CIB-W18 Meeting*, Ahus, Sweden, 1992.
- [22] U. Hübner, T. Bogensberger und G. Schickhofer, „Embedding strength of European hardwoods“ in *Proceedings of the 41<sup>st</sup> CIB-W18 Meeting*, St. Andrews, Canada, 2008.
- [23] B. Vreeswijk, „Verbindungen in hardhout“, Master thesis, Faculty of Civil Engineering, Delft University of Technology, Delft, 2003.
- [24] J. Hohenwarter, „Vergleich der Lochleibungsfestigkeit in Folge von Zug- und Druckbelastung“, Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, Graz, 2014.
- [25] *ON EN 383 - Holzbauwerke - Prüfverfahren - Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit und Bettungswerte für stiftförmige Verbindungsmittel*. CEN, 2007.
- [26] G. Schickhofer, M. Augustin und G. Jeitler, „Einführung in die Verbindungstechnik mit Stabdübeln, Schrauben und eingeklebten Stahlstangen“ in *6. GraHFT'07: Verbindungstechnik im Ingenieurholzbau*, Graz, 2007.
- [27] C. Petersen, *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*, 4. Aufl., Springer Vieweg, 2013.
- [28] A. Jorissen, „Double shear timber connections with dowel type fasteners“, Dissertation, Delft University of Technology, Delft, 1998.
- [29] *ENV 1995-1-1:1993 - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten*. CEN.
- [30] *OENORM EN 1993-1-1 - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten*. CEN, 2014.
- [31] A. Spörk, „Lochleibungsfestigkeit von Nadelhölzern - Einflußfaktoren und Modellvergleiche“, Diplomarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, Graz, 2007.
- [32] H. Werner, „Tragfaehigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftfoermigen Verbindungsmitteln unter Beruecksichtigung streuender Einflussgroessen“, Dissertation, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine (VAKA), KIT, Karlsruhe, 1993.
- [33] M. Schmid, „Anwendung der Bruchmechanik auf Verbindungen mit Holz“, Dissertation, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine (VAKA), KIT, Karlsruhe, 2002.
- [34] Z. Holic, „Einflussfaktoren auf das Tragverhalten einer Stabdübelverbindung: Bestimmung des Reibungsbeiwertes zwischen Stabdübel und umgebendem Holz“, Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, Graz, 2016.
- [35] J. Sjödin, E. Serrano und B. Enquist, „An experimental and numerical study of the effect of friction in single dowel joints“, *Eur. J. Wood Prod.*, Jg. 66, Nr. 5, S. 363–372, 2008.
- [36] F. Colling, *Holzbau: Grundlagen, Bemessungshilfen*, Mit 223 Abbildungen und 129 Tabellen, 2. Aufl., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH Wiesbaden, 2008.
- [37] S. Franke, B. Franke, S. Heubuch, A. Frangi und R. Jockwer, *Anschlüsse in Buchenholz: Ermittlung von Grundlagen zur Bemessung von Anschlüssen für die Marktimplementierung in der Schweiz*, 2019.
- [38] R. Jockwer und A. Jorissen, „Load-deformation behaviour and stiffness of lateral connections with multiple dowel type fasteners“ in *Proceedings of the 51<sup>st</sup> INTER Meeting*, Tallinn, Estonia, 2018, S. 141–158.
- [39] *ON EN 26891 - Holzbauwerke - Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln - Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens*. CEN, 1991.
- [40] J. K. Möller, „Beech wood joint with dowel type fasteners - High performance in modern timber structures“, Master Thesis, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich, Zürich, 2017.

