FORSCHUNGSINITIATIVE Zukunft BAU

F 3185

Ulrike Kuhlmann, Julius Gauß

Optimierung und Systematisierung von Anschlüssen im Holzbau zur Verbreitung der ressourcen-schonenden Bauweise

Bundesinstitut
für Bau-, Stadt- und
Raumforschung
im Bundesamt für Bauwesen
und Raumordnung

Fraunhofer IRB Verlag

F 3185

Bei dieser Veröffentlichung handelt es sich um die Kopie des Abschlussberichtes einer vom Bundesinstitut für Bau-, Stadt- und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR) im Rahmen der Forschungsinitiative »Zukunft Bau« geförderten Forschungsarbeit. Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2020

ISBN 978-3-7388-0462-1

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag
Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon 07 11 9 70 - 25 00
Telefax 07 11 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

www.irb.fraunhofer.de/bauforschung

Universität Stuttgart

Institut für Konstruktion und Entwurf
Schwerpunkte: Stahlbau, Holzbau und Verbundbau
Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

Optimierung und Systematisierung von Anschlüssen im Holzbau zur Verbreitung der ressourcenschonenden Bauweise

- Endbericht -

Forschungsprogramm
Forschungsinitiative „Zukunft Bau“, ein Forschungsprogramm des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit

Projektlaufzeit
01. Mai 2017 – 31. Mai 2019

Aktenzeichen
SWD-10.08.18.7-17.12

im Auftrag
des Bundesinstituts für Bau-, Stadt-, und Raumforschung (BBSR) im Bundesamt für Bauwesen und Raumordnung (BBR)

Durchführung:
Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann
Julius Gauß, M.Sc.

Der Forschungsbericht wurde mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung gefördert (Aktenzeichen: SWD-10.08.18.7-17.12).

Die Verantwortung für den Inhalt des Berichtes liegt beim Autor.

Bundesministerium
für Umwelt, Naturschutz,
Bau und Reaktorsicherheit

FORSCHUNGSINITIATIVE
Zukunft BAU

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung 1

1.1 Motivation 1

1.2 Aufbau des Forschungsprojekts 2

2 Stand der Technik 5

2.1 Allgemeines 5

2.2 Tragfähigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel 5

2.2.1 Allgemeines 5

2.2.2 Tragfähigkeit von Stahl-Holz-Verbindungen nach DIN EN 1995-1-1 5

2.2.3 Verstärkung von Anschlüssen 7

2.3 Steifigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel 7

2.3.1 Allgemeines 7

2.3.2 Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1 8

2.4 Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 8

2.5 Zusammenfassung 11

3 AP A: Analyse von Anschlüssen, Erstellung Komponentenkatalog 13

3.1 Allgemeines 13

3.2 Analyse bestehender Anschlüsse 13

3.2.1 Allgemeines 13

3.2.2 Grundtypen von Anschlüssen 14

3.2.2.1 Gelenkige Anschlüsse 15

3.2.2.2 Nachgiebige Anschlüsse 15

3.2.2.3 Biegesteife Anschlüsse 16

3.2.3 Identifizierte Grundkomponenten 18

3.3 Komponentenkatalog für Anschlüsse im Holzbau 19

3.4 Zusammenfassung 20

4 AP B: Experimentelle Untersuchungen 21

4.1 Allgemeines 21

4.2 Materialuntersuchungen und Verbindungsmittel 21

4.2.1 Holzbauteile 21

4.2.2 Stabdübel 22

4.2.3 Bolzen 23

4.2.4 Stahlbleche 23

4.2.5 Vollgewindeschrauben 23

4.3 Komponentenversuche 24

4.3.1 Versuchsmatrix 24

4.3.2 Komponente „Zug parallel zur Faserrichtung“ 25

4.3.2.1 Geometrie 25

4.3.2.2 Messtechnik 26

4.3.2.3 Versuchsdurchführung 27

4.3.2.4 Versuchsergebnisse 29

4.3.2.5 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse 38

4.3.3 Komponente „Zug senkrecht zur Faserrichtung“ 45

4.3.3.1 Geometrie 45

4.3.3.2 Messtechnik 46

4.3.3.3 Versuchsdurchführung 46

4.3.3.4 Versuchsergebnisse 47

4.3.4 Komponente „Rotation Verbindungsmittelgruppe“ 50

4.3.4.1 Geometrie 50

4.3.4.2 Messtechnik 51

4.3.4.3 Versuchsdurchführung 51

4.3.4.4 Auswertung der Ergebnisse 52

4.3.4.5 Versuchsergebnisse 53
4.4 Ermittlung von Federkennlinien 54
4.4.1 Allgemeines 54
4.4.2 Verbindungen mit einem einzelnen Verbindungsmittel 55
4.4.2.1 Stabdübel in Faserrichtung 55
4.4.2.2 Bolzen in Faserrichtung 56
4.4.2.3 Stabdübel und Bolzen quer zur Faserrichtung 57
4.4.3 Verbindungsmittelgruppen 58
4.4.3.1 Zug in Faserrichtung 58
4.4.3.2 Rotation Verbindungsmittelgruppe 59
4.5 Bauteilversuche 60
4.5.1 Allgemeines 60
4.5.2 Varianten 60
4.5.3 Versuchskörpergeometrie 62
4.5.4 Versuchsaufbau 64
4.5.4.1 Lagerung und Lasteinleitung 64
4.5.4.2 Messtechnik 65
4.5.5 Versuchsdurchführung 66
4.5.6 Versuchsergebnisse 66
4.5.6.1 Allgemeines 66
4.5.6.2 T 1.1 67
4.5.6.3 T 1.2 68
4.5.6.4 T 1.3 69
4.5.6.5 T 2.1 70
4.5.6.6 T 2.2 71
4.5.6.7 T 3.1 73
4.5.6.8 T 3.2 75
4.5.6.9 T 4.1 77

4.5.6.10 T 4.2 ... 79
4.5.6.11 T 5.1 ... 81
4.5.7 M-Φ-Diagramme Bauteilversuche ... 82
4.5.7.1 Allgemeines ... 82
4.5.7.2 Versuchsserie T 1.X ... 83
4.5.7.3 Versuchsserie T 2.X ... 84
4.5.7.4 Versuchsserie T 3.X ... 85
4.5.7.5 Versuchsserie T 4.X ... 85
4.5.7.6 Versuchsserie T 5.X ... 86
4.5.7.7 Übersicht und Vergleich Versuchsserien ... 87
4.6 Zusammenfassung ... 89
5 AP C: Abgleich der Ergebnisse mit dem Komponentenmodell ... 91
5.1 Allgemeines ... 91
5.2 Komponentenmodell für den Anschluss Stützenfußpunkt ... 91
5.3 Modellierung in RSTAB ... 94
5.4 Zusammenfassung ... 96
6 AP D: Analytische und numerische Parameterstudien ... 97
6.1 Allgemeines ... 97
6.2 Variierte Parameter ... 97
6.3 Ergebnisse ... 97
6.3.1 Minimal- und Maximalwerte Komponenteneigenschaften ... 97
6.3.2 Einfluss Detaillierung Komponenteneigenschaften ... 99
6.3.3 Einfluss der einzelnen Komponenten auf das Gesamttragverhalten ... 101
6.4 Zusammenfassung ... 103
7 AP E: Musterstatik und Bemessungsbeispiel ... 105
7.1 Allgemeines ... 105
7.2 Erstellung Federmodell ... 105

7.3 Ermittlung Federkennwerte ... 106
7.3.1 Druckzone ... 106
7.3.2 Zugbeanspruchung VBM-Gruppe ... 107
7.3.3 Rotation VBM-Gruppe ... 108
7.3.4 Zusammenfassung ... 109
7.4 Ergebnisbewertung ... 110
7.5 Bemessung des Anschlusses ... 112
7.6 Zusammenfassung ... 117
8 Ergebnisverwertung ... 119
9 Zusammenfassung ... 121
10 Literaturverzeichnis ... 125
Anhang A Versuchskörpergeometrien ... 129
Anhang B Versuchsergebnisse ... 139

Abkürzungsverzeichnis

AP	Arbeitspaket
B	Bolzen
DMS	Dehnungsmessstreifen
Dreh	Drehmesser
DZ	Druckzone
L-V-	Last-Verformungs-
M-Φ-	Momenten-Rotations-
MW	Mittelwert
SB	Schlitzblech
SD	Stabdübel
StabW	Standardabweichung
VarK	Variationskoeffizient
VBM	Verbindungsmittel
VGS	Vollgewindeschrauben
WA	Wegaufnehmer
ZZ	Zugzone
3L	3-linear
9L	9-linear

1 Einleitung

1.1 Motivation

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

Bei der Komponentenmethode handelt es sich um ein Bemessungsverfahren, das bereits erfolgreich im Stahl- und Stahlbetonverbundbau Anwendung findet. Mit Hilfe der Komponentenmethode kann durch die genaue Vorhersage des Trag-Verformungsverhaltens neben einer Umverteilung der Schnittgrößen im Gesamtsystem auch eine Aussage zu dem zu erwartenden Versagensmechanismus des Anschlusses gemacht werden. Weiterhin wird durch die Nutzung der Komponentenmethode eine wünschenswerte Standardisierung von Anschlüssen im Holzbau ermöglicht und gefördert. Dadurch wird die Wirtschaftlichkeit von Holztragwerken deutlich erhöht und somit die Konkurrenzfähigkeit zu anderen Bauweisen, die die Vorteile einer standardisierten Bemessung schon seit Langem nutzen (siehe typisierte Anschlüsse im Stahlbau [50]), weiter gesteigert. Hier sind vor allem Tragwerke mit großen Spannweiten und einer häufigen Wiederholung gleicher Tragelemente und Anschlüsse, wie zum Beispiel Hallen oder Bürogebäude mit flexiblem Grundriss, aber auch Hochhäuser, als potentielles Einsatzgebiet des Holzbaus zu sehen. Durch diese innovative Methode kann somit , ganz im Sinne einer nachhaltigen Entwicklung innerhalb des Bauwesens, zum einen direkt Material und Energie eingespart und zum anderen die Marktanteile des nachwachsenden Werkstoffes Holz durch die Erhöhung der Attraktivität des Holzbaus auch bei anspruchsvollen Ingenieurbauwerken gesteigert werden. Durch das geänderte Bewusstsein und den steigenden Willen nachhaltige Bauweisen vermehrt einzusetzen, bietet sich hier dem Holzbau auf nationaler und internationaler Ebene durch innovative Bauweisen und Bemessungsmethoden die Chance seine Anwendungsgebiete auszudehnen.

Ziel dieses Forschungsvorhabens ist es daher, die Anwendung der Komponentenmethode für die Bemessung von Holztragwerken zu ermöglichen und voranzutreiben. Anhand des Beispiels eines Stützenfußpunktes werden hierbei die Möglichkeiten und die noch bestehenden Einschränkungen bei deren Anwendung auf Basis der heutigen normativen Regelungen aufgezeigt. Durch umfangreiche experimentelle Untersuchungen wurde zudem die Datenbasis der Komponenteneigenschaften, die einen wichtigen Bestandteil bei der Entwicklung und Anwendung der Komponentenmethode darstellt, gezielt erweitert.

1.2 Aufbau des Forschungsprojekts

In Kapitel 2 dieses Forschungsberichts ist ein Überblick über den aktuellen Stand der Forschung und Technik gegeben. Ein besonderer Fokus wird dabei auf die Bemessung von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen sowie die Komponentenmethode und deren Anwendung im Stahlbau gelegt.

Bei der Komponentenmethode erfolgt die Bemessung eines Gesamtknotens über die Zerlegung des komplexen Anschlusses in kleinere, rechnerisch erfassbare Einzelkomponenten. In Kapitel 3 (Arbeitspaket A) werden daher bereits ausgeführte Anschlüsse und Tragwerke analysiert und für das Last-Verformungsverhalten relevante Einzelkomponenten identifiziert und katalogisiert. In Form eines Komponentenkatlogs sind die für den Großteil der Anschlüsse relevanten Grundkomponenten und deren Trag- und Verformungseigenschaften zusammengefasst (Kap. 3.3).

Das Kapitel 4 (Arbeitspaket B) beinhaltet die experimentellen Untersuchungen, die im Rahmen des Forschungsvorhabens durchgeführt wurden. Dem Grundgedanken der Komponentenmethode, einer Zerlegung des komplexen Anschlusses in kleinere Grundkomponenten, wurde auch hier am Beispiel eines typischen momententragfähigen Anschlusses gefolgt. Der untersuchte Anschluss eines Stützenfußpunktes wurde dazu in kleinere Komponenten zerlegt, die dann wiederum durch experimentelle, analytische und numerische Verfahren näher untersucht wurden (vgl. Kap. 4.3). Durch die so erfolgten Detailuntersuchungen konnten jeweils Federkennlinien zur Ermittlung der Tragfähigkeit und Steifigkeit der Komponenten entwickelt und anhand der Versuchswerte validiert werden (Kap. 4.4). Die zuletzt durchgeführten Bauteilversuche sind in Kap. 4.5 beschrieben.

In Kapitels 5 (Arbeitspaket C) sind die aus den Einzelmodellen erstellten Federmodelle des Gesamtknotens und die damit ermittelten Tragfähigkeiten und Steifigkeiten zusammengefasst. Durch einen Abgleich der analytischen Modelle mit den Bauteilversuchen konnten diese sowohl kalibriert als auch validiert werden. Die so entwickelten Komponentenmodelle werden in Kapitel 6 (Arbeitspaket D) auf den Einfluss der jeweiligen Komponenteneigenschaften untersucht.

In einem letzten Schritt erfolgt in Kapitel 7 (Arbeitspaket E) in Form eines Bemessungsbeispiels die Aufbereitung der Forschungsergebnisse für die Praxis. Hierbei wird der untersuchte Stützenfußpunkt exemplarisch nach der aktuellen Version der DIN EN 1995-1-1 [15] und mit Hilfe der Komponentenmethode bemessen. In Tabelle 1.1 ist der Aufbau des Forschungsprojekts bzw. dessen einzelne Arbeitspakete dargestellt. Der zeitliche Ablauf der einzelnen Arbeitspakete ist in Tabelle 1.2 zusammengefasst.

Tabelle 1.1: Arbeitspakete Forschungsprojekt

Arbeitspaket	Nr.	Kurzbeschreibung
A	A-1	Analyse ausgeführter Anschlüsse und Versuche
	A-2	Erstellung Komponenten-Katalog
B	B-1	Versuchsplanung
	B-2	Herstellung und Lieferung der Versuchskörper
	B-3	Versuchsdurchführung
	B-4	Auswertung der Versuche
C	C	Abgleich der Ergebnisse mit dem Komponentenmodell
D	D-1	Analytische und numerische Parameterstudie
	D-2	Analytische Gleichungen für Anschluss aufbereiten
E	E	Erstellung Forschungsbericht und Bemessungsbeispiel

Tabelle 1.2: Zeitplan Forschungsprojekt „Optimierung von Anschlüssen im Holzbau“

Nr.	2017			2018				2019	
	II	III	IV	I	II	III	IV	I	II
A-1	✓								
A-2		✓							
B-1			✓						
B-2			✓			✓			
B-3							✓		
B-4								✓	
C								✓	
D-1								✓	
D-2								✓	
E									✓

2 Stand der Technik

2.1 Allgemeines

In den folgenden Kapiteln ist ein Überblick über die derzeitigen normativen Regelungen zur Bemessung von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen geben. Dabei wird sowohl auf die Ermittlung der Tragfähigkeit als auch auf die gegebenen Steifigkeiten eingegangen. Eine detaillierte Beschreibung der Bemessung weiterer im Rahmen des Kapitels 3 identifizierter Grundkomponenten erfolgt an dieser Stelle nicht. Die entsprechenden Verweise auf die Bemessungsnormen bzw. auf relevante Forschungsergebnisse sind aber im erstellten Komponentenkatalog in Kapitel 3.3 enthalten.

In Kapitel 2.4 wird die Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [14] vorgestellt. Die wichtigsten Anforderungen und Grundgedanken sowie konkrete Beispiele für die Erstellung von Federmodellen sind hierbei für ein besseres Verständnis dieses Bemessungsansatzes gegeben.

2.2 Tragfähigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel

2.2.1 Allgemeines

Die Tragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln ist detailliert in DIN EN 1995-1-1 [15] geregelt. Die gegebenen Bemessungsgleichungen beruhen dabei auf den von JOHANSEN (1949) [31] hergeleiteten Versagensmechanismen unter Annahme eines elastisch-ideal plastischen Materialverhaltens. Die nach Norm gegebene Tragfähigkeit für Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen ist im Folgenden zusammengefasst.

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

Bei den durchgeführten Versuchen handelte es sich stets um zweischnittige Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen mit innenliegendem Stahlblech. Nach DIN EN 1995-1-1 [15] Abschnitt 8.2.3 Gleichung (8.10) kann die charakteristische Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfuge wie folgt ermittelt werden:

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

Die Gleichung (2-1) gilt dabei sowohl für Stabdübel als auch für Bolzenverbindungen. Die einzelnen Anteile stellen dabei die möglichen Versagensmodi der Verbindung dar. Das benötigte charakteristische Fließmoment der Verbindungsmittel in [Nmm] ergibt sich zu:

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

mit: $f_{\mathrm{u,k}}$ Charakteristischer Wert der Zugfestigkeit in [N/mm²]

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Die Lochleibungsfestigkeit $f_{h,k}$ in [N/mm²] kann bis zu einem Verbindungsmitteldurchmesser von 30 mm nach Gleichung (2-3) ermittelt werden.

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

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

mit:

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

ρ_{k} Charakteristischer Wert der Rohdichte des Holzes in [kg/m³]

α Winkel zwischen Kraft- und Faserrichtung

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Der Anteil aus Seilwirkung für die Ermittlung der Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ darf nach DIN EN 1995-1-1 [15] für Bolzen zu einem Viertel des Ausziehwiderstands $F_{ax,Rk}$ angenommen werden. Dieser Zusatzanteil darf dabei allerdings nicht größer als 25 % der Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ ohne Seileffekt sein. Der Ausziehwiderstand $F_{ax,Rk}$ kann für Bolzen wie folgt ermittelt werden:

$$F_{\mathrm{ax,Rk}} = \min \begin{cases} \text{Zugfestigkeit Bolzen} \\ \text{Tragfähigkeit der Unterlegscheibe} \end{cases} \tag{2-5}$$

Die Tragfähigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfuge kann alternativ auch nach dem vereinfachten Verfahren nach DIN EN 1995-1-1/NA [16] ermittelt werden. Diese ergibt sich für Stahl-Holz-Verbindungen mit innenliegendem Stahlblech dabei nach Gleichung (2-6).

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

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

$$t_{\mathrm{req}} = 1{,}15 \cdot \sqrt{\frac{M_{\mathrm{y,Rk}}}{f_{\mathrm{h,k}} \cdot d}} \tag{2-7}$$

Basierend auf der Arbeit von JORISSEN (1998) [33] ist nach DIN EN 1995-1-1 [15] eine Reduktion der Tragfähigkeit der Verbindungsmittelgruppe vorzunehmen, wenn in Faserrichtung mehrere Verbindungsmittel hintereinander angeordnet werden. Diese Abminderung erfolgt hierbei durch die Ermittlung einer effektiven Anzahl n_{ef} der Verbindungsmittel, die sich am Lastabtrag beteiligen.

Für Stabdübel- und Bolzenverbindungen kann diese effektive Anzahl n_{ef} für Verbindungsmittel, die in Faserrichtung hintereinander liegen, und in Faserrichtung belastet werden nach Norm [15] wie folgt bestimmt werden:

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

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

d Verbindungsmitteldurchmesser in [mm]

n Anzahl der Verbindungsmittel in Reihe

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

2.2.3 Verstärkung von Anschlüssen

Die Verstärkung von Anschlüssen durch Vollgewindeschrauben kann nach dem aktuellen Stand der DIN EN 1995-1-1/NA [16] bisher nur bei der Ermittlung der effektiven Anzahl n_{ef} der in Faserrichtung hintereinanderliegenden Verbindungsmittel berücksichtigt werden. Dabei darf die wirksame Anzahl der Verbindungsmittel $n_{ef} = n$ gesetzt werden, wenn das Spalten des Holzes durch eine Verstärkung rechtwinklig zur Faserrichtung verhindert wird (NCI NA.8.5.3 (NA.7)).

Die Tragfähigkeit von verstärkten Stabdübelverbindungen kann mit Hilfe der von BEJTKA (2005) [4] hergeleiteten Formeln für unterschiedliche Verstärkungsvarianten bestimmt werden. Es handelt sich dabei um eine Erweiterung der von Johansen hergeleiteten Gleichungen um einen Traglastanteil aus der Verstärkungsschraube. Eine tragfähigkeits- oder steifigkeitssteigernde Wirkung, wie sie von [4] beschrieben wird, wird in der aktuellen Fassung von DIN EN 1995-1-1 [15] allerdings nicht erwähnt.

2.3 Steifigkeit stiftförmiger Verbindungsmittel

2.3.1 Allgemeines

Die Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln wird von vielen geometrischen und physikalischen Eigenschaften beeinflusst. Nach EHLBECK (1979) [21] ist das Last-Verformungsverhalten von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln von den nachfolgenden Eigenschaften abhängig:

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

2.3.2 Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1

Die Steifigkeit pro Verbindungsmittel und Scherfuge ist für stiftförmige Verbindungsmittel in DIN EN 1995-1-1 [15] Tab. 7.1 geregelt. Der Verschiebungsmodul unter Gebrauchslast K_{ser} in [kN/mm] ergibt sich für Stabdübel, Bolzen mit und ohne Lochspiel, Schrauben und vorgebohrte Nägel in Holz-Holz-Verbindungen zu:

$$K_{\mathrm{ser}} = \rho_{\mathrm{m}}{}^{2} \cdot d/23 \qquad (2\text{-}9)$$

mit: ρ_{m} Mittlere Rohdichte in [kg/m³]

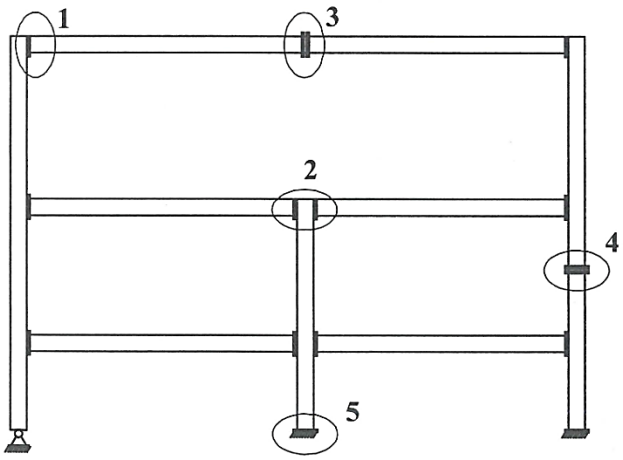
d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

Bei Stahlblech-Holz-Verbindungen sollte K_{ser} mit dem Faktor 2,0 multipliziert werden. Außerdem ist bei Bolzenverbindungen ein vorhandenes Lochspiel zusätzlich zu der Verschiebung hinzuzurechnen. Wie das Lochspiel beziehungsweise die zusätzlichen Verformungen definiert sind wird nach Norm nicht erläutert.

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

2.4 Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8

Nach WAGENKNECHT (2014) [49] wurde eine vorhandene Nachgiebigkeit von Anschlüssen in der Stahlbaupraxis bis zur Einführung der Komponentenmethode nicht berücksichtigt. Anschlüsse wurden entweder als starr oder ideal gelenkig behandelt. Mit Einführung der DIN EN 1993-1-8 [14] und durch „umfangreiche Forschungstätigkeiten in den letzten Jahrzehnten“ [49] wurde die rechnerische Bestimmung der Anschlusssteifigkeit ermöglicht. In Abbildung 2.1 sind typische in einem stabförmigen Tragwerk auftretende Anschlussvarianten, für die die Anwendung der Komponentenmethode in Frage kommt, dargestellt.



1 Einseitiger Träger-Stützenanschluss

2 Zweiseitiger Träger-Stützenanschluss

3 Trägerstoß

4 Stützenstoß

5 Stützenfuß

Abbildung 2.1: In einem Tragwerk auftretende Anschlusskonfigurationen nach [49]

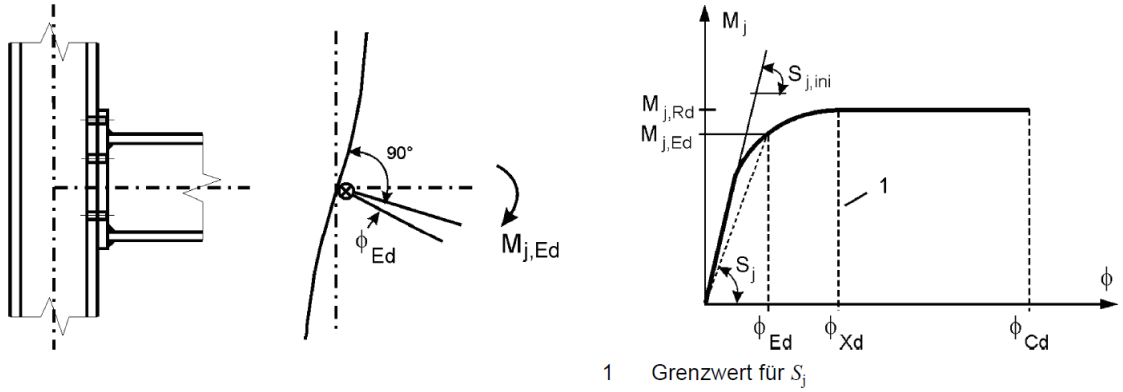


Abbildung 2.2: Beispiel nachgiebiger Anschluss im Stahlbau, statisches Modell und zugehörige Momenten-Rotations-Charakteristik [14]

Nach DIN EN 1993-1-8 [14] können die jeweiligen Anschlüsse im Kreuzungspunkt ihrer Schwerlinien durch eine Rotationsfeder verbunden werden. In Abbildung 2.2 sind beispielhaft ein einseitiger Träger-Stützenanschluss sowie dessen statisches System und die zugehörige Momenten-Rotations-Charakteristik dargestellt. Die Verdrehsteifigkeit kann dabei in einen quasi-elastischen, einen Übergangs- und einen plastischen Bereich unterteilt werden. Charakterisiert werden diese dabei durch die Rotationssteifigkeit S_j, die Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ und die Rotationskapazität Φ_{Cd}.

In Abbildung 2.3 ist ein typischer Stirnplattenstoß mit zwei Schraubenreihen dargestellt. Die Anschlussverdrehung Φ, die Verformung *f* der Zugzone, die Richtung des einwirkenden Moments *M* sowie der Hebelarm *z* zwischen der Zug- und der Druckzone sind darin gegeben. In der Zugzone befindet sich hierbei ein sogenannter „T-Stummel“, der die Zugkraft der Flansche ohne ein zusätzliches Versatzmoment über die beiden Schraubenreihen überträgt.

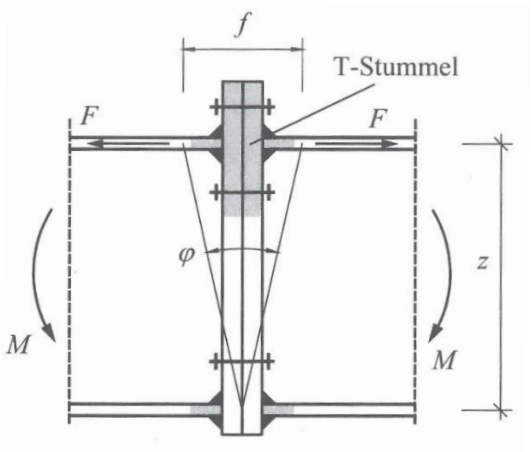


Abbildung 2.3: Stirnplattenstoß im Stahlbau; T-Stummel in der Zugzone [49]

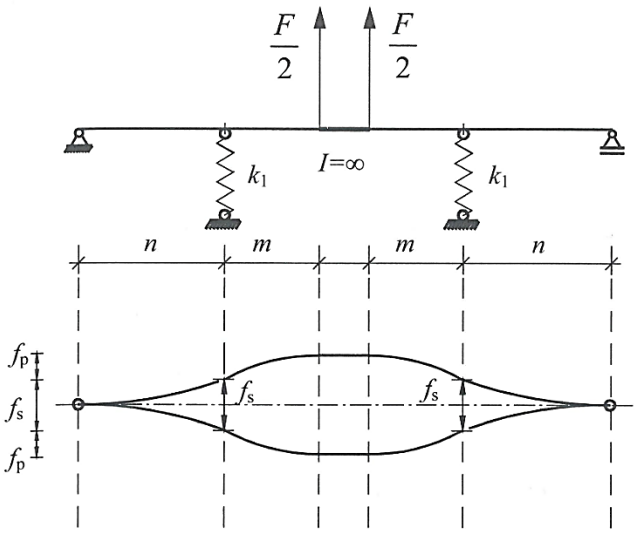


Abbildung 2.4: Bestimmung Federsteifigkeit des T-Stummels durch statisches Ersatzsystem [49]

Nach [49] kann die Federsteifigkeit $k_{j,ini}$ des T-Stummels mit dem in Abbildung 2.4 gegebenen statischen Ersatzsystem bestimmt werden. Diese Federsteifigkeit $k_{j,ini}$ wiederum könnte dann für die Ermittlung der Momenten-Rotationsbeziehung des Anschlusses verwendet werden. Die Vorgehensweise nach DIN EN 1993-1-8 [14] sieht hierbei allerdings die Bestimmung des Verformungsverhaltens des T-Stummels aus den Verformungseigenschaften der Einzelkomponenten (Schrauben, Stirnplatte) und ein anschließendes „in Reihe schalten" vor. Das nach DIN EN 1993-1-8 [14] hergeleitete Federmodell des Stirnplattenstoßes ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Das System 1) beinhaltet dabei die Federeigenschaften der Stirnplatten ($k_{5,1}$, $k_{5,2}$) und der Schrauben ($k_{10,1}$, $k_{10,2}$), der Drehpunkt befindet sich im Kontaktbereich der Druckflansche. In System 2) werden die einzelnen Federketten der einzelnen Schraubenreihen jeweils zu einer Ersatzfeder ($k_{eff,1}$, $k_{eff,2}$) aufsummiert (Reihenschaltung). Diese Ersatzfedern wiederum können dann zu einer weiteren Ersatzfeder (k_{eq}) vereint werden (Parallelschaltung), siehe System 3).

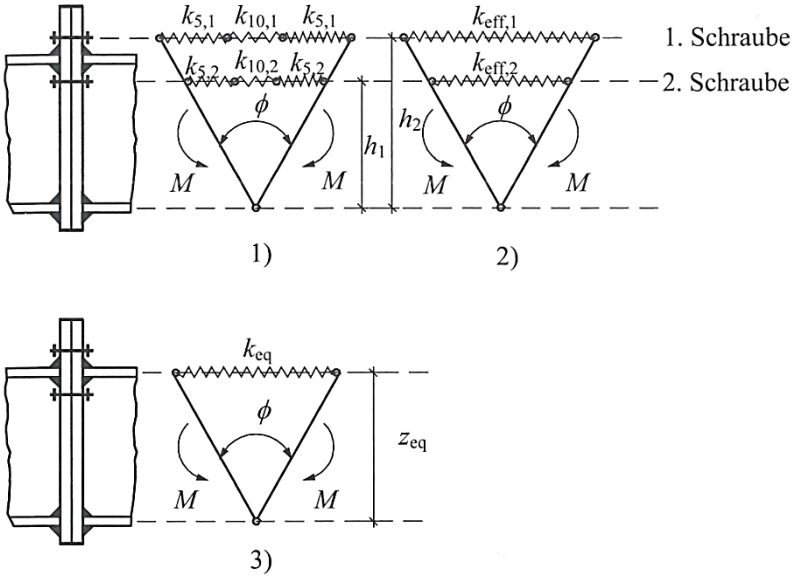


Abbildung 2.5: Federmodell Stirnplattenstoß mit zwei Schraubenreihen (Vorgehen nach DIN EN 1993-1-8) [49]

Als weiteres Beispiel ist in Abbildung 2.6 der Anschluss eines Trägers an eine Stütze dargestellt, der in Grundzügen bereits dem in diesem Forschungsvorhaben untersuchten Bauteilanschlusses eines Stützenfußpunktes ähnelt. Die Nachgiebigkeit des Anschlusses ergibt sich hierbei zum einen aus dem T-Stummel im Zugbereich, zum anderen aber auch aus der steifenfreien Einleitung der Druckkomponente in den Stützensteg. Die Herleitung des vereinfachten Federmodells folgt auch hier dem Prinzip der Zusammenfassung detaillierter Einzelkomponenten (Einzelfedern der Schraubenreihen $k_{3,1}$, $k_{3,2}$, etc.; 1. Federmodell) zu effektiven Federn ($k_{eff,1}$, $k_{eff,2}$; 2. Federmodell), die wiederum zu einer Ersatzfeder zusammengefasst werden (k_{eq}; 3. Federmodell). Über die ermittelte Drehfedersteifigkeit des Anschlusses und die resultierende Verdrehung des Anschlusses kann wiederum eine Bemessung der einzelnen Komponenten erfolgen.

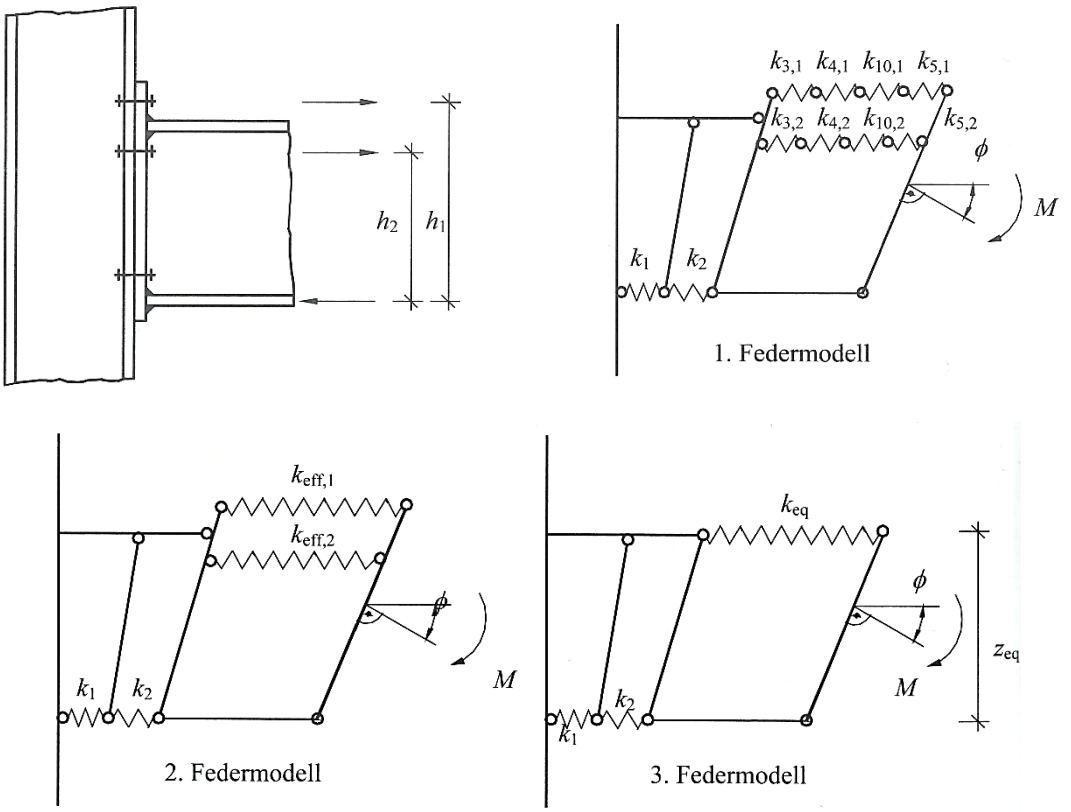


Abbildung 2.6: Federmodell einseitiger, nachgiebiger Träger-Stützenanschluss mit drei Schraubenreihen [49]

2.5 Zusammenfassung

Die Ermittlung der Anschlusstragfähigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln erfolgt auf Basis der Theorie nach Johansen bereits relativ detailliert und im Sinne der Komponentenmethode. Eine Berücksichtigung von tragfähigkeitssteigernden Effekten von Verstärkungsmaßnahmen erfolgt bisher nur indirekt.

Bei der Bestimmung der Steifigkeit von stiftförmigen Verbindungsmitteln dagegen können mit den Regelungen der aktuell gültigen Norm [15] nur sehr wenige Parameter berücksichtigt werden. Es hat sich in vorangegangenen Untersuchungen gezeigt, dass die in der Realität gemessenen Verformungen teils deutlich von den rechnerischen abweichen können. Für die Ermittlung der Federeigenschaften der Einzelkomponenten ist eine versuchstechnische Untersuchung daher absolut nötig.

Die bisherigen Erfahrungen aus dem Bereich des Stahl- und Stahl-Betonverbundbaus zur Anwendung der Komponentenmethode für die Bemessung von Anschlüssen sind als sehr positiv zu bewerten. Eine Übertragung der Komponentenmethode in den Holzbau ist aufgrund der im Holzbau vorhandenen klaren Unterscheidung einzelner Komponenten in Anschlusssituationen gut realisierbar. Allerdings müssen hierbei die einzelnen Komponenteneigenschaften (Tragfähigkeit, Steifigkeit, Verformungsvermögen) trotz der naturgemäß im Holzbau vorhandenen Streuung relativ genau bekannt sein. Durch experimentelle, numerische und analytische Untersuchungen von Einzelkomponenten muss hierbei Schritt für Schritt eine entsprechende Datenbasis aufgebaut werden.

3 AP A: Analyse von Anschlüssen, Erstellung Komponentenkatalog

3.1 Allgemeines

Im Rahmen des Arbeitspaketes (AP) A wurde eine Analyse von ausgeführten Anschlüssen und von bereits durchgeführten Untersuchungen vorgenommen, um die jeweils für das Last-Verformungsverhalten typischer Anschlüsse des Holzbaus relevanten Einzelkomponenten zu identifizieren. Die gefundenen Komponenten wurden anschließend in einem Komponenten-Katalog nach Vorbild der DIN EN 1993-1-8 [14] zusammengefasst (vgl. Kap. 3.3).

Zwischen Mai und November 2017 wurden, unterstützt durch eine Bachelorarbeit [43], grundlegende Untersuchungen zu möglichen Komponenten im Holzbau durchgeführt. Dabei wurden neben in der Praxis ausgeführten Anschlüssen auch unterschiedliche Forschungsprojekte und Veröffentlichungen berücksichtigt [2],[3],[6],[26],[32],[33],[36],[37],[40].

Grundsätzlich sind für eine spätere Modellbildung alle Einzelkomponenten von Relevanz, die einen wesentlichen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten des Gesamtknotens haben. Die jeweiligen Komponenten werden dann durch die Eigenschaften Tragfähigkeit, Steifigkeit und Verformungsvermögen charakterisiert. Innerhalb der einzelnen Komponenten kann wiederum eine Unterscheidung nach unverstärkten und verstärkten Varianten erfolgen. Auch können für eine Komponente unterschiedliche Versagensmodi auftreten (z. B. die Versagensmodi für stiftförmige Verbindungsmittel nach Johansen [reine Lochleibung, Ausbildung eines Fließgelenkes, Ausbildung zweier Fließgelenke] oder Versagensmodi einer Schraube auf Herausziehen [Versagen Verbund Gewinde-Holz, Kopfdurchziehen, Versagen des Schraubenquerschnitts]). Durch eine detaillierte Beschreibung des Verhaltens der Einzelkomponente kann mit Hilfe der Komponentenmethode so eine Vorhersage des Verhaltens bzw. des Versagens des Gesamtknotens gemacht werden.

3.2 Analyse bestehender Anschlüsse

3.2.1 Allgemeines

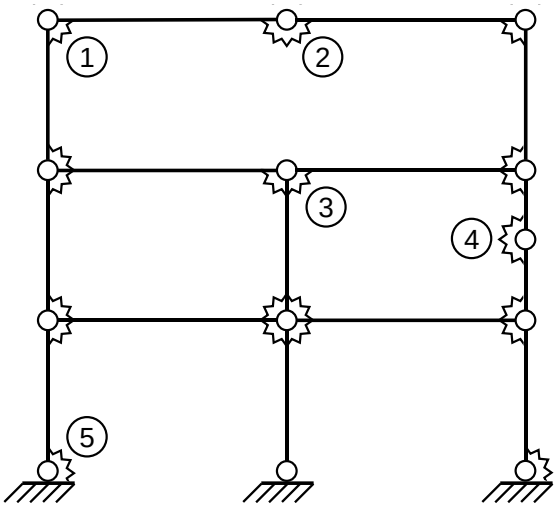
Im Zuge einer Bachelorarbeit [43] wurde eine Analyse bestehender gebauter Anschlüsse und Forschungsberichte in Hinblick auf sich wiederholende Grundkomponenten, die einen wesentlichen Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten des Anschlusses haben, durchgeführt. Hierbei wurde sowohl eine erste Version eines Komponentenkatalogs erarbeitet als auch bereits vorhandene analytische Ansätze zur Bestimmung der Steifigkeiten und Tragfähigkeiten der gefundenen Grundkomponenten gesammelt. Die Ergebnisse der Arbeit sind in den folgenden Kapiteln zusammengefasst.

3.2.2 Grundtypen von Anschlüssen

Im Holzbau können, wie auch im Stahlbau (vgl. Abbildung 2.1), grundsätzliche folgende Typen von Anschlüssen unterschieden werden (siehe auch Abbildung 3.1):

- Gelenkige Anschlüsse
- Biegesteife Anschlüsse
- Nachgiebige Anschlüsse

Im Gegensatz zum Stahlbau ist es im Holzbau allerdings deutlich schwieriger einen komplett biegesteifen Anschluss zu generieren, da die meisten standardmäßig verwendeten Verbindungen eine relativ geringe Steifigkeit aufweisen. Typische biegesteife Verbindungen stellen geklebte Verbindungen, wie z.B. keilgezinkte Rahmenecken, dar. Aber auch durch unter 45° eingedrehte Vollgewindeschrauben lassen sich mit entsprechenden Anschlusskonstruktionen relative große Anschlusssteifigkeiten realisieren. Die klassischen Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln dagegen weisen stets eine gewisse Nachgiebigkeit auf, die bereits seit längerem bei der Ermittlung von Knotensteifigkeiten Berücksichtigung findet [1],[20],[27].



1 Einseitiger Träger-Stützenanschluss

2 Trägerstoß/ Durchlaufträger

3 Zweiseitiger Träger-Stützenanschluss

4 Stützenstoß

5 Stützenfuß

Abbildung 3.1: Unterschiedliche in einem Tragwerk auftretende Anschlusskonfigurationen. Abbildung angelehnt an [49]

Nachfolgend sind für die unterschiedlichen Anschlusstypen jeweils einige Beispiele aufgeführt.

3.2.2.1 Gelenkige Anschlüsse

In Abbildung 3.2 ist der ideal gelenkige Anschluss eines Holzbogens an das Stahlbetonfundament der Grünbrücke Luckenwalde zu sehen. Die Bildung des Gelenks erfolgt hier, wie häufig im Holzbau, durch die Verwendung eines Stahlbaudetails. Die Komponentenmethode kann bei planmäßig gelenkigen Verbindungen beispielsweise im Anschluss Stahlformteil-Holzbauteil zum Einsatz kommen, da hier Versatzmomente und Normal- und Querkräfte übertragen werden müssen.

Abbildung 3.2: Gelenkiger Anschluss Bogenfußpunkt Grünbrücke Luckenwalde, Quelle: www.schaffitzel.de

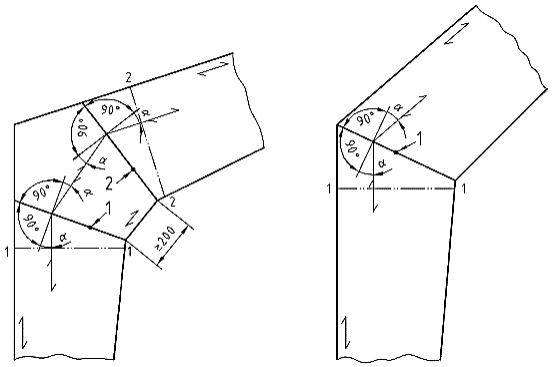
3.2.2.2 Nachgiebige Anschlüsse

Der Anschluss in Abbildung 3.3 ist klassischer Weise ebenfalls als gelenkig anzusehen, allerdings können bei diesem in einem gewissen Maße Einspanneffekte auftreten, die unter Umständen nicht vernachlässigt werden sollten. Die Verformbarkeit des Gesamtknotens wird dabei durch die Maximalverformungen der Einzelkomponenten eingeschränkt. Bei einer entsprechend genauen Kenntnis der auftretenden Anschlusssteifigkeiten können Schnittgrößenumlagerungen zwischen Auflager- und Feldbereich berücksichtigt werden.

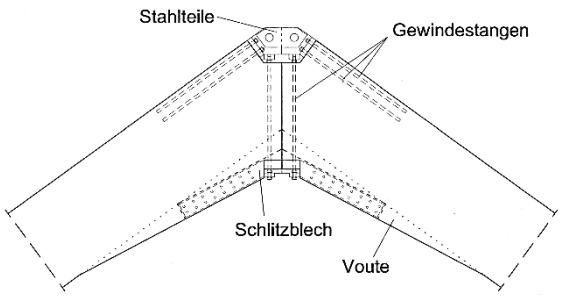
Abbildung 3.3: Nachgiebiger Anschluss im Holzbau, Quelle: www.heco-schrauben.de

3.2.2.3 Biegesteife Anschlüsse

Als biegesteif sind im Holzbau vor allem geleimte Verbindungen anzusehen. Dabei kommen sowohl Universal-Keilzinkverbindungen (vgl. Abbildung 3.4 (a)) als auch gekrümmte Träger zur Ausbildung von biegesteifen Rahmenecken zum Einsatz. Durch eine entsprechende Anzahl und Anordnung der Verbindungsmitteln lassen sich aber auch mit Vollgewindeschrauben und/oder eingeleimten Gewindestangen hohe Anschlusssteifigkeiten erzeugen, die einer Volleinspannung des Querschnitts gleichkommen (vgl. Abbildung 3.4 (b)). Bei Rahmenecken sind stets durch die Umlenkung der Schnittgrößen entstehende Querzugkräfte zu berücksichtigen und durch geeignete Maßnahmen aufzunehmen.



(a) Rahmenecken mit Universal-Keilzinken-verbindungen nach [16]



(b) Rahmenecke nach LIPPERT (2002) [37]

Abbildung 3.4: Beispiele biegesteife Anschlüsse im Holzbau

In Abbildung 3.5 sind verschiedene von der Firma Schaffitzel eingesetzte Systeme zur Realisierung einer Fußpunkteinspannung von Holzstützen zusammengefasst. Die Einspannung kann hierbei durch eingeleimte Gewindestangen oder Stahlformteile, durch unter 45° eingedrehte Vollgewindeschrauben, durch stiftförmige Verbindungsmittel in Kombination mit Schlitzblechen oder durch Einbetonieren der durch ein Epoxidharz geschützten Holzstütze erfolgen. Aus den verwendeten Anschlussprinzipien lässt sich bereits ein Großteil der im Holzbau üblichen Anschlusskomponenten ableiten.

(a) Unter 45° eingedrehte Vollgewindeschrauben

(b) Stiftförmige Verbindungsmittel mit eingeschlitzen Stahlblechen

(c) Eingeleimte Gewindestangen

(d) Volleinspannung durch Einbetonieren

(e) Übersicht unterschiedliche Stützensysteme der Firma Schaffitzel

Abbildung 3.5: Verschiedene Systeme für am Fußpunkt eingespannte Stützen, Quelle: www.schaffitzel.de

3.2.3 Identifizierte Grundkomponenten

Die im vorigen Kapitel gezeigten Verbindungen stellen lediglich eine kleine Auswahl der im Holzbau zum Einsatz kommenden Anschlüsse dar. Je nach Hersteller oder ausführendem Betrieb kommt eine große Bandbreite an Verbindungsmitteln, Ausführungsvarianten und Anschlusskonfigurationen zum Einsatz. Nachfolgend sind die immer wieder in Anschlüssen des Holzbaus auftauchenden Komponenten, die einen wesentlichen Anteil am Last-Verformungs-Verhalten eines Anschlusses haben, aufgelistet. Die vorgeschlagene Liste kann jederzeit erweitert und ergänzt werden und stellt lediglich eine erste Grundlage für die Anwendung der Komponentenmethode dar.