- [41] A. Mischler, „Bedeutung der Duktilitaet fuer das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzvenverbindungen“, Dissertation, ETH Zürich, Zürich, 1998.
- [42] *ON EN 12512 - Holzbauwerke - Prüfverfahren - Zyklische Prüfungen von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln*. CEN, 2005.
- [43] I. Smith, A. Asiz, M. Snow und I.H. Chui, „Possible Canadian/ISO approach to deriving design values from test data“ in *Proceedings of the 39<sup>th</sup> CIB-W18 Meeting*, Florence, Italy, 2006.
- [44] F. Brühl und Kuhlmann Ulrike, „Consideration of Connection Ductility within the Design of Timber Structures“ in *Proceeding of the International Conference on Connections in Timber Engineering - From Research to Standards*, Graz, Austria, 2017, S. 32–45.
- [45] D. Mlinar, „Untersuchungen zur Leistungsfähigkeit von Stahlblech-Holz-Stabdübel-Verbindungen in Birken-Brettschichtholz bei Beanspruchung senkrecht zur Faser“, Masterarbeit, Institut für Holzbau und Holztechnologie, TU Graz, Graz, 2020, [in Bearbeitung].
- [46] S. Franke und B. Franke, „Fundamentals and recent strength results of connections in modern hardwood timber structures“, *Wood Material Science & Engineering*, Jg. 14, Nr. 4, S. 234–242, 2019.
- [47] *ON EN ISO 6892-1 - Metallische Werkstoffe - Zugversuch*. CEN, 2009.
- [48] *ON EN 409 - Holzbauwerke - Prüfverfahren - Bestimmung des Fließmoments von stiftförmigen Verbindungsmitteln*. CEN, 2009.
- [49] *ON EN 14592 - Holzbauwerke - Stiftförmige Verbindungsmittel - Anforderungen*. CEN, 2009.
- [50] *ON EN 13183-1 - Feuchtegehalt eines Stückes Schnittholz*. CEN, 2004.
- [51] *ON ISO 3131 - Holz - Bestimmung der Dichte für physikalische und mechanische Prüfungen*. CEN, 1996.
- [52] *ON EN 384 - Bauholz für tragende Zwecke — Bestimmung charakteristischer Werte für mechanische Eigenschaften und Rohdichte*. CEN, 2016.
- [53] *ON EN 14592 - Holzbauwerke - Stiftförmige Verbindungsmittel - Anforderungen*. CEN, 2012.
- [54] R. Brandner, *Stochastic System Actions and Effects in Engineered Timber Products and Structures*, 2. Aufl., Graz: Verlag der Technischen Universität Graz, 2013.
- [55] S. Collins und G. Fink, „Mechanical Properties of Birch Timber under Compression Loading Parallel to Grain“ in *Proceedings of WCTE 2018*, Seoul, Republic of Korea, 2018.
- [56] E. Gehri an G. Schickhofer im Schriftverkehr, "Stabdübel in Laubholz - Konstruktive Durchbildung", Rüşchlikon, 07. Jan., 2019, [unveröffentlicht].
- [57] E. Gehri an G. Schickhofer im Schriftverkehr, "Verifizierung Tragmodell Gehri", Rüşchlikon, 01. Feb., 2019, [unveröffentlicht].
- [58] E. Gehri an G. Schickhofer im Schriftverkehr, "Stabdübel-Verbindungen in Laubholz - Konzept n'H/Gehri", Rüşchlikon, 11. Feb., 2019, [unveröffentlicht].

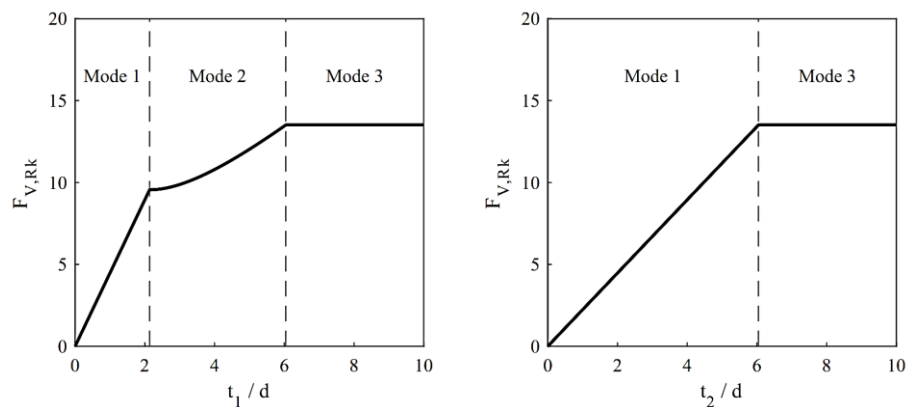
# ANHANG B MORPHOLOGISCHER KASTEN

Tab. Anhang B-1: Morphologischer Kasten als Grundlage zur Entwicklung des Prüfplans

Parameter		Ausprägungen																
Gr.	Bezeichnung	Kürzel	Einheit															
Holz	1 Rohdichte	$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	550	600	650	700											
	2 Holztauglichkeitsfeuchte	$u$	[%]	8	10	12	14	16	18									
Stahl	3 Anzahl Bleche		[-]	1	2	3	4	5										
	4 Stabübelmesser	$d$	[mm]	8	10	12	16	20										
	5 Stahlgüte (SD, Bleche)		[-]	S235	S355	S460	ETG 100											
Geometrie	6 SD je Reihe	$n$		1	2	3	4	5										
	7 Reihenanzahl	$m$		1	2	3	4	5										
	8 Zwischenabstand parallel zur Faser	$a_1$		-	5d	7d	9d	11d	13d									
	9 Zwischen- bzw Randabst. normal z. F.	$a_2 (a_{4,c})$		3d (1,5d)	4d (2d)	5d (2,5d)	6d (3d)	7d (3,5d)	8d (4d)									
	10 Abstand zum beanspr. Hirnholzende	$a_{3,t}$		7d	9d	11d	13d											
	11 Abstand zum beanspr. Rand	$a_{4,t}$		-	4d	h/2	h-4d											
	12 Schräkheit - Seitenholz	$\lambda_8 (t_1)$		-	3	3,5	4	4,5	5	7								
	13 Schräkheit - Mittelholz	$\lambda_m (t_2)$		-	2	6,5	7	7,5	8	8,5								
	Prüfkongf.	14 Belastungsform			N <sup>(+)</sup>	M	N <sup>(+)</sup> + M	V										
		15 Faserwinkel	$\alpha$	[°]	0	30	60	90										
		16 Dauer		[s]	<<<	300 ± 120	DoL											
		17 Belastungsart			quasi-statisch	zyklisch	dynamisch											
		18 Lagerungsbedingung			pull-pull	push-pull	push-push											

**ERLÄUTERUNGEN ZUR WAHL AUSGEWÄHLTER PARAMETERAUSPRÄGUNGEN:**

- $a_{3t}$  gemäß Gehri [56]:  $\sim 9d$
- $a_2 (a_{4,c})$  gemäß Gehri [56]:  $\sim 4d - 5d$
- $\lambda_m$  = 2,0 Erreichen des Modus 1 zur Ermittlung der Schlankheits-Versagensmodus - Beziehung, vgl. Abb. Anhang B-1 (rechts)  
 = 6,5 entspricht in etwa der Grenzschlankheit für Versagensmodus 3 in Buche aus Möller [40], vgl. Abb. Anhang B-1 (rechts)  
 = 7,0 – 7,5 Anwendung in Gehri [57]  
 = 8,5 eventuell erforderlich zur Erreichung des Modus 3 bei sehr hoher Stahlgüte
- $\lambda_s$  = 3,0 – 3,5 (unter Voraussetzung  $\lambda_m \sim 7,0$ ) gemäß Gehri [58]: Verhältnis  $\lambda_s / \lambda_m < 0,5$ , da durch größere Verhältniswerte kein Vorteil mehr erzielt werden kann, spricht ein Leistungsabfall zu erwarten ist; Modus 2  
 = 4,0 – 5,0 Verhältnis  $\lambda_s / \lambda_m > 0,5$  zur Verifikation des zufolge Gehri [58] erwarteten Leistungsabfalls; Modus 2 bis möglicherweise Modus 3  
 = 7,0 sicheres Auftreten von Modus 3 im Seitenholz, vgl. Abb. Anhang B-1 (links)
- $a_1$  gemäß Gehri [56]:  $\sim 9d$  (und unter Annahme  $a_1 \sim a_{3,t}$ )  
 gemäß Möller [40]: ab  $8d$  sehr duktils Verhalten, bei  $6d$  frühes Aufspalten mit Maximalverformungen  $< 10$  mm

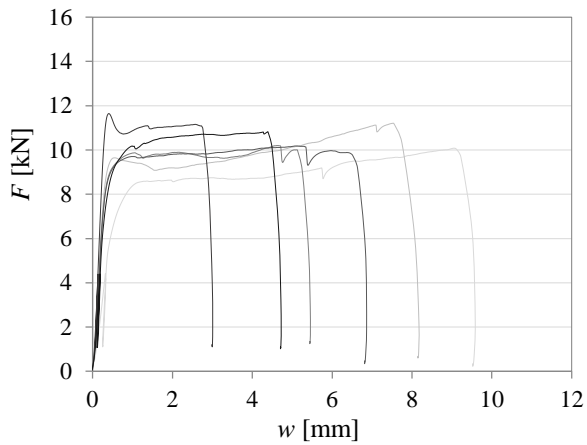


**Abb. Anhang B-1:** Traglastkurve für Buche bezogen auf die Schlankheit des Seitenholzes (links) und des Mittelholzes (rechts) aus Möller [40]