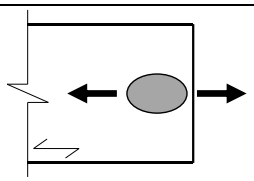
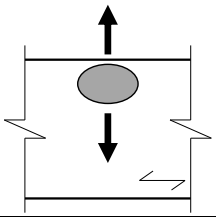
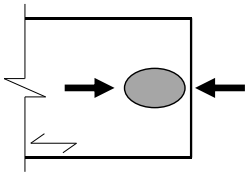
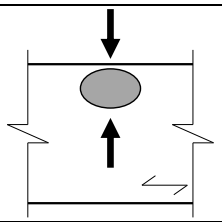
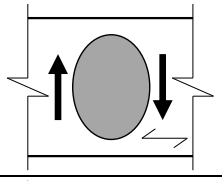
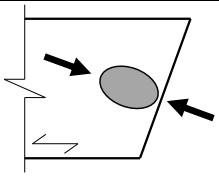
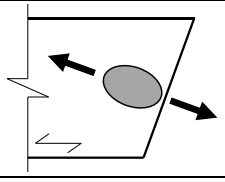
Es konnten bisher die folgenden Grundkomponenten identifiziert werden:

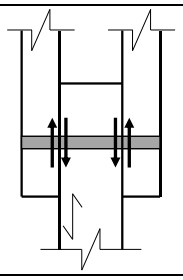
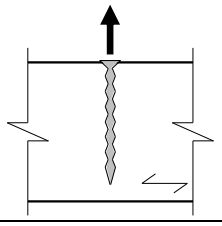
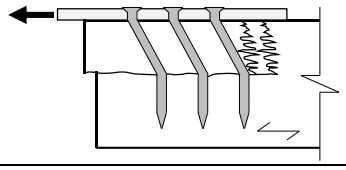
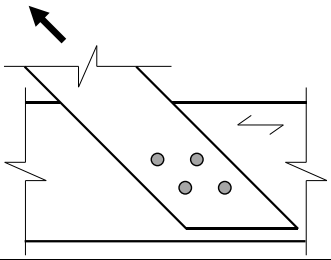
- Holz auf Zug parallel zur Faser ($F_{t,0°}$)
- Holz auf Zug rechtwinklig zur Faser ($F_{t,90}$)
- Holz auf Druck parallel zur Faser ($F_{c,0}$)
- Holz auf Druck rechtwinklig zur Faser ($F_{c,90}$)
- Holz auf Schub (F_v)
    - Rollschub
    - Quer zur Faser
    - Längs zur Faser
- Holz auf Zug unter einem Winkel zur Faser ($F_{t,\alpha}$)
- Holz auf Druck unter einem Winkel zur Faser ($F_{c,\alpha}$)
- Stiftförmige Verbindungsmittel auf Abscheren ($F_{v,VBM}$)
- Stiftförmige Verbindungsmittel Axial belastet (F_{ax})
    - Herausziehen
    - Querschnittsversagen
    - Kopfdurchziehen
- Blockscherversagen (Kombination aus Zug- und Schubversagen)
- Stiftförmige Verbindungsmittel - Gruppeneffekte

3.3 Komponentenkatalog für Anschlüsse im Holzbau

In Tabelle 3.1 sind die in Kapitel 3.2 identifizierten Grundkomponenten sowie zugehörige Verweise auf Normen und Forschungsberichte zu den relevanten Eigenschaften der jeweiligen Komponente zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Grundkomponenten für Anschlüsse im Holzbau

Komponente				**Verweis auf Berechnungsverfahren**	
				Tragfähigkeit	**Steifigkeit**
1	Holz, Zug 0°	$F_{t,0}$		6.1.2 [15] [12], [17]	[12], [17]
2	Holz, Zug 90°	$F_{t,90}$		6.1.3 [15], 8.1.4 [15], NCI zu 8.1.4 [16] [12], [17]	[12], [17]
3	Holz, Druck 0°	$F_{c,0}$		6.1.4 [15] [12], [17], [37]	[12], [17]
4	Holz, Druck 90°	$F_{c,90}$		6.1.5 [15] [12], [17]	[12], [17]
5	Holz, Schub	F_v		6.1.7 [15] [12], [17]	[12], [17]
6	Holz, Druck α	$F_{c,\alpha}$		6.2.2 [15], NCI zu 6.2.2 [16], NCI NA.12.1 [16] [9]	[9]
7	Holz, Zug α	$F_{t,\alpha}$		NCI NA.6.2.5 [16]	

8	Stiftförmiges VBM, Abscheren	$F_{v,VBM}$		8.2 [15], 8.3.1 [15], 8.4 [15], 8.5.1 [15], 8.6 [15], 8.7.1 [15], 8.9 [15], 8.10 [15], NCI NA.8.1.6 [16], NCI NA.11.2.2 [16] [8], [11], [23], [29], [42], [45], [47]	Tab. 7.1 [15], [30], [32]
9	Stiftförmiges VBM, Axial belastet	F_{ax}		6.1.4 [15], 8.3.2 [15], 8.5.2 [15], 8.7.2 [15], NCI NA.11.2.3 [16] [7], [22], [23]	[5], [7], [22], [37]
10	Blockscheren			Anhang A [15] [10]	-
11	Stiftförmige VBM, Gruppeneffekte	$F_{VBM,ges}$		8.1.2 [15], NCI NA.8.1.2 [16] [8], [29], [33]	[8], [30], [32], [44]

3.4 Zusammenfassung

Die Analyse bereits ausgeführter Tragwerke hat gezeigt, dass es im Holzbau unzählige Varianten unterschiedlicher Anschlüsse gibt. Die meisten Anschlüsse werden für das entsprechende Tragwerk neu entworfen und eine klare Systematik, wie beispielsweise im Stahlbau üblich, ist nicht zu erkennen. Die Anschlussgeometrie und Bemessung wird dabei von produktspezifischen Vorgaben definiert. Nichtsdestotrotz konnten typische, immer wieder auftauchende Anschlusskomponenten identifiziert und in Form eines Komponentenkatalogs in Kapitel 3.3 zusammengefasst werden. Die einzelnen Komponenten sind jeweils mit Verweisen zur Bestimmung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [15] und/oder relevanten Forschungsprojekten versehen. Für die meisten Komponenten ist eine Ermittlung der benötigten Komponenteneigenschaften bereits heute möglich. Hierbei ist die Bestimmung der Tragfähigkeit jeweils deutlich detaillierter geregelt als die Ermittlung der Verformungseigenschaften. Im Bereich der Steifigkeiten und Maximalverformungen von Anschlusskomponenten ist somit ein nicht unerheblicher Forschungsbedarf zu sehen.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden einige der oben aufgeführten Komponenten durch gezielte Komponentenversuche und durch Bauteilversuche experimentell und analytisch untersucht. Teilweise können einzelne der aufgeführten Komponenten durch das Bilden einer Ersatzfeder zu übergeordneten Komponenten zusammengefasst werden.

4 AP B: Experimentelle Untersuchungen

4.1 Allgemeines

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

In diesem Kapitel werden zuerst die durchgeführten Materialuntersuchungen (vgl. Kapitel 4.2) und die Komponentenversuche sowie deren Auswertung (vgl. Kapitel 4.3) vorgestellt. Dabei werden die variierten Parameter, die Versuchsaufbauten und die Versuchsdurchführung beschrieben. Anschließend werden die Ergebnisse der jeweiligen Versuchsserien vorgestellt und diskutiert. Detaillierte Versuchskurven und weitere Messwerte der Einzelversuche können dem Anhang B entnommen werden.
Die aus den Versuchsergebnissen entwickelten Federkennlinien, die eine möglichst realitätsnahe Berücksichtigung der Versuchsergebnisse im Komponentenmodell ermöglichen sollen, sind in Kapitel 4.4 zusammengefasst.

Im zweiten Schritt werden die Versuche an unterschiedlichen Varianten eines Stützenfußpunktes beschrieben und ausgewertet. Der Abgleich der Versuchsergebnisse mit dem entwickelten Komponentenmodell erfolgt anschließend in Kapitel 5.

4.2 Materialuntersuchungen und Verbindungsmittel

4.2.1 Holzbauteile

Das für die Versuchskörper verwendete Brettschichtholz mit einer Güte GL 24h wurde bei der Firma WIEHAG GmbH (Altheim, Österreich) hergestellt. Die verwendeten Lamellen wurden maschinell sortiert und wiesen im Mittel eine charakteristische Rohdichte ρ_k = 404 kg/m³ (s = 36,7; VarK = 11 %) und eine Feuchtigkeit von 11 % auf. Die Häufigkeitsverteilung der charakteristischen und mittleren Rohdichte der verwendeten Lamellen ist in Abbildung 4.1, die Häufigkeitsverteilung des mittleren dynamischen Elastizitätsmoduls in Abbildung 4.2 dargestellt.

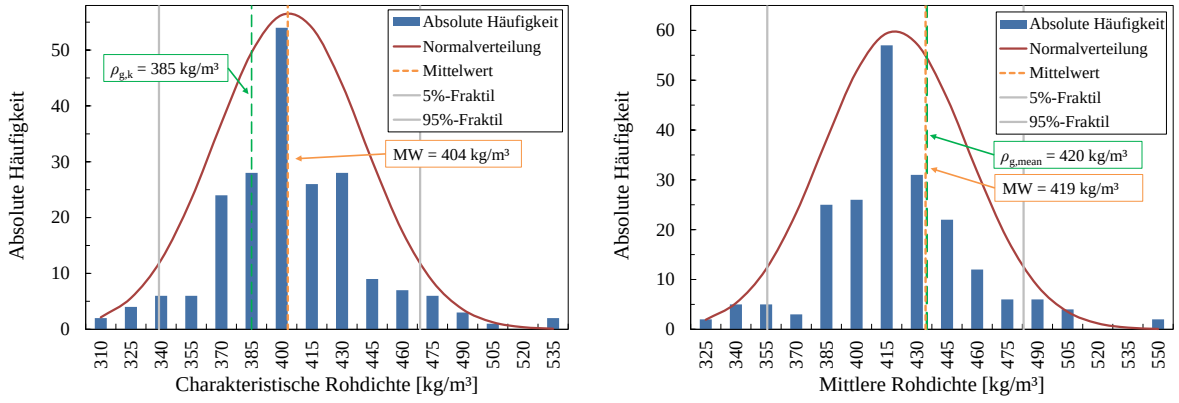


Abbildung 4.1: Rohdichte der für die Zugversuche verwendeten Lamellen

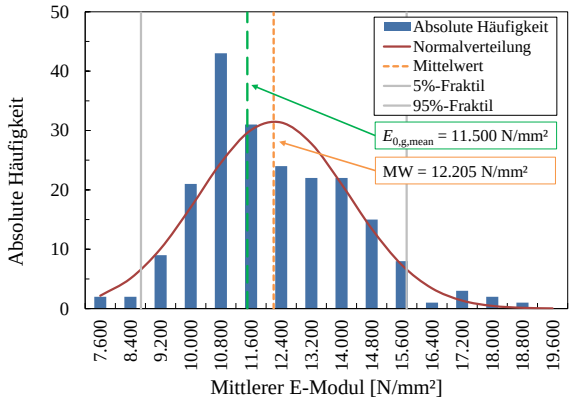


Abbildung 4.2: Mittlerer E-Modul der für die Zugversuche verwendeten Lamellen

Der Abbund der Holzbauteile erfolgte mit einer CNC-Anlage (Hundegger K3) ebenfalls durch WIEHAG. Die Löcher für die Stabdübel wurden mit dem Nenndurchmesser der Verbindungsmittel (16 mm) von zwei Seiten vorgebohrt, die Schlitze für die Schlitzbleche (t_{Blech} = 12 mm) wurden miT 4.X mm Überbreite ($t_{Schlitz}$ = 16 mm) mit einer Kreissäge gesägt. Durch die erhöhte Schlitzbreite (4 mm statT 2.X mm Übermaß) wird die Anbringung von DMS auf den Schlitzblechen ermöglicht. Die jeweiligen Versuchskörpergeometrien der einzelnen Versuchsserien und Varianten können dem Anhang A.1 entnommen werden.

4.2.2 Stabdübel

Die Stabdübel (SDü) mit einem Durchmesser Ø = 16 mm und einer Länge L = 245 mm (inkl. Fase) wurden jeweils aus kaltgezogenen Stangen (bestellt S235JR) mit einer Länge von 6 m hergestellt und galvanisch verzinkt. Pro Stange ergaben sich 22 SDü und ein ca. 500 mm langes Reststück. Die SDü wurden zusammen mit dem Reststück chargenweise verpackt und nummeriert, um die Eigenschaften der jeweils in den Versuchen verwendeten Verbindungsmittel möglichst genau ermitteln zu können. Anhand von Zugproben an den Reststücken der Rundstangen konnten die in Tabelle 4.1 aufgeführten Zugfestigkeiten für die jeweiligen Grundmaterialen ermittelt werden. Es zeigte sich, dass die tatsächlich vorhandene Stahlgüte im Mittel deutlich höher lag, als die bestellte. Dies deckt sich mit in anderen Forschungsprojekten ermittelten Werten für die Materialgüte von Stabdübeln (vgl. [34],[35]).

Tabelle 4.1: Materialkennwerte der Stahlkomponenten der Versuche

VBM	**Streckgrenze f_y** [N/mm²]	**Zugfestigkeit f_u** [N/mm²]	**Bruchdehnung** [%]	**E-Modul** [N/mm²]
Stabdübel (S235JR)	422,3	458,8	20,0	191.900
Schlitzbleche (S355J2)	474,2	543,7	24,25	209.700

4.2.3 Bolzen

Als Bolzen kamen blanke Sechskantschrauben M16 nach ISO 4016 mit einer Länge L = 260 mm und einer Materialgüte 4.6 zum Einsatz. Die Scheiben nach DIN 9021 hatten einen Innendurchmesser d_1 = 17 mm und einen Außendurchmesser d_2 = 50 mm. Die Bolzen wurden jeweils „handfest“ und ohne eine definierte Vorspannung eingebaut.

4.2.4 Stahlbleche

Die Schlitzbleche für die Versuche wurden alle aus einem einzigen Grundblech herausgeschnitten. Der Zuschnitt und das Einbringen der Löcher erfolgten dabei durch einen Laser. Die Bleche wurden mit einer Stahlgüte S355J2 bestellt, eine Auswertung der Materialproben ergab, dass die tatsächlichen Werte für die Fließspannung $f_{y,k}$ und die Zugfestigkeit $f_{u,k}$ über den Werten nach Norm lagen (siehe Tabelle 4.1). Die Blechdicke betrug für alle Schlitzbleche t = 12 mm, eine Oberflächenbehandlung wurde nicht vorgenommen. Die Geometrie der verwendeten Schlitzbleche kann Anhang A.1 entnommen werden.

4.2.5 Vollgewindeschrauben

Der Großteil der Versuche wurde mit SPAX Senkkopf Vollgewindeschrauben T-STAR plus 8x180 [52] verstärkt ausgeführt. Der Abstand der Schwerachsen der geprüften Verbindungsmittel (Stabdübel, Bolzen) und der Vollgewindeschrauben (VGS) wird dabei zwischen *mittig* (Abstand = 40 mm) und *dicht* (Abstand = 24 mm) variiert.

Die Komponentenversuche SD16 25 90 2 sowie die Bauteilversuche wurden zusätzlich mit SPAX Senkkopf Vollgewindeschrauben T-STAR plus 8x400 bzw. 8x600 gegen ein Querzugversagen verstärkt.

4.3 Komponentenversuche

4.3.1 Versuchsmatrix

In Tabelle 4.2 ist die Versuchsmatrix für die experimentellen Untersuchungen gegeben. Darin werden die Art des Verbindungsmittels (VBM), der Durchmesser Ø in [mm], die Anzahl quer zur Faserrichtung $n_{\perp}$ und parallel zur Faserrichtung $n_{\parallel}$, der Kraft-Faser-Winkel α, die Art der Verstärkung und die Anzahl der Versuche unterschieden.

Die im Folgenden verwendete Bezeichnung der einzelnen Versuche setzt sich wie folgt zusammen:

SD	**16**	**11**	**0**	**2**	**1**
Art des VBM SD = Stabdübel B = Bolzen	Durchmesser VBM in [mm]	Anzahl VBM $n_{\perp}$ x $n_{\parallel}$ 11 = 1 x 1 25 = 2 x 5	Kraft-Faser-Winkel α in [°]	Art der Verstärkung 1 = ohne 2 = mittig 3 = dicht	Versuch Nr.

Im Folgenden werden für jede Grundkomponente eine typische Versuchskörpergeometrie, der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung beschrieben. In Anhang A.1 sind die Geometrien für alle untersuchten Varianten der Komponentenversuche gegeben.

Tabelle 4.2: Versuchsmatrix Komponentenversuche Forschungsprojekt „Optimierung von Anschlüssen im Holzbau“

VBM	Ø	Anzahl $n_{\perp}$	Anzahl $n_{\parallel}$	α	Verstärkung	Anzahl
Stabdübel	16	1	1	0°	ohne	4
	16	1	1	0°	mittig	3
	16	1	1	0°	dicht	3
	16	1	1	90°	mittig	4
Bolzen	16	1	1	0°	ohne	4
	16	1	1	0°	mittig	3
	16	1	1	90°	mittig	4
VBM-Gruppen	16	1	3	0°	mittig	3
	16	1	5	0°	mittig	3
	16	1	5+1	0°	mittig	3
	16	2	5	0°	mittig	3
	16	2	5	90°	mittig	6

4.3.2 Komponente „Zug parallel zur Faserrichtung“

4.3.2.1 Geometrie

In Abbildung 4.3 ist beispielhaft ein Versuchskörper für die Zugversuche mit 1x3 Stabdübeln dargestellt. Alle durchgeführten Zugversuche wurden mit zwei Anschlüssen pro Versuchskörper ausgeführt (Anschluss „oben“ und Anschluss „unten“). Die symmetrische Aufführung der Versuchskörper liefert bei gleicher Anzahl an Versuchen die doppelte Anzahl an Last-Verformungskurven für die jeweils zu untersuchenden Verbindungen im Vergleich zu einer einseitigen Ausführung. Weiterhin wird die Versuchsdurchführung durch einen vergleichsweise leichten Einbau der Versuchskörper in die Prüfmaschine vereinfacht.

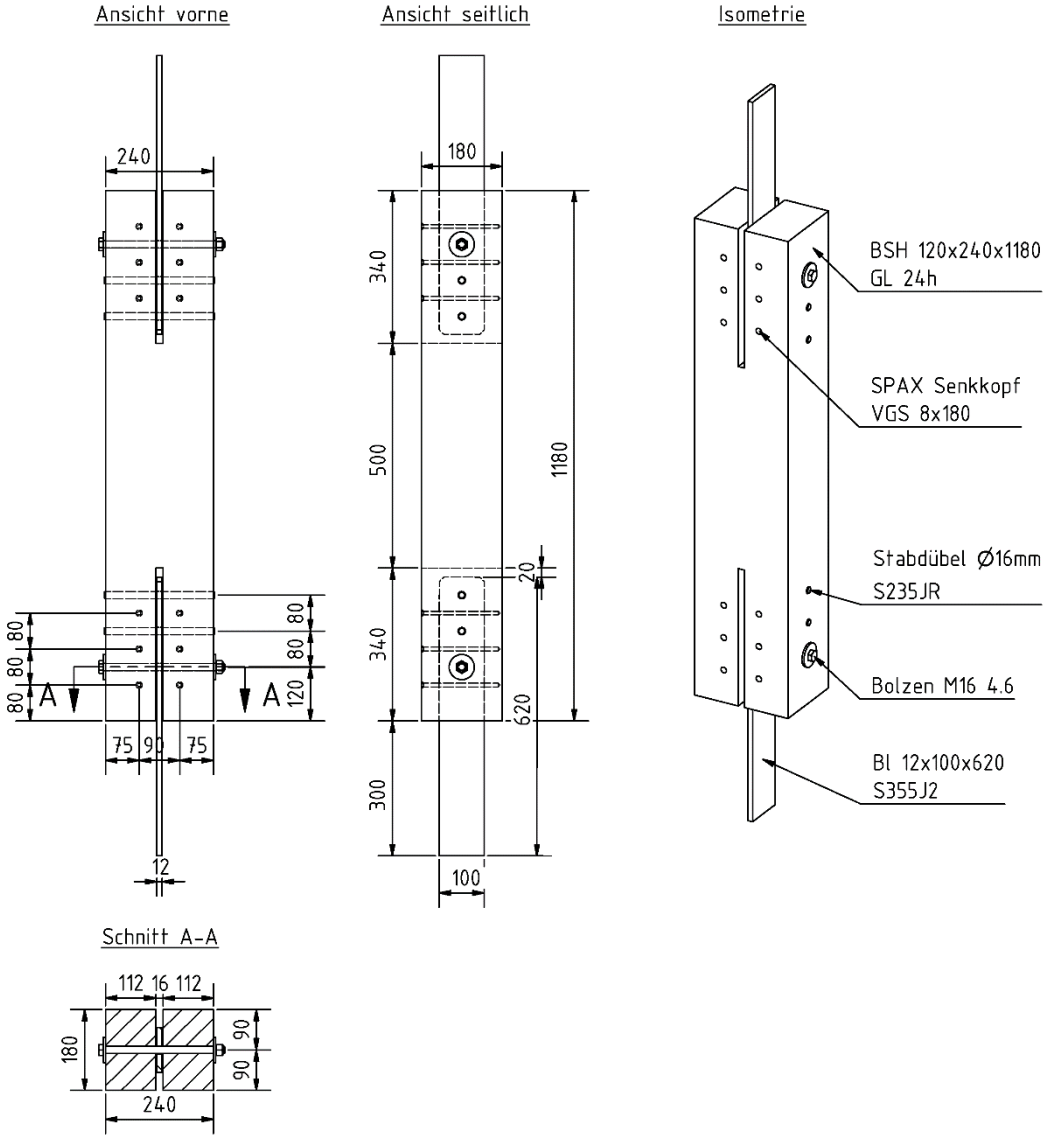
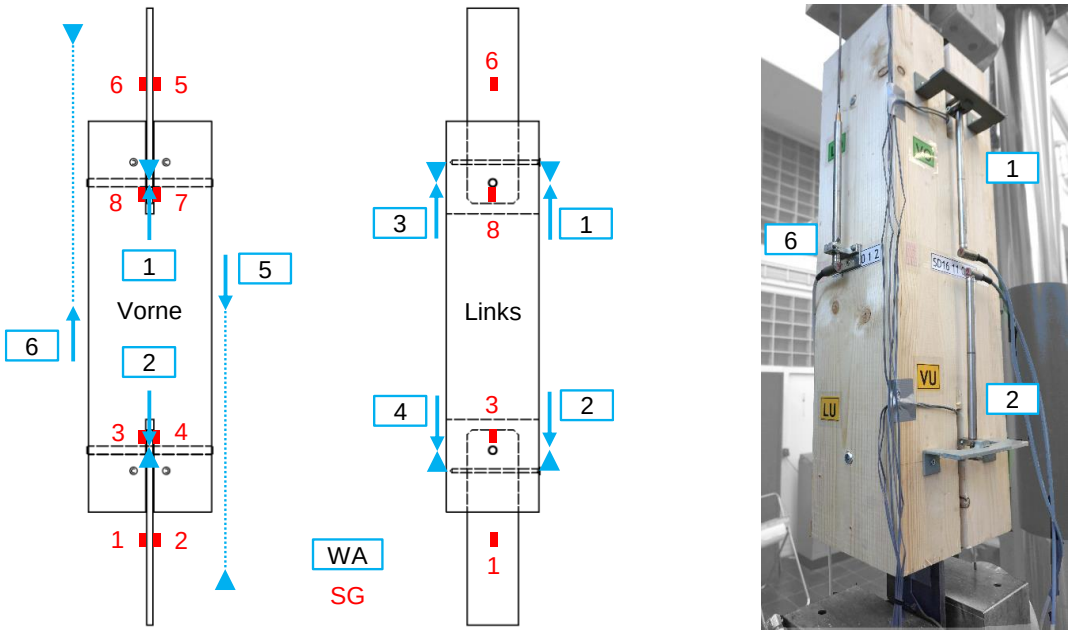


Abbildung 4.3: Geometrie Versuche „Zug parallel zur Faserrichtung“, Maße in [mm]

4.3.2.2 Messtechnik

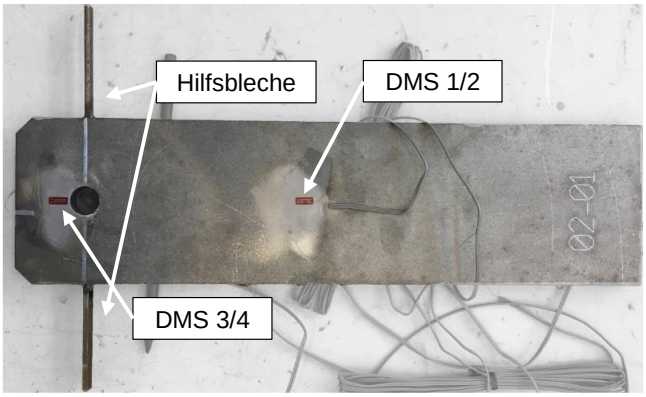
Bei den Einzeldübelversuchen wurden pro Versuchskörper insgesamt 6 Wegaufnehmer (WA) und 8 Dehnungsmessstreifen (DMS) angebracht. Der Ort und die Orientierung der Messtechnik kann Abbildung 4.4 (a) und (b) entnommen werden.

Mit den Wegaufnehmern 1 - 4 wurde die für die Bestimmung der Verbindungssteifigkeit relevante Verformung zwischen dem Holzbauteil und dem Schlitzblech in der Achse des Verbindungsmittels gemessen. Die Wegaufnehmer wurden dazu an einem Metallwinkel befestigt, der wiederum mittels kleiner Holzschrauben mittig auf der Oberfläche des Holzteils fixiert wurde (siehe Abbildung 4.4 (b)). Die Aufnahme von Kräften in horizontaler Richtung durch den Metallwinkel konnte durch die Verwendung relativ kleiner Schrauben und das Vorhandensein eines horizontalen Lochspiels verhindert werden. An den Schlitzblechen wurden in der Achse des Lochs kleine Hilfsbleche angeschweißt, die als Anschlagpunkte für die Wegaufnehmerspitzen dienten (siehe Abbildung 4.4 (c)). Die Wegaufnehmer 5 + 6 zeichneten die Verformung von der Mitte des Holzteils bis zur Spannbacke der Prüfmaschine auf. In der gemessenen Verformung sind somit die Dehnungen des Holzteils, die Verschiebungen in der Verbindung, die Dehnungen im Stahlblech und eventuell auftretende Verformungen an der Einspannung enthalten. Diese Werte werden als Kontrollmessungen bzw. als Vergleichswerte zu den Ergebnissen in vorangegangenen Untersuchungen [34],[35] verwendet.



(a) Übersicht Messtechnik Zugversuche

(b) Ansicht Versuchsaufbau



(c) Schlitzblech Versuche mit einem Verbindungsmittel

Abbildung 4.4: Messtechnik Versuche „Zug parallel zur Faserrichtung“

Die DMS 1 + 2 und 5 + 6 dienen der Kontrolle der Lasteinleitung (Biegung) und der Ermittlung des Schlitzblechverhaltens. Mit Hilfe der DMS 3 + 4 und 7 + 8 sollte geprüft werden, ob durch eine Anbringung von DMS im Druckbereich oberhalb der Stabdübellöcher im Schlitzblech eine Bestimmung der anliegenden Dübelkraft über die jeweilige Dehnungen ermittelt werden kann. Dies ist in Hinblick auf eine Aussage zur Lastverteilung innerhalb der durchgeführten Zugversuche an Stabdübelgruppen von Interesse.

4.3.2.3 Versuchsdurchführung

Beim Einbau der Versuchskörper der Zugversuche parallel zur Faserrichtung wurde zuerst das Schlitzblech des oberen Anschlusses ausgerichtet und in den Klemmbacken fixiert. Anschließend wurde das untere Schlitzblech fixiert, wodurch sowohl eine senkrechte Ausrichtung des Versuchskörpers gewährleistet, als auch ein vorhandenes Lochspiel minimiert werden konnte. Die Versuchsdurchführung und die Versuchsauswertung erfolgten analog zu den Vorgaben nach DIN EN 26891 [18], siehe auch Abbildung 4.5. Die Versuchsgeschwindigkeit bis zum Erreichen des plastischen Plateaus wurde zu 1,2 mm/min Maschinenweg gewählt. Bei den verstärkten Versuchen wurde nach ca. 40 mm Maschinenweg die Geschwindigkeit auf 6 mm/min erhöht. Ein Abbruch des Versuchs nach 15 mm Verformung, wie er nach Norm empfohlen wird, erfolgte nicht, um Aussagen über das Verformungsverhalten im plastischen Bereich machen zu können.

Die Lastaufbringung erfolgte für alle Versuche wie folgt (vgl. auch [18]):

- Konstante Belastung bis Erreichen von 40 % der erwarteten Maximallast
- Verformung für 30 s halten
- Entlasten bis auf 10% der erwarteten Maximallast
- Verformung für 30 s halten
- Konstante Belastung bis zum Versagen bzw. bis zum Abbruch des Versuchs

Die Versuche mit einem einzelnen Verbindungsmittel und einer Belastung in Faserrichtung wurden jeweils mit einer 400 kN Schenk Zugprüfmaschine durchgeführt. Die Versuchsdurchführung an Verbindungen mit mehr als einem Verbindungsmittel und einer Belastung in Faserrichtung erfolgte aus Platzgründen an einer 1 MN Schenk Zugprüfmaschine (siehe Abbildung 4.6).

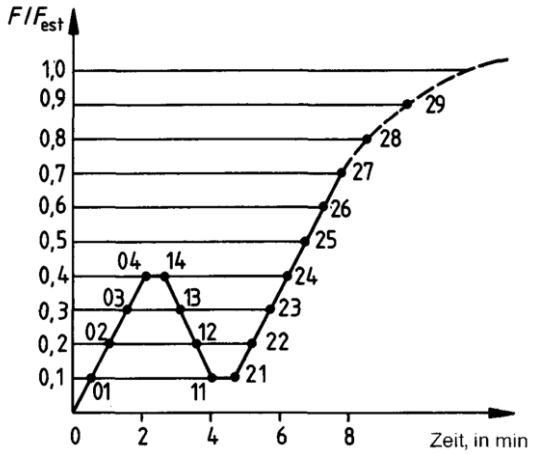
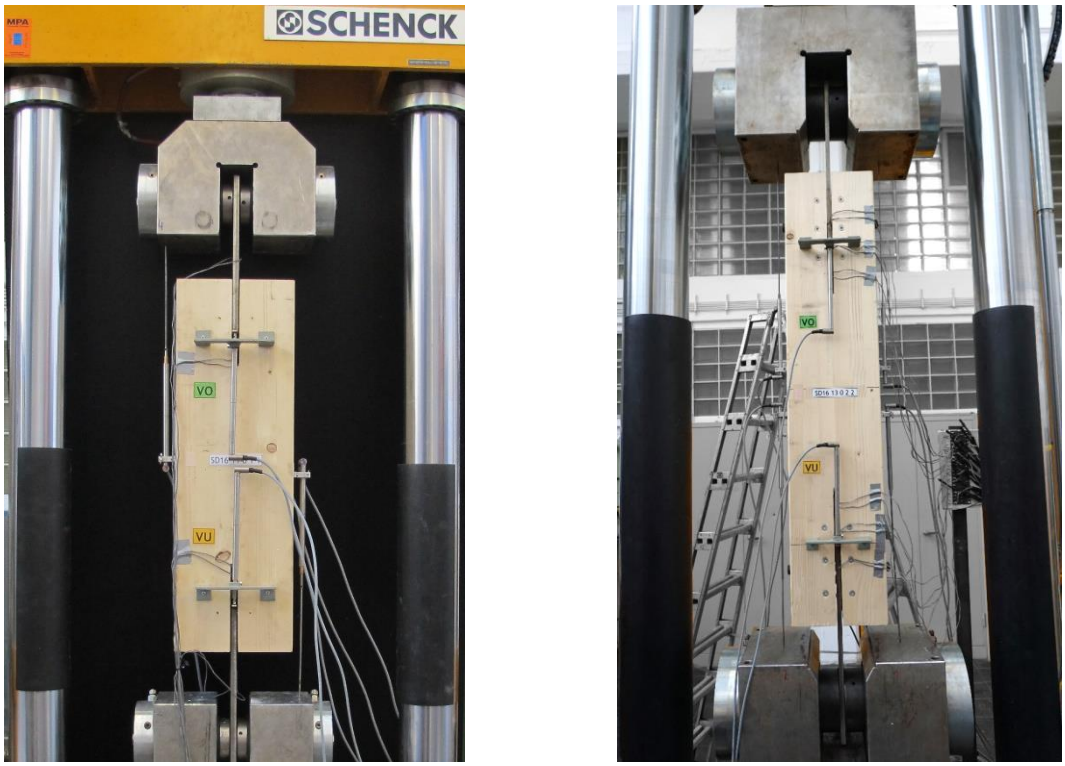


Abbildung 4.5: Belastungsverfahren nach DIN EN 26891 [18]



(a) SD16 11 0 1 1; SCHENK 400 kN (b) SD16 13 0 2 2; SCHENK 1 MN

Abbildung 4.6: Versuchsaufbau Zugversuch

4.3.2.4 Versuchsergebnisse

Unverstärkte Stabdübelverbindungen (SD16 11 0 1)

Bei den unverstärkten Verbindungen mit einem einzelnen Verbindungsmittel trat stets ein Spaltversagen des Holzes in Querrichtung auf. Der Riss entstand jeweils unterhalb des Verbindungsmittels, wanderte aber mit zunehmender Belastung weiter zur Prüfkörpermitte (vgl. Abbildung 4.7). Bei relativ großen Verformungen trat zuletzt meist ein Blockscheren im inneren Bereich des Holzkörpers unterhalb des Verbindungsmittels auf.

Da durch das Versagen eines der beiden Anschlüsse des Versuchskörpers die Prüfkraft nicht weiter gesteigert werden konnte, kann für die unverstärkten Versuchskörper jeweils nur eine Aussage zur Traglast des Schwächeren der Anschlüsse gemacht werden. In Abbildung 4.8 sind die Last-Verformungskurven der unverstärkten Anschlüsse mit einem einzelnen Stabdübel dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das Versagen des schwächeren Anschlusses jeweils in einem Bereich von 8 mm bis 13 mm durch das Auftreten eines Risses initiiert wird (sprunghafter Lastabfall). Trotz des Spaltversagens kann ein gewisses Plastizieren des Anschlusses beobachtet werden, dass allerdings auf ca. 10 mm Anschlussverformung begrenzt ist.

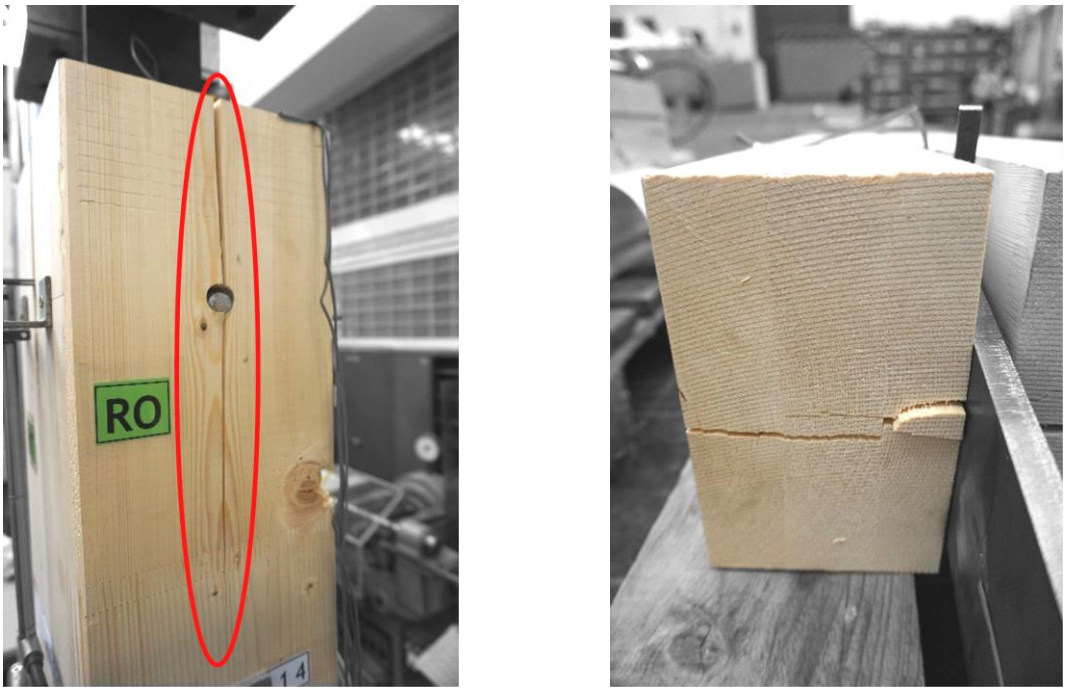


Abbildung 4.7: Spaltversagen unverstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 1)

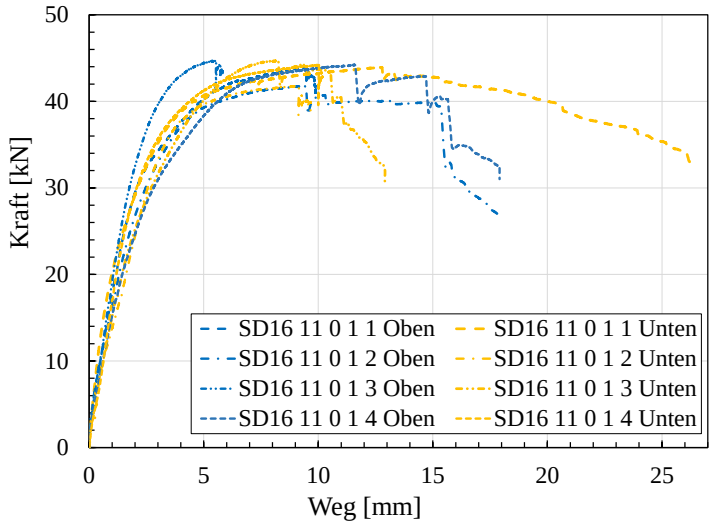


Abbildung 4.8: Last-Verformungskurven unverstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 1)

Unverstärkte Bolzenverbindungen (B16 11 0 1)

Die Bolzenverbindungen versagten ebenfalls durch Aufspalten des Holzkörpers (siehe Abbildung 4.9), erreichten dabei aber eine um ca. 40 % höhere Tragfähigkeit als die Stabdübel (siehe Abbildung 4.10). Die Gesamtverformung der Bolzen bei Auftreten des Versagens lag im Schnitt bei ca. 7 mm. Die Unterlegscheiben der Bolzen wiesen bei Versuchsende minimale Verdrehwinkel auf.

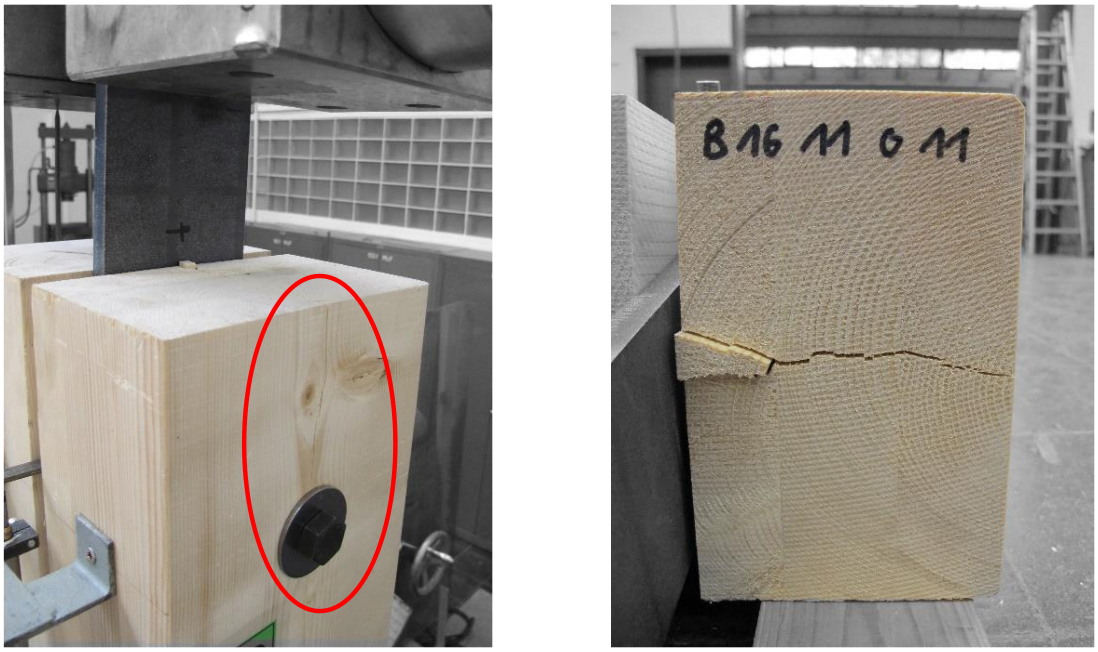


Abbildung 4.9: Aufspalten unverstärkte Bolzenverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (B16 11 0 1); geringe Verformungen Unterlegscheibe

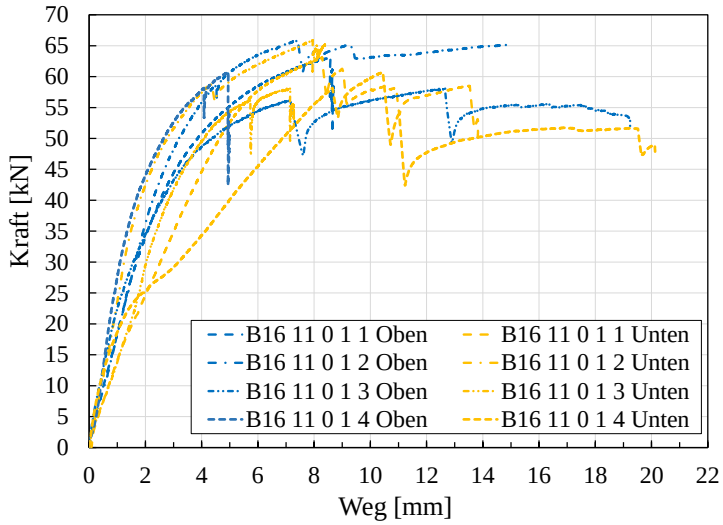


Abbildung 4.10: Last-Verformungskurven unverstärkte Bolzenverbindungen, Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (B16 11 0 1)

Mittig verstärkte Stabdübelverbindungen (SD16 11 0 2)

Die mittig verstärkten Stabdübelverbindungen wiesen ein deutliches plastisches Plateau auf und erreichten allesamt Anschlussverformungen zwischen 40 mm und 60 mm. Ein Versagen in Form eines Lastabfalls auf 80 % der Maximallast trat bei keiner der getesteten Verbindungen auf (vgl. Abbildung 4.12). Die Versuche mussten nach einem Maschinenweg von ca. 100 mm aufgrund versuchstechnischer Grenzen abgebrochen werden, das Abbruchkriterium von 15 mm nach DIN EN 26891 [18] wurde dabei allerdings jeweils bereits weit überschritten.

Die Anschlüsse wiesen, wie auch die unverstärkten Verbindungen, einen Riss unterhalb des Verbindungsmittels auf, allerdings war dieser jeweils deutlich kürzer (vgl. Abbildung 4.11). Dies lässt sich durch die zur Verstärkung eingebrachten Vollgewindeschrauben erklären, da diese das weitere Aufgehen des Risses ab einer bestimmten Verformung verhindern und somit das Fortschreiten des Risses in Richtung Versuchskörpermitte unterbinden. Die Wirkungsweise der Vollgewindeschraube kann hierbei mit der Armierung im Stahl-Betonbau verglichen werden. Gegen Ende der Versuchsdurchführung war zudem ein „Hineinziehen“ der Stabdübel in die Bohrung sowie ein Kopfdurchziehen der Verstärkungsschrauben zu beobachten.

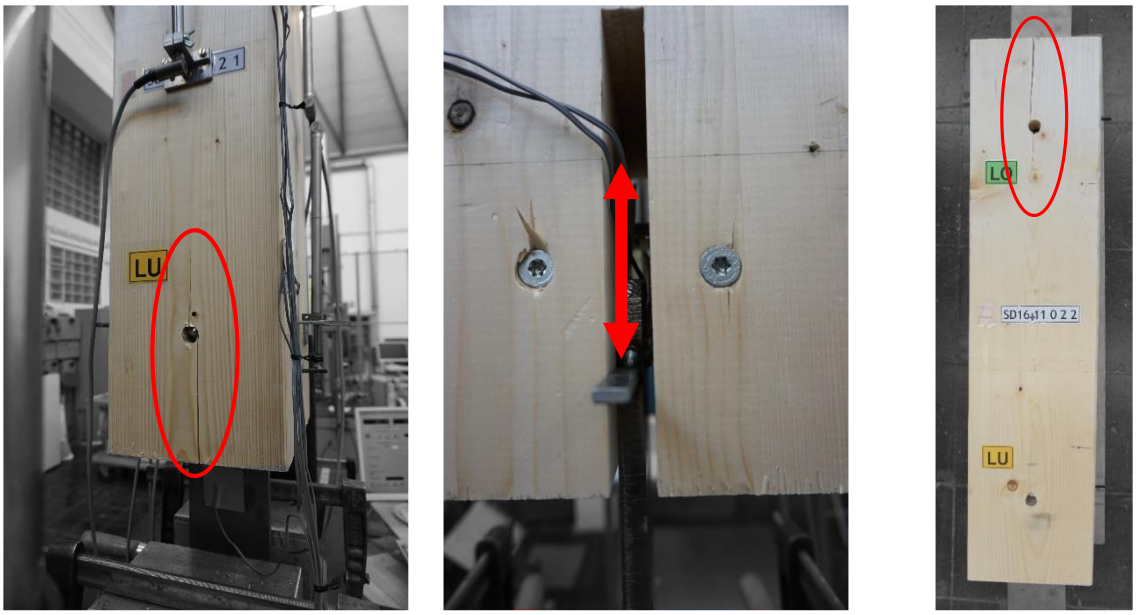


Abbildung 4.11: Begrenztes Aufspalten mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 2)

In Abbildung 4.12 kann nach ca. 40 mm Anschlussverformung eine erneute Laststeigerung beobachtet werden. Diese Laststeigerung kann nach [4] auf einen „Auflagerungseffekt“ des Verbindungsmittels auf der Verstärkungsschraube zurückgeführt werden. Der Abstand der Schwerlinien des Verbindungsmittels und der Verstärkungsschraube beträgt zu Beginn 40 mm und muss für einen Kontaktschluss zwischen den beiden Verbindungsmitteln zuerst durch plastische Verformungen des Holzes überwunden werden.

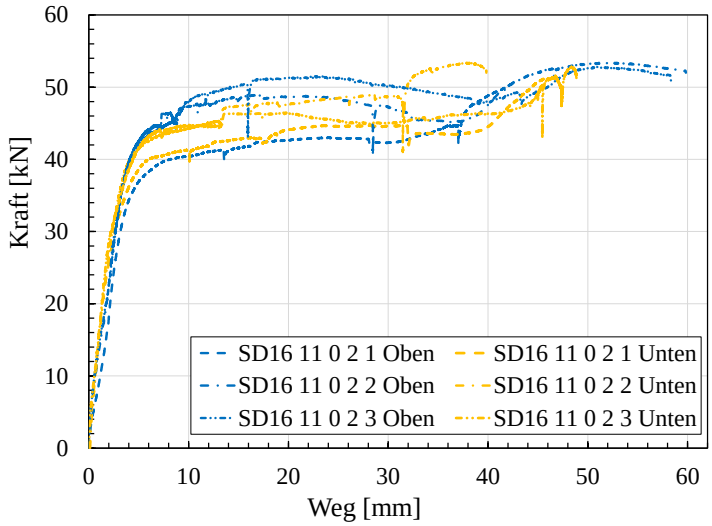


Abbildung 4.12: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 2)

Mittig verstärkte Bolzenverbindungen (B16 11 0 2)

Die mittig verstärkten Bolzenverbindungen verhielten sich ebenfalls äußerst duktil und erreichten allesamt Anschlussverformungen > 40 mm. Das plastische Plateau der Bolzenverbindungen weist, im Gegensatz zu den verstärkten Stabdübelverbindungen, jedoch eine fortlaufende Laststeigerung auf (siehe Abbildung 4.13). Dies kann mit dem durch die Unterlegscheiben erzeugten Seileffekt der Bolzen sowie ein fortlaufendes Kopfdurchziehen mit einer einhergehenden Abnahme des Kraft-Faser-Winkels unterhalb der Unterlegscheiben erklärt werden. Das Kopfdurchziehen des Bolzens ist beispielhaft in Abbildung 4.14 dargestellt.