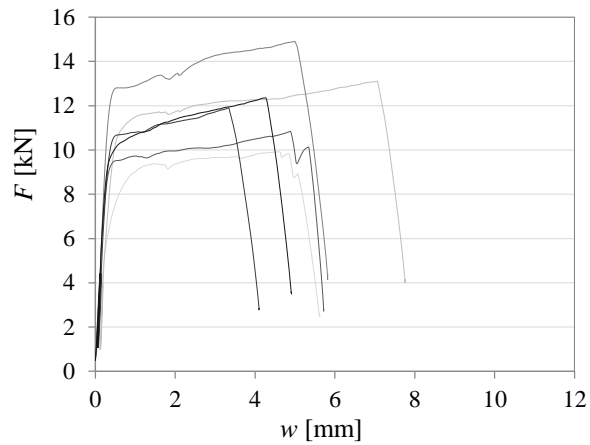
# ANHANG C MESSKURVEN

## C-1 Vorversuche

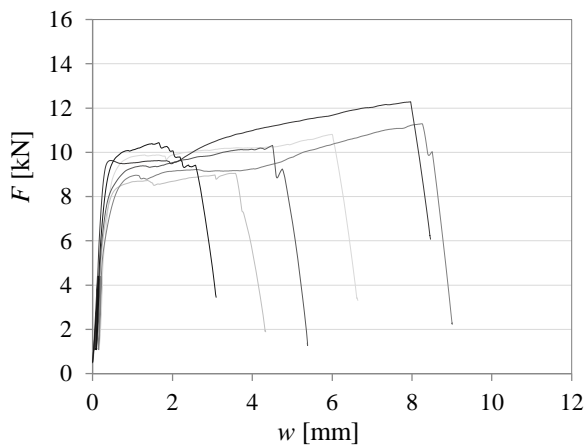
### C-1.1 VV01



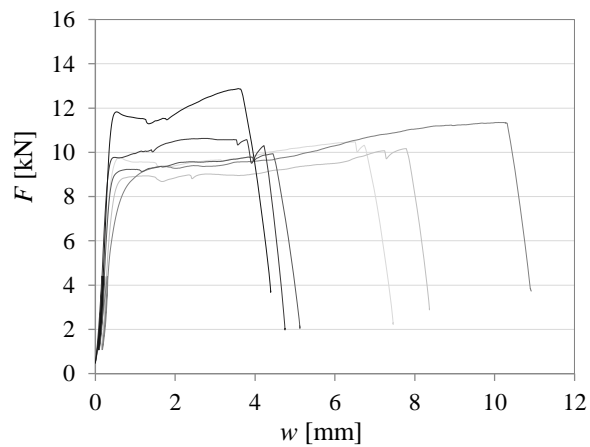
*Abb. Anhang C-1: Serie VV01-1*



*Abb. Anhang C-2: Serie VV01-2*

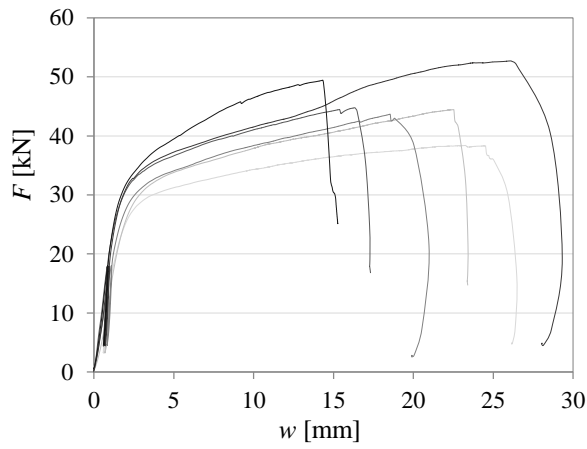


*Abb. Anhang C-3: Serie VV01-3*

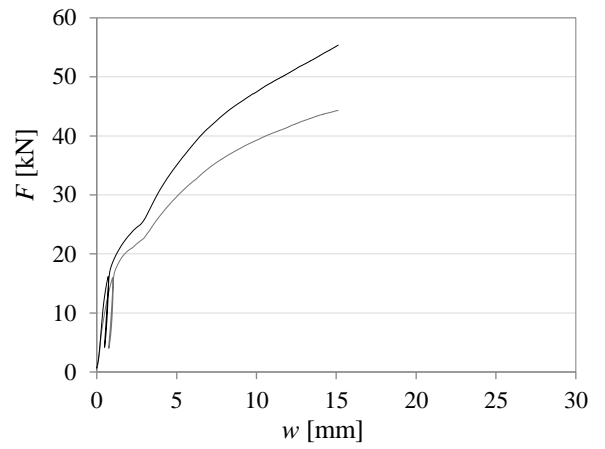


*Abb. Anhang C-4: Serie VV01-4*