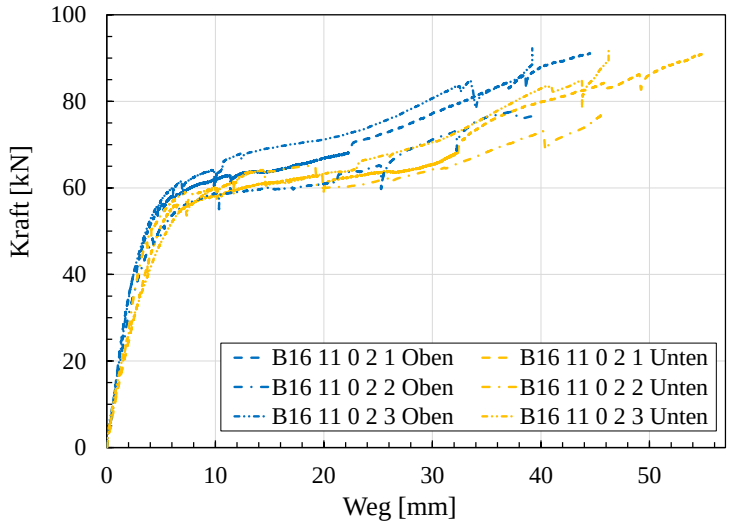


Abbildung 4.13: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Bolzenverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (B16 11 0 2)

Abbildung 4.14: Aufspalten mittig verstärkte Bolzenverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (B16 11 0 2); Kopfdurchziehen des Bolzens

Dicht verstärkte Stabdübelverbindungen (SD16 11 0 3)

Die dicht verstärkten Anschlüsse wiesen ebenfalls ein sehr duktiles Verhalten auf. Die Laststeigerung nach Erreichen des ersten plastischen Plateaus trat hierbei allerdings bereits nach ca. 12 mm Anschlussverformung auf (vgl. Abbildung 4.15). Dies ist auf den deutlich geringeren Abstand zwischen Verbindungsmittel und Verstärkungsschraube zurückzuführen (Abstand Schwerlinien = 24 mm). Insgesamt konnte eine etwas höhere Maximallast sowie ein deutlich geringeres Aufspalten der Verbindungen beobachtet werden (siehe Abbildung 4.16).

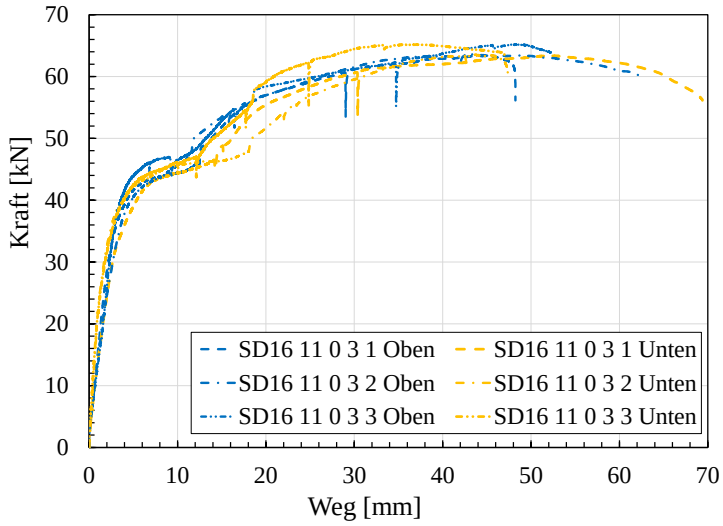


Abbildung 4.15: Last-Verformungskurven dicht verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 3)

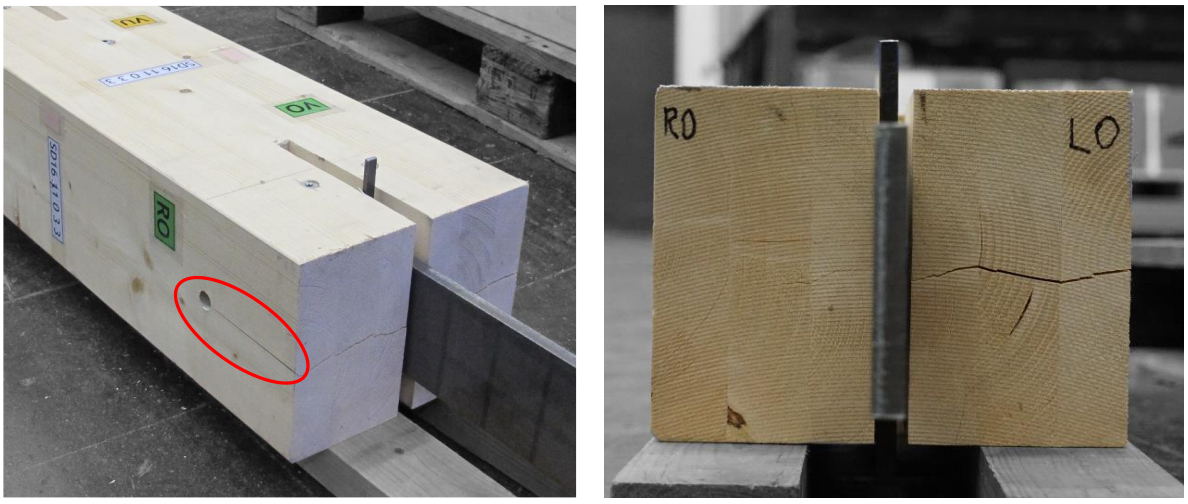


Abbildung 4.16: Geringes Aufspalten dicht verstärkte Stabdübelverbindungen mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 11 0 3)

Mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppen

SD16 13 0 2 Bei den Versuchen mit drei Verbindungsmitteln konnte ein ausgeprägtes plastisches Plateau mit einer nur leicht abfallenden Traglast beobachtet werden. Eine Laststeigerung, wie es die verstärkten Bolzen- und Stabdübel-Einzelversuche aufwiesen, konnte nicht beobachtet werden (siehe Abbildung 4.17). Es wurden maximale Anschlussverformungen von ca. 50 mm gemessen, wodurch die Verformung bei diesen Versuchen das maßgebende Abbruchkriterium darstellte. Mit zunehmender Anschlussverformung fand das in Abbildung 4.18 zu sehende deutliche Aufspalten und Blockscheren des Holzbauteils statt, das allerdings nicht zu einem direkten Versagen des Anschlusses führte. Ein sprödes Versagen mit einem Lastabfall auf 80 % der Maximallast trat bei keinem der Versuche auf. Bei zwei der drei Versuchskörper konnte der plastische Bereich nur für eine der beiden getesteten Anschlüsse erreicht werden, der andere Anschluss erreichte nicht die für ein Plastizieren erforderliche Prüflast.

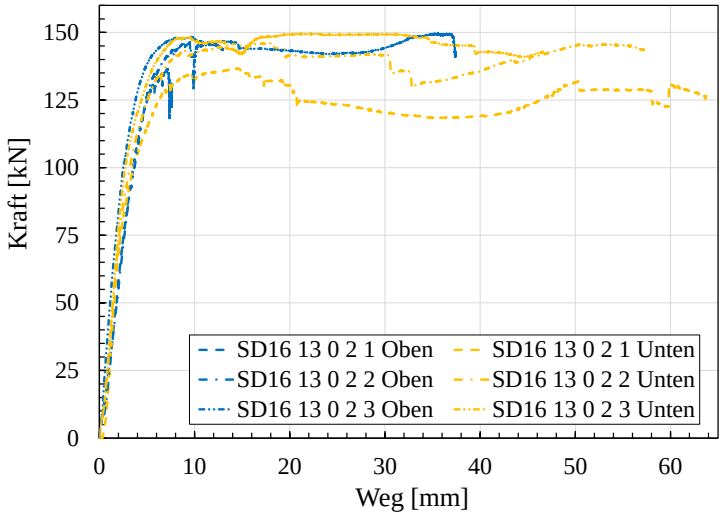


Abbildung 4.17: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 13 0 2)

Abbildung 4.18: Aufspalten des Anschlusses mit drei Verbindungsmitteln (SD16 13 0 2); ausgeprägtes Blockscheren

SD16 15 0 2 Die Anschlüsse mit fünf Verbindungsmitteln wiesen nach dem Erreichen der Maximallast ein Abfallen der Traglast auf (vgl. Abbildung 4.19). Der Versuchsabbruch erfolgt jeweils bei einem Abfall der Prüflast auf 80 % der Maximallast. Dabei wurden jedoch dennoch Anschlussverformungen von ca. 30 mm erreicht. Das Holzbauteil wurde mit zunehmender Anschlussverformung massiv aufgespaltet und es trat Blockscheren großer Bereiche auf. Wiederum konnte bei zwei der drei Versuchskörper der plastische Bereich nur für eine der beiden getesteten Anschlüsse erreicht werden, da der andere Anschluss die für ein Plastizieren erforderliche Prüflast nicht erreichte. Das bereits bei drei Verbindungsmitteln beobachtete Aufspalten und Blockscheren trat beim Einsatz von fünf Verbindungsmitteln verstärkt auf (siehe Abbildung 4.20).

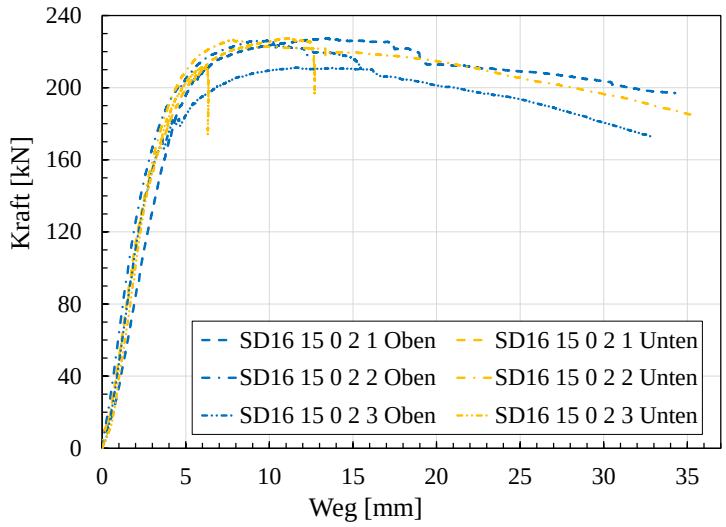


Abbildung 4.19: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 15 0 2)

Abbildung 4.20: Aufspalten des Anschlusses mit fünf Verbindungsmitteln (SD16 15 0 2); ausgeprägtes Blockscheren und Aufspalten

SD16 25 0 2 Bei dem Anschluss SD16 25 0 2 1 oben (10 VBM, mittig verstärkt) kam es vor Erreichen der maximalen Verbindungstragfähigkeit bei ca. 4 mm Anschlussverformung zu einem Nettoquerschnittsversagen unterhalb der Verbindungsmittelgruppe (siehe Abbildung 4.22 links). Durch Lastumlagerungen innerhalb des Anschlusses konnte der Versuch noch bis 18 mm Gesamtverformung weitergefahren werden, bevor ein Abfall auf 80 % der Maximallast zu beobachten war. Der „versagte“ Anschluss zeigte dabei ein zu den restlichen Anschlüssen analoges Verhalten, allerdings auf einem niedrigeren Lastniveau (vgl. Abbildung 4.21). Für die Ermittlung der Tragfähigkeit der Verbindungsmittelgruppe wurden daher lediglich die Versuche SD16 25 0 2 2 und SD16 25 0 2 3 verwendet. Insgesamt war nach dem Erreichen der Maximallast ein relativ stark abfallender Verlauf der Last-Verformungskurve, sowie ein starkes Aufspalten und mehrfaches Blockscherversagen des Holzquerschnitts zu beobachten. Das Aufspalten des Holzes in Längsrichtung fand, im Gegensatz zu den Versuchen mit einreihigen Verbindungsmittelgruppen, wie zu erwarten in zwei Ebenen jeweils parallel der beiden Verbindungsmittelreihen statt (siehe Abbildung 4.22).

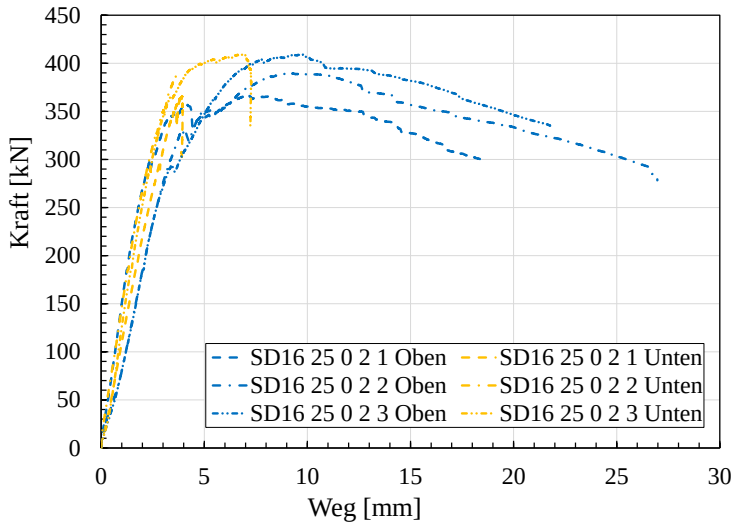


Abbildung 4.21: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Zugbelastung parallel zur Faserrichtung (SD16 25 0 2)

Abbildung 4.22: Aufspalten mittig verstärkte Verbindungsmittelgruppe mit Belastung parallel zur Faserrichtung (SD16 25 0 2); Blockscherversagen (mitte und rechts) und bei einer Verbindung Versagen des Nettoquerschnitts (links)

4.3.2.5 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse

Im Folgenden sind die Tragfähigkeiten und Steifigkeiten für die einzelnen Versuchsserien zusammengefasst. Der Vergleichswert nach DIN EN 1995-1-1 [15] wurde hierbei jeweils ohne Ansatz einer effektiven Anzahl n_{ef} an Verbindungsmitteln berechnet, da alle Versuche mit Vollgewindeschrauben verstärkt ausgeführt wurden.

In Tabelle 4.3 sind die Mittelwerte der experimentell ermittelten Tragfähigkeiten F_{10mm} bei einer Anschlussverformung von 10 mm für die Zugversuche parallel zur Faserrichtung zusammengefasst. Die Last F_{10mm} stellt die Kraft dar, bei der der Anschluss für alle geprüften Varianten den plastischen Bereich erreicht hat, aber noch keine erneute Laststeigerung erfolgt ist. Neben den Mittelwerten sind in Tabelle 4.3 die Standardabweichung (StabW), der Variationskoeffizient (VarK) und die 5 %- und 95 %-Fraktilwerte ($F_{10mm,0,05}$, $F_{10mm,0,95}$) gegeben. Die Fraktilwerte wurden dabei nach dem in DIN EN 1990 Anhang D.7.2 [13] beschriebenen Verfahren zur Bestimmung des Bemessungswertes über den charakteristischen Wert ermittelt.

Tabelle 4.3: Tragfähigkeit F_{10mm} bei einer Verformung von 10 mm; Zugversuche parallel zur Faserrichtung

Versuchsserie	**Mittelwert** [kN] (F_{10mm} / F_{EC5})	**StabW** [kN]	**VarK** [%]	$\mathbf{F_{10mm,0,05}}$ [kN] ($F_{10mm,0,05}$ / F_{EC5})	$\mathbf{F_{10mm,0,95}}$ [kN]
SD16 11 0 1	43,1 (105 %)	1,5	3,4	40,5 (99 %)	45,7
SD16 11 0 2	44,3 (106 %)	3,1	6,9	38,9 (95 %)	49,7
SD16 11 0 3	45,2 (110 %)	0,9	1,9	43,7 (107 %)	46,7
B16 11 0 1	59,0 (110 %)	3,7	6,2	53,6 (100 %)	64,7
B16 11 0 2	60,1 (112 %)	2,4	2,6	57,4 (107 %)	62,9
SD16 13 0 2	141,7 (104 %)	6,1	4,3	130,8 (96 %)	152,7
SD16 15 0 2	221,4 (101 %)	6,8	3,1	209,2 (96 %)	233,6
SD16 25 0 2	383,2 (88 %)	25,77	6,7	334,5 (77 %)	431,9

Es ist zu sehen, dass die nach DIN EN 1995-1-1 [15] ermittelten charakteristischen Tragfähigkeiten $F_{v,Rk}$ sowohl bei den Mittelwerten als auch bei den 5 %-Fraktilwerten aus den Versuchen größtenteils erreicht oder übertroffen wird. Die Versuche mit 10 Verbindungsmitteln (SD16 25 0 2) stellen hierbei eine Ausnahme dar. Hierbei wurde allerdings für die Maximallast der Versuche nicht die Verbindungsmittelgruppe maßgebend sondern ein Versagen des Nettoquerschnitts des Holzkörpers, sodass die nach Norm für die Verbindungsmittel berechnete Tragfähigkeit $F_{v,Rk}$ nicht erreicht werden konnte.

Die Maximallast F_{max} trat für die verstärkten Verbindungsmittel meist erst bei deutlich größeren Anschlussverformungen auf oder wurde sogar bis zum Versuchsabbruch nicht erreicht (B16 11 0 2). Die erreichten Maximallasten F_{max} sind in Tabelle 4.4 zusammengefasst. Für die verstärkten Versuche mit nur einem Verbindungsmittel liegen die maximal erreichten Tragfähigkeiten deutlich über den nach Norm berechneten Werten. Für die Verbindungsmittelgruppen sind die Maximallasten nahezu identisch mit den Lasten bei einer Verformung von 10 mm.

Tabelle 4.4: Maximal erreichte Tragfähigkeit F_{max}; Zugversuche parallel zur Faserrichtung

Versuchsserie	**Mittelwert** [kN] (F_{max} / F_{EC5})	**StabW** [kN]	**VarK** [%]	**$F_{max,0,05}$** [kN] ($F_{max,0,05}$ / F_{EC5})
SD16 11 0 1	43,7 (107 %)	1,3	3,0	41,3 (101 %)
SD16 11 0 2	52,5 (128 %)	1,1	2,1	50,4 (123 %)
SD16 11 0 3	66,1 (161 %)	3,0	4,5	60,4 (148 %)
B16 11 0 1	62,4 (116 %)	4,0	6,3	55,8 (104 %)
B16 11 0 2	87,1 (162 %)	8,1	9,3	71,8 (133 %)
SD16 13 0 2	144,2 (106 %)	6,7	4,6	131,6 (97 %)
SD16 15 0 2	221,8 (102 %)	9,1	4,1	204,6 (94 %)
SD16 25 0 2	388,9 (89 %)	20,7	5,3	349,8 (80 %)

In Abbildung 4.23 sind die einzelnen Versuchsergebnisse der jeweiligen Versuchsserien mit einem einzelnen Verbindungsmittel dargestellt. Anhand der Kurve, die die Mittelwerte der Versuchsserien verbindet, ist zu sehen, dass die Anordnung der Verstärkung (unverstärkt, mittig oder dicht verstärkt) nahezu keinen Einfluss auf die Tragfähigkeit F_{10mm} bei einer Anschlussverformung von 10 mm hat. Die Mittelwerte der erreichten Maximallasten F_{max} jedoch zeigen einen deutlichen Anstieg je näher die Verstärkungsschraube am Verbindungsmittel angeordnet wird.

Verbindet man die Mittelwerte der Tragfähigkeiten der Verbindungsmittelgruppen und der mittig verstärkten Verbindung mit einem einzelnen Stabdübel miteinander ergibt sich das in Abbildung 4.24 dargestellte Diagramm. Es ist eine leichte Abnahme der Steigung der Kurve mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln zu beobachten, jedoch kann der Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Anzahl der Verbindungsmittel als nahezu linear angenommen werden.

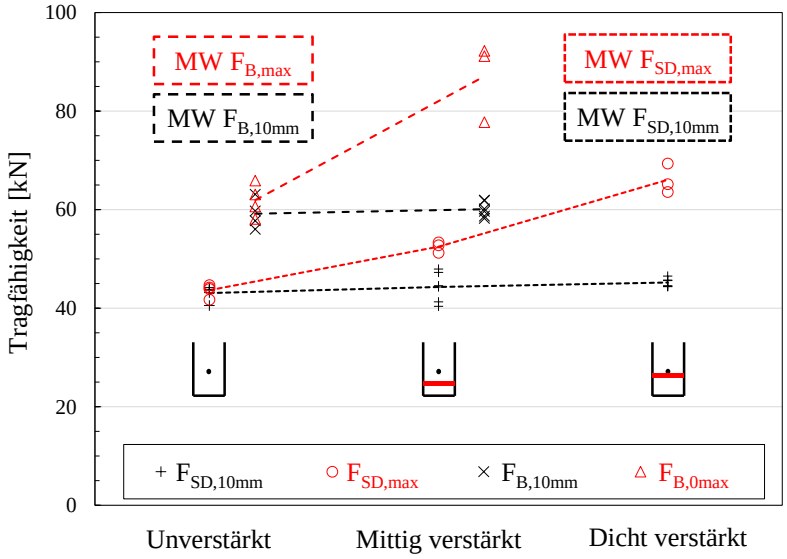


Abbildung 4.23: Experimentell ermittelte Tragfähigkeiten Zugversuche mit einem einzelnen Verbindungsmittel in [kN]

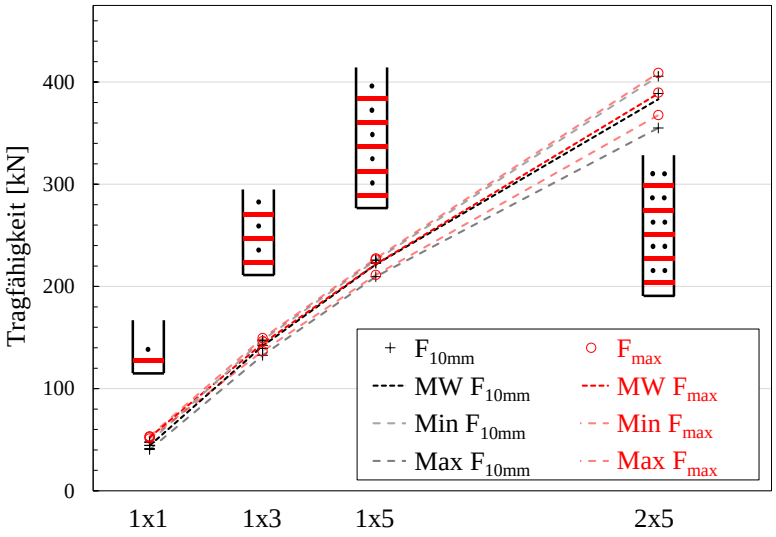


Abbildung 4.24: Experimentell ermittelte Tragfähigkeiten Zugversuche mit einem einzelnen Verbindungsmittel in [kN]

Die aus den Versuchen nach den Vorgaben der DIN EN 26891 [18] ermittelten Erstbelastungssteifigkeiten K_{ser} sind in Tabelle 4.5, die Wiederbelastungssteifigkeiten K_e in Tabelle 4.6 zusammengefasst. Neben dem Mittelwert sind jeweils die Standardabweichung (StabW), der Variationskoeffizient (VarK), der 5 %-Fraktilwert ($K_{0,05}$) und der 95 %-Fraktilwert ($K_{0,95}$) gegeben. Die Fraktilwerte wurden analog DIN EN 1990 Anhang D.7.2 [13] ermittelt. Die Erstbelastungssteifigkeit K_{ser} wird dabei als Steifigkeit zwischen 10 % und 40 % der geschätzten Maximallast F_{ult} bei Erstbelastung des Versuchs ermittelt (Punkte 01 und 04 in Abbildung 4.5). Beim Erreichen von 0,4 F_{ult} erfolgt eine Entlastung auf 0,1 F_{ult} und anschließend eine Laststeigerung bis zum Versagen des Versuchskörpers. Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e wird zwischen 0,1 und 0,4 F_{ult} im Wiederbelastungsbereich ermittelt (Punkte 21 und 24 in Abbildung 4.5).

Vergleicht man die Mittelwerte der Anfangssteifigkeit K_{ser} der Stabdübelverbindungen mit einem einzelnen Verbindungsmittel, so weisen die mittig verstärkten Verbindungen eine um ca. 25 % geringere Steifigkeit auf als die unverstärkten und die dicht verstärkten Verbindungen. Dieser Effekt ist auf den ersten Blick nicht zu erklären, allerdings ist aufgrund der sehr großen auftretenden Streuungen (Vark 19,4 % bis 37,1 %, im Schnitt 26,3 %) und dem relativ kleinen Stichprobenumfang (6 bzw. 8 Anschlüsse) keine gesicherte Aussage hinsichtlich einer Tendenz möglich. Diese Aussage wird auch durch die graphische Darstellung der Versuchsergebnisse in Abbildung 4.25 unterstützt. Aufgrund der großen Streuung weisen die 5 %- und 95 %-Fraktilwerte der Steifigkeiten erhebliche Abweichungen zum Mittelwert auf (bis zu 65 %). Vergleicht man die Mittelwerte der experimentell ermittelten Steifigkeiten mit der Steifigkeit $K_{ser,EC5}$ nach DIN EN 1995-1-1 [15], ergeben sich für die Stabdübelverbindungen hier ebenfalls erhebliche Abweichungen. So überschätzt die nach Norm ermittelte Steifigkeit die auftretenden Werte um ca. 40 %, vgl. Tabelle 4.5.

Für die Verbindungen mit einem einzelnen Bolzen ergeben sich ebenfalls große Streuungen (VarK im Mittel 21,45 %) und auch hier weist die verstärkte Verbindung im Mittel etwas geringere Steifigkeiten auf. Die Steifigkeit nach Norm ist für den Stabdübel und den Bolzen rechnerisch dieselbe, aus den Versuchen ergeben sich etwas höhere Steifigkeiten für die Bolzenverbindung. Dies kann wahrscheinlich auf den Rückstelleffekt zurückgeführt werden, der aus der durch das Vorhandensein der Unterlegscheiben entstehenden Längskraft im Bolzen entsteht.

Tabelle 4.5: Erstbelastungssteifigkeiten K_{ser} Zugversuche parallel zur Faserrichtung

Versuchsserie	**Mittelwert** [kN/mm] (K_{ser} / $K_{ser,EC5}$)	**StabW** [kN]	**VarK** [%]	$\mathbf{K_{ser,0,05}}$ [kN/mm]	$\mathbf{K_{ser,0,95}}$ [kN/mm]
SD16 11 0 1	15,1 (63 %)	2,9	19,4	9,9	20,1
SD16 11 0 2	11,6 (49 %)	2,6	22,4	7,2	16,5
SD16 11 0 3	15,8 (66 %)	5,9	37,1	5,5	26,1
B16 11 0 1	17,3 (72 %)	4,2	24,0	9,6	24,7
B16 11 0 2	14,5 (60 %)	2,7	18,9	9,5	19,5
SD16 13 0 2	41,4 (58 %)	8,2	19,8	27,2	54,4
SD16 15 0 2	60,9 (51 %)	6,8	11,1	45,7	73,4
SD16 25 0 2	122,9 (51 %)	23,2	18,9	82,2	163,1

Für die Verbindungsmittelgruppen ergibt sich eine im Schnitt etwas geringere Streuung (VarK im Schnitt 16,6 %). Die mittlere Steifigkeit pro Verbindungsmittel nimmt mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln in Faserrichtung hintereinander leicht ab, mit zunehmender Anzahl an Reihen quer zur Faser kann keine Änderung beobachtet werden. Allerdings ist diese Beobachtung durch die geringe Anzahl an Stichproben und der hohen vorhandenen Streuung lediglich als erste Tendenz zu betrachten und muss durch weitere experimentelle Untersuchungen und somit eine Erhöhung des Stichprobenumfangs überprüft werden.

Die Mittelwerte der Wiederbelastungssteifigkeiten K_e (siehe Tabelle 4.6) sind im Schnitt dreimal so groß wie die Anfangsbelastungssteifigkeiten K_{ser}. Dies ist wahrscheinlich auf ein Plastizieren des Holzes im Kontaktbereich zwischen Verbindungsmittel und Holz bei Erstbelastung zurückzuführen, das bereits bei sehr geringen Kräften und Verformungen beginnt [19].

Die Streuung der Steifigkeiten K_e verringert sich sowohl für die verstärkten Versuche mit einzelnen Stabdübeln und einzelnen Bolzen als auch für die Versuche mit Verbindungsmittelgruppen im Vergleich zu den Steifigkeiten K_{ser} deutlich. Dies kann auf eine Homogenisierung der Anschlusseigenschaften durch ein Plastizieren im Kontaktbereich zurückgeführt werden. Auffällig ist jedoch, dass die Streuung für die unverstärkten Verbindung gleich bleibt oder sogar etwas ansteigt. Durch die immer noch große Streuung und die geringe Anzahl an Versuchen weichen auch hier die 5 %- und 95%-Fraktilwerte deutlich von den Mittelwerten ab.

Tabelle 4.6: Wiederbelastungssteifigkeiten K_e Zugversuche parallel zur Faserrichtung

Versuchsserie	**Mittelwert** [kN/mm]	**StabW** [kN]	**VarK** [%]	**$K_{e,0,05}$** [kN/mm]	**$K_{e,0,95}$** [kN/mm]
SD16 11 0 1	48,4	12,2	25,2	27,2	69,6
SD16 11 0 2	37,0	2,8	7,5	32,1	41,9
SD16 11 0 3	45,5	7,4	16,3	32,4	58,6
B16 11 0 1	54,5	13,6	24,9	30,5	78,5
B16 11 0 2	50,2	7,1	14,1	37,6	62,7
SD16 13 0 2	137,9	16,7	12,1	108,4	167,4
SD16 15 0 2	208,7	11,9	5,7	187,7	229,7
SD16 25 0 2	373,8	51,6	13,8	282,4	465,2

In Abbildung 4.25 sind die Steifigkeiten K_{ser} und K_e der Versuche mit einem einzelnen Verbindungsmittel zusammengefasst. Die bereits beschriebenen Effekte einer etwas geringeren Anfangssteifigkeit K_{ser} der mittig verstärkten Versuche im Vergleich zu den unverstärkten und den dicht verstärkten Versuchen ist deutlich zu erkennen. Jedoch ist dieser Effekt aufgrund der vorhandenen Streubreiten nicht als klare Tendenz zu bewerten. Auch die geringere Streuung der Steifigkeiten K_e für die verstärkten Verbindungen im Vergleich zu den unverstärkten Verbindungen ist klar zu erkennen.

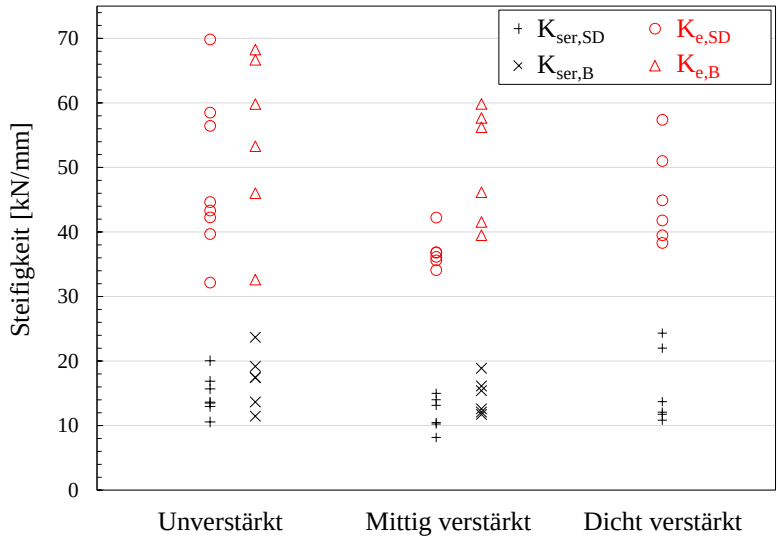


Abbildung 4.25: Steifigkeiten K_{ser} und K_e Zugversuche einzelne Verbindungsmittel in [kN/mm]

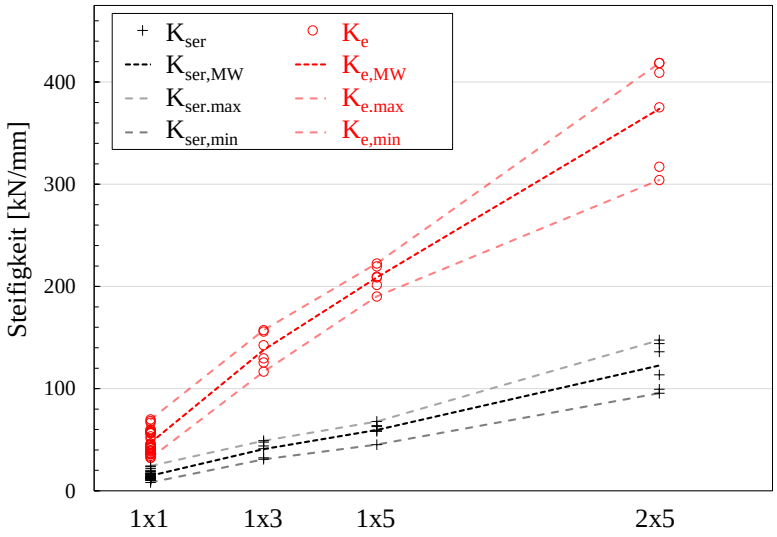


Abbildung 4.26: Steifigkeiten K_{ser} und K_e Zugversuche Verbindungsmittelgruppen in [kN/mm]

Wie bereits für die Tragfähigkeiten F_{10mm} und F_{max} besteht auch für die Steifigkeit K_{ser} ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Steifigkeit. Für die Steifigkeit K_e ergibt sich eine leichte Abnahme der Steifigkeit pro Verbindungsmittel mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln. Zur Verdeutlichung der Streubreite sind in Abbildung 4.26 sowohl die Mittelwerte als auch die Minimal- und Maximalwerte der einzelnen Versuchsserien verbunden.

Um den Einfluss unterschiedlicher Verstärkungsmaßnahmen und der Art des Verbindungsmittels auf die Last-Verformungskurve zu verdeutlichen, sind in Abbildung 4.27 die mittleren Last-Verformungskurven der Komponentenversuche „Zug in Faserrichtung“ mit einem einzelnen Verbindungsmittel nochmals zusammengefasst. Die jeweiligen Traglasten sind für eine bessere Vergleichbarkeit jeweils auf die charakteristische Tragfähigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [15] normiert (F/F_{EC5}).

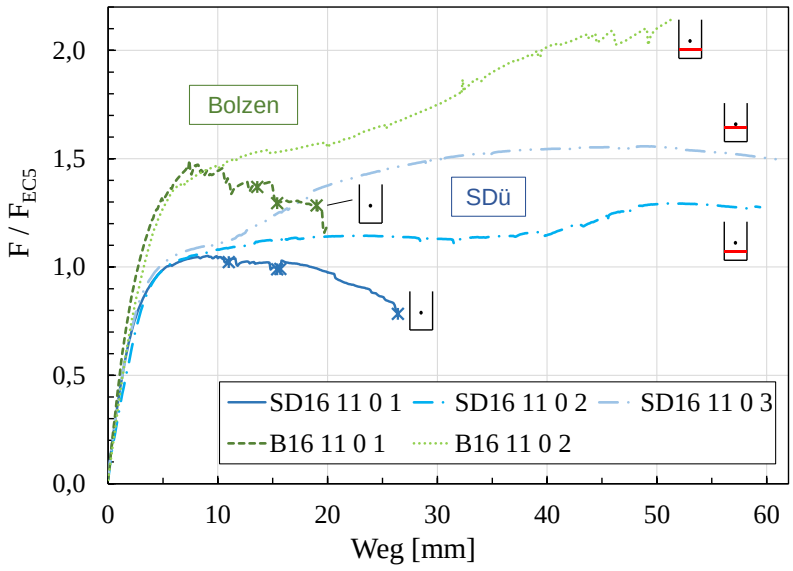


Abbildung 4.27: Vergleich Last-Verformungskurven unterschiedlich verstärkte Versuche 0° zur Faserrichtung; Versagen einzelne Versuche durch Kreuz (x) markiert

In Abbildung 4.28 sind die mittleren Last-Verformungskurven für die Verbindungsmittelgruppen zusammengefasst. Die Kurven sind für eine bessere Vergleichbarkeit jeweils auf die Tragfähigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [15] normiert.

Für die untersuchten verstärkten Varianten kann ein relativ linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Anschlusssteifigkeit beobachtet werden. Gruppeneffekte treten dabei vor allem im Traglastbereich auf. Hier kann mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln, trotz einer Verstärkung mit Vollgewindeschrauben, eine deutliche Abnahme der maximalen Verformungen und der Traglast im plastischen Bereich der Last-Verformungskurven festgestellt werden. Grund dafür ist ein zunehmendes sprödes Versagen der Holzkomponenten mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln, da eine Lastumlagerung in weniger belastete Bereiche zunehmend schwieriger wird. Die auftretenden Querzugrisse und das bereichsweise Blockscheren verhindern in der Folge eine weitere Zunahme der Traglast.

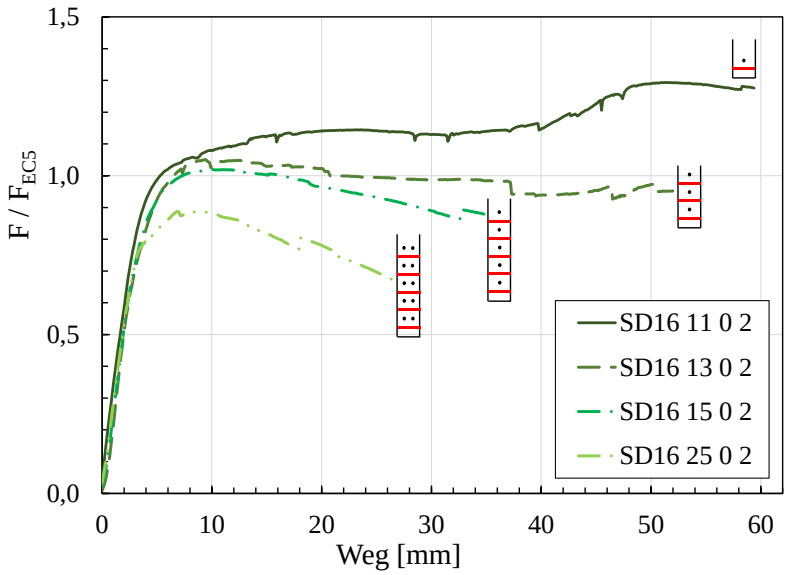


Abbildung 4.28: Vergleich Last-Verformungskurven Versuche 0° zur Faserrichtung mit unterschiedlicher Anzahl an VBM; normiert auf charakteristische Tragfähigkeit nach DIN EN 1995-1-1 [15]

4.3.3 Komponente „Zug senkrecht zur Faserrichtung“

4.3.3.1 Geometrie

Die Versuchskörper der Grundkomponente „Zug senkrecht zur Faserrichtung“ wiesen lediglich einen Anschluss pro Versuchskörper auf. Die Abmessungen des Holzbauteils entsprachen im Querschnitt den Abmessungen der Zugversuche parallel zur Faserrichtung. In Abbildung 4.29 ist beispielhaft ein Versuchskörper der Zugversuche quer zur Faserrichtung mit einem Stabdübel als Verbindungsmittel dargestellt. Die Verstärkung des Versuchskörpers wurde jeweils mit zwei Vollgewindeschrauben oberhalb und zwei Vollgewindeschrauben unterhalb des Verbindungsmittels im Abstand 40 mm (mittig) ausgeführt. Hierbei sollte die Einbausituation in der Verbindungsmittelgruppe mit 2x5 Verbindungsmitteln möglichst genau simuliert werden.

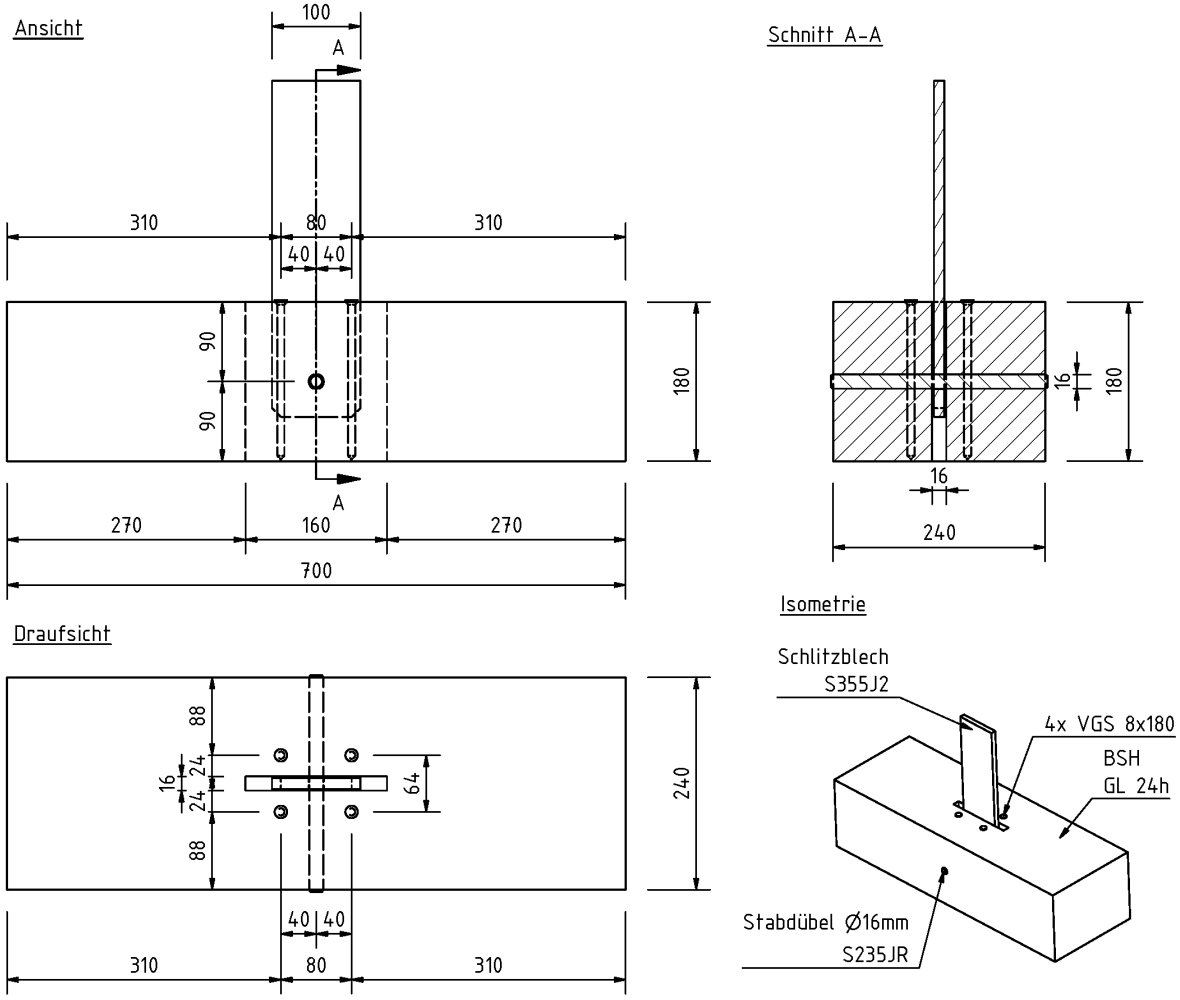


Abbildung 4.29: Geometrie Versuche „Zug senkrecht zur Faserrichtung“, SD16 11 90 2, Maße in [mm]

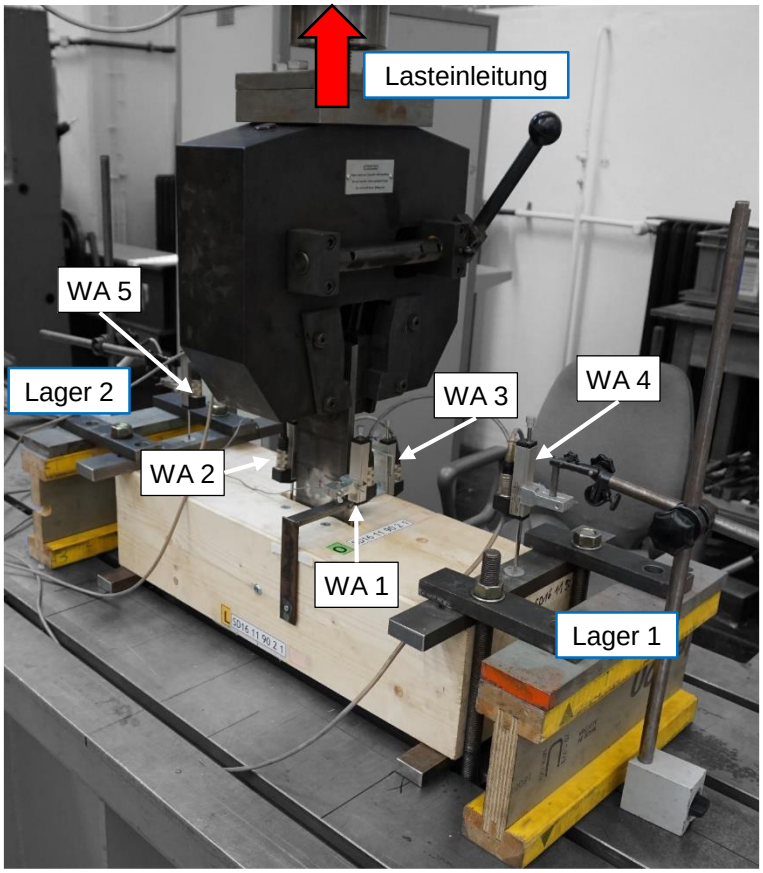


Abbildung 4.30: Versuchsaufbau „Zug senkrecht zur Faserrichtung“

4.3.3.2 Messtechnik

Bei den Zugversuchen senkrecht zur Faserrichtung kamen jeweils zwei Wegaufnehmer zur Messung der Relativverformung zwischen Schlitzblech und Holz im Schwerpunkt des Verbindungsmittels (WA 1 + 2), zwei Wegaufnehmer zur Bestimmung der Lagerverformung (WA 4 + 5) und ein Wegaufnehmer zur Bestimmung der Durchbiegung des Versuchskörpers (WA 3) zum Einsatz. Zusätzlich wurden bei einigen Versuchen DMS (DMS 1 + 2) an den Schlitzblechen angebracht, um die zentrische Lasteinleitung und die Blecheigenschaften zu prüfen. Die verwendete Messtechnik ist in Abbildung 4.30 zu sehen.

4.3.3.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche mit einer Belastung quer zur Faserrichtung wurden auf einem Nutentisch durchgeführt. Der Versuchskörper wurde seitlich durch Gewindestangen auf den Nutentisch gespannt (Lager 1 + 2) und die Lasteinleitung erfolgte über an einem 400 kN Zylinder befestigte Klemmbacken weggesteuert in das Schlitzblech (vgl. Abbildung 4.30). Das Belastungsprotokoll wurde analog zu den Vorgaben der DIN EN 26891 [18] gewählt.

Alle Versuche wurden verstärkt ausgeführt und es wurde daher als Abbruchkriterium jeweils eine Verformung von ca. 50 mm gewählt, da bis zum Belastungsende bei keinem Versuch ein Lastabfall zu beobachten war.

4.3.3.4 Versuchsergebnisse

Die Versuche mit einem Verbindungsmittel und einer Belastung quer zur Faserrichtung des Holzes wiesen alle eine bilineare Last-Verformungskurve auf. Einem ersten linearen Bereich (K_{ser}) folgte bei ca. 3 mm Verformung ein starker Steifigkeitsverlust. Bis zum Versuchsabbruch war daraufhin eine relativ lineare Zunahme der Prüfkraft zu beobachten (K_{II}). Die Definition der Steifigkeiten K_{ser} und K_{II} ist in Abbildung 4.31 graphisch dargestellt.

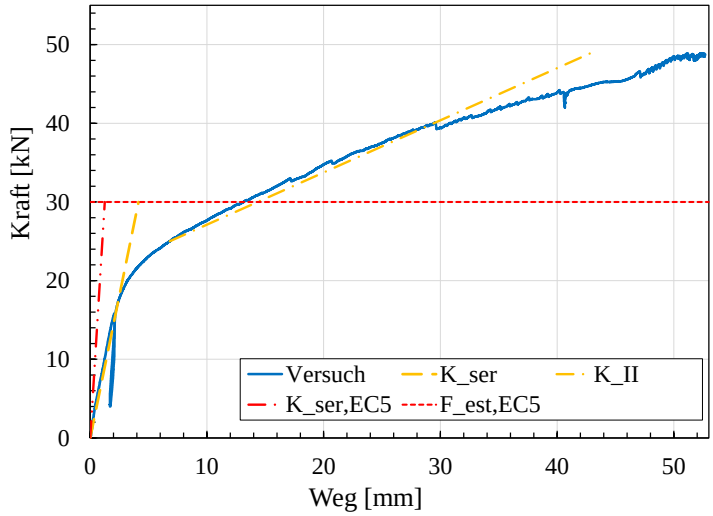


Abbildung 4.31: Last-Verformungskurven mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Belastung quer zur Faserrichtung (SD16 11 90 2 1); Definition Steifigkeiten K_{ser} und K_{II}

Bei den Stabdübelverbindungen trat der Steifigkeitsverlust bei ca. 3 mm Anschlussverformung bzw. einer Prüfkraft von ca. 22 kN auf, wobei sich jeweils zwei Versuche auf einem ähnlichen Lastniveau bewegten (vgl. Abbildung 4.32). Die Wiederbelastungssteifigkeit K_e war, wie auch bei den Versuchen in Faserrichtung, jeweils dreifach größer als die Erstbelastungssteifigkeit K_{ser}. Die Reststeifigkeit K_{II} betrug im Mittel nur noch 7 % der Erstbelastungssteifigkeit K_{ser}.

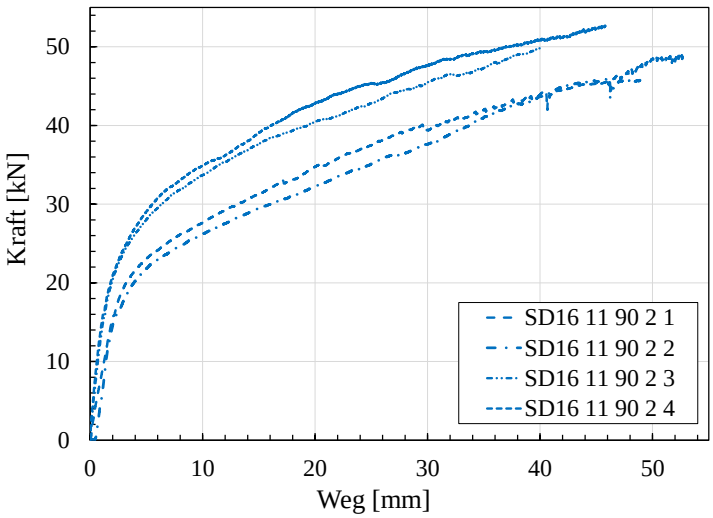


Abbildung 4.32: Last-Verformungskurve mittig verstärkte Stabdübelverbindungen mit Belastung quer zur Faserrichtung (SD16 11 90 2)

Tabelle 4.7: Tragfähigkeiten F_{15mm} und F_{max} Zugversuche senkrecht zur Faserrichtung mit einem einzelnen Verbindungsmittel

Versuchsserie	**Mittelwert** [kN] (F_{test} / F_{EC5})		**StabW** [kN]		**VarK** [%]		**$F_{0,05}$** [kN] ($F_{0,05}$ / F_{EC5})	
	F_{max}	**F_{15mm}**	**F_{max}**	**F_{15mm}**	**F_{max}**	**F_{15mm}**	**F_{max}**	**F_{15mm}**
SD16 11 90 2	49,4 (167 %)	34,3 (116 %)	2,8	4,7	5,7	13,8	44,2 (149 %)	25,71 (87 %)
B16 11 90 2	87,11 (223 %)	47,12 (121 %)	9,2	9,01	10,6	19,1	70,24 (180 %)	30,63 (78 %)

Die Bolzenverbindungen zeigten ebenfalls bei einer Prüflast von ca. 22 kN einen massiven Steifigkeitsverlust, allerdings war die verbleibende Reststeifigkeit K_{II} mehr als doppelt so groß wie bei den Stabdübelverbindungen. Im Gegensatz zu den Versuchen mit einer Belastung in Faserrichtung wurde bei den Versuchen quer zur Faserrichtung als Vergleichswert der Tragfähigkeit zwischen den einzelnen Versuchen nicht die Prüfkraft bei einer Anschlussverformung von 10 mm sondern bei 15 mm herangezogen. Dies ist dadurch begründet, dass bei den Versuchen quer zur Faserrichtung kein plastisches Plateau auftritt, das das Erreichen der rechnerischen Traglast kennzeichnet, sondern eine fortschreitende Laststeigerung möglich ist. Somit wurde als Vergleichswert das Abbruchkriterium von 15 mm Anschlussverformung nach DIN EN 26891 [18] herangezogen. Die Mittelwerte sowie die Fraktilwerte der Tragfähigkeiten sind in Tabelle 4.7 zusammengefasst. Die Mittelwerte der Traglast F_{15mm} liegen sowohl für die Stabdübel als auch für die Bolzen deutlich über der Traglast nach DIN EN 1995-1-1 [15]. Aufgrund der relativ großen Streuung und einem Stichprobenumfang von nur vier Versuchen je Serie liegen die 5%-Fraktilwerte der Tragfähigkeiten aus den Versuchen allerdings deutlich unter den Werten nach Norm.

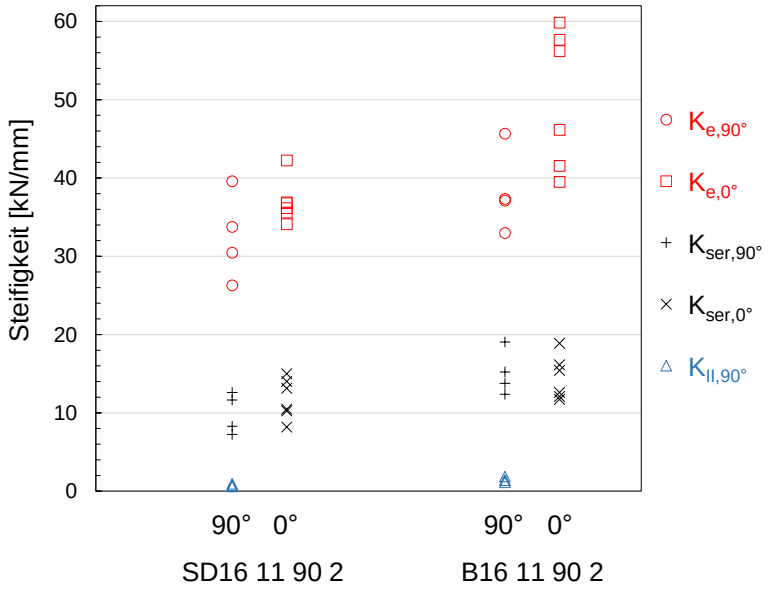


Abbildung 4.33: Steifigkeiten K_{ser}, K_e und K_{II} Zugversuche quer und längs zur Faser für einzelne, mittig verstärkte Verbindungsmittel in [kN/mm]

Tabelle 4.8: Steifigkeiten K_{ser}, K_e und K_{II} Versuche senkrecht zur Faserrichtung mit einem einzelnen Verbindungsmittel

Versuch - Steifigkeit	**Mittelwert** [kN/mm] (F_{test} / F_{EC5})	**StabW** [kN/mm]	**VarKo** [%]	**$K_{0,05}$** [kN/mm]	**$K_{0,95}$** [kN/mm]
SD16 11 90 2 - K_{ser}	10,0 (41,5 %)	2,58	26,0	5,2	14,7
SD16 11 90 2 - K_e	32,53 (135,8 %)	5,62	17,3	22,3	42,8
SD16 11 90 2 - K_{II}	0,7 (3,1 %)	0,15	20,7	0,5	1,0
B16 11 90 2 - K_{ser}	15,1 (63,1 %)	2,88	19,0	9,8	20,4
B16 11 90 2 - K_e	38,29 (159,8 %)	5,32	13,9	28,5	48,0
B16 11 90 2 - K_{II}	1,8 (7,4 %)	0,77	43,1	0,9	2,0

Die ermittelten Steifigkeiten quer zur Faserrichtung sind in Tabelle 4.8 zusammengefasst und in Abbildung 4.33 den Steifigkeiten längs zur Faserrichtung gegenübergestellt. Die Anfangssteifigkeit $K_{ser,90°}$ quer zur Faserrichtung betrug für die Stabdübelverbindung im Mittel ca. 66 % der Anfangssteifigkeit $K_{ser,0°}$ in Faserrichtung.

Für die Bolzenverbindungen lagen die Mittelwerte der Anfangssteifigkeiten längs und quer zur Faser in einer ähnlichen Größenordnung. Die Versuche quer zur Faser wiesen außerdem eine vergleichbar große Streuung wie die Versuche in Längsrichtung auf. Die Wiederbelastungssteifigkeiten $K_{e,90°}$ waren für die Stabdübelverbindungen ungefähr dreimal so groß wie die Anfangssteifigkeiten $K_{ser,90°}$, für die Bolzenverbindungen etwas mehr als doppelt so groß.

Vergleicht man die Wiederbelastungssteifigkeiten längs und quer zur Faser ist hier sowohl bei den Stabdübel- als auch bei den Bolzenverbindungen eine Abnahme der Steifigkeit zu beobachten. Für die Stabdübelverbindungen beträgt die Steifigkeit $K_{e,90°}$ etwa 87 % von $K_{e,0°}$, für die Bolzenverbindungen beträgt $K_{e,90°}$ etwa 76 % von $K_{e,0°}$.

Die Reststeifigkeit K_{II} im Bereich II der Last-Verformungskurve betrug im Mittel für die Stabdübelverbindungen lediglich 7 % der Anfangssteifigkeit $K_{ser,90°}$ und für die Bolzenverbindungen ca. 11 %. Dieser enorme Steifigkeitsabfall wird derzeit nach Norm [15] allerdings nicht berücksichtigt.

In Abbildung 4.34 sind die Last-Verformungskurven der Versuche mit einem einzelnen Verbindungsmittel zur Veranschaulichung der Größenordnungen der Tragfähigkeiten und Steifigkeiten für die untersuchten Kraft-Faser-Winkel gegenübergestellt.

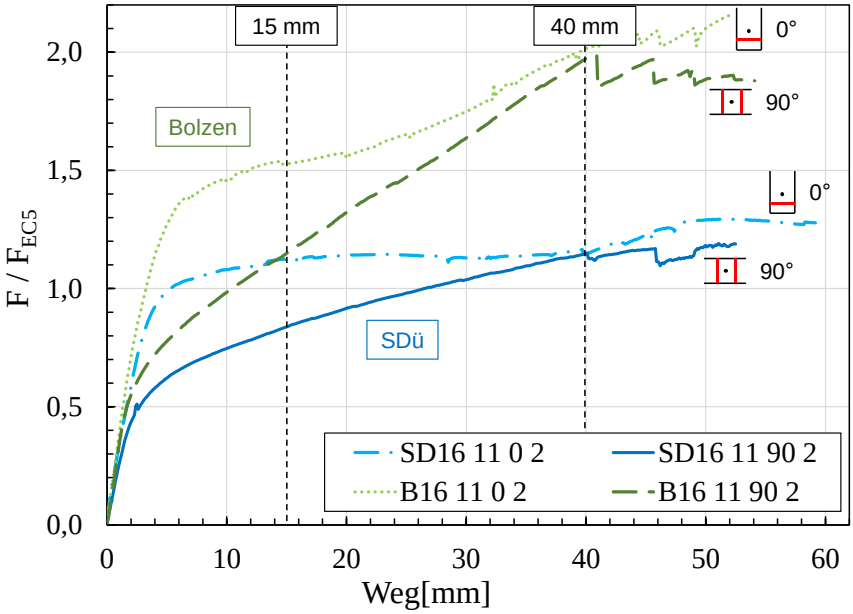


Abbildung 4.34: Vergleich Last-Verformungskurven Versuche 0° und 90° zur Faserrichtung

4.3.4 Komponente „Rotation Verbindungsmittelgruppe“

4.3.4.1 Geometrie

Der Versuchsaufbau für die Untersuchungen der Komponente „Rotation Verbindungsmittelgruppe“ wurde so gewählt, dass der Holzkörper bis zu 4x wiederverwendet werden könnte. Tatsächlich wurde jeder Holzkörper für zwei Versuche verwendet, um Einflüsse aus Vorschädigungen zu minimieren. Der Holzkörper wurde dabei nach Beendigung des ersten Versuchs um 180° gedreht und ein neues Schlitzblech eingebaut. Die Geometrie des Versuchskörpers kann Abbildung 4.35 entnommen werden.

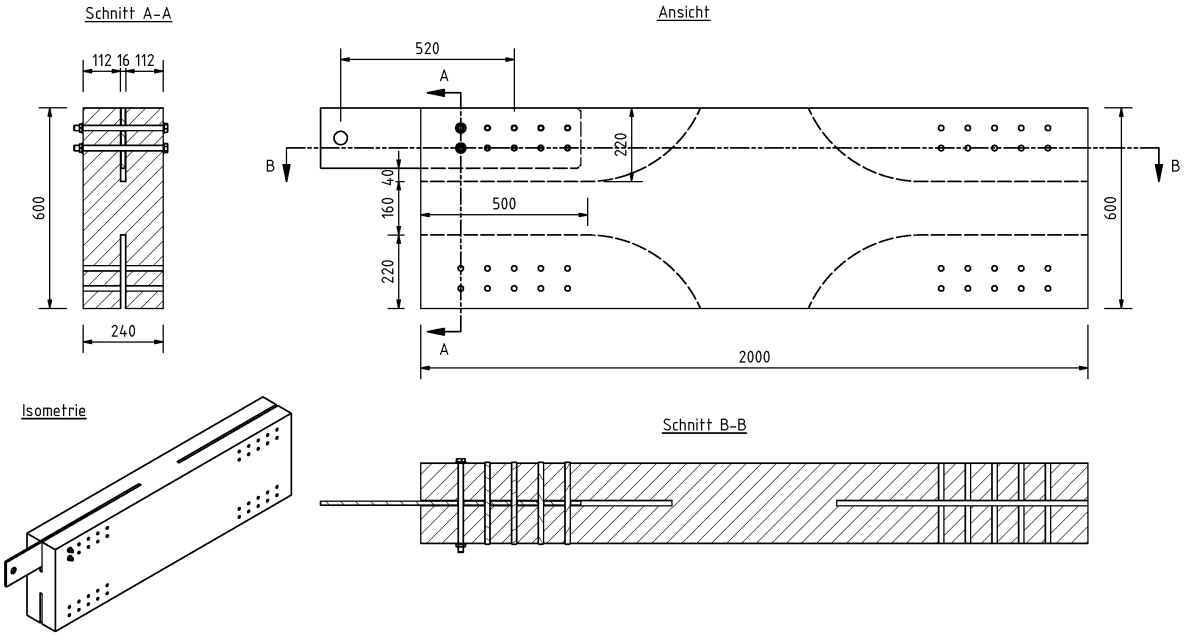


Abbildung 4.35: Geometrie Versuchskörper „Rotation Verbindungsmittelgruppe“, Maße in [mm]

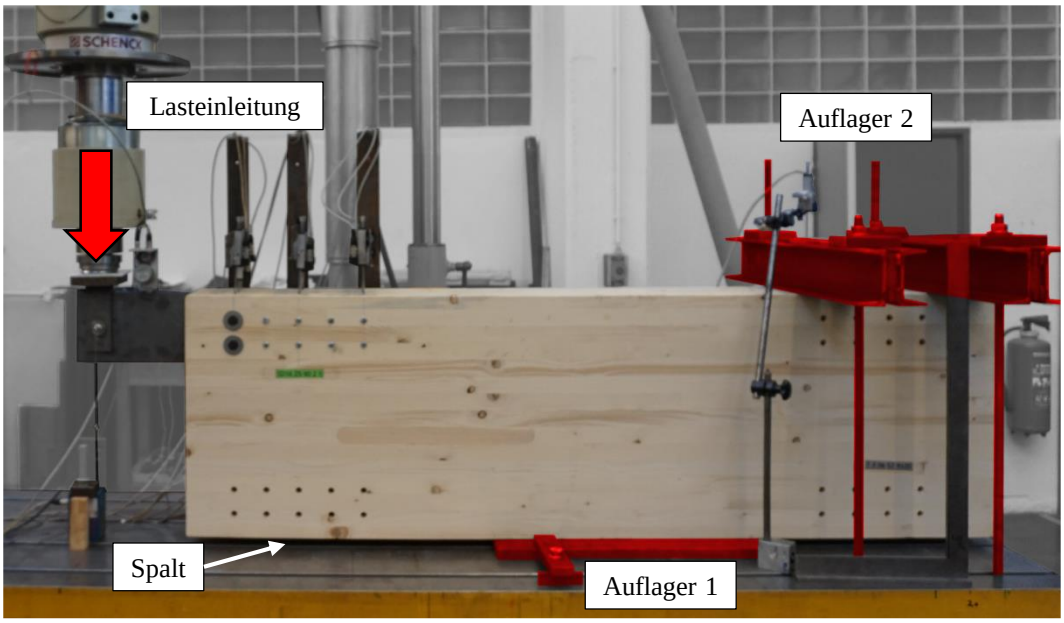


Abbildung 4.36: Versuchsaufbau „Rotation Verbindungsmittelgruppe“

Wie in Abbildung 4.36 zu sehen, wurden die Versuchskörper mittig auf einer Stahlplatte gelagert (Auflager 1) und rechts mit Hilfe von Querträgern und Gewindestangen auf den Nutentisch gespannt (Auflager 2). Auf der linken Seite erfolgte die Lasteinleitung über eine horizontal verschiebliche Adapterplatte und einen Bolzen. Somit konnte sichergestellt werden, dass lediglich eine Kraft senkrecht zur Oberfläche des Nutentisches eingeleitet wurde und die Verbindungsmittelgruppe lediglich eine Querkraft und ein Moment abtragen musste.

4.3.4.2 Messtechnik

Zur Bestimmung der Relativverdrehung zwischen Schlitzblech und Holzkörper wurden auf der Versuchskörperoberseite neun Wegaufnehmer (WA) in drei Achsen angeordnet (siehe Abbildung 4.37). Die Achsenbezeichnung (120, 280, 440) entspricht dabei dem Abstand der Achse vom Rand des Holzkörpers in Millimetern. Pro Achse wurden jeweils zwei WA im Abstand von 60 mm vom Schlitz beidseitig auf das Holz (Vorne + Hinten) und ein WA auf das Schlitzblech (Mitte) aufgesetzt. Am Bolzen, der die Last von der Adapterplatte auf das Schlitzblech überträgt, wurde ein Seil-Wegaufnehmer in vertikaler Richtung (WA 11) und bei manchen Versuchen zusätzlich ein Seil-Wegaufnehmer in horizontaler Richtung (WA 10) angebracht. An der Unterseite der Adapterplatte wurde ein Drehmesser (D 1) befestigt. Zur Überprüfung des Spannungszustands im Schlitzblech wurden zusätzlich im Abstand von 200 mm von der Lasteinleitung zwei DMS an der Ober- und Unterkante des Schlitzblechs angebracht.

4.3.4.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche „Rotation Verbindungsmittelgruppe“ wurden auf einem Nutentisch durchgeführt. Zur Lasteinleitung kam ein hydraulischer Zylinder mit einer maximalen Prüfkraft von 400 kN zum Einsatz. Das Belastungsprotokoll wurde analog zu den Vorgaben der DIN EN 26891 [18] gewählt, allerdings erfolgte die Hysterese-Schleife bereits auf einem deutlich geringeren Lastniveau (0,2 F_{est} statt 0,4 F_{est}).

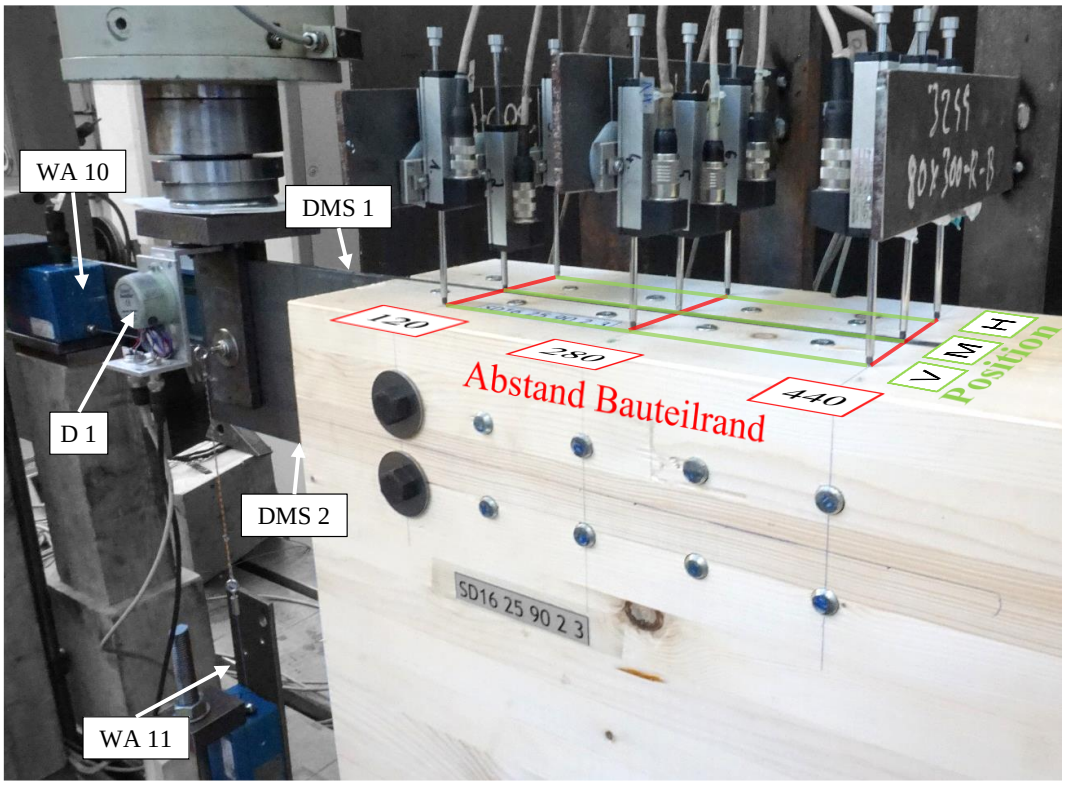


Abbildung 4.37: Messtechnik Versuche „Rotation Verbindungsmittelgruppe“

Alle Versuche wurden verstärkt ausgeführt und es wurde daher als Abbruchkriterium jeweils ein Zylinderweg von ca. 80 mm gewählt, da bis zum Belastungsende bei keinem Versuch ein Lastabfall zu beobachten war.

4.3.4.4 Auswertung der Ergebnisse

Auf Grundlage der Messwerte der Wegaufnehmer konnte die resultierende Relativverdrehung zwischen Holzbauteil und Schlitzblech ermittelt werden. Die Auswertung und Überprüfung der Ergebnisse erfolgte unter anderem mit *AutoCAD Mechanical 2018* von Autodesk, Inc.. Hierbei konnten sowohl die Verdrehungen und Verschiebungen als auch die jeweiligen Drehpunkte ermittelt werden (siehe Abbildung 4.38). Aus der Prüfkraft und dem Hebelarm zwischen Lasteinleitung und Drehpunkt konnte das jeweils zugehörige Moment M ermittelt werden. Dieses konnte wiederum mit den Messwerten der am Schlitzblech angebrachten DMS verifiziert werden.

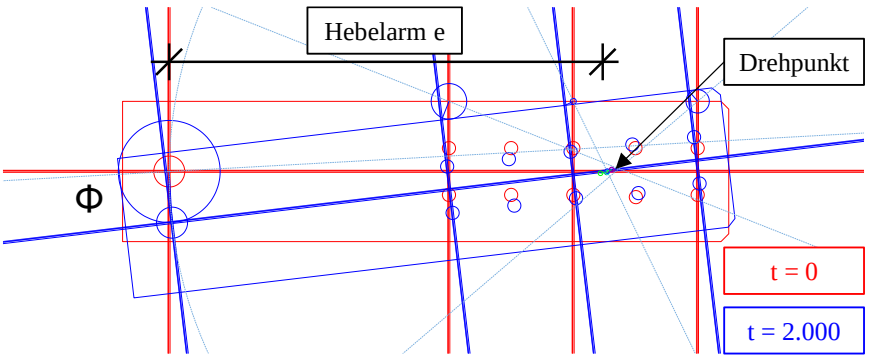


Abbildung 4.38: Beispielhafte Ermittlung der Relativverdrehung zwischen Schlitzblech und Holzbauteil für bei Belastung 90° zur Faserrichtung zum Zeitpunkt t = 2.000 s

4.3.4.5 Versuchsergebnisse

Die untersuchten Anschlüsse zeigten alle ein bilineares Tragverhalten mit einem relativ großen Übergangsbereich (siehe Abbildung 4.39). Ein Einfluss der unterschiedlichen Verstärkungsvarianten auf die Momenten-Rotationsbeziehung konnte nicht festgestellt werden, allerdings war die Anzahl der einzelnen Varianten zu gering um eine allgemeingültige Aussage zu treffen.

Da bei den Versuchen kein Versagen auftrat, kann kein maximales Moment M_{max} angegeben werden. Um die einzelnen Versuche dennoch vergleichen zu können, sind in Tabelle 4.9 die jeweiligen Momente bei einer Verdrehung von 20 mrad (M_{20}) und 80 mrad (M_{80}) gegeben. Es ist zu erkennen, dass die Streuung der Momente in einer ähnlichen Größenordnung liegt wie die Streuung der Tragfähigkeiten der anderen Komponentenversuche. Die Wiederbelastungs-Verdrehsteifigkeit $K_{\Phi,e}$ ist etwas mehr als doppelt so groß wie die Anfangsverdrehsteifigkeit $K_{\Phi,ser.}$ Die Restverdrehsteifigkeit $K_{\Phi,II}$ beträgt im Mittel 9 % von $K_{\Phi,ser}$. Die Streuung der Verdrehsteifigkeiten weist eine deutlich geringere Streuung auf als die Steifigkeit der Zugversuche. In Abbildung 4.40 sind die Verdrehsteifigkeiten der Versuche graphisch dargestellt.

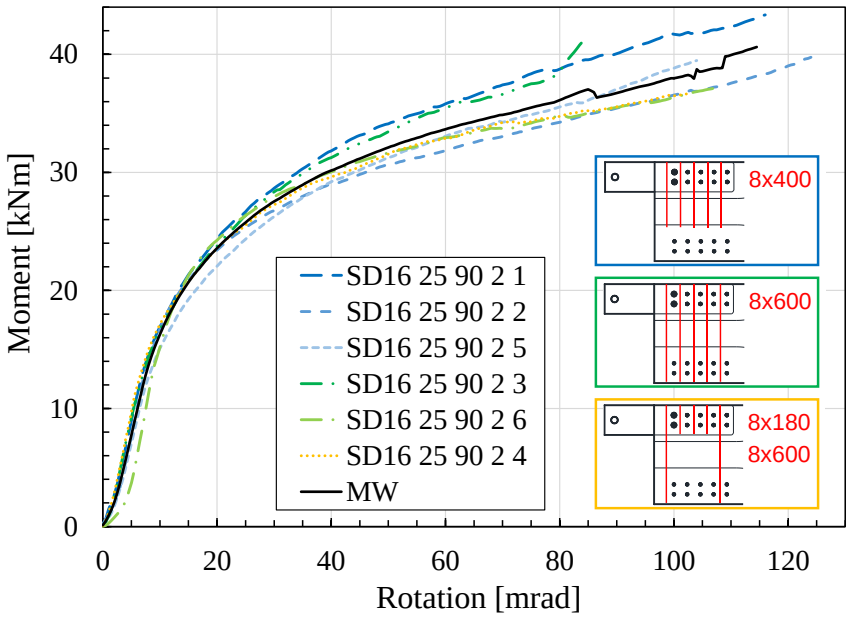


Abbildung 4.39: Momenten-Rotationsbeziehung für unterschiedliche verstärkte Verbindungsmittelgruppen mit 2x5 VBM und Belastung 90° zur Faserrichtung

Tabelle 4.9: Momente M_{20} und M_{80} und Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$, $K_{\Phi,e}$, $K_{\Phi,II}$ für die Komponentenversuche „Rotation Verbindungsmittelgruppe“ SD16 25 90 2

	Mittelwert	StabW	VarK	5 %-Fraktil	95 %-Fraktil
M_{20} [kNm]	23,6	0,83	3,5 %	22,11	25,05
M_{80} [kNm]	36,12	2,04	5,7 %	32,51	39,74
$K_{\Phi,ser}$ [kNm/mrad]	2,10	0,18	8,6 %	1,79	2,43
$K_{\Phi,e}$ [kNm/mrad]	4,51	0,50	11,1 %	3,62	5,39
$K_{\Phi,II}$ [kNm/mrad]	0,20	0,04	27,0 %	0,09	0,24

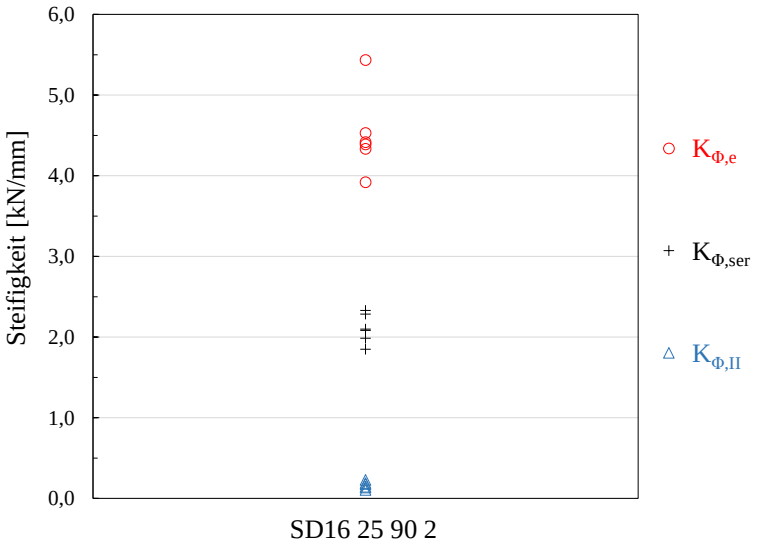


Abbildung 4.40: Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$, $K_{\Phi,e}$, $K_{\Phi,II}$ für die Komponentenversuche „Rotation Verbindungsmittelgruppe“ SD16 25 90 2

4.4 Ermittlung von Federkennlinien

4.4.1 Allgemeines

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

Die Last-Verformungskurven der Verbindungsmittelgruppen können auf zwei unterschiedliche Arten generiert werden. So können diese entweder direkt aus Versuchswerten an den entsprechenden Verbindungsmittelgruppen ermittelt oder aus den Last-Verformungskurven einzelner Verbindungsmittel zusammengesetzt werden. Soll die Kurve individuell zusammengesetzt werden, müssen Effekte aus dem vorhandenen Lochspiel und eine Reduktion der Tragfähigkeit und Steifigkeit aufgrund von Gruppeneffekten und sprödem Versagen des Holzquerschnitts berücksichtigt werden. Das in den Versuchen aufgetretene Nettoquerschnittsversagen hat hierbei keinen direkten Einfluss auf die Federkennlinie sondern stellt eine eigenständige Komponente des Federmodells dar.

4.4.2 Verbindungen mit einem einzelnen Verbindungsmittel

4.4.2.1 Stabdübel in Faserrichtung

In Abbildung 4.41 sind die Last-Verformungskurven für einen einzelnen Stabdübel für die Varianten „unverstärkt“, „mittig verstärkt“ und „dicht verstärkt für eine Zugbelastung in Faserrichtung sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien “ gegeben. Die entsprechenden Werte für die Kraft und die zugehörige Verformung sind in

Tabelle 4.10 zusammengefasst, wobei die Werte, die für die 3-lineare Kurve verwendet wurden, hellblau hinterlegt sind.

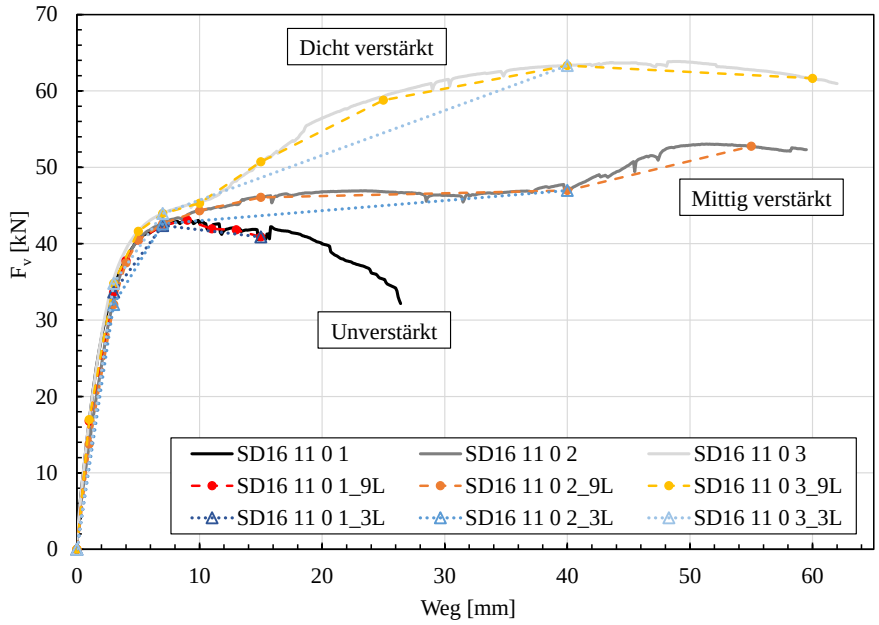


Abbildung 4.41: Federkennlinien einzelner Stabdübel, Belastung in Faserrichtung (α = 0°); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

Tabelle 4.10: Federkennlinien Verbindungen mit einem einzelnen Stabdübel bei Zugbelastung in Faserrichtung (α = 0°); Werte 3-lineare Kennlinie hellblau hinterlegt

SD16 11 0 1		SD16 11 0 2		SD16 11 0 3	
Weg [mm]	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**
0	0	0	0	0	0
1	16,77	1	13,78	1	16,97
3	33,68	3	32,04	3	34,80
4	37,77	4	37,50	5	41,61
5	40,49	5	40,48	7	43,95
7	42,37	7	42,61	10	45,30
9	43,08	10	44,31	15	50,72
11	41,94	15	46,07	25	58,79
13	41,82	40	46,97	40	63,32
15	40,88	55	52,75	60	61,64

4.4.2.2 Bolzen in Faserrichtung

In Abbildung 4.42 sind die Last-Verformungskurven für einen einzelnen Bolzen für die Varianten „unverstärkt“ und „mittig verstärkt“ für eine Zugbelastung in Faserrichtung sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien gegeben. Die entsprechenden Werte für die Kraft und die zugehörige Verformung sind in

Tabelle 4.11 zusammengefasst, wobei die Werte, die für die 3-lineare Kurve verwendet wurden, hellblau hinterlegt sind.

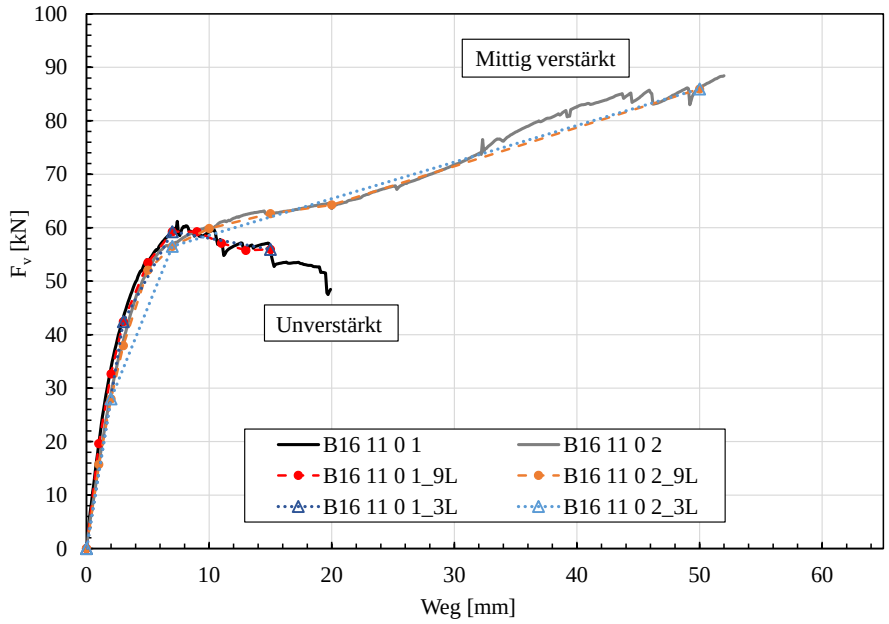


Abbildung 4.42: Federkennlinien einzelner Bolzen, Belastung in Faserrichtung (α = 0°); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

Tabelle 4.11: Federkennlinien Verbindungen mit einem einzelnen Bolzen bei Zugbelastung in Faserrichtung (α = 0°); Werte 3-lineare Kennlinie hellblau hinterlegt

B16 11 0 1		B16 11 0 2	
Weg [mm]	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**
0	0,00	0	0
1	19,61	1	15,73
2	32,64	2	27,98
3	42,42	3	37,93
5	53,47	5	52,05
7	59,25	7	56,52
9	59,26	10	59,84
11	57,10	15	62,63
13	55,76	20	64,27
15	55,94	50	85,95

4.4.2.3 Stabdübel und Bolzen quer zur Faserrichtung

In Abbildung 4.43 sind die Last-Verformungskurven für einen einzelnen Stabdübel und einen einzelnen Bolzen für eine Zugbelastung quer zur Faser sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien “ gegeben. Die entsprechenden Werte für die Kraft und die zugehörige Verformung sind in

Tabelle 4.12 zusammengefasst, wobei die Werte, die für die 3-lineare Kurve verwendet wurden, hellblau hinterlegt sind.

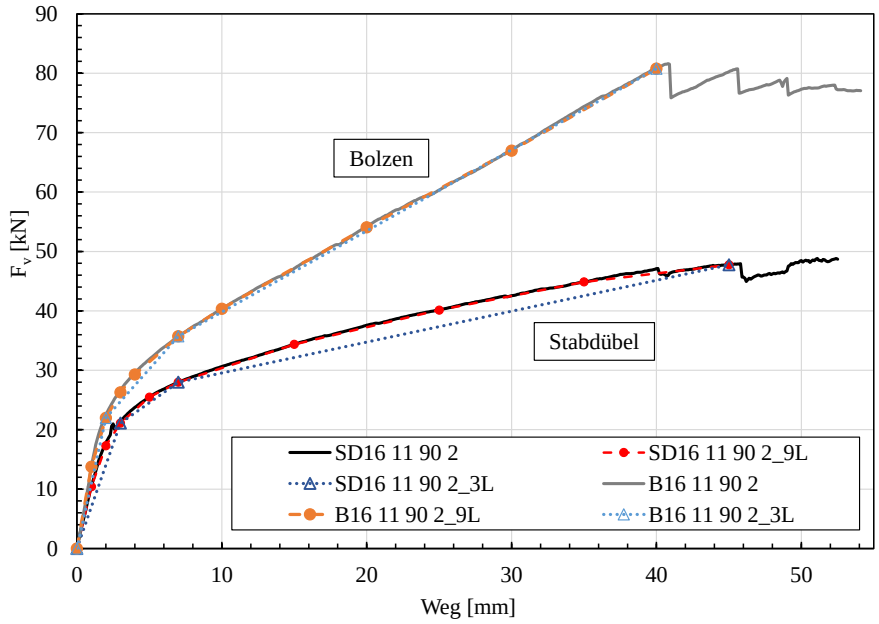


Abbildung 4.43: Federkennlinien einzelner Stabdübel bzw. Bolzen, Belastung quer zur Faserrichtung (α = 90°); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

Tabelle 4.12: Federkennlinien Verbindungen mit einem einzelnen Stabdübel bzw. Bolzen bei Zugbelastung quer zur Faserrichtung (α = 90°); Werte 3-lineare Kennlinie hellblau hinterlegt

SD16 11 90 2		B16 11 90 2	
Weg [mm]	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**
0	0	0	0
1	10,40	1	13,78
2	17,31	2	22,00
3	21,10	3	26,30
5	25,49	4	29,30
7	27,99	7	35,71
15	34,35	10	40,35
25	40,14	20	54,07
35	44,87	30	66,97
45	47,74	40	80,76

4.4.3 Verbindungsmittelgruppen

4.4.3.1 Zug in Faserrichtung

In Abbildung 4.44 sind die Last-Verformungskurven für Verbindungsmittelgruppen für eine Zugbelastung in Faserrichtung sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien “ gegeben. Die entsprechenden Werte für die Kraft und die zugehörige Verformung sind in

Tabelle 4.13 zusammengefasst, wobei die Werte, die für die 3-lineare Kurve verwendet wurden, hellblau hinterlegt sind.

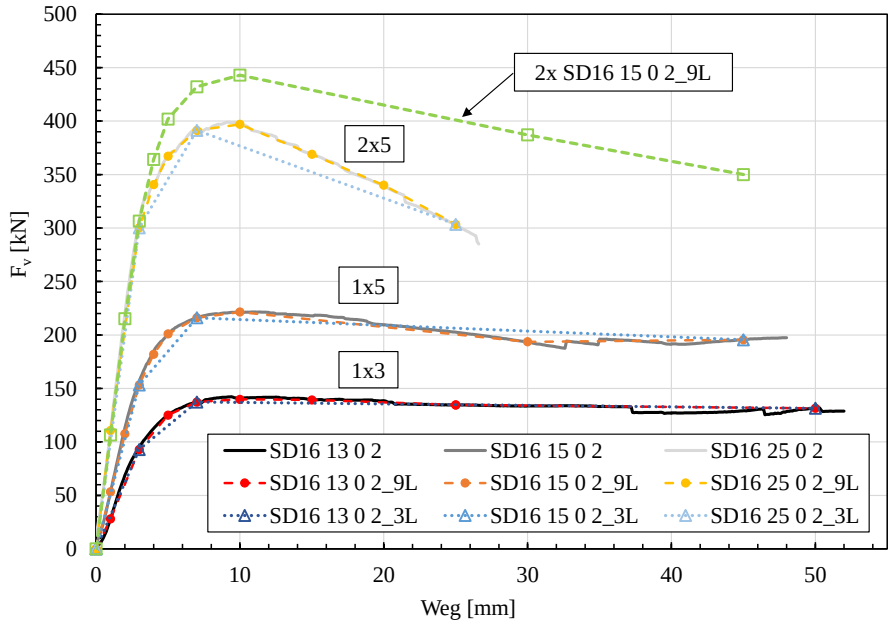


Abbildung 4.44: Federkennlinien VBM-Gruppen, Belastung in Faserrichtung (α = 0°); 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

Tabelle 4.13: Federkennlinien aus Versuchswerten an Verbindungsmittelgruppen bei Zugbelastung in Faserrichtung (α = 0°); Werte 3-lineare Kennlinie hellblau hinterlegt

SD16 13 0 2		SD16 15 0 2		SD16 25 0 2	
Weg [mm]	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**	**Weg [mm]**	**Kraft [kN]**
0	0	0	0	0	0
1	28,02	1	53,27	1	110,56
3	92,93	3	153,24	3	300,19
5	125,08	5	200,92	4	340,56
7	137,27	7	216,04	5	367,22
10	139,75	10	221,46	7	391,24
15	139,21	15	217,81	10	396,97
25	134,58	20	209,56	15	368,89
25	134,58	30	193,54	20	339,95
50	131,46	45	195,49	25	303,47

4.4.3.2 Rotation Verbindungsmittelgruppe

In Abbildung 4.45 ist die Momenten-Rotationskurve für eine Verbindungsmittelgruppe mit 2x5 Verbindungsmitteln für eine Belastung quer zur Faserrichtung sowie die zugehörigen 9-linearen (9L) und 3-linearen (3L) Federkennlinien “ gegeben. Die entsprechenden Werte für das Moment und die zugehörige Verdrehung sind in

Tabelle 4.14 zusammengefasst, wobei die Werte, die für die 3-lineare Kurve verwendet wurden, hellblau hinterlegt sind.

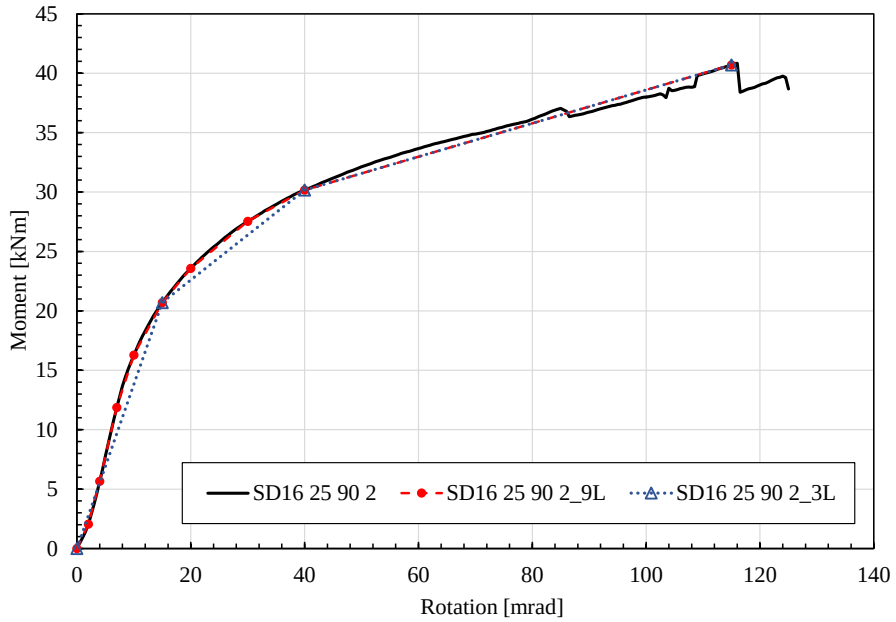


Abbildung 4.45: Federkennlinien Rotation VBM-Gruppen; 9L = 9-lineare Kurve, 3L = trilineare Kurve

Tabelle 4.14: Federkennlinien Verbindungsmittelgruppe mit einer Zugbelastung quer zur Faserrichtung (α = 90°); Werte 3-lineare Kennlinie hellblau hinterlegt

SD16 25 90 2	
Rotation [mrad]	**Moment [kNm]**
0	0,00
2	2,06
4	5,65
7	11,87
10	16,28
15	20,69
20	23,58
30	27,54
40	30,16
115	40,69

4.5 Bauteilversuche

4.5.1 Allgemeines

Um die Anwendbarkeit der Komponentenmethode im Holzbau zu überprüfen, wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens zehn Großversuche am Anschlussdetail „Biegesteifer Stützenfußpunkt“ durchgeführt. Die untersuchten Varianten des Anschlusses, die allgemeine Versuchskörpergeometrie, der Versuchsaufbau und die Versuchsdurchführung sind in den folgenden Kapiteln beschrieben. In Kapitel 4.5.6 sind die Ergebnisse der einzelnen Versuche zusammengefasst.

Da für den Stützenfußpunkt eine Momenten-Rotationsbeziehung bestimmt werden sollte, wurde als Versuchsaufbau ein 4-Punkt-Biegeversuch gewählt, um ungewünschte Überlagerungen aus Normal- und Querkräften zu vermeiden. Durch die Anordnung eines Stahlträgers in der linken Trägerhälfte konnte eine Vereinfachung der Messung der Verformungseigenschaften der einzelnen Komponenten des zu untersuchenden Anschlusses erzielt werden.

4.5.2 Varianten

Die Bauteilversuche wurden mit vier unterschiedlichen Verstärkungsvarianten und mit zwei Varianten für die Lasteinleitung in der Druckzone ausgeführt. In Abbildung 4.47 sind die verschiedenen untersuchten Varianten dargestellt. Bei den Versuchsserien T 1.X, T 2.X, T 3.X und T 5.X wurde die Druckkraft aus Momentenbeanspruchung jeweils mittels Druckkontakt über eine durch ein Anbauteil (Druckplatte) definierte Fläche übertragen (siehe Abbildung 4.46). Die Zugkomponente wurde mittels eine Stahl-Holz-Stabdübelverbindung mit jeweils zehn Verbindungsmitteln Ø 16 mm (2x Bolzen, 8x Stabdübel) übertragen. Die Verbindungsmittelgruppe war dabei analog zu den Komponentenversuchen ausgebildet (Kapitel 4.3.4). Die Varianten T 1.X und T 2.X wurden mittels unterschiedlich langer Vollgewindeschrauben verstärkt, um einen Einfluss der Schraubenlänge auf die Traglast der Versuche zu untersuchen. Da bei der Durchführung der Versuche T 2.X die Druckzone ein fortschreitendes Querzugversagen zeigte, wurde im Rahmen der Versuchsserie T 3.X zusätzlich zur Verstärkung der Zugzone eine Querzugverstärkung der Druckzone angeordnet. Die Serie T 5.X wurde als Referenzversuch unverstärkt ausgeführt.