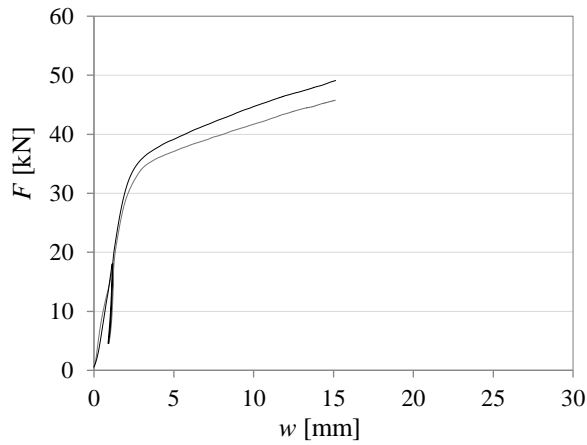
### C-1.2 VV02



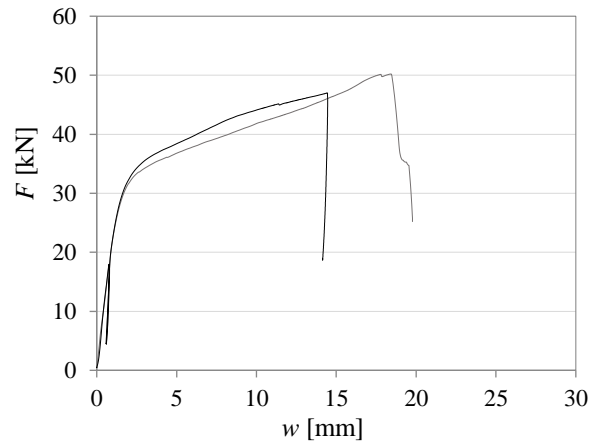
**Abb. Anhang C-5: Serie VV02-1**



**Abb. Anhang C-6: Serie VV02-2**



**Abb. Anhang C-7: Serie VV02-3**



**Abb. Anhang C-8: Serie VV02-4**

## C-2 Hauptversuche

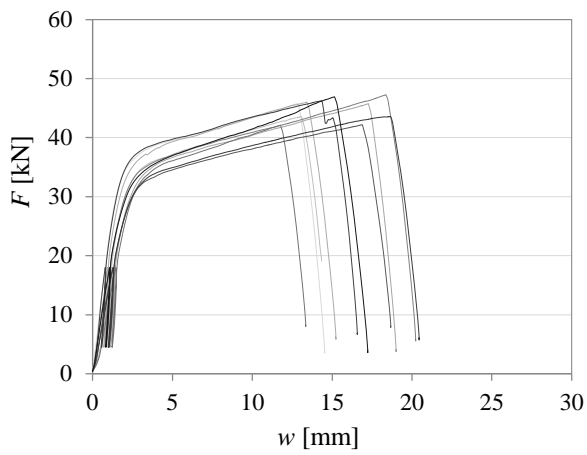


Abb. Anhang C-9: Serie B1.1

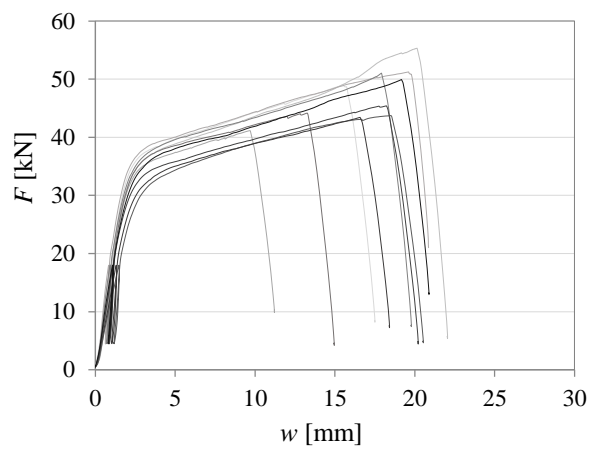