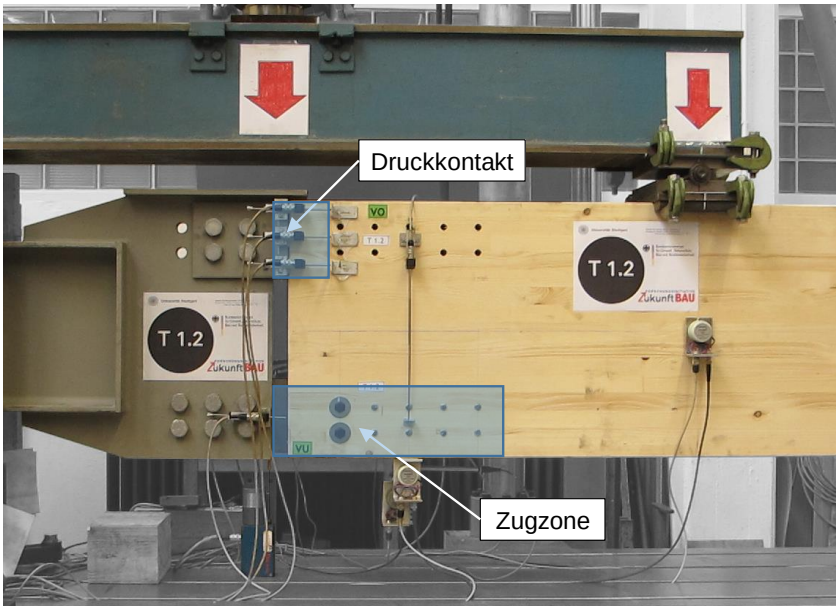
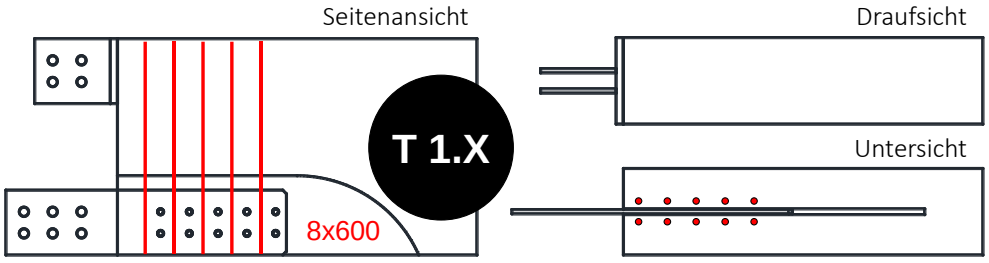
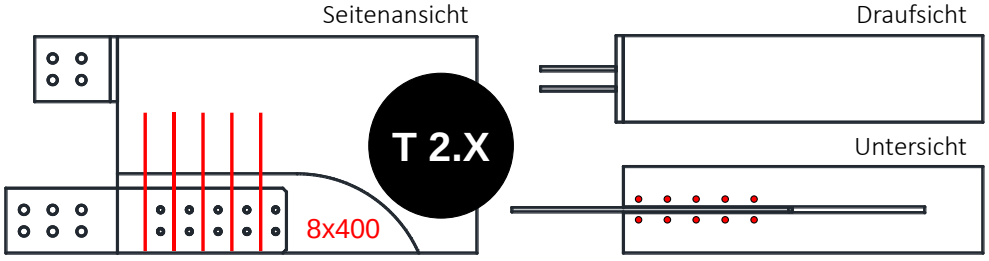


Abbildung 4.46: Detail Bauteilversuch T 1.2

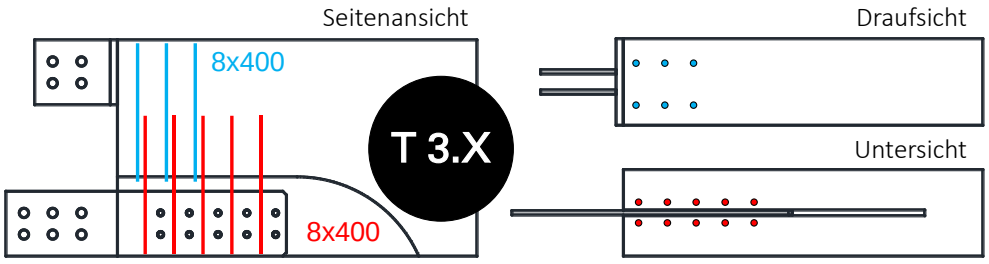
Variante T 1: T 1.1, T 1.2, T 1.3; DZ: Kontakt; ZZ: SB, 10x VGS 8x600



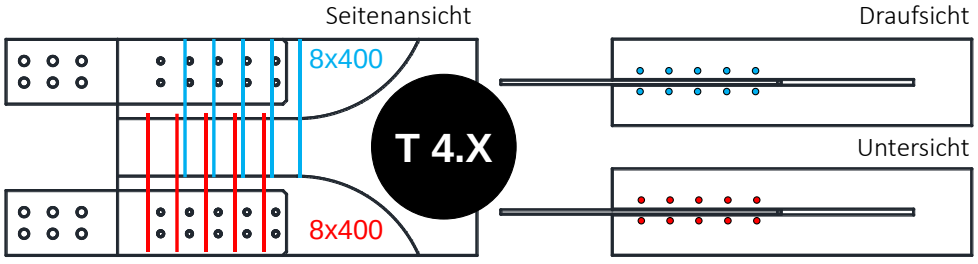
Variante T 2: T 2.1, T 2.2; DZ: Kontakt; ZZ: SB, 10x VGS 8x400



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



Variante T 4: T 4.1, T 4.2; DZ: SB, 10x VGS 8x400; ZZ: SB, 10x VGS 8x400



Variante T 5: T 5.1; DZ: Kontakt; ZZ: SB

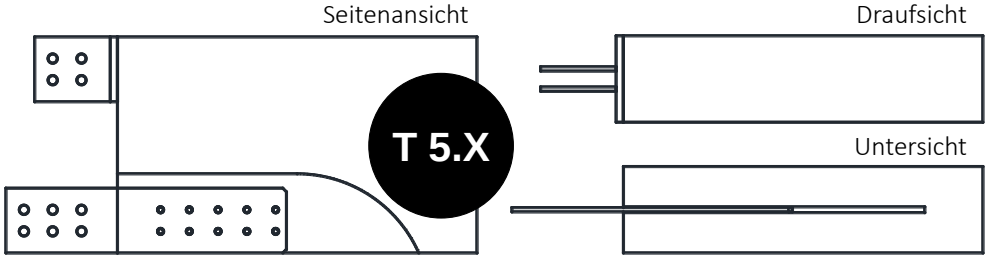


Abbildung 4.47: Varianten Bauteilversuche; ZZ = Zugzone, DZ = Druckzone, VGS = Vollgewindeschraube; SB = Schlitzblech

Bei der Versuchsserie T 4.X wurde in der Druckzone die Druckkraft mittels eines Schlitzblechs statt über einen Druckkontakt übertragen. Die Verstärkung erfolgte über jeweils zehn Vollgewindeschrauben 8x400 in der Zugzone und in der Druckzone. Um eine Kollision der Schrauben beim Eindrehen zu verhindern, wurden diese jeweils derart an die Stabdübel herangeschoben, dass eine dichte Verstärkung vorlag. Dabei wurde die jeweils unterschiedliche Verformungsrichtung in Druck- und Zugzone berücksichtigt.

4.5.3 Versuchskörpergeometrie

Der Holzteil der Versuchskörper hatte die Abmessungen von 24 cm x 600 cm x 2.500 cm und wurde aus Brettschichtholz der Güte GL 24h gefertigt (siehe Abbildung 4.48). Die Holzbauteile waren so ausgelegt, dass diese durch Drehen um 180° jeweils für zwei Versuchsdurchführungen verwendet werden konnten.

Abbildung 4.48: Holzkomponente der Trägerversuche während des Abbunds bei WIEHAG

Da es während der Durchführung des 1. Versuchs (T 1.1) zu großen Verformungen und Schädigungen unterhalb der Lasteinleitung zwischen Traverse und Holzkörper kam, wurden die weiteren Versuchskörper mittels 3 x 3 Vollgewindeschrauben 8x200 quer zur Faser unterhalb der Lasteinleitung und im Auflagerbereich auf Druck verstärkt (siehe Abbildung 4.49). Durch die Verstärkung traten bei keinem der restlichen Versuche sichtbare plastische Verformungen im Bereich der Lasteinleitung und Auflagerung mehr auf.

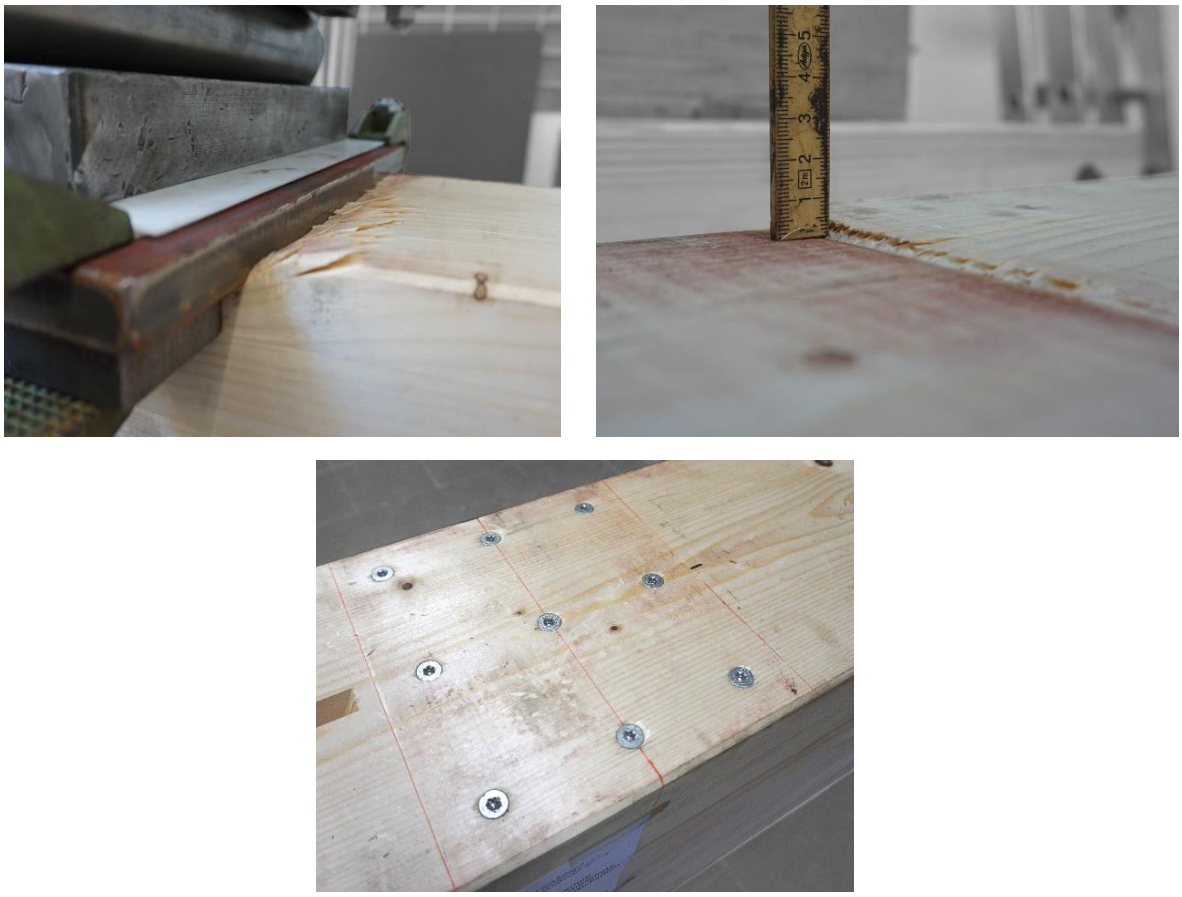


Abbildung 4.49: Plastische Verformungen 90° zur Faser (oben); Verstärkung mit 3 x 3 Vollgewindeschrauben 8x200 ohne plastische Verformungen (unten)

Der verwendete Stahlträger hatte eine Stahlgüte von S355J2 und wurde aus einem IPE 400 und angeschweißten Stahlblechen als Sonderkonstruktion speziell für die Bauteilversuche angefertigt. Der Stahlträger war dabei so konzipiert, dass die Schlitzbleche in der Zugzone jeweils zwischen die angeschweißten Bleche eingeschoben und über sechs Bolzen M24 biegesteif angeschlossen werden konnten. In der Druckzone konnten sowohl Schlitzbleche als auch eine Adapterplatte zur Übertragung einer Druckkontaktkraft ebenfalls über Bolzen M24 angeschlossen werden. Somit konnte der Stahlträger für alle untersuchten Varianten eingesetzt werden.

Weiter Maße der einzelnen Komponenten können Abbildung 4.50 entnommen werden.

4.5.4 Versuchsaufbau

4.5.4.1 Lagerung und Lasteinleitung

In Abbildung 4.50 und Abbildung 4.51 ist beispielhaft der Versuchsaufbau der Bauteilversuche dargestellt. Der Abstand der horizontal verschieblichen Rollenlager, auf die der Stahl- und der Holzträger aufgelagert wurden, betrug 400 cm. Die Lasteinleitung der Zylinderkraft in den Versuchsaufbau erfolgte in den äußeren Viertelspunkten mittels einer Traverse und horizontal verschieblicher Kipplager. Die Prüfkraft wiederum wurde über einen 600 kN Prüfzylinder, der an einem Portalrahmen über dem Versuchskörper befestigt war, auf die Traverse mittels einer frei verdrehbaren und horizontal verschieblichen Kalotte aufgebracht.

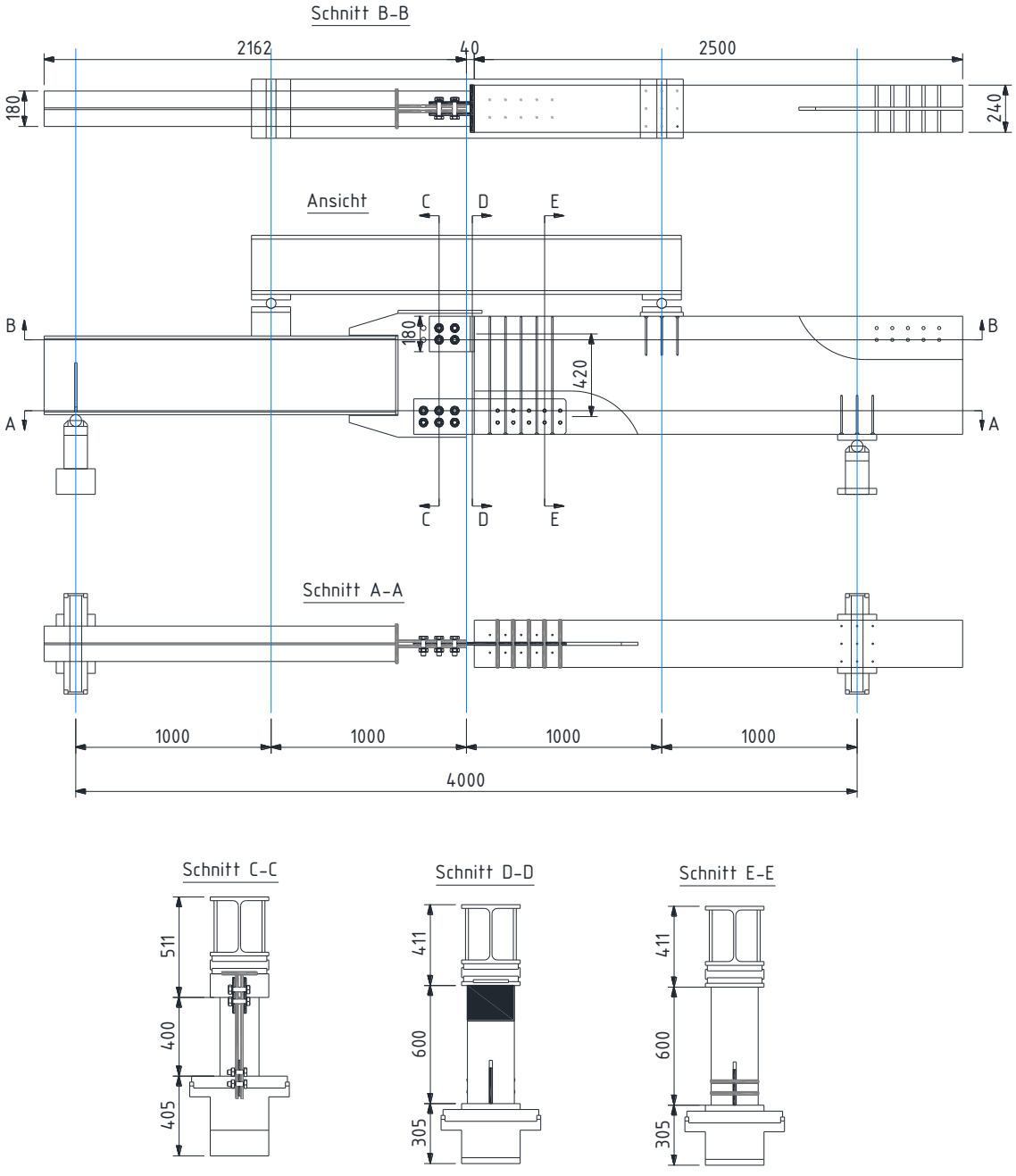


Abbildung 4.50: Versuchskörpergeometrie Bauteilversuche; Maße in [mm]

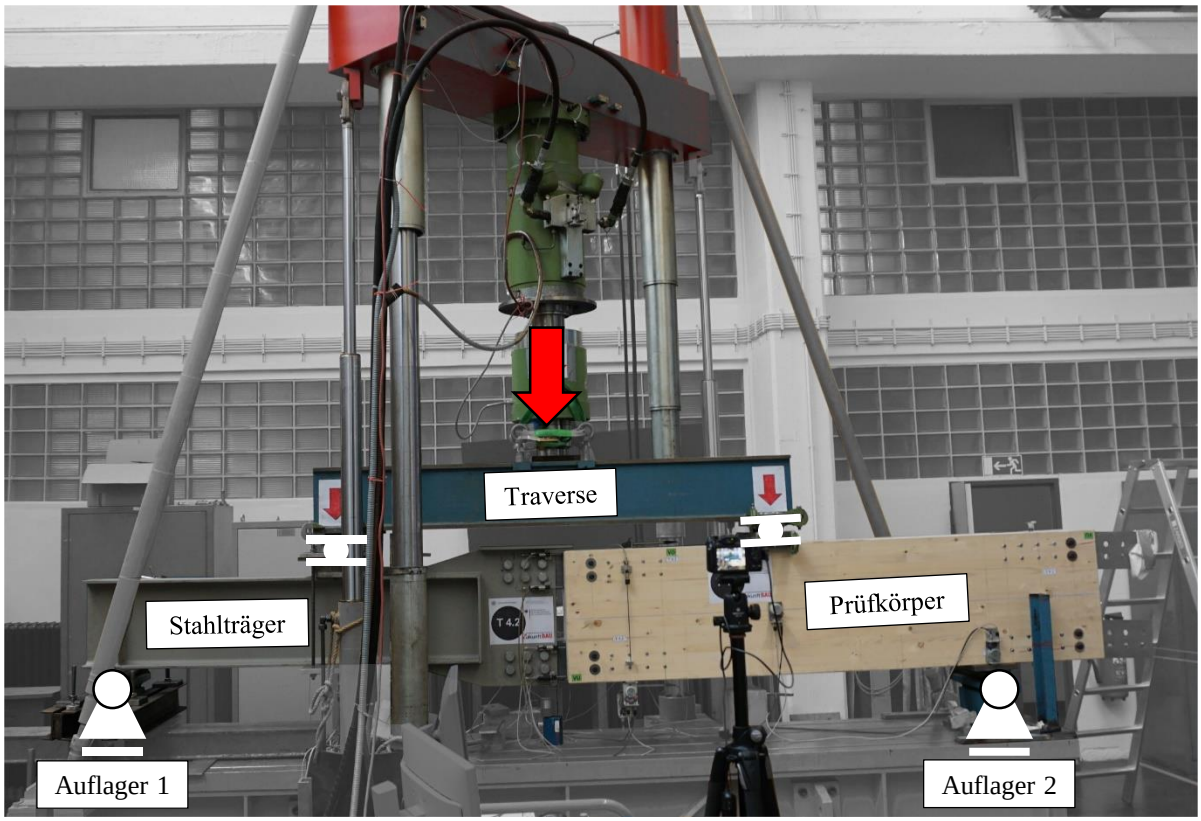


Abbildung 4.51: Ansicht Versuchsaufbau 4-Punkt-Biegeversuch (T 4.2)

4.5.4.2 Messtechnik

Um die Verformungen und Verdrehungen des Versuchskörpers insgesamt und der einzelnen Komponenten auswerten zu können, wurde folgende Messtechnik eingesetzt:

- 6x induktive Wegaufnehmer Druckzone (WA-VO-1 bis -3; WA-HO-1 bis -3)
- 2x induktive Wegaufnehmer Zugzone (WA-7; WA-Blech)
- 2x induktive Wegaufnehmer Querzug (WA-8; WA-9)
- 1x Seilwegaufnehmer Trägermitte (WA-10)
- 2x DMS Schlitzblech Zugzone
- 1x Drehmesser Auflager 2 (Dreh-1)
- 1x Drehmesser Mitte Holzträger (Dreh-2)
- 1x Drehmesser Schlitzblech (Dreh-Blech)
- 1x Drehmesser Holz Schwerpunkt VBM-Gruppe (Dreh-3)
- 1x Drehmesser Mitte Stahlträger (Dreh-4)

In Abbildung 4.52 ist die verwendete Messtechnik für den Versuch T 1.2 exemplarisch dargestellt.

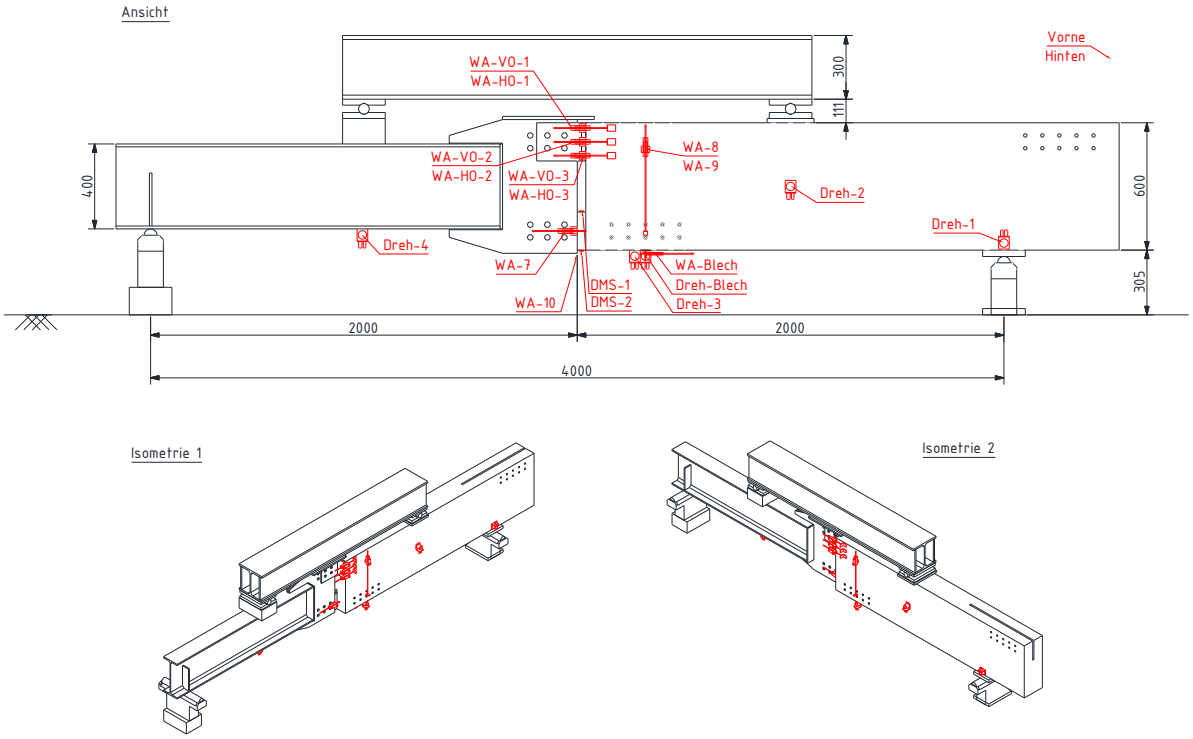


Abbildung 4.52: Messtechnik Bauteilversuche (T 1.2), Maße in [mm]

4.5.5 Versuchsdurchführung

Die Bauteilversuche wurden weggesteuert mittels des Prüfzylinders in Mitte der Traverse belastet. Die Versuchsgeschwindigkeit wurde zu 0,8 mm/min gewählt.

Die geschätzte Maximallast lag bei 400 kN und die Lastaufbringung erfolgte für alle Versuche wie folgt (analog zu [18]):

- Konstante Belastung bis Erreichen von 40 % der erwarteten Maximallast (160 kN)
- Verformung für 30 s halten
- Entlasten bis auf 10 % der erwarteten Maximallast (40 kN)
- Verformung für 30 s halten
- Konstante Belastung bis zum Versagen bzw. bis zum Abbruch des Versuchs

4.5.6 Versuchsergebnisse

4.5.6.1 Allgemeines

Für einen Vergleich der Ergebnisse der Bauteilversuche mit dem entwickelten Komponentenmodell sind sowohl die Momenten-Rotationskurve des Gesamtknoten als auch die Verformungen der jeweiligen Einzelkomponenten von Interesse. Daher ist im Folgenden für jeden Versuch eine kurze Beschreibung des Versagens, die Verdrehung des Holzbauteils relativ zum Stahlträger und der Verlauf der Normalkräfte über die Versuchsdauer gegeben.

4.5.6.2 T 1.1

Der Versuch T 1.1 unterscheidet sich im Aufbau des Versuchsstands von den restlichen Versuchen. Der Bauteilversuch T 1.1 wurde mit einem kleineren Prüfzylinder mit einer maximalen Prüfkraft von 400 kN durchgeführt wodurch die Maximallast des Anschlusses nicht erreicht werden konnte. Für die weiteren Versuche wurde daher ein Prüfzylinder mit 600 kN Prüfkraft verwendet.

Der Versuchskörper zeigte bei Erreichen der maximalen Prüflast noch kein Versagen. Der Beginn des plastischen Plateaus kann anhand der Momenten-Rotations-Kurve allerdings bereits erahnt werden (vgl. Abbildung 4.74). In Abbildung 4.53 ist der Träger T 1.1 bei Erreichen der maximalen Prüflast zu sehen.

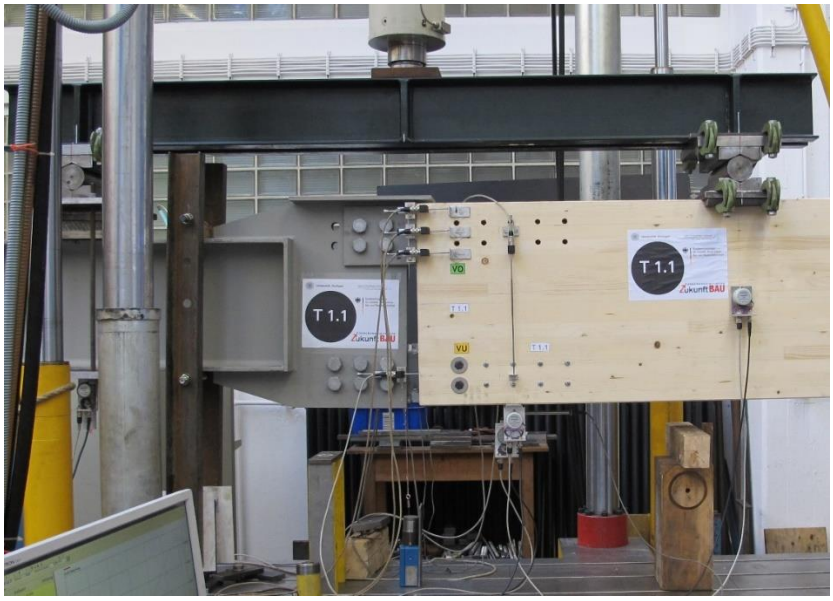


Abbildung 4.53: Versuchskörpers T 1.1 beim Erreichen der maximalen Prüfkraft

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.54 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

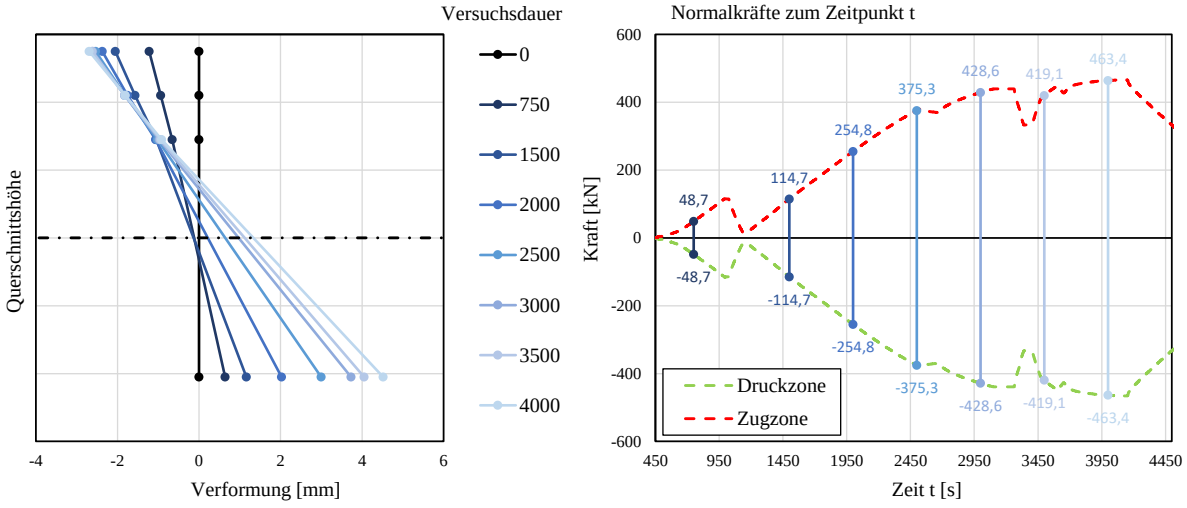
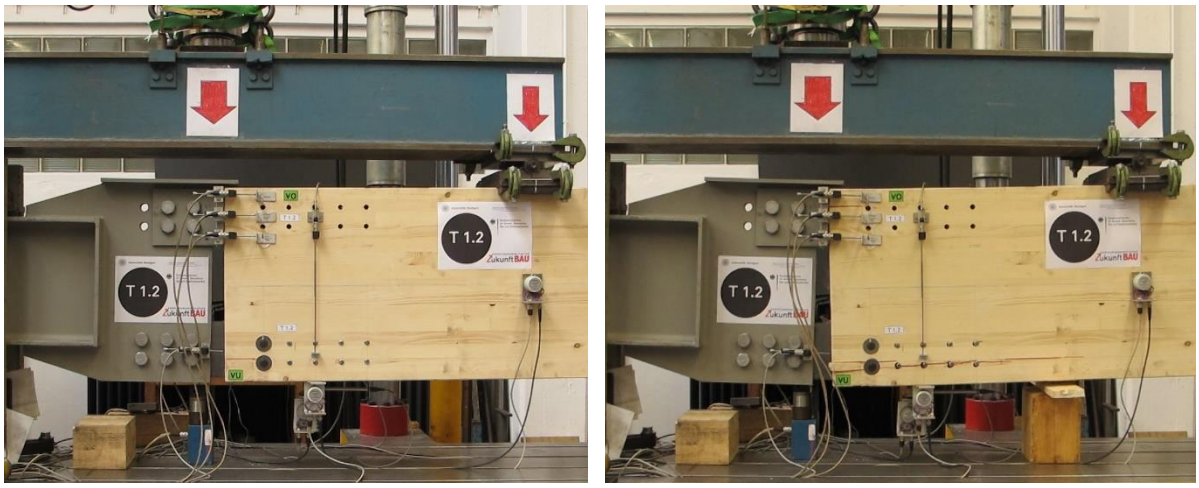


Abbildung 4.54: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 1.1

4.5.6.3 T 1.2

Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem relativ stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen, ohne dass ein signifikanter Lastabfall erkennbar war. In Abbildung 4.55 (b) ist der Träger beim Erreichen der maximalen Verformung dargestellt. Noch vor Erreichen der Maximallast trat innerhalb der unteren Stabdübelreihe ein Riss in Richtung des Faserverlaufs auf. Dieser Riss wanderte bei Steigerung der Verdrehung des Querschnitts vom Bauteilrand Richtung Bauteilmitte. Gegen Ende kam es zu einem Schubversagen im Vorholz des unteren Bolzens.



(a) Entstehung Erstriss (b) Versuchsende; Abbruch wegen Verformungen

Abbildung 4.55: Bauteilversuch T 1.2

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.56 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

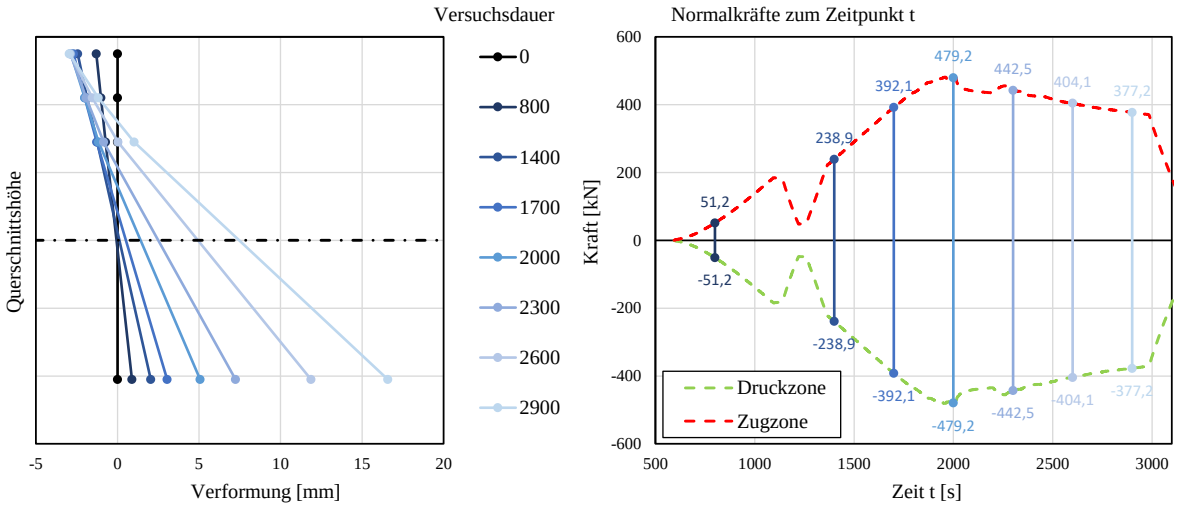
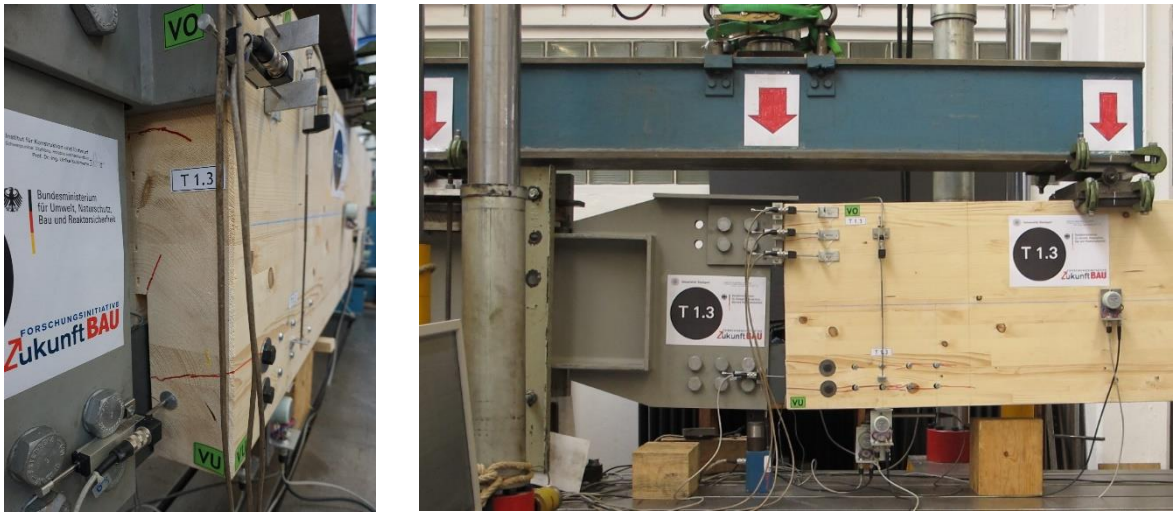


Abbildung 4.56: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 1.2

4.5.6.4 T 1.3

Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen, ohne dass ein signifikanter Lastabfall erkennbar war. In Abbildung 4.57 (b) ist der Träger beim Erreichen der maximalen Verformung dargestellt. Noch vor Erreichen der Maximallast trat unterhalb der Druckzone und kurz darauf auch innerhalb der unteren Stabdübelreihe ein Riss in Richtung des Faserverlaufs auf. Dieser Riss wanderte bei Steigerung der Verdrehung des Querschnitts vom Bauteilrand Richtung Bauteilmitte. Gegen Ende kam es zu einem Blockscheren innerhalb der Stabdübelgruppe.



(a) Riss unterhalb der Druckzone und in der Zugzone

(b) Versuchskörper beim Erreichen der maximalen Verformung

Abbildung 4.57: Rissbildung Versuchskörper T 1.3

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.58 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

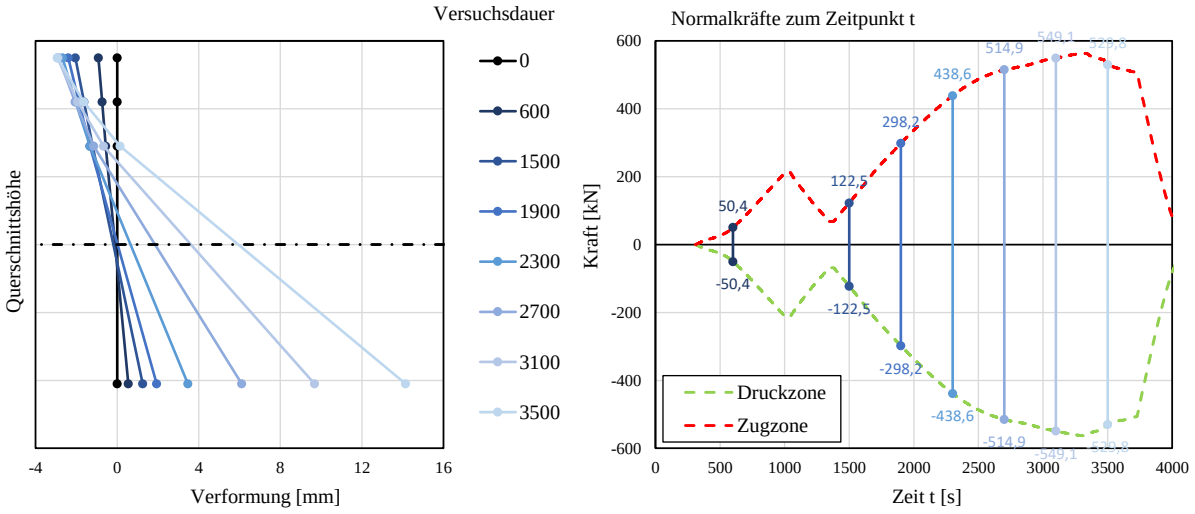
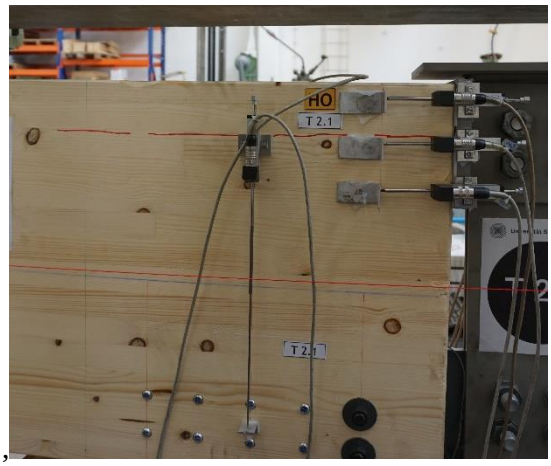


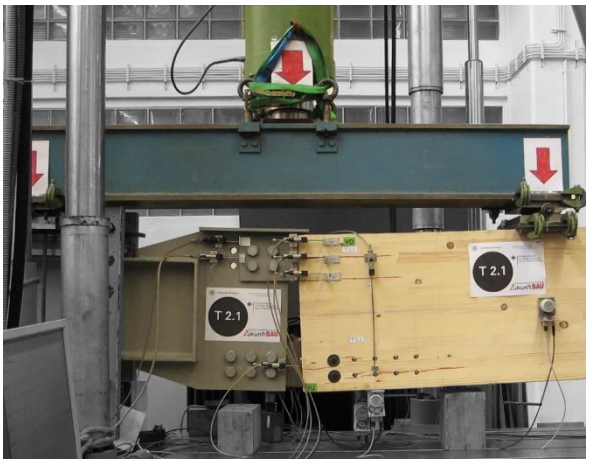
Abbildung 4.58: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 1.3

4.5.6.5 T 2.1

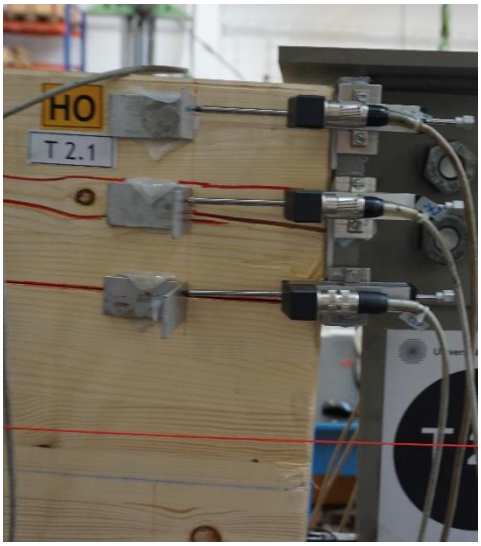
Im Vergleich zur Serie T 1.X wurden die Versuchskörper der Serie T 2.X mit kürzeren Vollgewindeschrauben verstärkt (8x400 statt 8x600), sodass die Vollgewindeschrauben lediglich 2/3 der Versuchskörperhöhe durchdrangen. Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf, jedoch konnte eine deutlich erhöhte Rissbildung innerhalb und unterhalb der Druckzone aufgrund der auftretenden Querzugkräfte beobachtet werden. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten dennoch große plastische Verformungen auf einem relativ stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte wiederum aufgrund großer Verformungen und einem fortschreitenden Risswachstum in Versuchskörperlängsrichtung. In Abbildung 4.59 ist die Rissbildung des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Bereits zu einem frühen Zeitpunkt trat in der Mitte der Druckzone ein langer, fortschreitender Riss auf der Versuchskörperrückseite auf (siehe Abbildung 4.59 (a)), der immer weiter aufging und gegen Ende deutlich aufklaffte (siehe Abbildung 4.59 (c)). Im Laufe der weiteren Versuchsdurchführung traten auch unterhalb der Druckzone und im Bereich der Stabdübelgruppe Risse in Faserrichtung auf. In Abbildung 4.59 (d) sind der Versuchskörper nach dem Ausbau und die entstandenen Risse zu sehen. Die blau markierten Risse waren dabei bereits im Einbauzustand vorhanden, die roten entstanden während der Versuchsdurchführung.



(a) Riss Mitte Druckzone hinten



(b) Bei Erreichen der maximalen Verformung



(c) Großer Spalt innerhalb Druckzone

(d) Ausgebauter Versuchskörper

Abbildung 4.59: Rissbildung Versuchskörper T 2.1

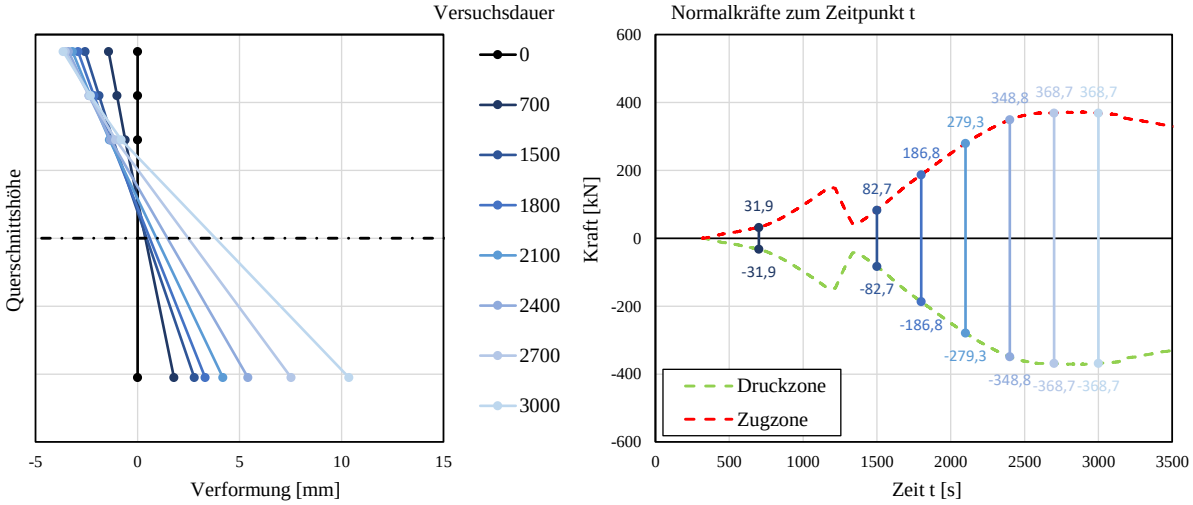
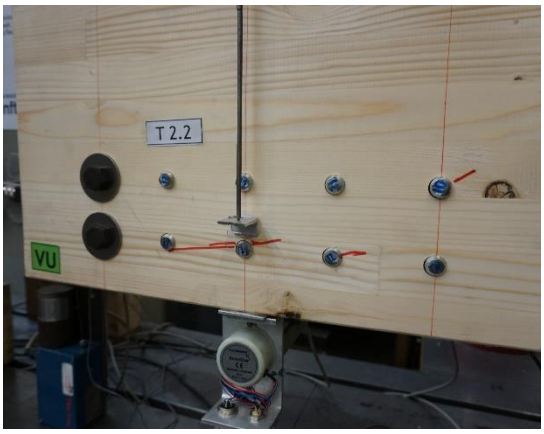


Abbildung 4.60: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 2.1

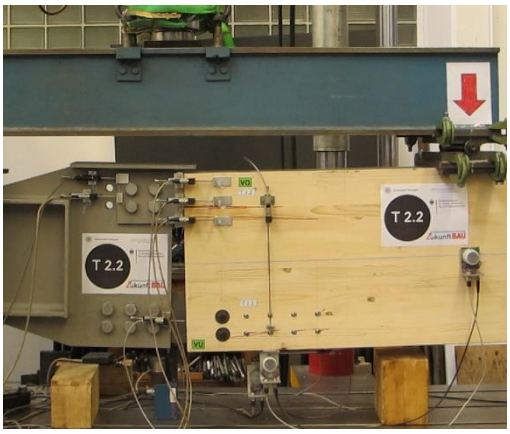
Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.60 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

4.5.6.6 T 2.2

Wie auch der Versuchskörper T 2.1 wies der Versuchskörper T 2.2 ein äußerst duktiles Verhalten auf. Wiederum konnte eine deutlich erhöhte Rissbildung innerhalb und unterhalb der Druckzone aufgrund der auftretenden Querzugkräfte beobachtet werden. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten dennoch große plastische Verformungen auf einem relativ stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen und einem fortschreitenden Risswachstum in Versuchskörperlängsrichtung. In Abbildung 4.61 ist die Rissbildung des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt (rot markiert). Der ersten Risse entstanden im Bereich der Stabdübelgruppe. Kurz darauf war ein Riss mittig in der Druckzone zu beobachten. Mit zunehmender Verdrehung des Versuchskörpers traten fortschreitende Risse unterhalb der Druckzone und weitere Risse innerhalb der Zugzone auf. Die blau markierten Risse waren bereits im Einbauzustand vorhanden, die roten entstanden während der Versuchsdurchführung.