Abb. Anhang C-10: Serie B1.2 = B2.3 = B3.5

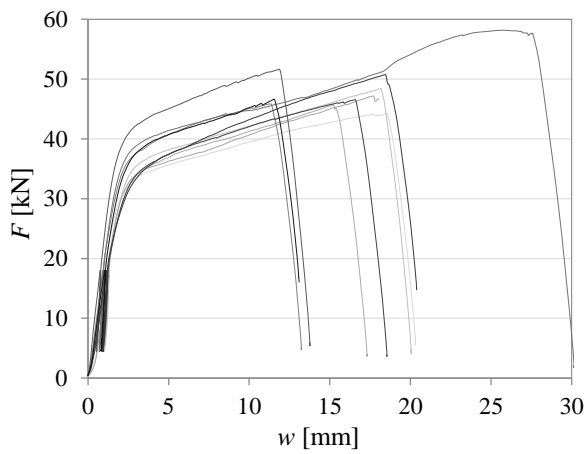


Abb. Anhang C-11: Serie B1.3

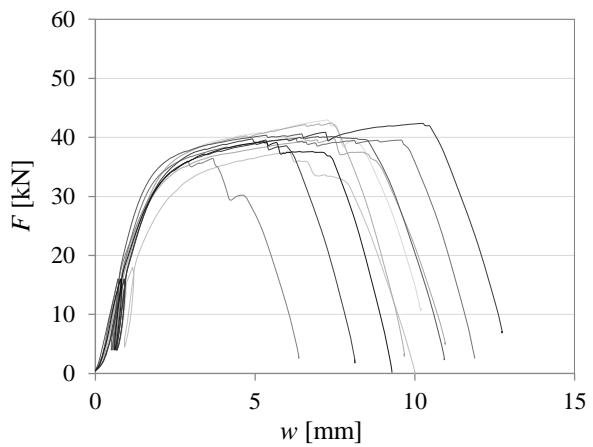


Abb. Anhang C-12: Serie B2.1

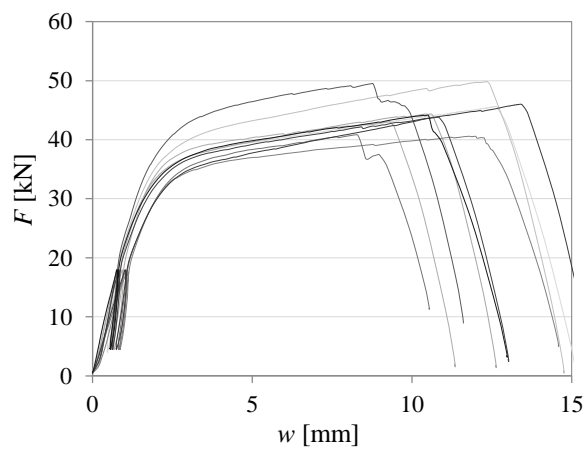


Abb. Anhang C-13: Serie B2.2

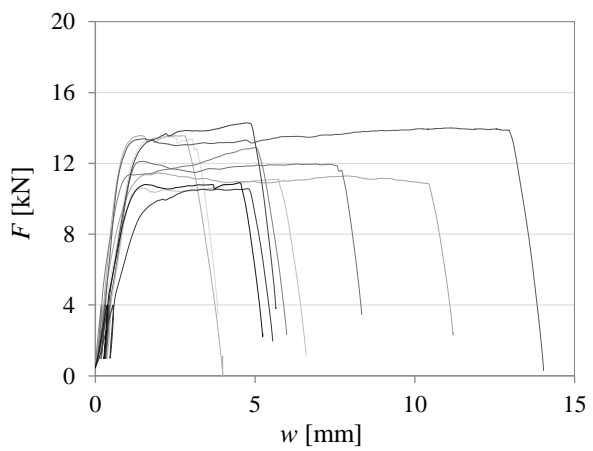
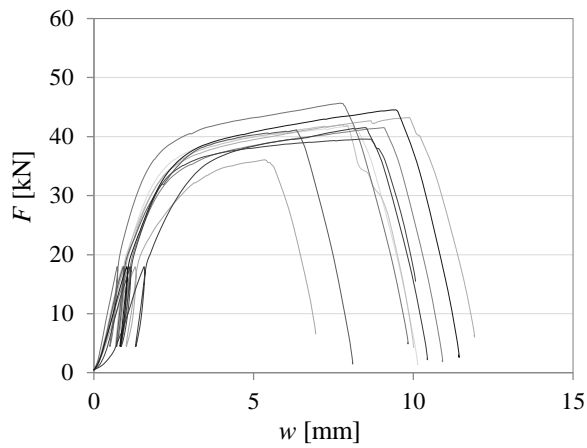
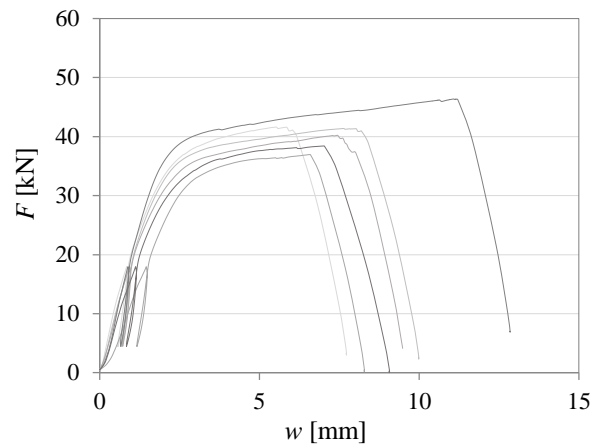