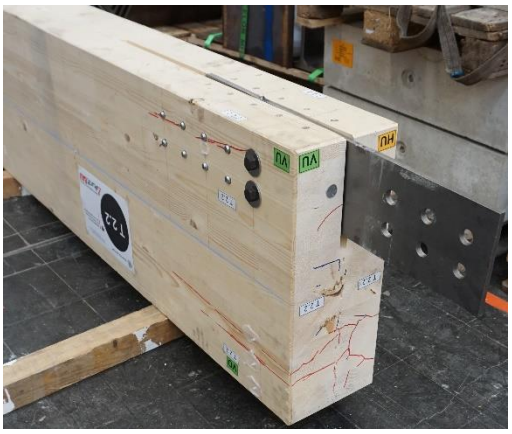


(a) Erste Risse innerhalb der Zugzone



(b) Bei Erreichen der maximalen Verformung

(c) Rissbildung Druckzone



(d) Ausgebauter Versuchskörper

Abbildung 4.61: Rissbildung Versuchskörper T 2.2

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.62 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

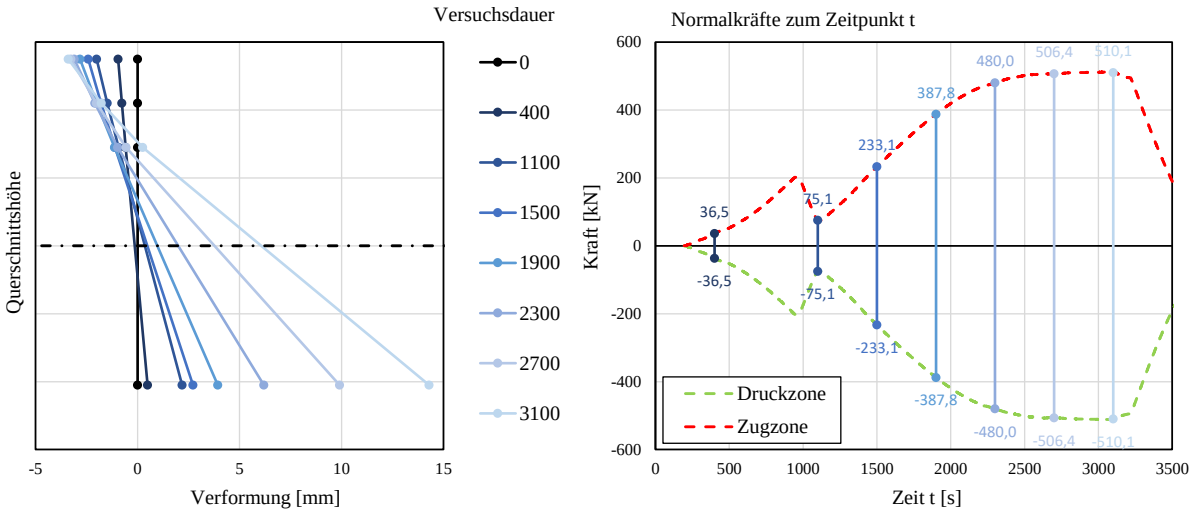
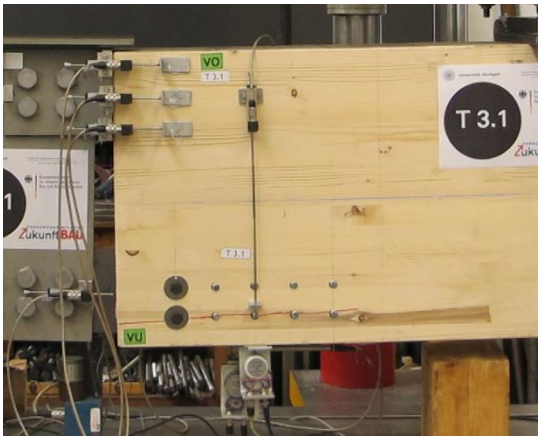


Abbildung 4.62: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 2.2

4.5.6.7 T 3.1

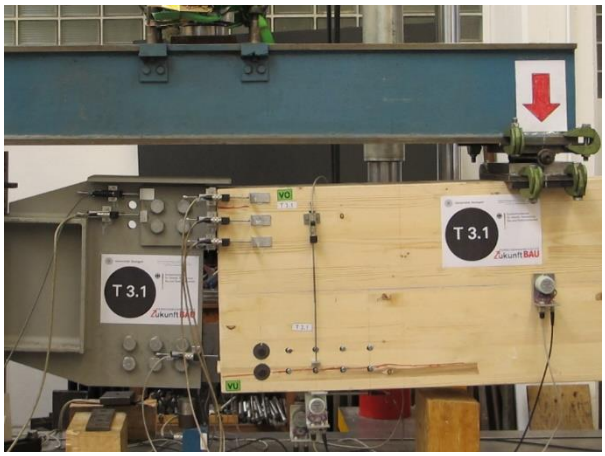
Da bei der Serie T 2.X im Bereich der Druckzone ein starkes Querzugversagen auftrat, wurden die Versuchskörper der Serie T 3.X im Bereich der Druckzone jeweils durch sechs Vollgewindeschrauben 8x400 verstärkt. Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf, die Rissbildung im Bereich der Druckzone konnte durch die zusätzlichen Verstärkungsschrauben deutlich reduziert werden. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem relativ stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen. In Abbildung 4.63 ist die Rissbildung des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Bei Erreichen der maximalen Prüfkraft trat stirnseitig ein Blockscherversagen im Bereich der Zugzone auf (siehe Abbildung 4.63 (a)). In der Folge konnte die Prüflast nicht weiter gesteigert werden, zeigte jedoch nur einen relativ geringen Abfall im Laufe der weiteren Versuchsdurchführung. Mit zunehmender Verdrehung des Versuchskörpers traten nach und nach weitere Risse in der Zug- und Druckzone auf (siehe Abbildung 4.63 (b) bis (d)). Die blau markierten Risse waren bereits im Einbauzustand vorhanden, die roten entstanden während der Versuchsdurchführung.

(a) Blockscheren Zugzone



(b) Durchriss innerhalb der Zugzone

(c) Ausgebauter Versuchskörper



(d) Bei Erreichen der maximalen Verformung

Abbildung 4.63: Rissbildung Versuchskörper T 3.1

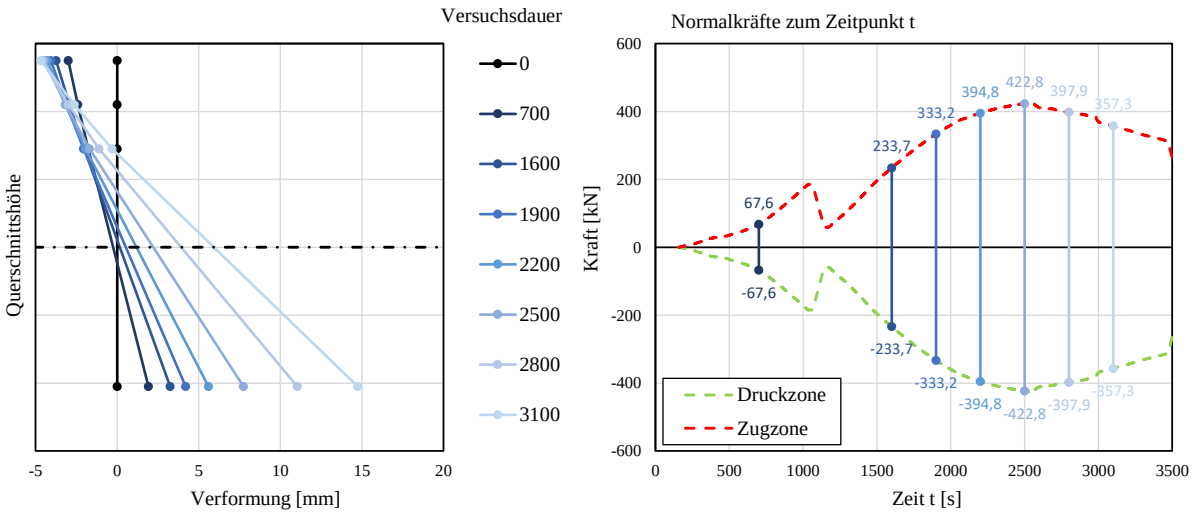
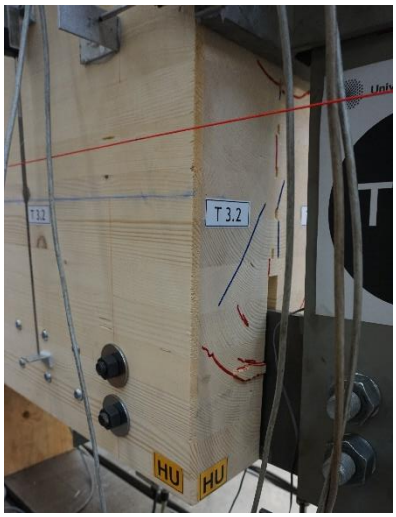


Abbildung 4.64: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 3.1

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.64 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

4.5.6.8 T 3.2

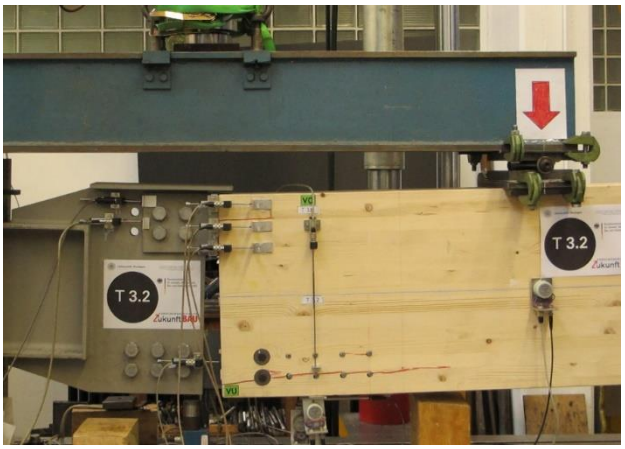
Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem relativ stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen und einer in Längsrichtung fortschreitenden Rissbildung im Bereich der Zugzone. In Abbildung 4.65 ist die Rissbildung des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Bei Erreichen der maximalen Prüfkraft trat stirnseitig ein Blockscherversagen im Bereich der Zugzone auf (siehe Abbildung 4.65 (a) und (b)). In der Folge konnte die Prüflast nicht weiter gesteigert werden, zeigte jedoch nur einen relativ geringen Abfall im Laufe der weiteren Versuchsdurchführung. Mit zunehmender Verdrehung des Versuchskörpers traten nach und nach weitere Risse in der Zug- und Druckzone auf (siehe Abbildung 4.65 (c) und (d)). Die blau markierten Risse waren bereits im Einbauzustand vorhanden, die roten entstanden während der Versuchsdurchführung.



(a) Blockscheren Zugzone hinten

(b) Blockscheren und Durchriss Zugzone vorne

(c) Ausgebauter Versuchskörper



(d) Bei Erreichen der maximalen Verformung

Abbildung 4.65: Rissbildung Versuchskörper T 3.2

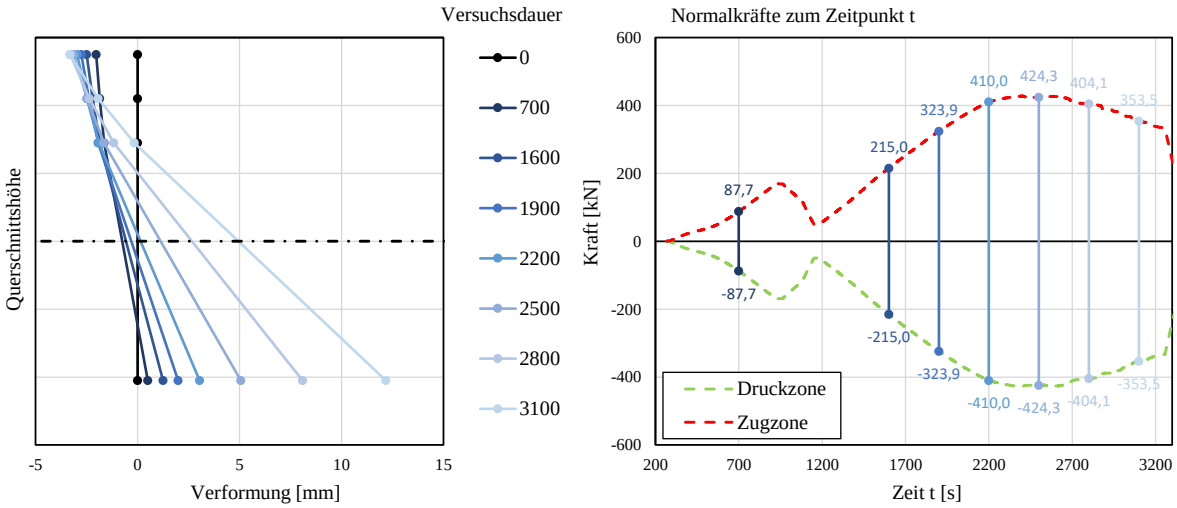
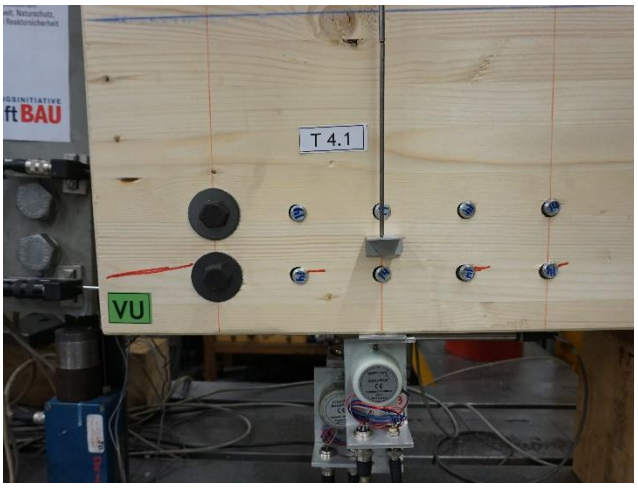


Abbildung 4.66: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 3.2

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.66 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

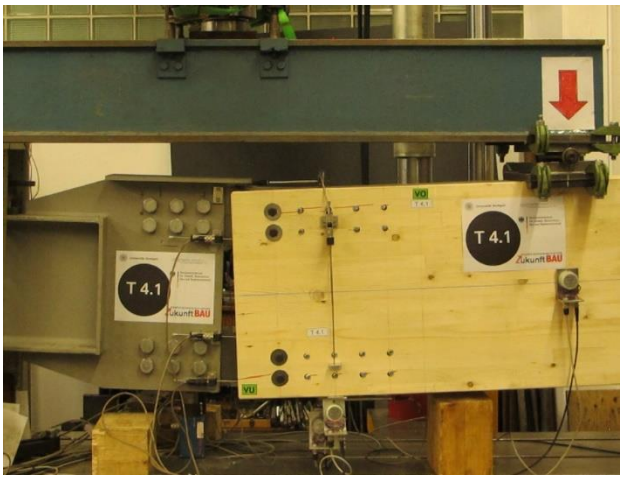
4.5.6.9 T 4.1

Bei der Serie T 4.X wurde die Druckkraft im Gegensatz zu den anderen Serien mit einer Stabdübelverbindung übertragen statt über einen Druckkontakt. Der Versuch wies ein äußerst duktiles Verhalten auf. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem stabilen Lastniveau. Der Abbruch des Versuchs erfolgte aufgrund großer Verformungen. In Abbildung 4.67 ist die Rissbildung des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Über die komplette Versuchsdauer war lediglich eine geringe Rissbildung, zuerst in der Zugzone später dann auch in der Druckzone, zu beobachten.



(a) Rissbildung Zugzone

(b) Rissbildung Druck- und Zugzone



(c) Bei Erreichen der maximalen Verformung

(d) Ausgebauter Versuchskörper

Abbildung 4.67: Rissbildung Versuchskörper T 4.1

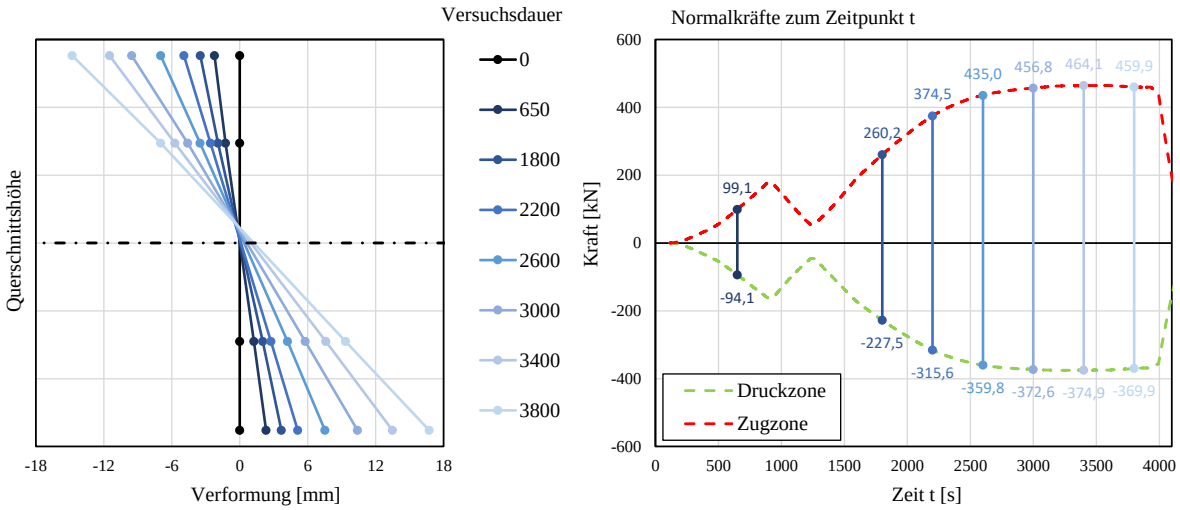


Abbildung 4.68: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 4.1

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.68 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

4.5.6.10 T 4.2

In Abbildung 4.70 ist die Rissbildung und die Entwicklung des Versagens in der Zugzone des Trägers zu verschiedenen Zeitpunkten dargestellt. Der Versuch wies ein sehr duktiles Verhalten auf. Das Versagen erfolgte jedoch durch ein Schubversagen in der Zugzone ((a) und (b)). Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast folgten große plastische Verformungen auf einem nur leicht abfallenden Lastniveau. Nach dem Schubversagen in der Zugzone traten in der Folge zuerst ein Zugversagen des Holzes innerhalb der Stabdübelgruppe (c) und anschließend ein Blockscheren der kompletten Zugzone auf (d). Das Versagen und eine Rissbildung traten dabei allerdings lediglich an der Vorderseite (VU) des Trägers auf, auf der Rückseite (HU) konnte keine Rissbildung beobachtet werden (e).

Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.69 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.

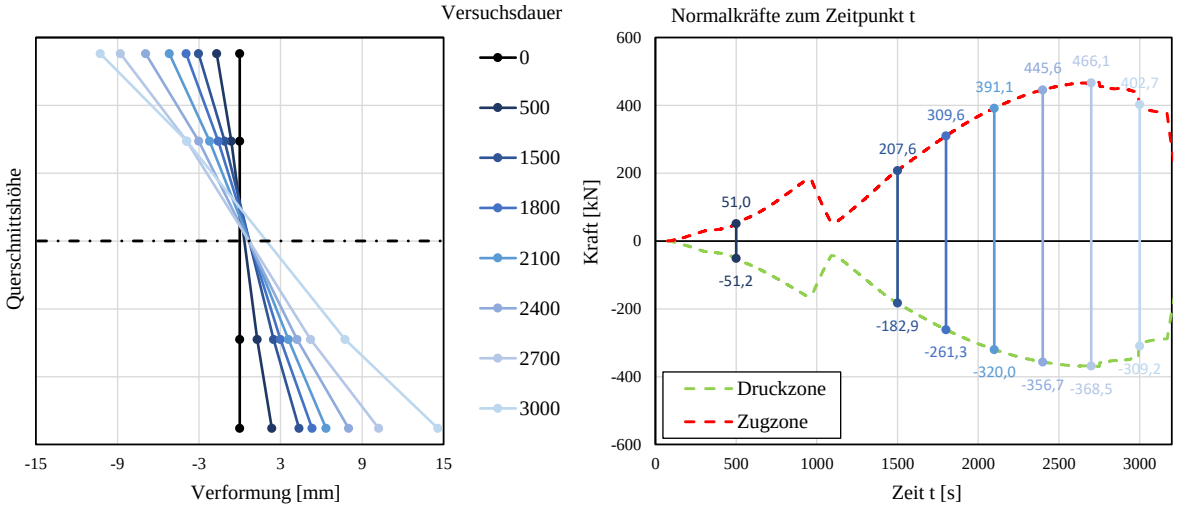
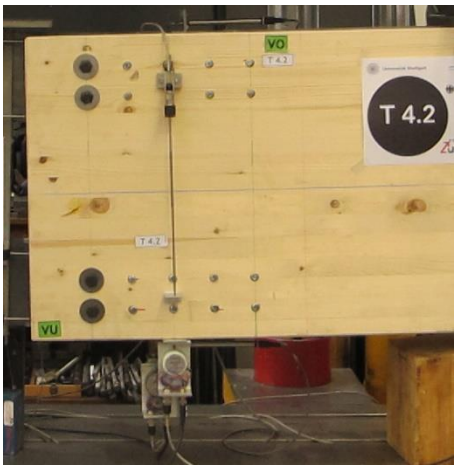
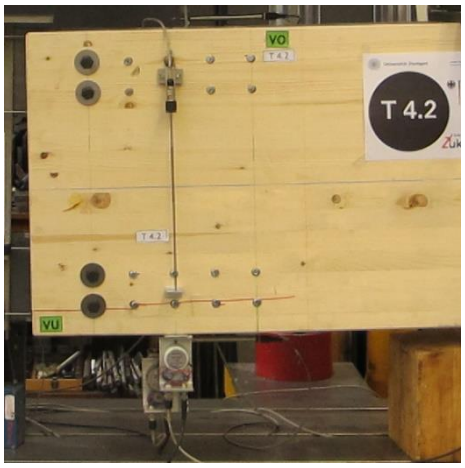
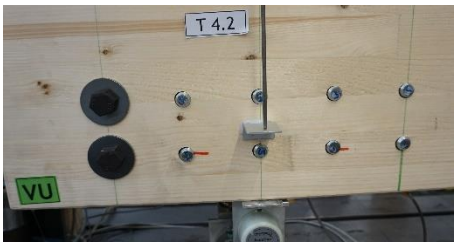


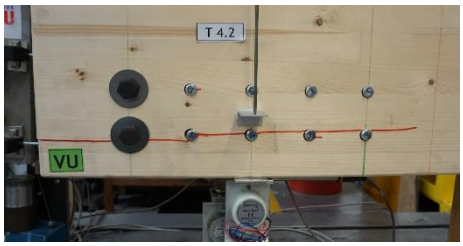
Abbildung 4.69: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 4.2



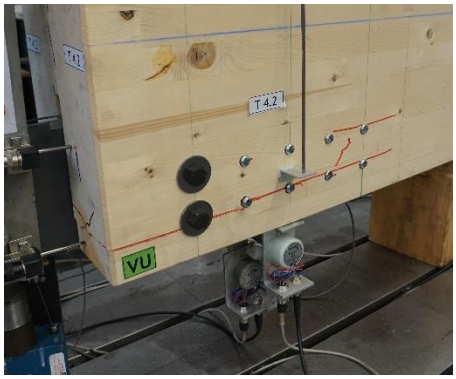




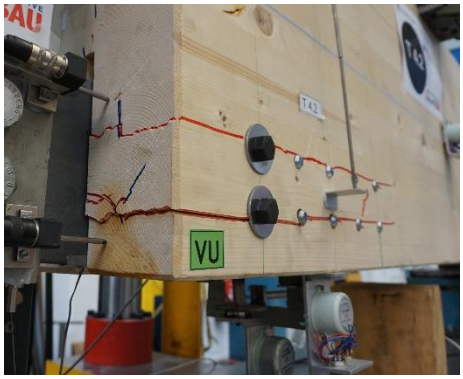
(a) Zugzone unmittelbar vor Versagen



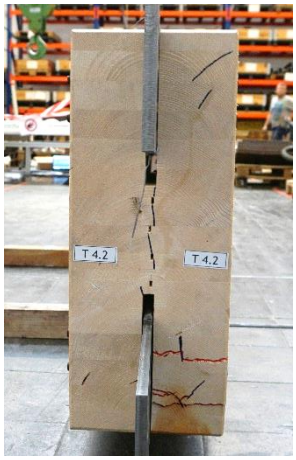
(b) Zugzone unmittelbar nach Versagen



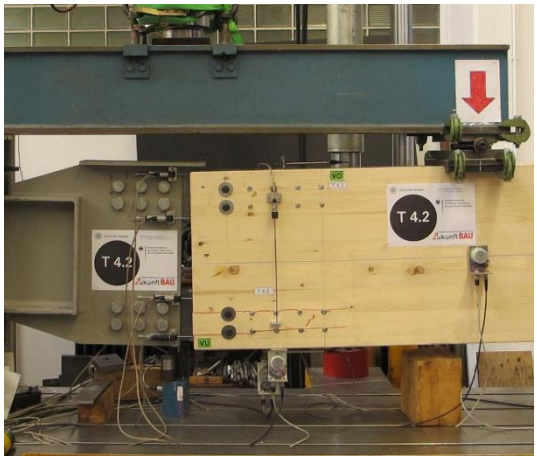
(c) Zugversagen Holz Zugzone



(d) Blockscheren Zugzone



(e) Stirnseite Versuchskörper nach Ausbau



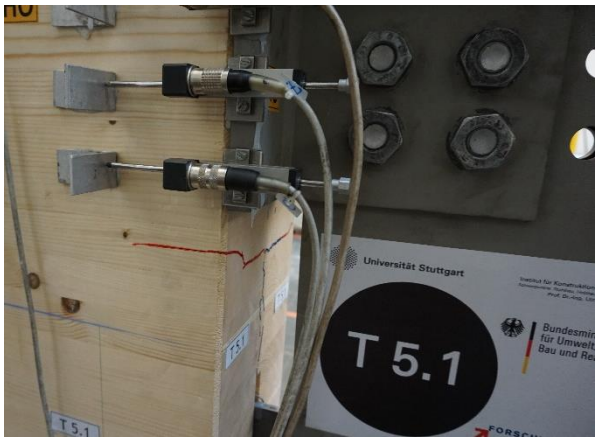
(e) Bei Erreichen der maximalen Verformung

Abbildung 4.70: Rissbildung und Versagen Versuchskörper T 4.2

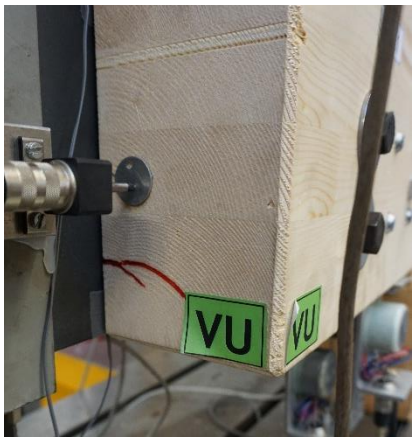
4.5.6.11 T 5.1

Der Versuch T 5.1 wurde als Referenzversuch ohne Querzugverstärkungen ausgeführt. Zuerst konnte ein Querzugriss unterhalb der Druckzone beobachtet werden. Das Versagen des Versuchs trat jedoch durch ein schlagartiges, sprödes Querzugversagen in der Zugzone auf. Nach dem Erreichen der maximalen Prüflast erfolgte ein starker Abfall der Prüflast. In Abbildung 4.71 sind das Versagen und die Rissbildung des Trägers dargestellt.

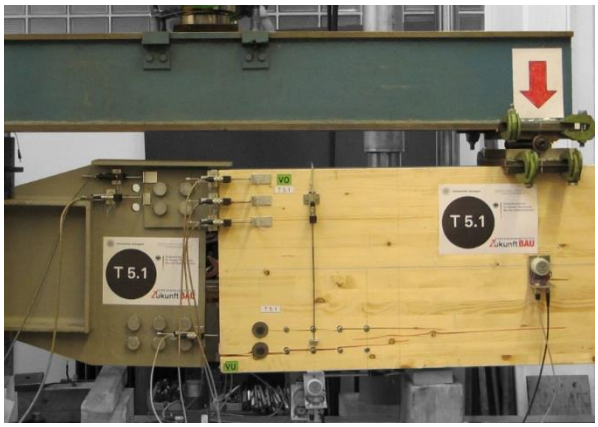
Die Verdrehung des Holzquerschnitts relativ zum Stahlträger ist in Abbildung 4.72 links dargestellt. Die zugehörigen Kräfte in der Zug- und Druckzone sind in derselben Abbildung rechts dargestellt und wurden aus den Messwerten der DMS auf dem Schlitzblech rückgerechnet.



(a) Rissbildung Druckzone



(b) Anriss Zugzone



(c) Bei Erreichen der Maximallast

(d) Querzugversagen Zugzone

Abbildung 4.71: Versagen und Rissbildung Versuchskörper T 5.1

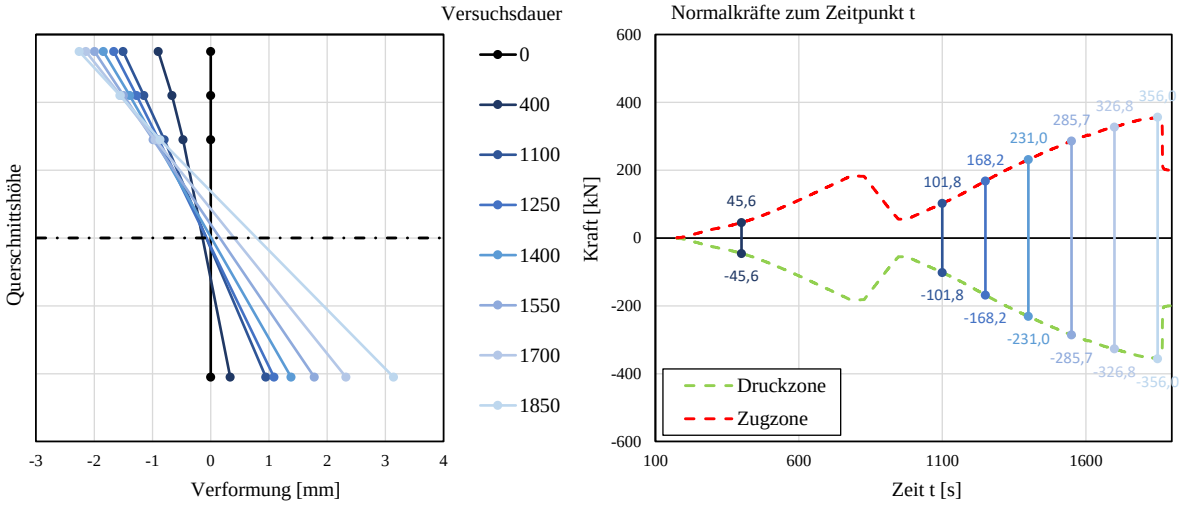


Abbildung 4.72: Verdrehung des Holzquerschnitts über die Versuchsdauer t, Versuch T 5.1

4.5.7 M-Φ-Diagramme Bauteilversuche

4.5.7.1 Allgemeines

In Abbildung 4.73 sind die im Anschlussbereich wirkenden Kräfte und Momente und die Anschlussverdrehung Φ beispielhaft am verformten Träger dargestellt. Das insgesamt vom Anschluss aufnehmbare Moment M_{ges} kann dabei grundsätzlich auf unterschiedliche Art und Weise berechnet werden.

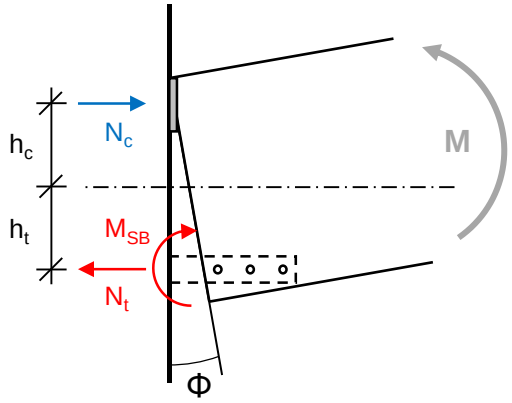


Abbildung 4.73: Schnittgrößen am verformten System

So kann aus der anliegenden Prüfkraft für den gewählten Versuchsaufbau als 4-Punkt-Biegeversuch das Moment M_{ges} wie folgt berechnet werden:

$$M_{\text{ges}} = \frac{F_{\text{Prüf}} \cdot L}{8} = \frac{F_{\text{Prüf}} \cdot 4\ \text{m}}{8} \qquad (4\text{-}1)$$

mit: $F_{\text{Prüf}}$ Anliegende Prüfkraft

L Abstand der Auflager

Alternativ kann das Moment aus den auf den Schlitzblechen angebrachten Dehnungsmessstreifen ermittelt werden. Dabei erfahren die Schlitzbleche sowohl einen Spannungsanteil aus der Zugkraft („Zug Verbindungsmittelgruppe“) als auch einen Anteil aus Biegung („Rotation Verbindungsmittelgruppe“). Das Moment im Schlitzblech ergibt sich dabei wie folgt aus den gemessenen Dehnungen:

$$M_{\mathrm{SB,t}} = \sigma_{\mathrm{M,t}} \cdot W_{\mathrm{SB}} = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_1}{2} \cdot E_{\mathrm{SB}} \cdot W_{\mathrm{SB}} \quad (4\text{-}2)$$

mit:
- $\sigma_{\mathrm{M,t}}$ Biegespannung im Schlitzblech
- W_{SB} Widerstandsmoment des Schlitzblechs
- ε_1 Gemessene Dehnung an der Oberseite des Schlitzblechs
- ε_2 Gemessene Dehnung an der Unterseite des Schlitzblechs
- E_{SB} Elastizitätsmodul des Schlitzblechs (210.000 N/mm²)

Die Normalkraft im Schlitzblech kann wie folgt ermittelt werden:

$$N_{\mathrm{SB,t}} = \sigma_{\mathrm{N,t}} \cdot A_{\mathrm{SB}} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{2} \cdot E_{\mathrm{SB}} \cdot A_{\mathrm{SB}} \quad (4\text{-}3)$$

mit:
- $\sigma_{\mathrm{N,t}}$ Normalspannung des Schlitzblechs
- A_{SB} Fläche des Schlitzblechs

Aus dem Gleichgewicht der Kräfte in horizontaler Richtung ergibt sich die Normalkraft in der Druckzone gleich der Normalkraft im Schlitzblech. Über den Hebelarm zwischen den beiden Kräften kann das Gesamtmoment im Anschluss dann wie folgt ermittelt werden:

$$M_{\mathrm{ges,DMS}} = N_{\mathrm{SB,t}} \cdot h_t + N_{\mathrm{SB,c}} \cdot h_c + M_{\mathrm{SB}} = N_{\mathrm{SB,t}} \cdot (h_{\mathrm{t}} + h_{\mathrm{c}}) + M_{\mathrm{SB}} \quad (4\text{-}4)$$

mit:
- h_{t} Hebelarm der Zugzone (ab Mitte Schlitzblech)
- h_{c} Hebelarm der Druckzone

Der Hebelarm h_c der Druckzone muss dabei in Abhängigkeit der Spannungsverteilung innerhalb der Druckzone ermittelt werden.

4.5.7.2 Versuchsserie T 1.X

In Abbildung 4.74 sind die aus der jeweiligen Prüfkraft (vgl. Gl. (4-1)) ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen für die Versuchsserie T 1.X dargestellt. Für den Versuch T 1.1 konnte das maximale Moment nicht ermittelt werden, da die erforderliche Prüfkraft nicht erreicht werden konnte. Der Abbruch der M-Φ-Kurve stellt daher kein Versagen des Versuchs dar.

Die einzelnen Versuche der Serie T 1.X weisen alle einen ausgeprägten Anfangsschlupf auf, der auf das vorhandene Lochspiel in den Stahlanschlüssen der Schlitzbleche in der Zugzone und der Kontaktplatte in der Druckzone zurückzuführen sind. Diese Aussage wird auch durch den sprunghaften Anstieg der Steifigkeit mit Erreichen einer definierten Verdrehung unterstützt. Nach dem Überwinden des anfänglichen Bereichs mit einer geringen Steifigkeit findet eine deutliche Erhöhung der Steifigkeit statt, die dann im Bereich zwischen 40 kNm und 150 kNm einen relativen linearen Verlauf aufweist. Ab einem Moment von ca. 150 kNm bzw. einer Verdrehung von ca. 12 mrad nimmt die Anschlusssteifigkeit

kontinuierlich ab und es stellt sich ein plastisches Plateau auf einem Momentenniveau von ca. 200 kNm ein. Bis zum Erreichen des maximalen Prüfwegs konnte kein Versagen beobachtet werden, sodass die Versuche bei 45 mrad Verdrehung abgebrochen wurden. Für die Versuche T 1.2 und T 1.3 ist dabei ein leichter Abfall des Moments ab Erreichen des Maximalmoments zu beobachten, wobei das maximale Moment für den Versuch T 1.3 bei einer deutlich größeren Verdrehung auftritt als beim Versuch T 1.2.

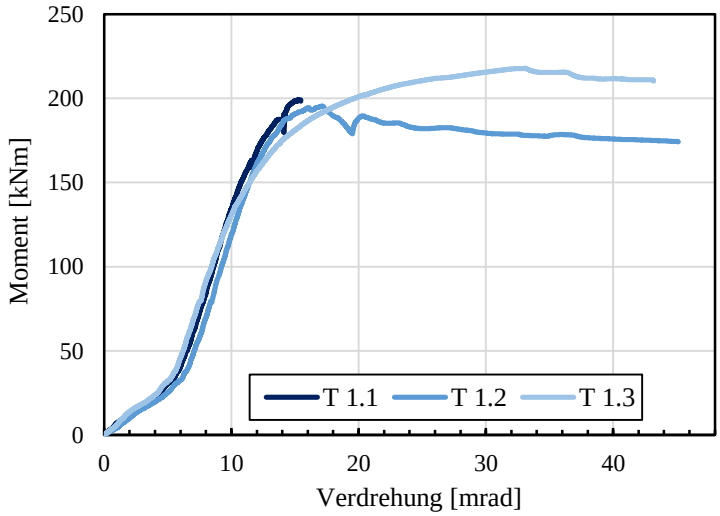


Abbildung 4.74: M-Φ-Diagramme Versuchsserie T 1.X

4.5.7.3 Versuchsserie T 2.X

In Abbildung 4.75 sind die aus der jeweiligen Prüfkraft (vgl. Gl. (4-1)) ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen für die Versuchsserie T 2.X dargestellt. Auch für die Versuche der Serie T 2.X konnte wieder ein ausgeprägter Anfangsschlupf beobachtet werden. Der grundsätzliche Verlauf der M-Φ-Kurven ist analog zu den Versuchen der Serie T 1.X. Das erreichte Momentenniveau liegt etwas über 200 kNm. Der Versuch T 2.1 wurde aufgrund eines fortschreitenden Risses unterhalb der Druckzone bei einer Verdrehung von etwa 60 mrad abgebrochen, der Versuch T 2.2 bereits bei 40 mrad.

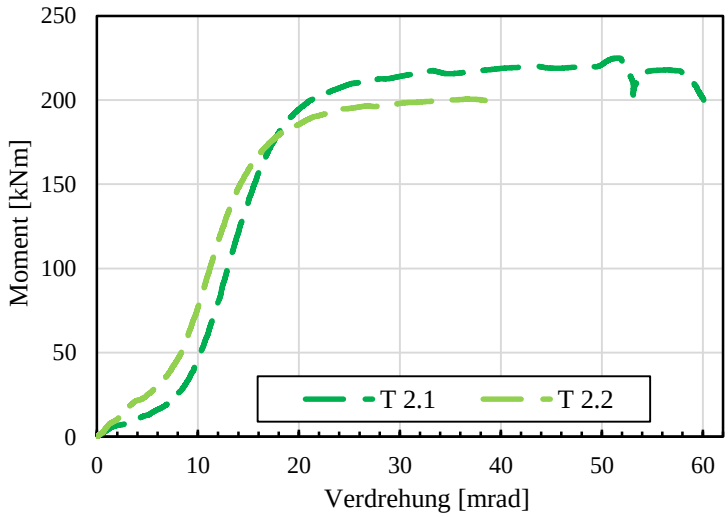


Abbildung 4.75: M-Φ-Diagramme Versuchsserie T 2.X

4.5.7.4 Versuchsserie T 3.X

In Abbildung 4.76 sind die aus der jeweiligen Prüfkraft (vgl. Gl. (4-1)) ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen für die Versuchsserie T 3.X dargestellt. Der Versuch T 3.2 wies im Vergleich zu den anderen Versuchen eine deutlich geringere Anfangsverdrehung auf niedrigem Steifigkeitsniveau auf. Der Versuch T 3.2 erreicht ein etwas höheres maximales Moment, zeigt nach dessen Erreichen allerdings ein deutlich stärkeres Abfallen des Momentenniveaus als der Versuch T 3.1.

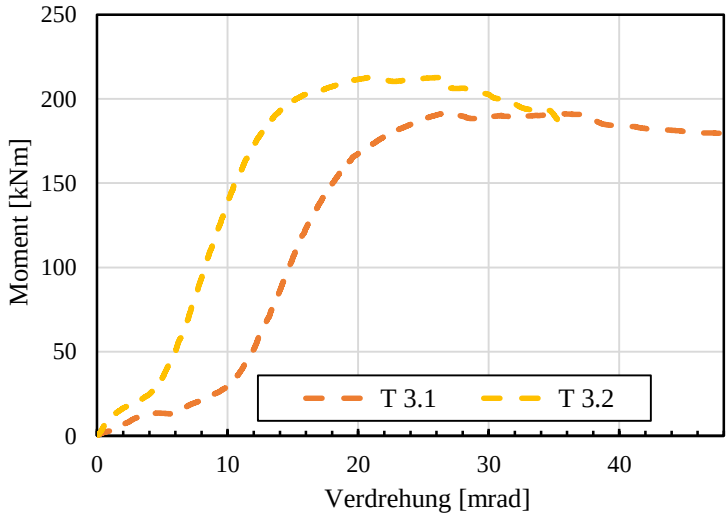


Abbildung 4.76: M-Φ-Diagramme Versuchsserie T 3.X

4.5.7.5 Versuchsserie T 4.X

In Abbildung 4.77 sind die aus der jeweiligen Prüfkraft (vgl. Gl. (4-1)) ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen für die Versuchsserie T 4.X dargestellt. Die Versuche der Serie T 4.X wurden im Gegensatz zu den anderen Serien in der Druckzone ebenfalls mit einer Stahl-Holz-Stabdübelverbindung angeschlossen. Für beide Versuche ist wiederum ein Anfangsschlupf zu beobachten. Die M-Φ-Kurve verläuft zwischen 30 kNm und 120 kNm in etwa linear, danach ist ein kontinuierlicher Übergang auf ein Momentenniveau von ca. 180 kNm zu erkennen. Die gemessenen maximalen Momente liegen somit etwas unterhalb der anderen Serien. Der Versuch T 4.2 versagte durch ein Schubversagen mit anschließendem Blockscheren der Verbindungsmittelgruppe im Zugbereich. Dieses Versagen ist am stufenförmigen Abfall des aufnehmbaren Moments ab einer Anschlussverdrehung von 36 mrad zu erkennen.

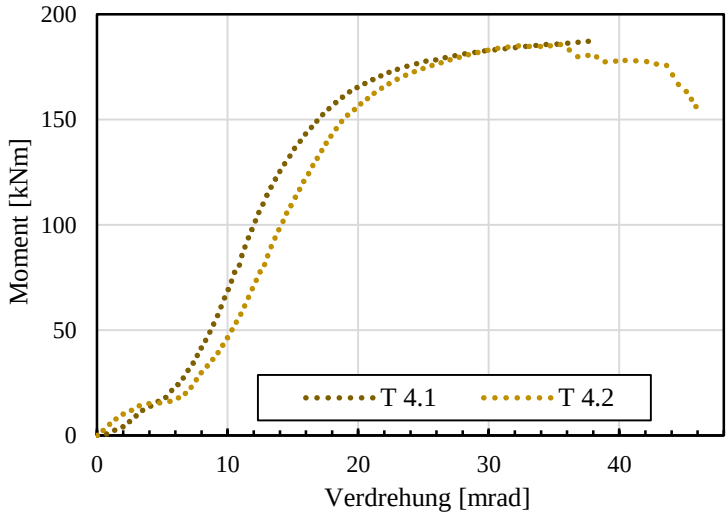


Abbildung 4.77: M-Φ-Diagramme Versuchsserie T 4.X

4.5.7.6 Versuchsserie T 5.X

In Abbildung 4.78 ist die aus der Prüfkraft (vgl. Gl. (4-1)) ermittelte Momenten-Rotationsbeziehung für den Versuch T 5.1 dargestellt. Der Versuch T 5.1 dient als unverstärkter Referenzversuch. Das Versagen des Versuchs trat spröde bei einem Moment von 156 kNm auf. Der Anfangsschlupf ist ebenfalls vorhanden, fällt aber wiederum etwas geringer aus als er im Mittel bei den anderen Versuchen auftrat.

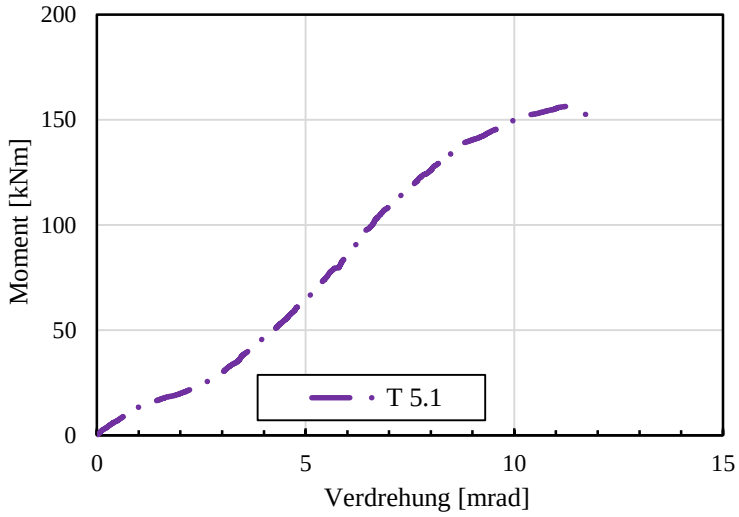


Abbildung 4.78: M-Φ-Diagramme Versuchsserie T 5.X

4.5.7.7 Übersicht und Vergleich Versuchsserien

In Abbildung 4.79 sind die M-Φ-Kurven der Versuchsserien zusammengefasst. Um einen bessere Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche zu ermöglichen, wurden alle Kurven um den anfänglichen Schlupf verschoben. Es ist zu erkennen, dass die Versuchsserien mit einer Übertragung der Druckkraft über Kontakt (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) grundsätzlich ein ähnliches Verhalten aufweisen, jedoch eine gewisse Streubreite in Bezug auf die Steifigkeiten und die Tragfähigkeiten vorhanden ist. Eine Tendenz innerhalb der M-Φ-Kurven aufgrund der unterschiedlichen Verstärkungen kann nicht beobachtet werden. Lediglich der unverstärkte Versuch sticht hierbei hervor, da dieser bereits auf einem deutlich niedrigerem Momentenniveau versagt.

Die Versuche der Serie T 4.X weisen eine geringere Steifigkeit und ein etwas niedrigeres Niveau des maximalen Moments auf.

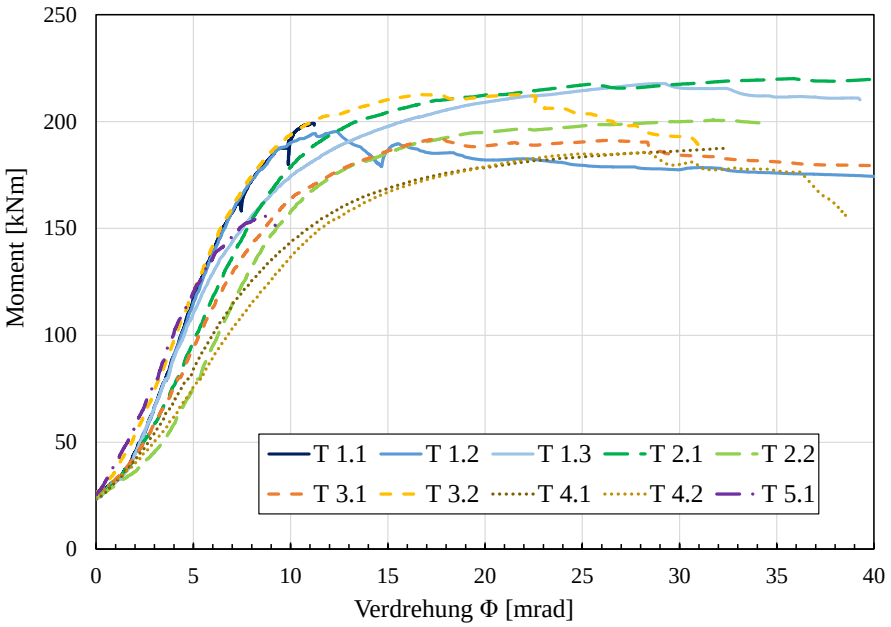


Abbildung 4.79: M-Φ-Diagramme Bauteilversuche; Anfangsschlupf der Kurven zur besseren Vergleichbarkeit entfernt.

Tabelle 4.15: Verdrehsteifigkeit $K_{\Phi,50\text{-}120}$ und maximales Moment M_{max} Bauteilversuche

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

In Tabelle 4.15 sind die ermittelten elastischen Steifigkeiten $K_{\Phi,50\text{-}120}$ im Bereich zwischen 50 kNm und 120 kNm und die maximalen Momente M_{max} für die einzelnen Versuche zusammengefasst. Die Abweichungen in den Steifigkeiten und maximalen Momenten werden auch durch die Darstellung in Abbildung 4.80 nochmals verdeutlicht.

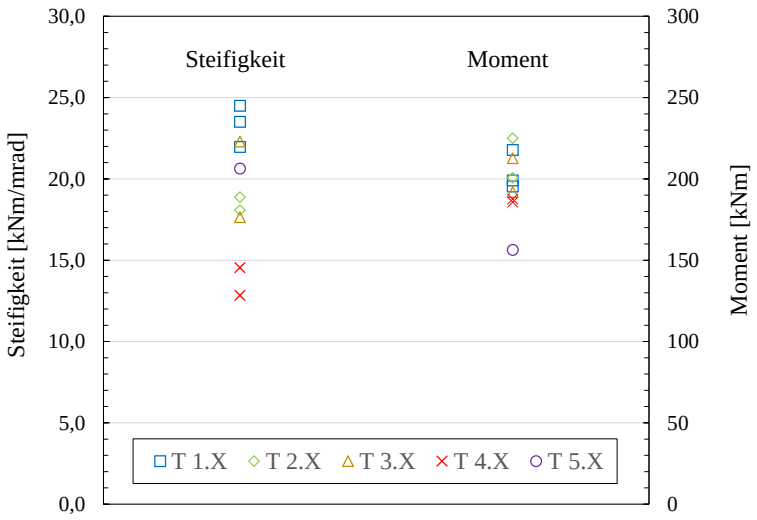


Abbildung 4.80: Rotationssteifigkeiten und maximale Momente Bauteilversuche

4.6 Zusammenfassung

Im Rahmen des Arbeitspakets B wurden umfangreiche Untersuchungen an einzelnen Komponenten sowie an großmaßstäblichen Bauteilversuchen durchgeführt. Vor allem die Komponente „Zug Verbindungsmittelgruppe“ wurde durch die Zerlegung in Versuche an einzelnen Verbindungsmitteln (Stabdübel, Bolzen), eine unterschiedliche Anordnung der Verstärkungen und unterschiedliche Belastungsrichtungen detailliert analysiert. Durch die Variation der Anzahl der Verbindungsmittel konnten zudem erste Aussagen zu Gruppeneffekten bei der Ermittlung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von Verbindungsmittelgruppen gemacht werden. Um allgemeingültige Regeln für weitere Verbindungsmitteldurchmesser und Schlankheiten des Verbindungsmittels aufstellen zu können sind jedoch weitere Untersuchungen nötig. Auch die Variation der Rohdichte und die Untersuchung von Kraft-Faser-Winkeln zwischen 0° und 90° sind dabei von Interesse. Die Ergebnisse der Komponentenversuche wurden in Form von Federkennlinien für die Verwendung im Rahmen der Komponentenmethode aufbereitet.

Die durchgeführten verstärkten Bauteilversuche wiesen allesamt ein erwartet duktiles Verhalten und große plastische Verdrehungen auf. In Abhängigkeit der Verstärkungsmaßnahmen traten sowohl in der Druckzone als auch in der Zugzone unterschiedlich stark ausgeprägte Querzugrisse auf. Vor allem die Rissbildung in der Druckzone war hierbei deutlich ausgeprägter als dies erwartet worden war. Trotz der unterschiedlichen Rissentwicklung aufgrund unterschiedlicher Verstärkung konnte keine sichere Tendenz bezüglich der maximalen Momente verschiedenen Versuchsserien festgestellt werden. Die Versuche mit einer Verbindungsmittelgruppe sowohl in der Zug- als auch in der Druckzone wiesen eine geringere Steifigkeit und Tragfähigkeit auf als die Versuche mit einer Übertragung der Druckkraft über Kontakt. Dies war aufgrund der deutlich geringeren Federsteifigkeit der VBM-Gruppe im Vergleich zur Druckfeder auf Kontakt zu erwarten. Die ermittelten Momenten-Rotations-Kurven der Bauteilversuche dienen in der Folge zur Verifikation des entwickelten Federmodells des Anschlusses Stützenfußpunkt.

5 AP C: Abgleich der Ergebnisse mit dem Komponentenmodell

5.1 Allgemeines

Im Folgenden wird in einem ersten Schritt das entwickelte Komponentenmodell vorgestellt und die Ermittlung der Momenten-Rotationskurve erläutert. Die so gewonnen M-Φ-Kurven werden anschließend mit den experimentell ermittelten Kurven verglichen und an diesen validiert.

In Kapitel 5.3 ist die Modellierung des Komponentenmodells in RSTAB beschrieben. Die mit diesem Modell gewonnenen Ergebnisse werden anschließend mit den Versuchen und dem analytischen Modell verglichen.

5.2 Komponentenmodell für den Anschluss Stützenfußpunkt

In Abbildung 5.1 ist der Anschluss Stützenfußpunkt unter einer reinen Momentenbeanspruchung im unverformten und verformten Zustand zu sehen. Das einwirkende Moment M kann dabei in eine Zugkomponente in der Verbindungsmittelgruppe und eine Druckkomponente im Kontaktbereich zerlegt werden. Aus der Umlenkung der Druckkraft, der Rotation der Verbindungsmittelgruppe und der Verdrängung des Holzes im Lochleibungsbereich der Verbindungsmittel entstehen im Anschlussbereich Querzugkräfte, die entweder durch das Holz selbst oder durch geeignete Verstärkungen aufgenommen werden müssen. Die Verdrehung Φ des Anschlusses ist jeweils als Winkel zwischen der Stirnfläche des Holzbauteils und dem Untergrund bzw. in den Versuchen der Stirnfläche des Stahlträgers definiert.

Der Knotenpunkt kann anschließend in das in Abbildung 5.2 dargestellte Federmodell überführt werden. Darin wird die Druckzone durch die Feder K_c (Holz auf Druck in Faserrichtung) und die Zugzone durch die Federn K_t (Stabdübelgruppe Zugbeanspruchung) und K_Φ (Stabdübelgruppe Rotation) modelliert. Die entstehenden Querzugkräfte werden durch die Verstärkungselemente aufgenommen und werden daher nicht explizit als eigene Komponente modelliert (siehe Abbildung 5.3). Das Last-Verformungsverhalten der einzelnen Federn wurde durch die in Kapitel 4.4 ermittelten Federkennlinien definiert.

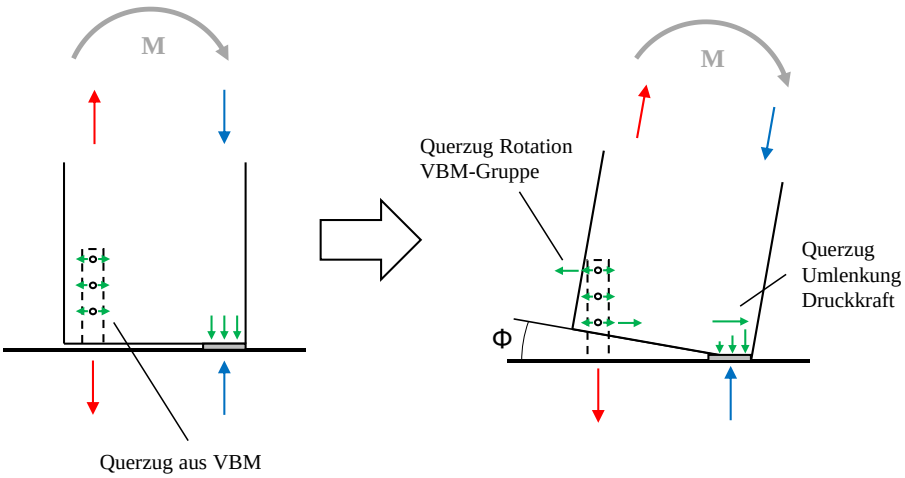


Abbildung 5.1: Entstehung von Querzugkräften im Anschluss Stützenfußpunkt

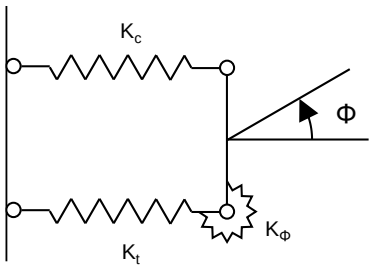


Abbildung 5.2: Federmodell Anschluss Stützenfußpunkt

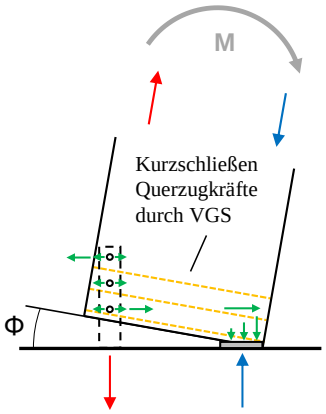


Abbildung 5.3: Wirkungsweise der Verstärkungsmaßnahmen

Die Last-Verformungseigenschaften der Komponente Stabdübelgruppe Zugbeanspruchung können grundsätzlich auf verschiedene Arten ermittelt werden. So können die Federeigenschaften der VBM-Gruppe direkt aus einem Versuch an der gesamten Gruppe ermittelt werden oder aus den Eigenschaften der einzelnen VBM kompiliert werden. Soll aus den Eigenschaften der einzelnen VBM eine Ersatzfeder gebildet werden, so müssen auftretende Gruppeneffekte berücksichtigt werden. Um einen Einfluss dieser Gruppeneffekte zu minimieren wurden in einem ersten Schritt daher die Last-Verformungseigenschaften aus den Versuchen an VBM-Gruppen für das Federmodell verwendet.

Die nichtlineare analytische Momenten-Rotationskurve aus dem Federmodell kann schrittweise für beliebige Verdrehungen mit der Hilfe des in Abbildung 5.4 dargestellten Vorgehens ermittelt werden. Dabei können die Kräfte $F_{t,n+1}$ und $F_{c,n+1}$ des nächsten Rechenschritts (n+1) mit Hilfe der Änderung der Verdrehung $\Delta\Phi$ und der Steifigkeiten der Zugzone $K_{t,n}$ und der Druckzone $K_{c,n}$ des aktuellen Rechenschritts ermittelt werden. Aus diesen aktualisierten Kräften und den zugehörigen Hebelarmen sowie dem Moment in der Verbindungsmittelgruppe aus Rotation $M_{VBM}(\Phi_{n+1})$ kann das Moment $M_{ges}(\Phi_{n+1})$ des Gesamtknotens ermittelt werden. Zuletzt werden mit den aktuellen Verformungen $s_{t,n+1}$ und $s_{c,n+1}$ die Steifigkeiten der Federn aktualisiert. Nachfolgend sind die einzelnen Rechenschritte im Detail erklärt.

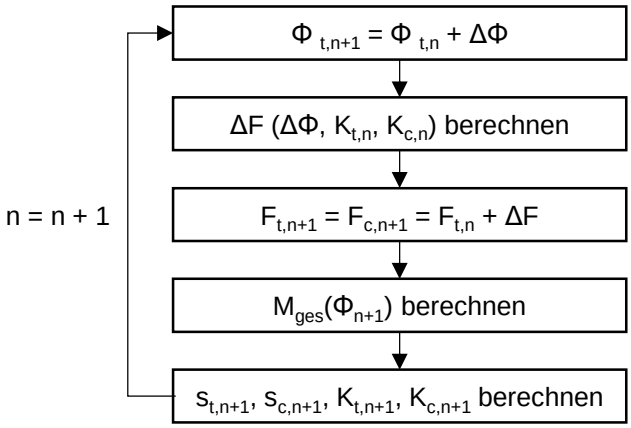


Abbildung 5.4: Ablaufdiagramm Ermittlung M-Φ-Kurve aus Federmodell

Die aktuelle Verformung der Zugzone $s_{t,n}$ ergibt sich aus dem Verdrehwinkel Φ, dem Abstand der Zug- und der Druckzone sowie der aktuellen Verformung der Druckzone $s_{c,n}$ nach Gleichung (5-1). Die Verformung der Druckzone $s_{c,n}$ kann dabei mit der aktuellen Druckkraft $F_{c,n}$ aus der Federkennlinie (FKL) der Druckzone bestimmt werden.

$$s_{\mathrm{t,n}} = \tan(\varphi_{\mathrm{n}}) \cdot (h_{\mathrm{t}} + h_{\mathrm{c}}) - s_{\mathrm{c,n}}\left(F_{\mathrm{c,n}}\right) \quad (5\text{-}1)$$

mit: $s_{\mathrm{c,n}}\left(F_{\mathrm{c,n}}\right)$ Verformung Druckzone aus aktueller Druckkraft und FKL

Die Änderung ΔF der Kräfte $F_{t,n}$ und $F_{c,n}$ kann aus der Änderung der Verdrehung, den Hebelarmen der Kräfte und den aktuellen Steifigkeiten berechnet werden.

$$\Delta F = \tan(\varphi_{\mathrm{n+1}} - \varphi_{\mathrm{n}}) \cdot (h_{\mathrm{t}} + h_{\mathrm{c}}) \cdot \left(\frac{1}{K_{\mathrm{t,n}}} + \frac{1}{K_{\mathrm{c,n}}}\right)^{-1} \quad (5\text{-}2)$$

mit:
- $K_{\mathrm{t,n}}$ Steifigkeit Zugfeder zum Rechenschritt n (aus FKL)
- $K_{\mathrm{c,n}}$ Steifigkeit Druckfeder zum Rechenschritt n (aus FKL)
- h_{t} Hebelarm der Zugzone (ab Mitte Schlitzblech)
- h_{c} Hebelarm der Druckzone
- $\varphi_{\mathrm{n+1}}$ Verdrehung Rechenschritt n+1
- φ_{n} Verdrehung aktueller Rechenschritt n

Die Federkräfte zum nächsten Rechenschritt $F_{t,n+1}$ und $F_{c,n+1}$ ergeben sich durch Addition der aktuellen Kraft $F_{t,n}$ mit der Änderung der Kraft ΔF. Die Änderung kann hierbei sowohl positive als auch negative Werte annehmen.

$$F_{\mathrm{t,n+1}} = F_{\mathrm{t,n}} + \Delta F \quad (5\text{-}3)$$

$$F_{\mathrm{c,n+1}} = F_{\mathrm{t,n+1}}$$

mit: $F_{\mathrm{t,n}}$ Zugkraft aktueller Rechenschritt (n)

Mit den Hebelarmen der Kraftanteile und dem aus der Verdrehung des Schlitzblechs resultierenden Moment $M_{VBM}(\Phi_{n+1})$ zum nächsten Rechenschritt ergibt sich das Gesamtmoment des Knotens zu:

$$M_{\mathrm{ges}}(\varphi_{\mathrm{n+1)}} = F_{\mathrm{t,n+1}} \cdot h_{\mathrm{t}} + F_{\mathrm{c,n+1}} \cdot h_{\mathrm{c}} + M_{\mathrm{VBM}}(\varphi_{\mathrm{n+1}}) \quad (5\text{-}4)$$

mit: $M_{\mathrm{VBM}}(\varphi_{\mathrm{n+1}})$ Moment Rotation VBM-Gruppe zum Rechenschritt n+1 aus FKL

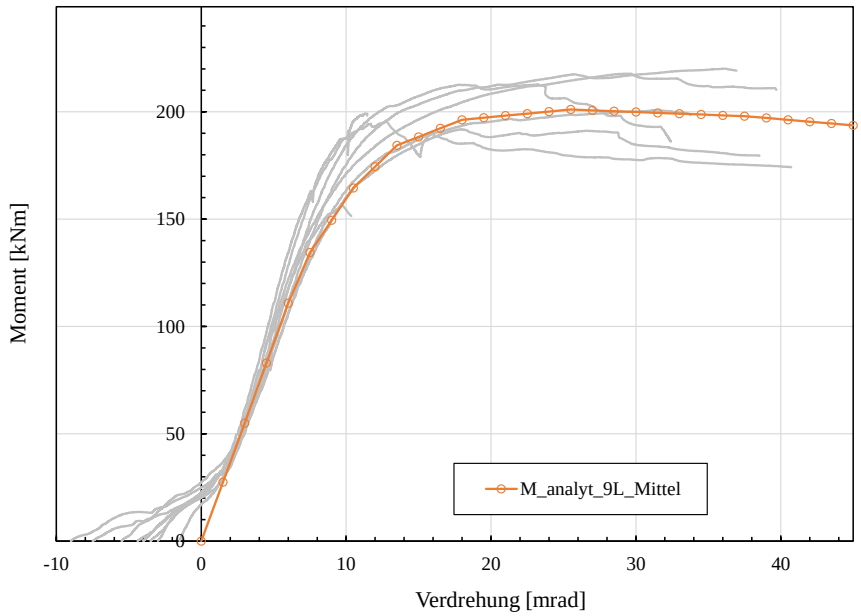


Abbildung 5.5: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) und Federmodell (Excel, 9-lineare Komponenteneigenschaften)

In Abbildung 5.5 sind die M-Φ-Kurven der Versuche T 1.X, T2.X, T 3.X und T 5.X in grau dargestellt. Die analytische Kurve wurde unter Ansatz einer 9-linearen Näherung der Mittelwerte der Komponenteneigenschaften erzeugt. Der Bereich des Anfangsschlupfs der Versuchskurven wurde entsprechend verschoben, da dieser im analytischen Modell nicht auftritt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Anfangssteifigkeiten und der maximalen Momente. Die analytische Kurve liegt dabei allerdings am unteren Rand der experimentell ermittelten maximalen Momente statt wie erwartet im Bereich des Mittelwerts. Eine Variation der Eingangsparameter erfolgt im Rahmen der Parameterstudie in Kapitel 6.

5.3 Modellierung in RSTAB

Alternativ zur erfolgten analytischen Modellierung in Excel wurde das Federmodell ebenfalls mit einem Stabwerkprogramm modelliert. Das in RSTAB (Version: RSTAB 8.16.01, DLUBAL Software GmbH) implementierte Federmodell des Anschlusses ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Die Last-Verformungseigenschaften der Federn in der Zug- und in der Druckzone sowie die Momenten-Rotationsbeziehung der Rotationsfeder wurden dabei nach den Federkennlinien aus den Komponentenversuchen gewählt.

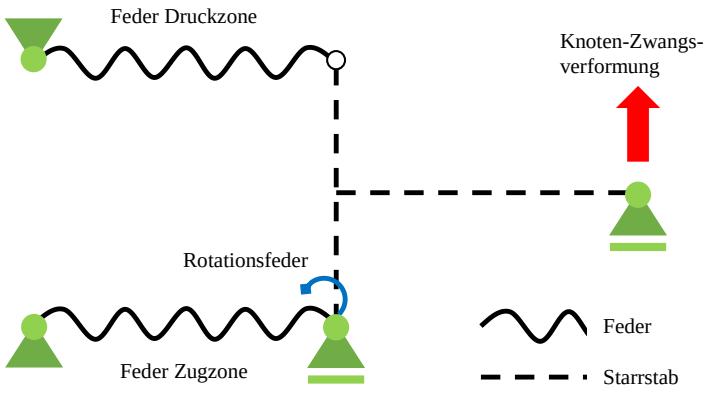


Abbildung 5.6: Federmodell RSTAB für den Anschluss mit Druckkontakt

Durch eine schrittweise Aufbringung einer Knoten-Zwangsverformung und der Auswertung der jeweils auftretenden Momente und Verdrehungen konnte eine M-Φ-Kurve für die jeweilige Anschlusskonfiguration ermittelt werden. Die mit Hilfe des RSTAB-Modells generierte M-Φ-Kurve zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchskurven (siehe Abbildung 5.7). Im Anfangsbereich liegt die Kurve im oberen Bereich der gemessenen Steifigkeiten, dafür wird im Übergangsbereich zwischen elastischer und plastischer Zone der Mittelwert der Versuche sehr gut getroffen. Das maximale Moment liegt im oberen Drittel der Versuchsergebnisse, was mit der Vernachlässigung von auftretenden Rissen innerhalb der Zugzone und einem einhergehenden Lastabfall erklärt werden kann.

Der Unterschied zwischen der analytischen Lösung aus Kapitel 5.2 und den Ergebnissen des RSTAB-Modells kann mit der rekursiven Lösung und der Verwendung eines Prediktorschritts, der nicht iterativ an die wahre Lösung angepasst wird, beim analytischen Modell erklärt werden. Dadurch hängt die Lösung sowohl von der Genauigkeit der verwendeten Eingangsparameter als auch von der verwendeten Schrittweite ab. In Abbildung 5.7 ist zu erkennen, dass für die analytische Lösung bei einer Abnahme der Auflösung der Komponenteneigenschaften (3-linear statt 9-linear) das vorhergesagte maximale Moment geringer ausfällt.

Je genauer die Komponenteneigenschaften abgebildet werden und je kleiner die Schrittweite der Berechnung gewählt wird, desto näher liegt die Lösung des analytischen Modells an der Lösung nach RSTAB. Für das RSTAB-Modell kann dagegen keine Abhängigkeit der Werte von der Auflösung der Komponenteneigenschaften beobachtet werden, auch wenn sich die Annäherung an die Versuchsergebnisse bei einem 3-linearen Ansatz im Vergleich zu einem 9-linearen natürlich abschnittsweise verschlechtert. Es wird daher empfohlen, eine analytische Lösung mit Hilfe iterativer Verfahren zu verwenden und dadurch die Genauigkeit der Ergebnisse zu erhöhen oder ein Stabwerkprogramm zu verwenden, das diese iterative Lösungsstrategie automatisch anwendet.

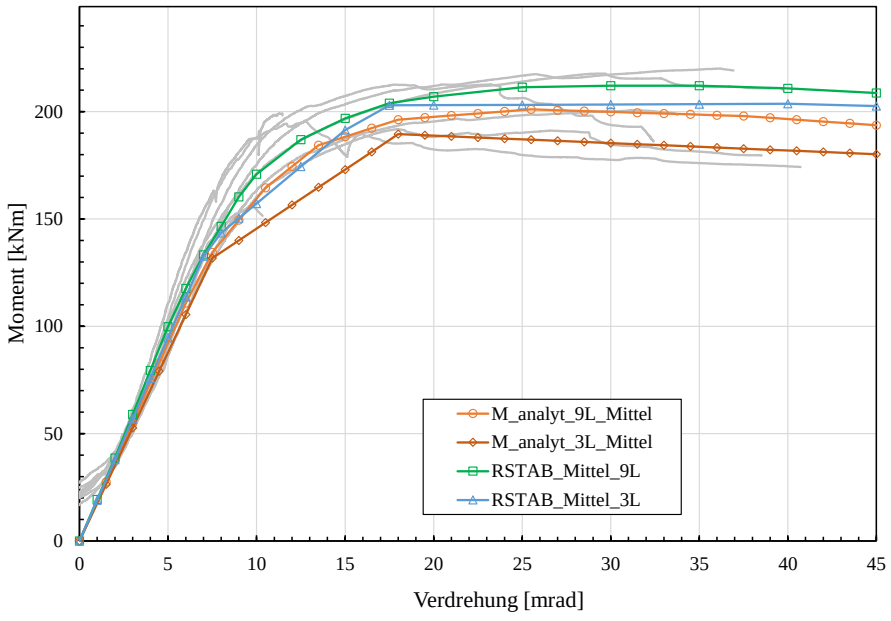


Abbildung 5.7: Vergleich der M-Φ-Kurven aus Versuchen (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X), nichtlinearem Federmodell (RSTAB, 9-lineare Komponenteneigenschaften) und analytischen Lösungen (9- und 3-lineare Komponenteneigenschaften)

Für den Anschluss mit einer Stabdübelverbindung in der Druckzone statt eines Druckkontakts konnte mit Hilfe eines ersten Modells ebenfalls eine sehr gute Übereinstimmung im elastischen Bereich erreicht werden (siehe Abbildung 5.8). Das maximale Moment dagegen wird durch das Modell deutlich überschätzt. Es wird vermutet, dass dies durch eine Nichtberücksichtigung einer Interaktion der Komponenten „Zug VBM-Gruppe in Faserrichtung“ und „Rotation VBM-Gruppe“ im Traglastbereich zu erklären ist. Untersuchungen von RAPP (2018) [41] haben gezeigt, dass eine Interaktion der beiden Belastungsrichtungen bei der Ermittlung der Traglasten nicht vernachlässigt werden sollte, da sich ein Fließen des Verbindungsmittels aus einer Belastung in eine Richtung (z.B. in Faserrichtung) auch auf die Traglast in eine andere Richtung (z.B. quer zur Faserrichtung) auswirkt. Eine Laststeigerung kann ab dem Erreichen des Fließens des Verbindungsmittels in keine Richtung mehr erfolgen. Zum Vergleich ist in Abbildung 5.8 ebenfalls die mit RSTAB ermittelte Kurve ohne die Anteile der Komponente „Rotation VBM-Gruppe“ dargestellt. Die Kurve liegt sowohl im Anfangsbereich, als auch im Traglastbereich deutlich unterhalb der Versuchskurven. Geht man von einem vollständigen Fließen der Verbindungsmittel ab einer Verdrehung von 15 mrad aus, so ergibt sich eine deutlich besser Approximation der Versuchskurven durch das Federmodell. Die Interaktion der beiden Komponenten sollte daher bei der weiteren Entwicklung des Modells bzw. bei der Entwicklung weiterer Modelle berücksichtig werden.

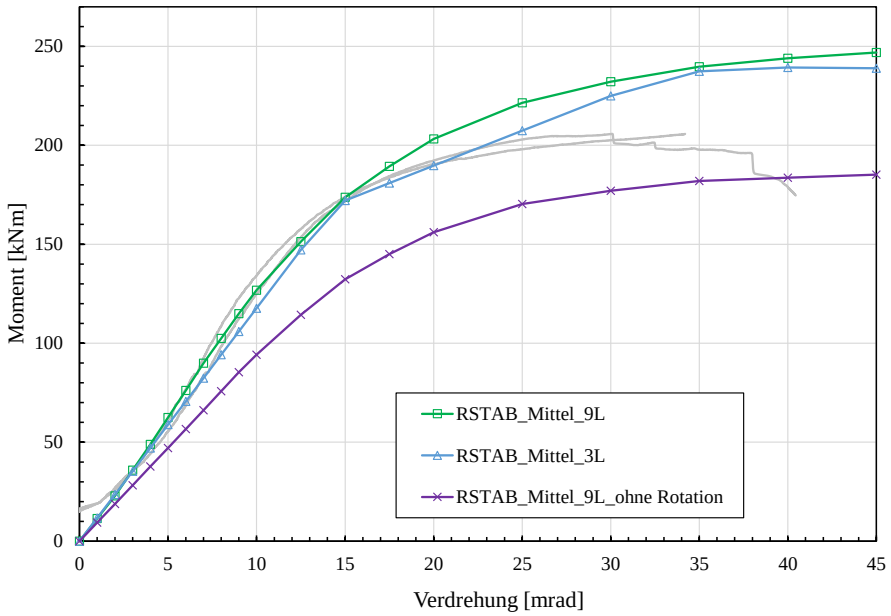


Abbildung 5.8: Vergleich der M-Φ-Kurven aus Versuchen (T 4.X), nichtlinearem Federmodell (RSTAB, 9- und 3-lineare Komponenteneigenschaften) und analytischen Lösungen (9- und 3-lineare Komponenteneigenschaften)

5.4 Zusammenfassung

Das entwickelte Komponentenmodell zeigt bei Verwendung der Mittelwerte der experimentell ermittelten Komponenteneigenschaften eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Mittelwert der Bauteilversuche. Es hat sich jedoch gezeigt, dass eine iterative Lösung des Modells, die zum Beispiel bei Stabwerkprogrammen bei der Lösung nichtlinearer Modelle zur Anwendung kommt, bessere Ergebnisse liefert. Eine Abhängigkeit der Lösung von der Schrittweite und der Genauigkeit der Eingangsparameter kann dadurch vermieden werden. Eine eventuelle Interaktion der einzelnen Komponenten sollte bei der Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens des Gesamtknotens berücksichtigt werden. Im folgenden Kapitel wird nun im Rahmen einer Parameterstudie untersucht, wie sich die Eigenschaften der einzelnen Komponenten auf die M-Φ-Kurve des Gesamtknotens auswirken.

6 AP D: Analytische und numerische Parameterstudien

6.1 Allgemeines

Im vorigen Kapitel wurden die unterschiedlichen verwendeten Berechnungsmodelle (analytisch und Stabwerkmodell) vorgestellt. Im Rahmen einer Parameterstudie soll nun der Einfluss verschiedener Eingangswerte auf die Momenten-Rotations-Kurve untersucht werden. Die variierten Parameter werden in Kapitel 6.2 vorgestellt, die Ergebnisse in Kapitel 6.3.

6.2 Variierte Parameter

Aufgrund der großen Streuung der Ergebnisse der Komponentenversuche, vor allem bei den ermittelten Steifigkeiten, wurden in einem ersten Schritt für die Berechnung der M-Φ-Kurven die Randkurven aus den Versuchen angesetzt. Das bedeutet, dass für jede Versuchsserie der Komponenteneigenschaften jeweils die Minimal- bzw. Maximalwerte aus den normierten Versuchskurven angesetzt wurden. Dadurch kann jeweils eine Abschätzung einer oberen und unteren Begrenzung der zur erwartenden M-Φ-Kurven berechnet werden. Es ist zu erwarten, dass sich die experimentell ermittelten Versuchskurven innerhalb dieses Streubandes bewegen.

Der Einfluss der Detaillierung der Komponenteneigenschaften wurde bereits in Kapitel 5.3 erwähnt und ist in Kapitel 6.3.2 nochmals ausführlich dargestellt. Dazu wurden die Komponenteneigenschaften jeweils mit einem 3-linearen sowie einem 9-linearen Ansatz angenähert.

Der Einfluss der jeweiligen Komponenteneigenschaften auf das Gesamttragverhalten wird in Kapitel 6.3 genauer untersucht. Dabei werden Grenzwertbetrachtungen durchgeführt und Aussagen zum Einfluss von Streuungen getroffen.

6.3 Ergebnisse

6.3.1 Minimal- und Maximalwerte Komponenteneigenschaften

Um den Einfluss der Streuung innerhalb der Komponenteneigenschaften auf die M-Φ-Kurven zu quantifizieren, wurden bei der Ermittlung der Kurve *RSTAB_Min_9L* die minimalen Werte der experimentell ermittelten Last-Verformungseigenschaften der jeweiligen Komponenten verwendet. Bei der Kurve *RSTAB_Max_9L* kamen entsprechend die maximalen Werte zum Einsatz. In Abbildung 6.1 sind die mit Hilfe des RSTAB-Modells ermittelte Minimal- Maximal- und Mittelwertkurve und die Versuchskurven für die Versuchsserien mit Druckkontakt gegeben. Man erkennt, dass die Minimal- und die Maximalkurve gut den Streubereich der Versuchskurven abdecken. Die erreichten Momente entsprechen gut den Versuchsergebnissen solange kein Spalten innerhalb der Zugzone auftritt. Ab einer Verdrehung von ca. 15 mrad tritt bei einigen Versuchen ein zunehmendes Aufspalten in der Zugzone auf wodurch die Momententragfähigkeit nicht weiter gesteigert werden kann bzw. sogar abfällt. Im Bereich der Anfangssteifigkeit fällt die Streuung der Bauteilversuche deutlich geringer aus als der durch die Minimal- und Maximalwerte der Komponenteneigenschaften mögliche Bereich.

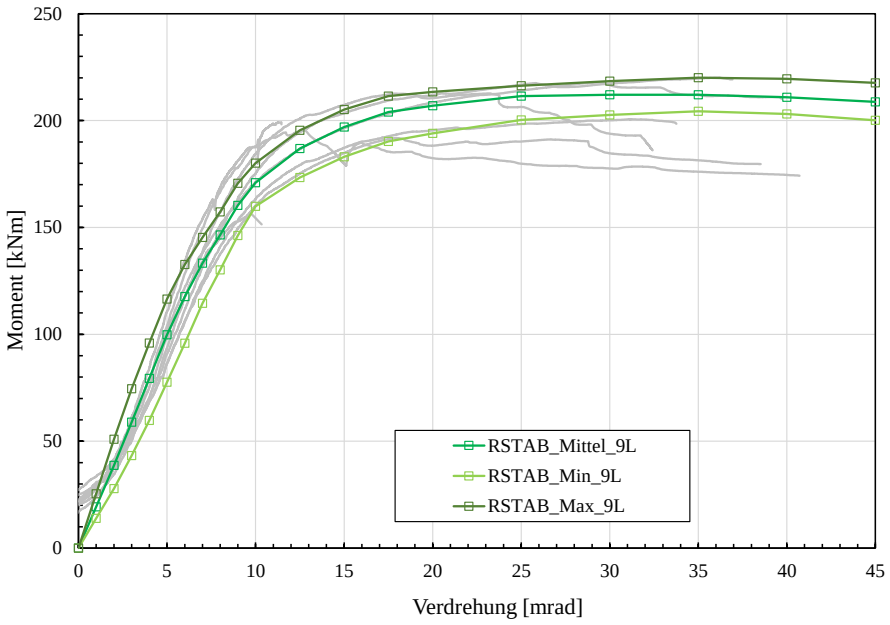


Abbildung 6.1: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) und Federmodell (RSTAB, 9-lineare Komponenteneigenschaften)

Für die Anschlüsse mit jeweils zwei Verbindungsmittelgruppen werden die maximalen Momente erneut überschätzt und auch durch den Ansatz der Minimalwerte aus den Komponentenversuchen nicht abgedeckt (siehe Abbildung 6.2). Der Streubereich der Steifigkeiten der Versuche ist wiederum deutlich geringer als der durch das Modell mögliche Bereich.

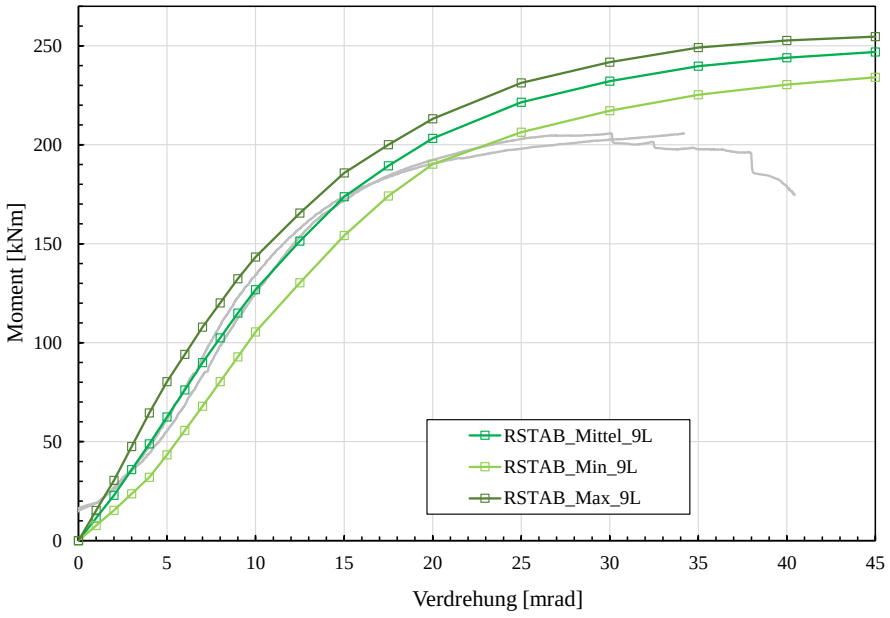


Abbildung 6.2: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 4.X) und Federmodell (RSTAB, 9-lineare Komponenteneigenschaften)

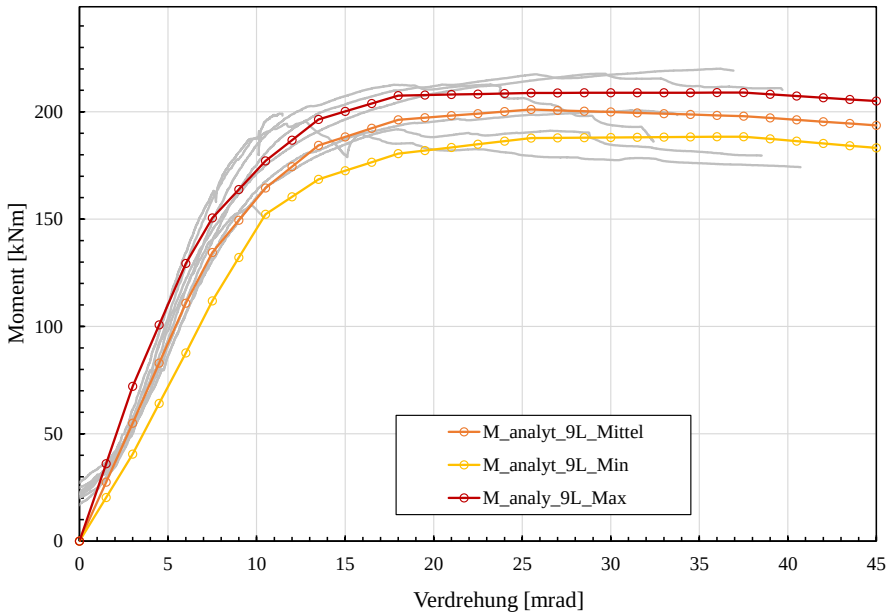


Abbildung 6.3: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) und Federmodell (Excel, 9-lineare Komponenteneigenschaften)

Für das analytische Modell ergeben sich für eine Verwendung der Maximal- und Minimalwerte der Komponenteneigenschaften die in Abbildung 6.3 dargestellten Kurven. Die bereits bei der Mittelwertkurve beobachtete Unterschätzung des maximalen Moments zeigt sich auch bei den Maximal- und Minimalkurven, auch wenn die Abdeckung der Versuchsergebnisse im Bereich der Momententragfähigkeit durchaus als gut zu bezeichnen ist. Die Anfangssteifigkeit der Versuche wird bei Ansatz der Minimalwerte deutlich unterschätzt und liegt im Bereich zwischen der Mittel- und der Maximalwertkurve.

6.3.2 Einfluss Detaillierung Komponenteneigenschaften

Der Einfluss der Detaillierung der Komponenteneigenschaften soll am Vergleich der M-Φ-Kurven unter Verwendung eines 9-linearen und eines 3-linearen Ansatzes der Komponenteneigenschaften verdeutlicht werden. Die Anzahl und der Ort der Auswertungspunkte der jeweiligen M-Φ-Kurven wurden dabei nicht verändert. In Abbildung 6.4 sind die Minimal-, Mittel-, und Maximalwert-Kurven unter Verwendung eines 3- und eines 9-linearen Ansatzes dargestellt. Der 3-lineare Ansatz in den Komponenteneigenschaften lässt sich auch in den M-Φ-Kurven des Gesamtknotens deutlich erkennen. Der 9-lineare Ansatz wird durch den 3-linearen Ansatz stets punktweise exakt ermittelt, dazwischen erfolgt eine Annäherung über die Sekantensteifigkeiten. Im Bereich der Anfangssteifigkeit ergibt sich erwartungsgemäß nur ein geringer Genauigkeitsgewinn durch den 9-linearen Ansatz. Die maximalen Momente werden durch den 3-linearen Ansatz stets niedriger angegeben als durch den 9-linearen Ansatz. Der 3-lineare Ansatz ist somit stets konservativer als der 9-lineare.

Das gleiche Ergebnis ergibt sich auch für den Anschluss mit zwei Schlitzblechen und dieser ist daher an dieser Stelle nicht gesondert aufgeführt.

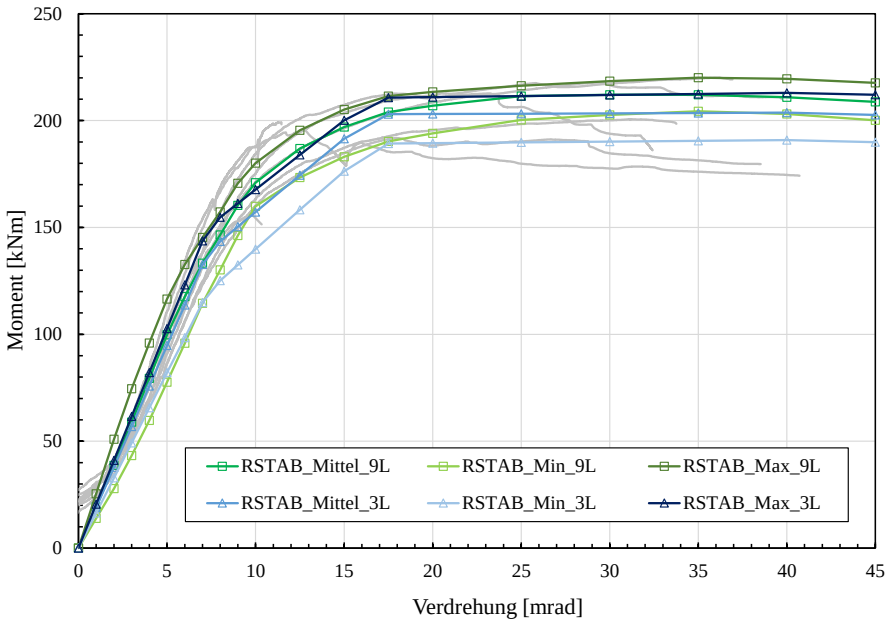


Abbildung 6.4: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) und Federmodell (RSTAB, 3-lineare Komponenteneigenschaften)

Für das analytische Modell kann eine deutliche Auswirkung der Detaillierung der Komponenteneigenschaften beobachtet werden, siehe Abbildung 6.5. Die M-Φ-Kurven mit einem 3-linearen Ansatz treffen, im Gegensatz zu den Ergebnissen aus der RSTAB-Modellierung, die Kurven aus dem 9-linearen Ansatz nicht mehr punktweise, sondern liegen teils deutlich unter diesen. Insgesamt ist eine deutliche Abnahme der mit Hilfe des 3-linearen Ansatzes vorgesagten Momententragfähigkeit gegenüber dem 9-linearen Ansatz zu beobachten. Die Abdeckung der Versuchsergebnisse durch die 3-linearen Kurven ist deutlich schlechter als durch die 9-linearen Kurven. Es wird daher empfohlen, entweder ein analytisches Modell zu verwenden, das von der Detaillierung der Eingangswerte unabhängig ist, oder die Eingangswerte in Bereichen großer Nichtlinearitäten möglichst detailliert abzubilden.

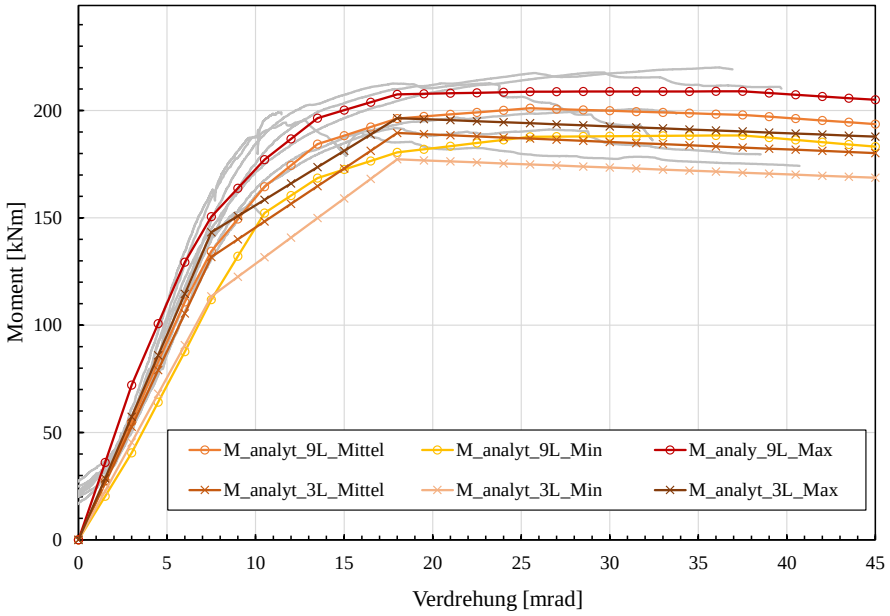


Abbildung 6.5: Vergleich M-Φ-Kurven Versuche (T 1.X, T 2.X, T 3.X, T 5.X) und Federmodell (Excel, 3-lineare Komponenteneigenschaften)

6.3.3 Einfluss der einzelnen Komponenten auf das Gesamttragverhalten

Der Einfluss der einzelnen Komponenten auf das Gesamttragverhalten des Anschlusses wird im Folgenden durch die Variation der jeweiligen Komponentensteifigkeiten verdeutlicht. Die Tragfähigkeit der Komponenten wird jeweils nicht verändert.

Variiert man die Steifigkeit der Feder in der Druckzone so ergeben sich die in Abbildung 6.6 dargestellten M-Φ-Kurven. Die mit den mittleren Komponenteneigenschaften und einem 9-linearen Ansatz mit RSTAB ermittelte M-Φ-Kurve, die jeweils als Vergleichskurve herangezogen wird, ist grün.

Man erkennt, dass eine Reduzierung der Steifigkeit in der Druckzone um den Faktor 10 eine relativ geringe Auswirkung auf die M-Φ-Kurve des Gesamtknotens hat. Erst wenn man die Steifigkeit um den Faktor 50 bzw. 250 reduziert, kann eine deutliche Abnahme der Anfangssteifigkeit beobachtet werden. Eine Erhöhung der Drucksteifigkeit dagegen zeigt in keinem Fall eine relevante Änderung des Momenten-Rotations-Verhaltens des Gesamtknotens, da hierbei immer die Zugzone maßgebend wird. Somit hat die Steifigkeit der Druckzone für diesen Anschluss nur einen geringen Einfluss auf dessen Gesamttragverhalten und die auftretenden Streuungen haben nahezu keine Auswirkungen.

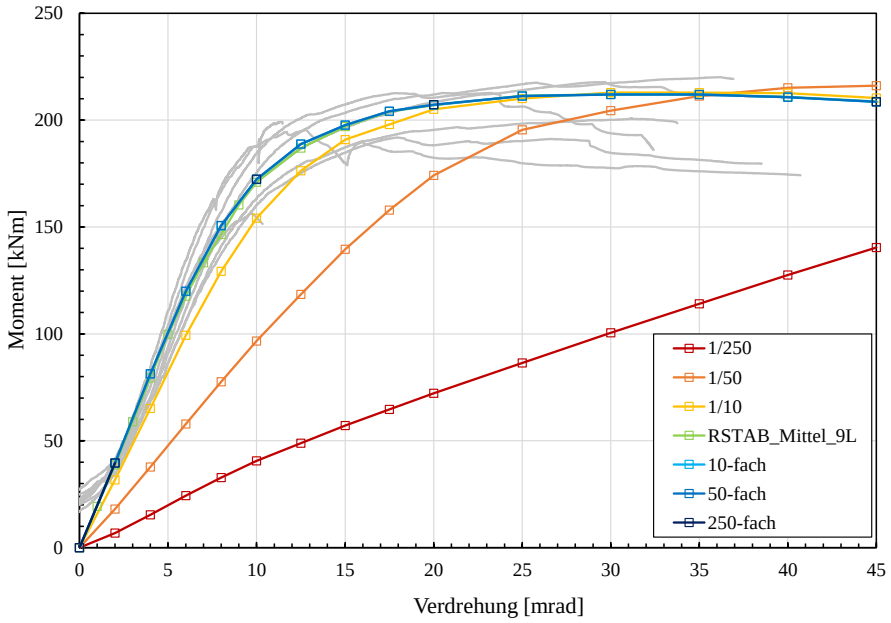


Abbildung 6.6: Variation der Federsteifigkeit in der Druckzone

Eine Variation der Steifigkeit in der Zugzone dagegen hat deutlichen Einfluss auf die resultierende M-Φ-Kurve (siehe Abbildung 6.7). Eine Reduzierung der Steifigkeit in der Zugzone um ein Drittel führt bereits zu einer Reduzierung der Anfangssteifigkeit der M-Φ-Kurve um 25 %. Viertelt man die Steifigkeit der Zugzone führt dies zu einer Reduktion der Anfangssteifigkeit um 65 %. Auch eine Erhöhung der Steifigkeiten wirkt sich direkt auf die M-Φ-Kurve aus. So führt eine um ein Drittel höhere Steifigkeit in der Zugzone zu einer 17 % höheren Anfangssteifigkeit der M-Φ-Kurve, eine Verdopplung der Zugzonensteifigkeit zu einer 31 % höheren Anfangssteifigkeit. Neben der Steifigkeit verändert sich mit zunehmender Zugzonensteifigkeit allerdings auch das aufnehmbare Moment, da durch die Erhöhung der Steifigkeit auch der abfallende Ast nach Erreichen der Maximallast der VBM-Gruppe ein größeres Gefälle aufweist. Das Gesamtmoment des Anschlusses fällt daher nach Erreichen des maximalen Moments deutlich stärker ab als zuvor. Das Last-Verformungsverhalten der Zugzone hat somit einen entscheidenden Einfluss auf das Momenten-Rotationsverhalten des Gesamtknotens.