Abb. Anhang C-14: Serie B3.1

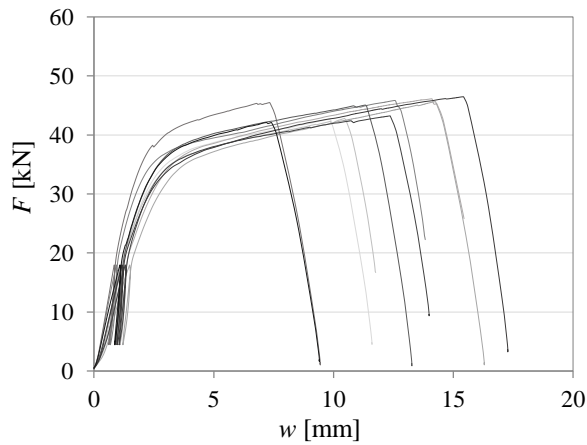




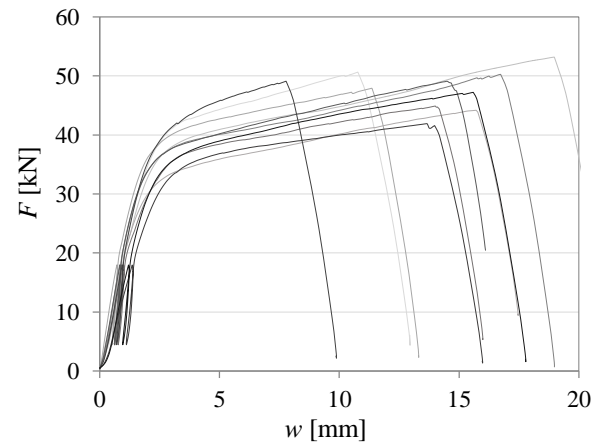
**Abb. Anhang C-15: Serie B3.2**



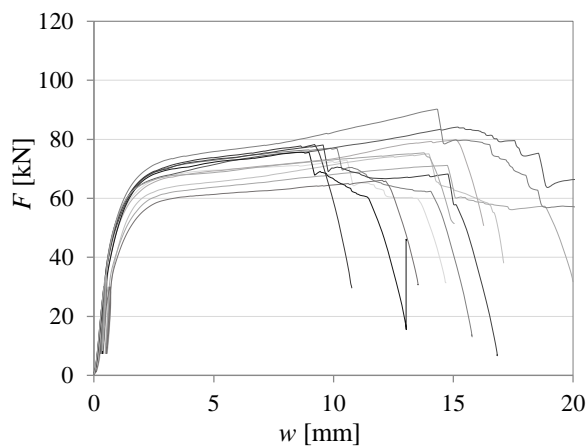
**Abb. Anhang C-16: Serie B3.2b**



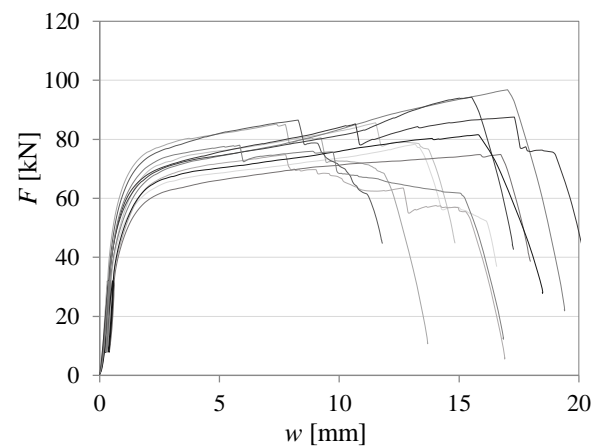
**Abb. Anhang C-17: Serie B3.3**



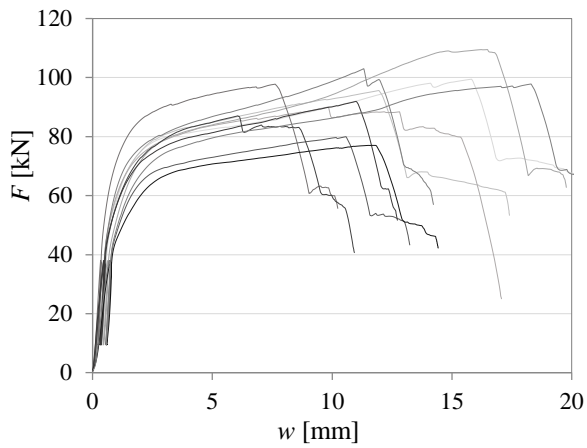
**Abb. Anhang C-18: Serie B3.4**



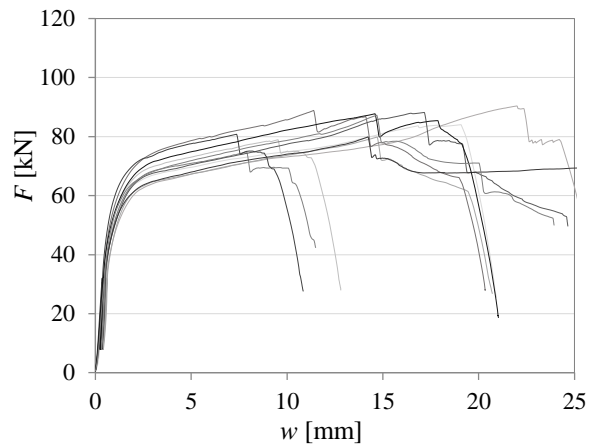
**Abb. Anhang C-19: Serie B4.1**



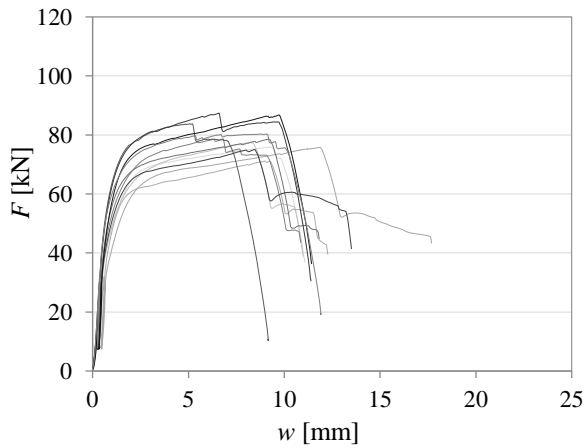
**Abb. Anhang C-20: Serie B4.2**



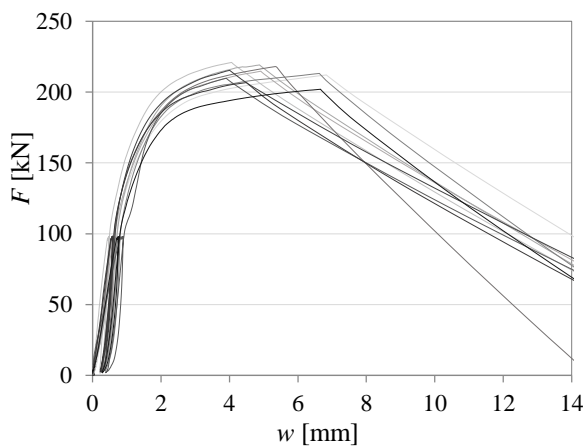
**Abb. Anhang C-21: Serie B4.4**



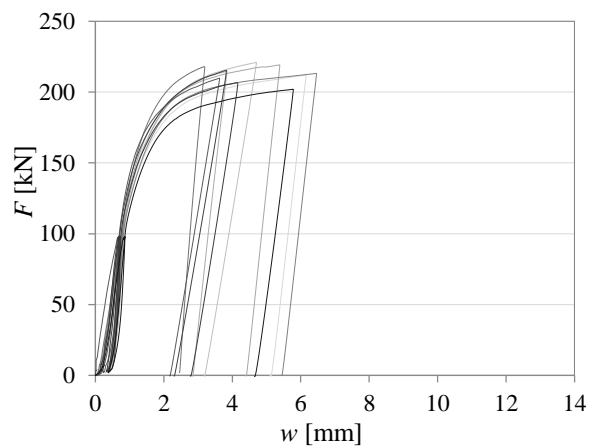
**Abb. Anhang C-22: Serie B5.1**



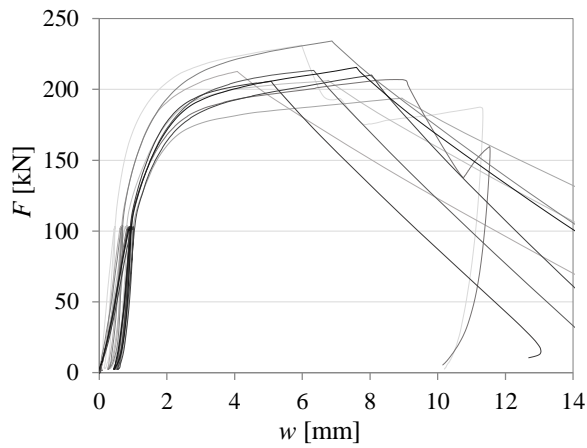
**Abb. Anhang C-23: Serie B5.2**



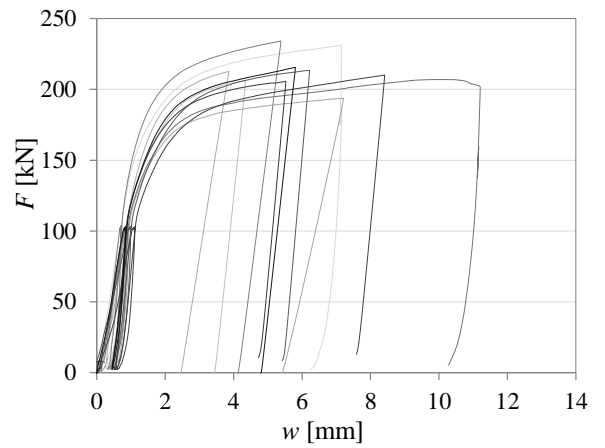
**Abb. Anhang C-24: Serie B6.1 – Anschluss ‚Bruch‘**



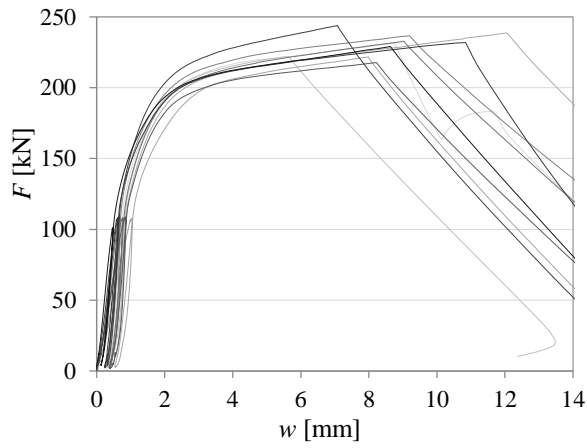
**Abb. Anhang C-25: Serie B6.1 – Anschluss ‚intakt‘**



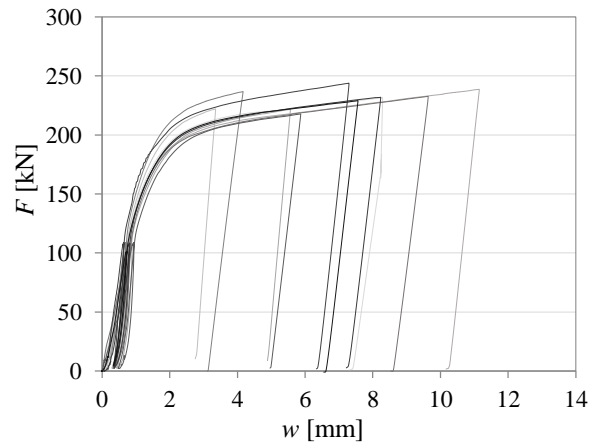
**Abb. Anhang C-26: Serie B6.2 – Anschluss ‚Bruch‘**



**Abb. Anhang C-27: Serie B6.2 – Anschluss ‚intakt‘**



**Abb. Anhang C-28: Serie B6.3 – Anschluss ‚Bruch‘**



**Abb. Anhang C-29: Serie B6.3 – Anschluss ‚intakt‘**

## ANHANG D ERGEBNISSE DER SERIE VV02

*Tab. Anhang D-1: Prüfergebnisse der Vorversuchsreihe VV02*

Prüfkörpernr.	$\rho_{12}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$F_{15\text{mm}}$ [N]	$F_{\text{max}}$ [N]	$W_{\text{max}}$ [mm]	$K_{\text{ser,EB}}$ [N/mm]	$K_{\text{ser,WB}}$ [N/mm]
VV02-1-01	529	36 463	38 379	23,2	8 133	17 841
VV02-1-02	605	40 624	44 453	22,5	8 072	16 843
VV02-1-03	573	41 424	43681	18,5	8 607	22 313
VV02-1-04	633	44 265	44 773	16,3	11 182	25 485
VV02-1-05	664	45 908	52 705	26,1	11 309	25 463
VV02-1-06	708	49 445	49 445	14,3	11 704	25 612
VV02-2-01	704	44 254		15,0	7 272	19 809
VV02-2-06	541	55 184		15,0	11 135	21 089
VV02-3-03	604	45 682		15,0	6 595	19 838
VV02-3-06	651	48 986		15,0	8 701	23 625
VV02-4-01	561	46 643		15,0	10 790	28 599
VV02-4-06	640	46 996		14,4	12 460	30 842