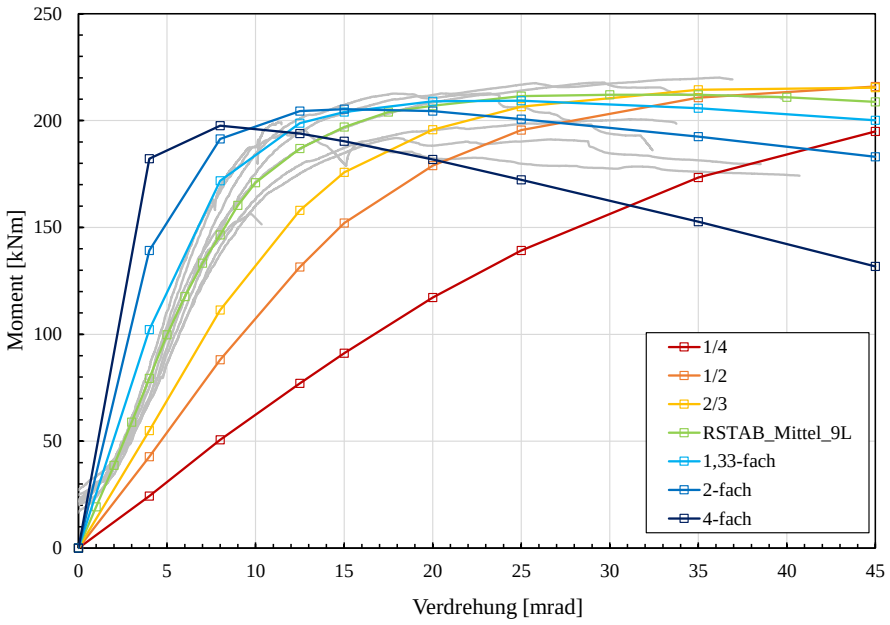


Abbildung 6.7: Variation der Federsteifigkeit der Komponente „Zug VBM-Gruppe“

Eine Erhöhung bzw. Verringerung der Rotationssteifigkeit der Komponente „Rotation VBM-Gruppe“ wirkt sich direkt auf die M-Φ-Kurve aus. Allerdings führt eine Verringerung der Komponentensteifigkeit um den Faktor 10 lediglich zu einer Verringerung der Steifigkeit des Gesamtknotens um ca. 7 % und eine Erhöhung um den Faktor 10 zu einer Erhöhung um 17 %. Eine weitere Abminderung der Komponentensteifigkeit führt nur in geringem Umfang zu einer weiteren Abnahme der Gesamtsteifigkeit des Knotens. In Abbildung 6.8 sind die M-Φ-Kurven für die entsprechenden Varianten mit einer erhöhten bzw. verringerten Steifigkeit der Rotationskomponente gegeben.

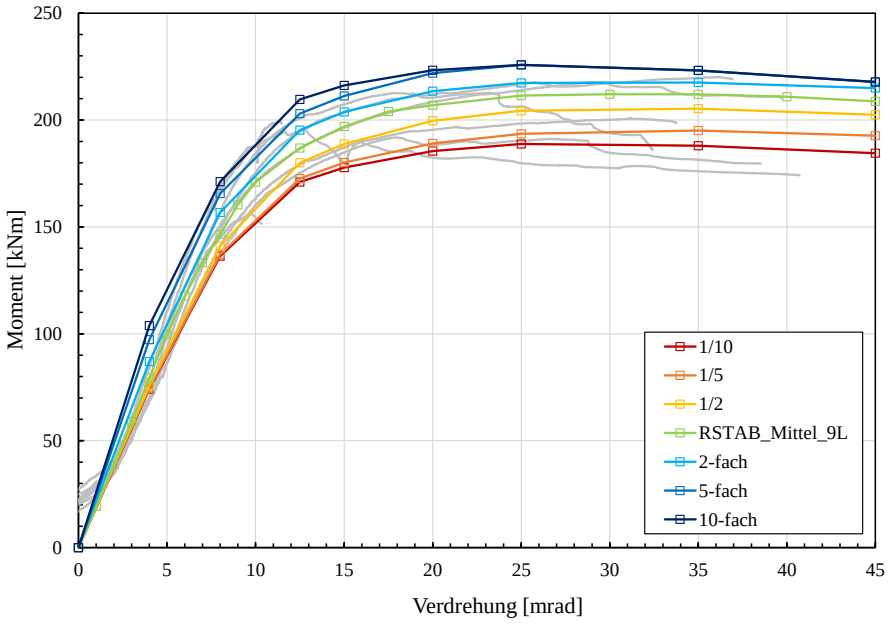


Abbildung 6.8: Variation der Federsteifigkeit der Komponente „Rotation VBM-Gruppe“

6.4 Zusammenfassung

Durch die durchgeführte Parameterstudie konnte der Einfluss einzelner Komponenten auf die Momenten-Rotations-Kurve des Gesamtknotens herausgearbeitet werden. Durch den Ansatz der experimentell ermittelten Minimal- und Maximalkurven aus den Komponentenversuchen konnte der Streubereich der maximalen Momente der Bauteilversuche sehr gut abgebildet werden. Die Steifigkeit der Bauteilversuche dagegen weist eine deutlich geringere Streuung auf als dies aufgrund der Minimal- und Maximalkurven aus den Komponentenversuchen möglich wäre.

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

Die Federeigenschaften der Rotationsfeder der VBM-Gruppe haben zwar einen direkten Einfluss auf die Verdrehsteifigkeit des Gesamtknotens, allerdings ist dieser nach unten stark begrenzt. Es zeigte sich, dass eine Interaktion der Federeigenschaften innerhalb der VBM-Gruppe (Zugfeder, Rotationsfeder) bei großen Ausnutzungsgraden und einem gewünschten Plastizieren nicht vernachlässigt werden sollte. Dies kann entweder dadurch eine Kopplung der Federeigenschaften realisiert werden oder dadurch, dass die VBM-Gruppe in einzelne Verbindungsmittel aufgeteilt wird. Im elastischen Anfangsbereich dagegen ist bereits mit einer getrennten Betrachtung eine gute Vorhersage möglich

Im folgenden Kapitel wird anhand eines Bemessungsbeispiels die Anwendung der bisherigen Erkenntnisse aufgezeigt.

7 AP E: Musterstatik und Bemessungsbeispiel

7.1 Allgemeines

In diesem Kapitel wird der im Rahmen dieses Forschungsvorhabens untersuchte Anschluss eines Stützenfußpunktes beispielhaft bemessen. Dabei wurden lediglich Hilfsmittel eingesetzt, die prinzipiell jedem Ingenieur zur Verfügung stehen sollten. Die Ermittlung der Schnittgrößen erfolgt mit Hilfe eines Stabwerkprogramms, die Bemessung erfolgt soweit möglich nach der aktuellen Version der DIN EN 1995-1-1 [15].

Bei der Ermittlung der Design-Werte der Federkennline wurde zwischen zwei Varianten unterschieden. Zum einen wurde lediglich eine Abminderung der Tragfähigkeit F_k durch den Teilsicherheitsbeiwert γ_M vorgenommen, zum anderen wurden, wie nach DIN EN 1995-1-1 [15] vorgeschrieben, sowohl die Tragfähigkeit F_k als auch die Steifigkeit K_k abgemindert.

7.2 Erstellung Federmodell

Die M-Φ-Kurve des Anschlusses wird mit Hilfe des Stabwerksprogramms RSTAB (Version: RSTAB 8.16.01, DLUBAL Software GmbH) ermittelt. Das Modell entspricht dabei dem in Kapitel 5.3 verwendeten Modell, die Maße können Abbildung 7.1 entnommen werden.

Der Hebelarm zwischen der Zug- und der Druckzone wird konstant zu 0,42 m angenommen (Mitte VBM-Gruppe bis Mitte Druckzone). Die Ermittlung der verwendeten Eigenschaften der einzelnen Federn ist in Kapitel 7.3 beschrieben. Durch eine schrittweise Aufbringung der Knotenzwangsverformung kann eine beliebig detaillierte M-Φ-Kurve des Anschlusses generiert werden.

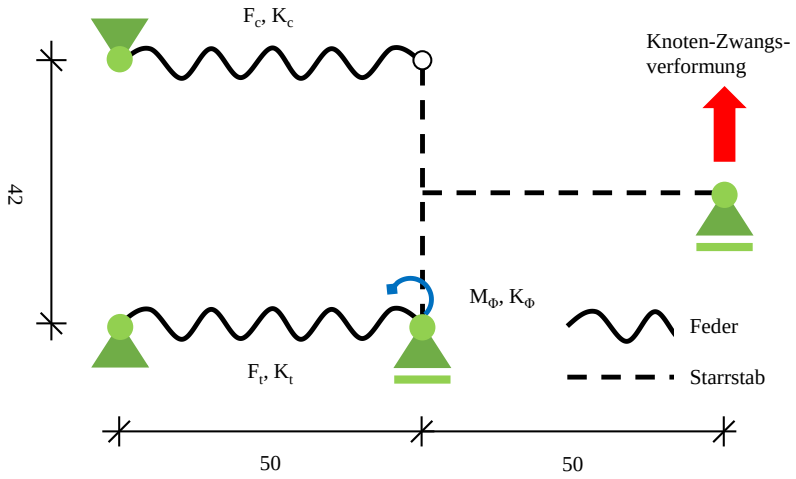


Abbildung 7.1: RSTAB-Modell zur Ermittlung der M-Φ-Kurve des Anschlusses, Maße in [cm]

7.3 Ermittlung Federkennwerte

7.3.1 Druckzone

Die Ermittlung der Federkennwerte der Druckzone kann auf unterschiedlich komplexe Art und Weise erfolgen. Die Parameterstudie in Kapitel 6 hat gezeigt, dass eine Variation der Druckzoneneigenschaften nur einen geringen Einfluss auf die M-Φ-Kurve des Gesamtknotens hat. Die Annahme einer unendlich großen Steifigkeit in der Druckzone wäre daher zu rechtfertigen und führt in diesem Fall zu ähnlichen Ergebnissen. Für das Bemessungsbeispiel wurde die Federkennline der Druckzone allerdings genauer ermittelt.

In einem ersten Schritt wurde die von der Druckzone unter Annahme einer dreiecksförmigen Spannungsverteilung aufnehmbare Kraft bei Beginn des Fließens in der Randfaser ermittelt. Diese ergibt sich zu:

$$F_{c,k} = 0{,}5 \cdot A \cdot f_{c,0,k} = 0{,}5 \cdot 180\ \text{mm} \cdot 240\ \text{mm} \cdot 24 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} = 518{,}4\ \text{kN} \quad (7\text{-}1)$$

mit: $f_{c,0,k}$ Druckfestigkeit GL 24h nach DIN EN 14080 [17]

A Fläche der Druckzone

Die Steifigkeit der Druckzone wurde über den mittleren E-Modul $E_{0,g,mean}$, eine effektive Fläche der Druckzone und einer mitwirkenden Länge L ermittelt. Die am Lastabtrag mitwirkende Länge L der Druckzone wurde analog zum Stahlbetonbau gleich der Höhe der Druckzone angenommen. Mit einem Lastausbreitungswinkel in Faserrichtung von 15°, wie er in der nächsten Generation des Eurocode 5 voraussichtlich bei Auflagerverstärkungen mit Vollgewindeschrauben angesetzt werden darf, ergibt sich die effektive Fläche der Druckzone zu:

$$\begin{aligned} A_{ef} &= b \cdot h_{ef} = b \cdot h \cdot (1 + \tan(15°)) = 240\ \text{mm} \cdot 180\ \text{mm} \cdot (1 + \tan(15°)) \\ &= 54.775\ \text{mm}^2 \end{aligned} \quad (7\text{-}2)$$

mit: h Höhe der Druckzone

b Breite der Druckzone

Die charakteristische mittlere Steifigkeit $K_{c,k}$ der Druckzone ergibt sich somit zu:

$$K_{c,k} = \frac{A_{ef} \cdot E_{0,g,mean}}{L} = \frac{0{,}05478\ \text{m}^2 \cdot 11.500\ \text{N/mm}^2}{180\ \text{mm}} = 3.499{,}54\ \text{kN/mm} \quad (7\text{-}3)$$

Die 3-lineare charakteristische Federkennlinie ergibt sich aus der Tragfähigkeit und der Steifigkeit dann wie folgt:

$$F_1 = \frac{4}{5} \cdot F_{c,k} = \frac{4}{5} \cdot 518{,}4 \text{ kN} = 414{,}7 \text{ kN} \qquad w_1 = \frac{F_1}{K_{c,k}} = 0{,}01 \text{ mm} \qquad (7\text{-}4)$$

$$F_2 = F_{c,k} = 518{,}4 \text{ kN} \qquad w_2 = \frac{F_2}{2/3 \cdot K_{c,k}} = 0{,}22 \text{ mm}$$

$$F_3 = F_{c,k} = 518{,}4 \text{ kN} \qquad w_3 = 0{,}5 \text{ mm}$$

7.3.2 Zugbeanspruchung VBM-Gruppe

Die Federeigenschaften der VBM-Gruppe auf Zug werden aus den Werten der einzelnen Verbindungsmittel aufsummiert. Eine effektive Anzahl wird aufgrund der Verstärkung mit Vollgewindeschrauben weder bei der Tragfähigkeit noch bei der Steifigkeit berücksichtigt. Die Tragfähigkeit $F_{t,k}$ der VBM-Gruppe kann somit wie folgt ermittelt werden:

$$F_{t,k} = 2 \cdot F_{v,Rk,B} + 8 \cdot F_{v,Rk,SD} = 2 \cdot 53{,}83 \text{ kN} + 8 \cdot 42{,}23 \text{ kN} = 445{,}5 \text{ kN} \qquad (7\text{-}5)$$

mit: $F_{v,Rk,B}$ Charakteristische Tragfähigkeit Bolzen nach DIN EN 1995-1-1 [15]

$F_{v,Rk,SD}$ Charakteristische Tragfähigkeit Stabdübel nach DIN EN 1995-1-1 [15]

Die Steifigkeit der VBM-Gruppe wird analog den Angaben nach DIN EN 1995-1-1 [15] ermittelt. Allerdings haben die Komponentenversuche gezeigt, dass die Steifigkeit nach Norm die tatsächlich vorhandene Steifigkeit deutlich überschätzt, daher wird die ermittelte Steifigkeit um 50 % abgemindert. Es wird erwartet, dass in der nächsten Generation des Eurocode 5 eine entsprechende Anpassung der normativen Regelungen vorgenommen werden wird.

$$K_{t,k} = \frac{\rho_k{}^{1,5} \cdot d}{23} \cdot 2 \cdot n_{SF} \cdot n_{VBM} \cdot 50\,\% = \frac{(420 \text{ kg/m}^3)^{1,5} \cdot 16 \text{ mm}}{23} \cdot 2 \cdot 2 \cdot 10 \cdot 50\,\% \qquad (7\text{-}6)$$

$$= 119{,}756 \text{ kN/mm}$$

mit: ρ_k Charakteristische Rohdichte nach DIN EN 14080 [17] in [kg/m³]

d Durchmesser des Verbindungsmittels in [mm]

n_{SF} Anzahl Scherfugen

n_{VBM} Anzahl Verbindungsmittel

Die 3-lineare charakteristische Federkennlinie ergibt sich aus der Tragfähigkeit und der Steifigkeit dann wie folgt:

$$F_1 = \frac{2}{3} \cdot F_{t,k} = \frac{2}{3} \cdot 445{,}5\ \text{kN} = 297{,}0\ \text{kN} \qquad w_1 = \frac{F_1}{K_{t,k}} = 2{,}5\ \text{mm} \qquad (7\text{-}7)$$

$$F_2 = F_{t,k} = 445{,}5\ \text{kN} \qquad w_2 = \frac{F_2}{2/3 \cdot K_{t,k}} = 5{,}6\ \text{mm}$$

$$F_3 = F_{t,k} = 445{,}5\ \text{kN} \qquad w_3 = 30\ \text{mm}$$

7.3.3 Rotation VBM-Gruppe

Die Komponente Rotation VBM-Gruppe kann durch eine Berücksichtigung der unterschiedlichen Steifigkeiten und Tragfähigkeiten in Abhängigkeit der Faserrichtung und der Anordnung der einzelnen Verbindungsmittel ermittelt werden. Dies erfordert jedoch ein iteratives Vorgehen, was im Hinblick auf eine praxisnahe Anwendung einen relativ großen Aufwand darstellt. Vereinfacht wird im Folgenden daher die Drehfedersteifigkeit nach den Regeln der Mechanik für eine elastische isotrope Lagerung der VBM ermittelt. Die Nichtlinearität der Kurve wird dabei, wie bei den anderen Komponenten auch, über eine abschnittsweise pauschale Verringerung der Steifigkeit berücksichtigt. Eine Unterscheidung der Steifigkeit parallel und senkrecht zur Faser wird nicht vorgenommen, jedoch wird wiederum die um 50 % abgeminderte Normsteifigkeit verwendet.

Das polare Trägheitsmoment I_p der Verbindungsmittelgruppe kann wie folgt ermittelt werden:

$$I_p = 4 \cdot (80\ \text{mm})^2 + 4 \cdot (160\ \text{mm})^2 4 \cdot (30\ \text{mm})^2 = 137.000\ \text{mm}^2 \qquad (7\text{-}8)$$

Die elastische Rotationssteifigkeit K_Φ kann mit der Steifigkeit K_{ser} pro Verbindungsmittel wie folgt bestimmt werden:

$$K_\varphi = 137.000\ \text{mm}^2 \cdot 11{,}976 \frac{\text{kN}}{\text{mm}} = 137.000\ \text{mm}^2 = 1.640\ \text{kNm/rad} \qquad (7\text{-}9)$$

Das Moment, ab dem die Verbindungsmittel ins Fließen kommen, wird mit der Tragfähigkeit der Stabdübel quer zur Faserrichtung (α = 90°) ermittelt. Diese ergibt sich nach DIN EN 1995-1-1 [15] aus der Tragfähigkeit in Faserrichtung durch Division mit dem Faktor k_{90}, der sich für Nadelholz und einen Verbindungsmitteldurchmesser von 16 mm zu 1,59 ergibt. Die Tragfähigkeit der Stabdübel quer zur Faserrichtung beträgt somit 42,23 kN / 1,59 = 26,56 kN. Das maximale Moment der VBM-Gruppe kann damit wie folgt ermittelt werden:

$$M_{max} = F_{v,Rk,90} \cdot \frac{I_p}{x_{max}} = 26{,}56\ \text{kN} \cdot 137.000 \frac{\text{mm}^2}{160}\text{mm} = 22{,}74\ \text{kNm} \qquad (7\text{-}10)$$

mit: x_{max} Abstand in Faserrichtung des äußeren VBM zum Schwerpunkt der VBM-Gruppe

Die 3-lineare charakteristische Federkennlinie ergibt sich aus dem maximalen Moment und der Verdrehsteifigkeit dann wie folgt:

$$M_1 = \frac{2}{3} \cdot M_{\max} = \frac{2}{3} \cdot 22{,}74\ \text{kNm} = 15{,}16\ \text{kNm} \qquad \varphi_1 = \frac{M_1}{K_\varphi} = 9{,}24\ \text{mrad} \qquad (7\text{-}11)$$

$$M_2 = M_{\max} = 22{,}74\ \text{kNm} \qquad \varphi_2 = \frac{M_2}{2/3 \cdot K_\varphi} = 20{,}79\ \text{mrad}$$

$$M_3 = M_2 + \frac{1}{20} \cdot K_\varphi \cdot (\varphi_3 - \varphi_2) = 29{,}24\ \text{kNm} \qquad \varphi_3 = 100\ \text{mrad}$$

7.3.4 Zusammenfassung

Die ermittelten Federkennlinien für die Druck- und die Zugzone sind in Abbildung 7.2 zusammengefasst, die Federkennlinien der Rotationsfeder in Abbildung 7.3.

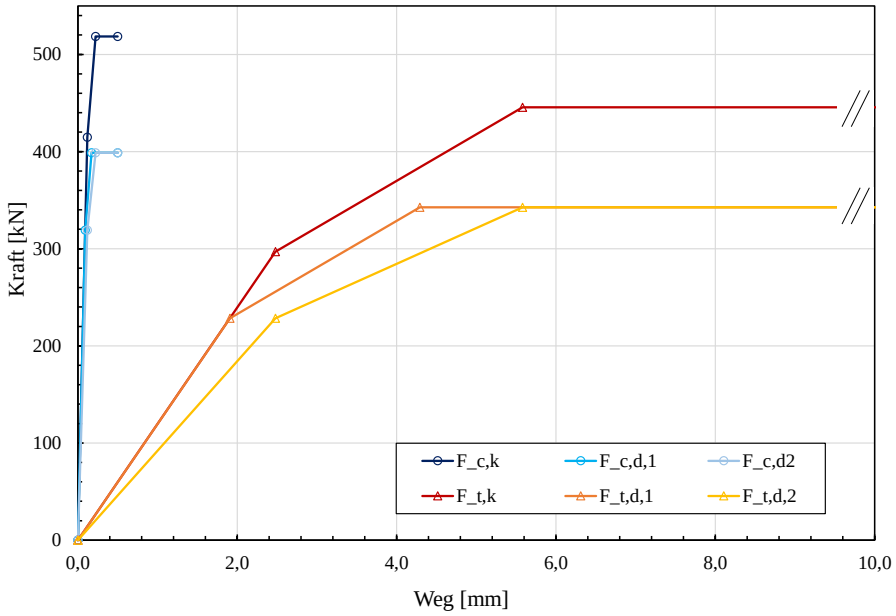


Abbildung 7.2: 3-lineare Federkennlinien Druck- und Zugzone aus Normwerten ermittelt

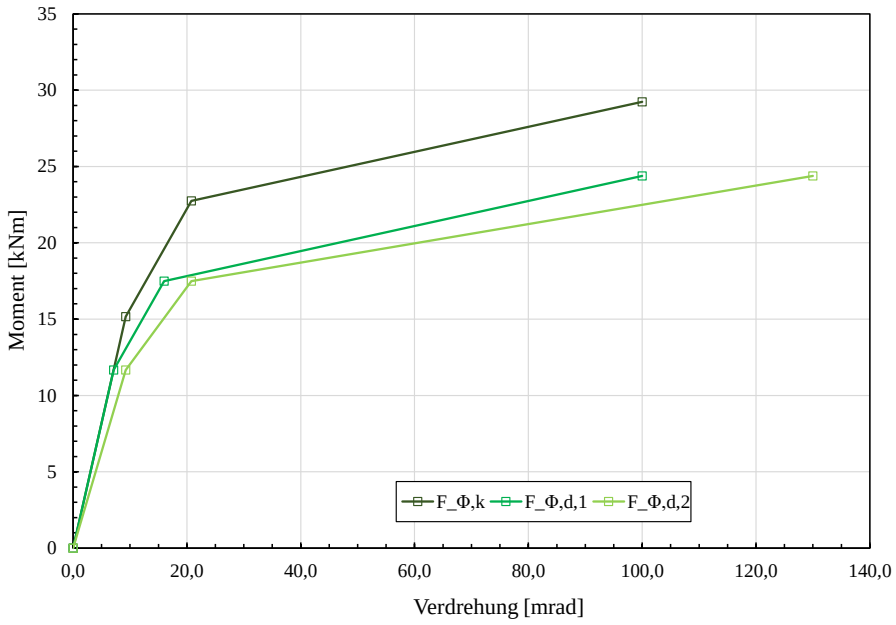


Abbildung 7.3: 3-lineare Federkennlinien Rotationsfeder VBM-Gruppe

7.4 Ergebnisbewertung

Die schrittweise mit Hilfe des RSTAB-Modells ermittelten Werte der M-Φ-Kurven sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst. Die Werte des Moments M_k wurden mit charakteristischen Federkennwerten ermittelt. Für das Moment $M_{d,1}$ wurden die Werte der Tragfähigkeiten bzw. des maximalen Moments mit γ_M abgemindert, bei $M_{d,2}$ zusätzlich zu den Tragfähigkeiten ebenfalls die Steifigkeiten. In Abbildung 7.4 sind die RSTAB-Ergebnisse sowohl den Versuchskurven als auch der Modellierung mit den aus den Komponentenversuchen ermittelten 9-linearen Federkennlinien gegenübergestellt.

Die M-Φ-Kurve mit charakteristischen Normwerten liegt im oberen Bereich der maximalen Tragfähigkeiten der Versuche. Um den charakteristischen Wert der Versuchsergebnisse abzubilden müsste diese allerdings im Bereich der unteren Tragfähigkeiten liegen (5 %-Fraktilwert). Vergleicht man die Kurve mit der 9-linearen Federkennlinie aus den Komponentenversuchen so zeigt sich jedoch eine relativ gute Übereinstimmung sowohl im Bereich der Anfangssteifigkeit als auch im Bereich des maximalen Moments. Die Kurve mit der 3-linearen Federkennlinie liegt etwas unterhalb der charakteristischen Normkurve, sodass der zwischen den Kurven *RSTAB_mittel_9L* und *EC5_k* auftretende Unterschied jedoch nicht mit der Detaillierung der Federkennwerte erklärt werden kann.

Die Design-Wert-Kurven *EC5_d,1* (Abminderung Tragfähigkeit mit γ_M) und *EC5_d,2* (Abminderung Tragfähigkeit und Steifigkeit mit $\gamma_{M)}$ liegen im Bereich des maximalen Moments wie zu erwarten unterhalb aller Versuchsergebnisse. Die Kurve *EC5_d,2* weist im elastischen Anfangsbereich zudem eine geringer Steifigkeit auf als die Versuchskurven.

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

Tabelle 7.1: Mit Hilfe des RSTAB-Modells ermittelte Werte der charakteristischen und Design-M-Φ-Kurven

Verdrehung Φ [mrad]	$\mathbf{M_k}$ [kNm]	$\mathbf{M_{d,1}}$ [kNm]	$\mathbf{M_{d,2}}$ [kNm]
0	0	0	0
4	88,25	88,25	67,89
8	153,62	136,14	118,17
12,5	195,74	159,54	150,57
15	206,58	161,18	158,91
20	209,86	162,72	161,43
25	211,46	163,13	162,66
35	212,28	163,95	163,29
45	213,1	164,77	163,92

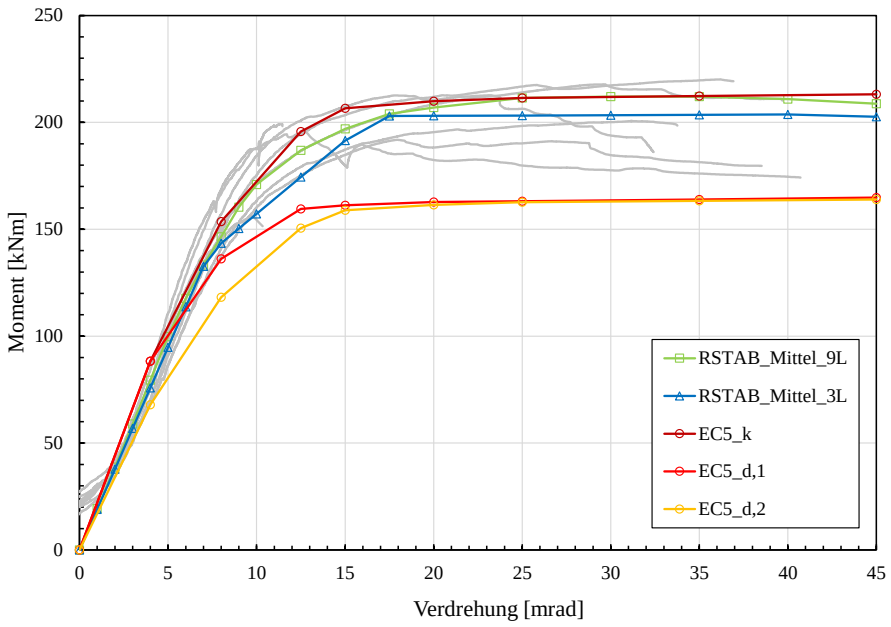


Abbildung 7.4: Vergleich M-Φ-Kurven nach DIN EN 1995-1-1 (*EC5_k*, *EC5_d,1*, *EC5_d,2*) und aus experimentell ermittelten Federkennlinien (*RSTAB_Mittel_9L*, *RSTAB_Mittel_3L*) und Ergebnisse der Bauteilversuche (*grau*)

7.5 Bemessung des Anschlusses

Je nach Anwendungsbereich muss durch den bemessenden Ingenieur nun festgelegt werden, welche M-Φ-Kurve zu konservativen Ergebnissen beim Nachweis der Tragfähigkeit führt. Sollen zum Beispiel die einzelnen Komponenten des Anschlusses bemessen werden, so führen bei der Ermittlung des Bemessungsmoments des Knotenpunktes eine hohe Anschlusssteifigkeit und ein hohes aufnehmbares Moment (vgl. *EC5_k*) zu größeren Ausnutzungsgraden der Komponenten als dies für den Ansatz der Kurve mit geringerer Steifigkeit der Fall wäre (*EC5_d,2*). Soll dagegen das angeschlossene Bauteil (Stütze) auf Stabilität bemessen werden, so ist eine geringere Anschlusssteifigkeit und somit der Ansatz der Design-Werte (*EC5_d,2*) als konservativer anzusehen, da sich die Knicklänge durch die geringer Anschlusssteifigkeit vergrößert.

Für einen Beispielrahmen aus GL 24h mit biegesteif angeschlossenem Riegel und Stützenabmessungen von 24 cm x 60 cm x 600 cm sollen nachfolgend beispielhaft die Auswirkungen einer unterschiedlichen Fußpunkteinspannung verdeutlicht werden. Der Rahmen wird dazu in allen Fällen mit einer fiktiven horizontalen Einzellast von 100 kN belastet.

In Abbildung 7.5 und Abbildung 7.6 sind als Referenz jeweils der Momentenverlauf und die Querschnittsverdrehung für eine gelenkige und eine vollständig eingespannte Fußpunktlagerung gegeben. Zur Ermittlung der in Abbildung 7.7 dargestellten Verläufe wurde eine mit charakteristischen Werten ermittelte M-Φ-Kurve (*EC5_k*) angesetzt, für die in Abbildung 7.8 die Kurve mit abgeminderten Steifigkeiten und Tragfähigkeiten (*EC5_d,2*).

Es ist zu erkennen, dass sich die „wahre“ Verteilung des Moments und der Verdrehungen deutlich von den Grenzfällen gelenkiger Anschluss und Volleinspannung unterscheidet. So beträgt das maximale Moment in der Rahmenecke bei einem gelenkigen Fußpunkt 300 kNm, bei einer Volleinspannung 126 kNm und für die beiden nachgiebigen Anschlüsse 171 kNm (*EC5_k*) bzw. 182 kNm (*EC5_d,2*). Sieht man den mit charakteristischen Werten ermittelten Verlauf als der Realität am nächsten liegenden an, so führt die Annahme einer vollständigen Einspannung am Fußpunkt zu einer Überschätzung des Eckmoments von 75 %. Die Annahme einer gelenkigen Situation dagegen führt zu einer Unterschätzung um 26 %. Der Ansatz von Design-Werten (*EC5_d,2*) führt zu etwa 6 % höheren Werten des Eckmoments, da eine geringere Fußpunktsteifigkeit vorliegt. Die möglichst genaue Berücksichtigung der Nachgiebigkeit ist aus wirtschaftlicher und sicherheitstechnischer Sicht somit absolut notwendig.

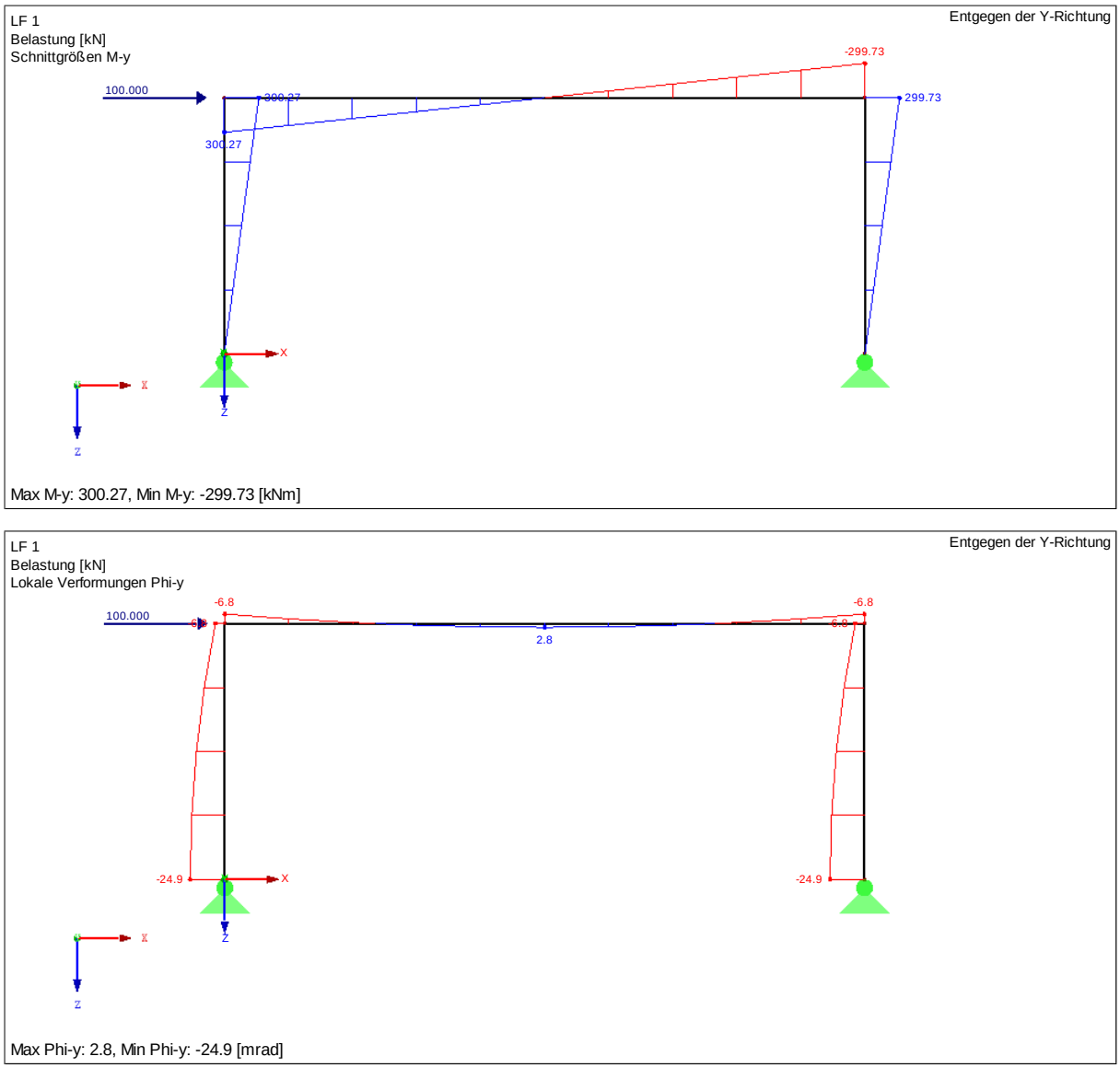
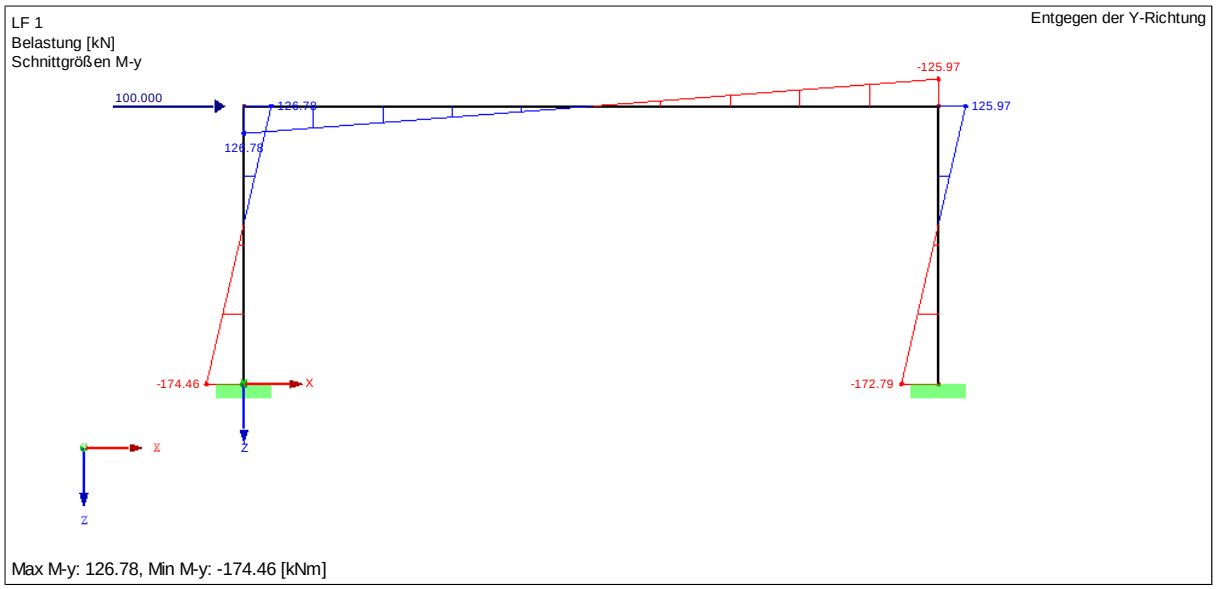


Abbildung 7.5: Momentenverlauf (oben) und Querschnittsverdrehung (unten) für den biegesteifen Rahmen aus einer horizontalen Einzellast ohne Fußpunkteinspannung (gelenkige Lagerung)



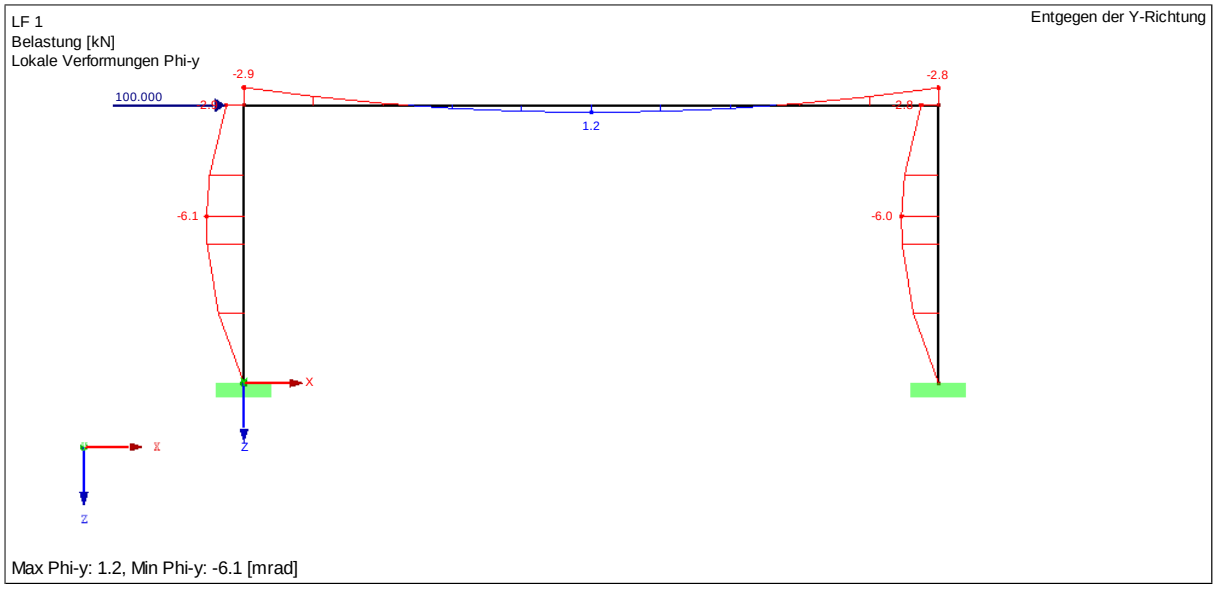
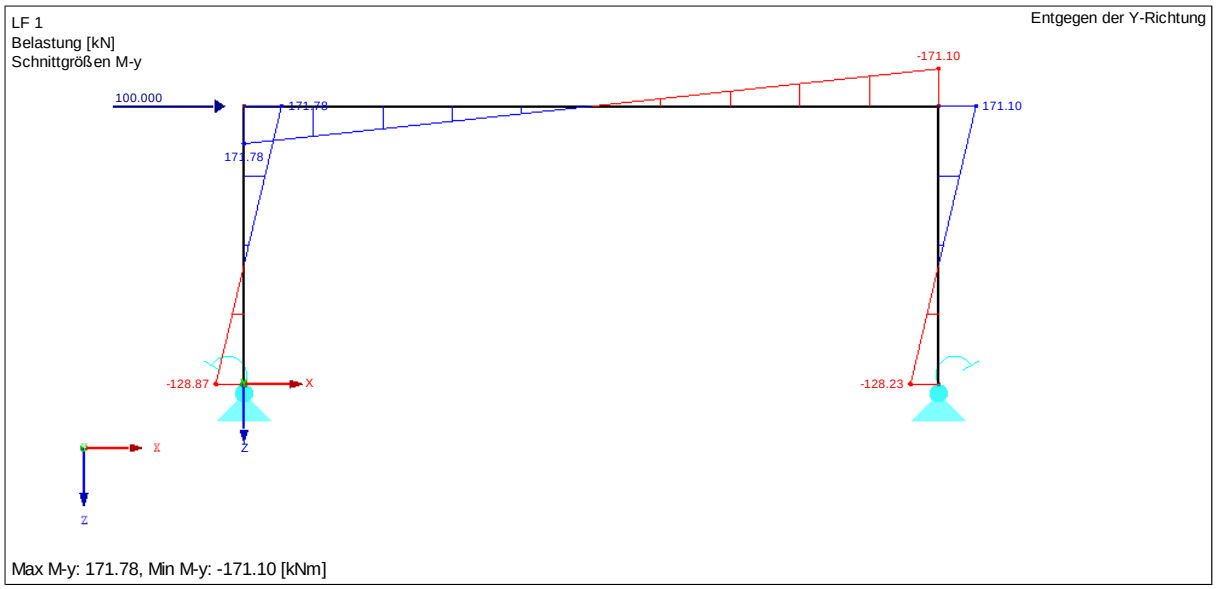


Abbildung 7.6: Momentenverlauf (oben) und Querschnittsverdrehung (unten) für den biegesteifen Rahmen aus einer horizontalen Einzellast mit vollständiger Fußpunkteinspannung



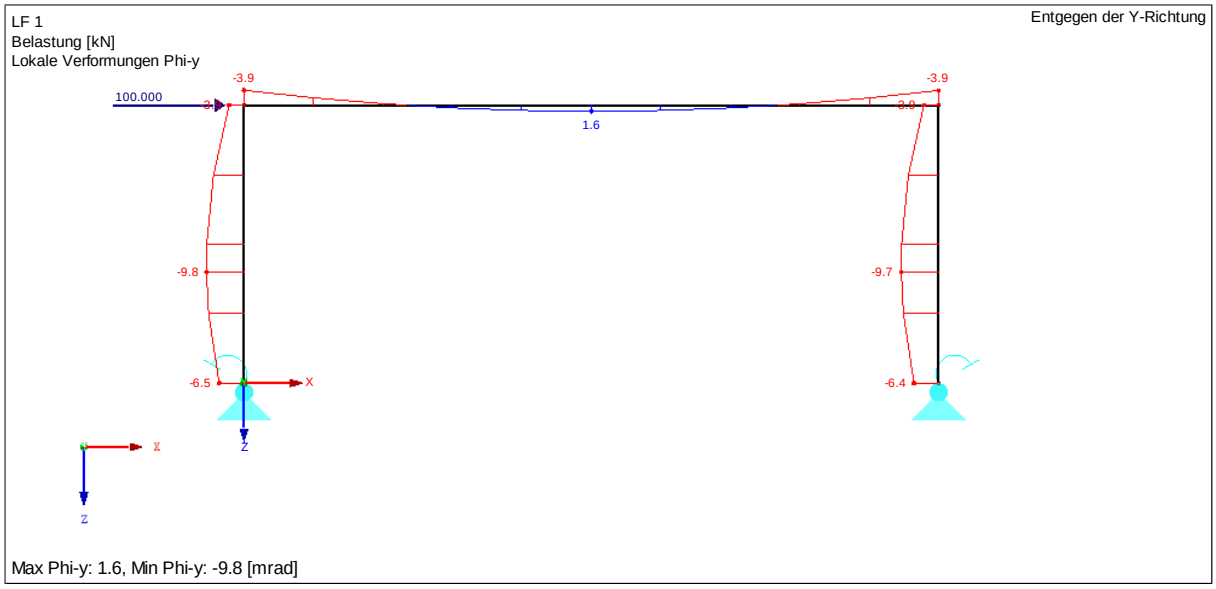
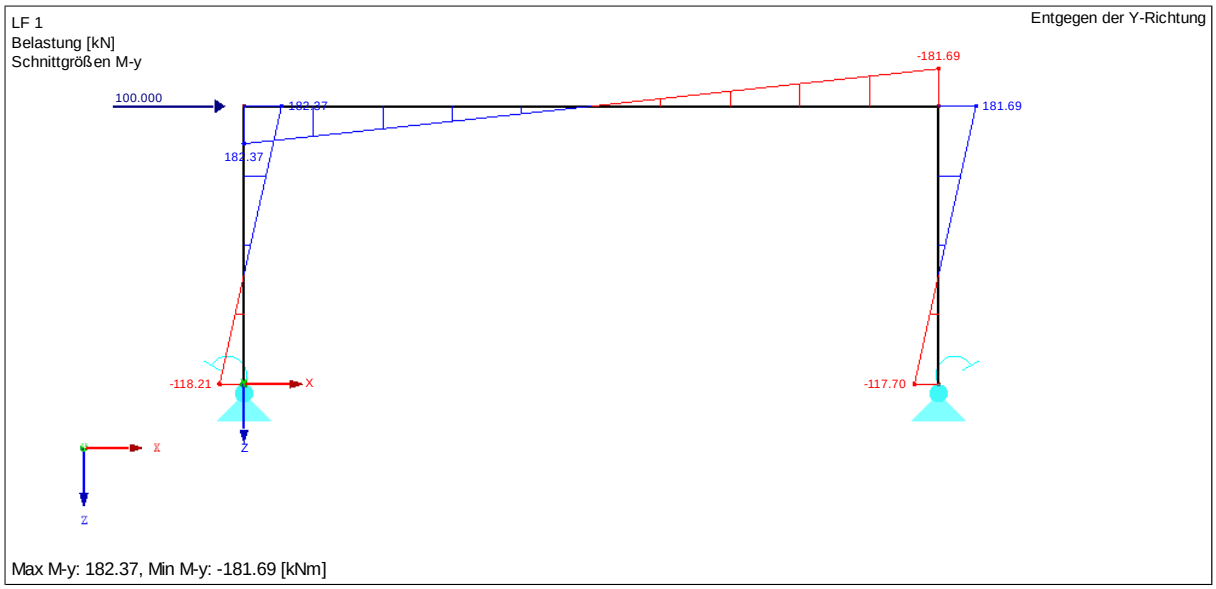


Abbildung 7.7: Momentenverlauf (oben) und Querschnittsverdrehung (unten) für den biegesteifen Rahmen aus einer horizontalen Einzellast mit nachgiebiger Fußpunkteinspannung (*EC5_k*)



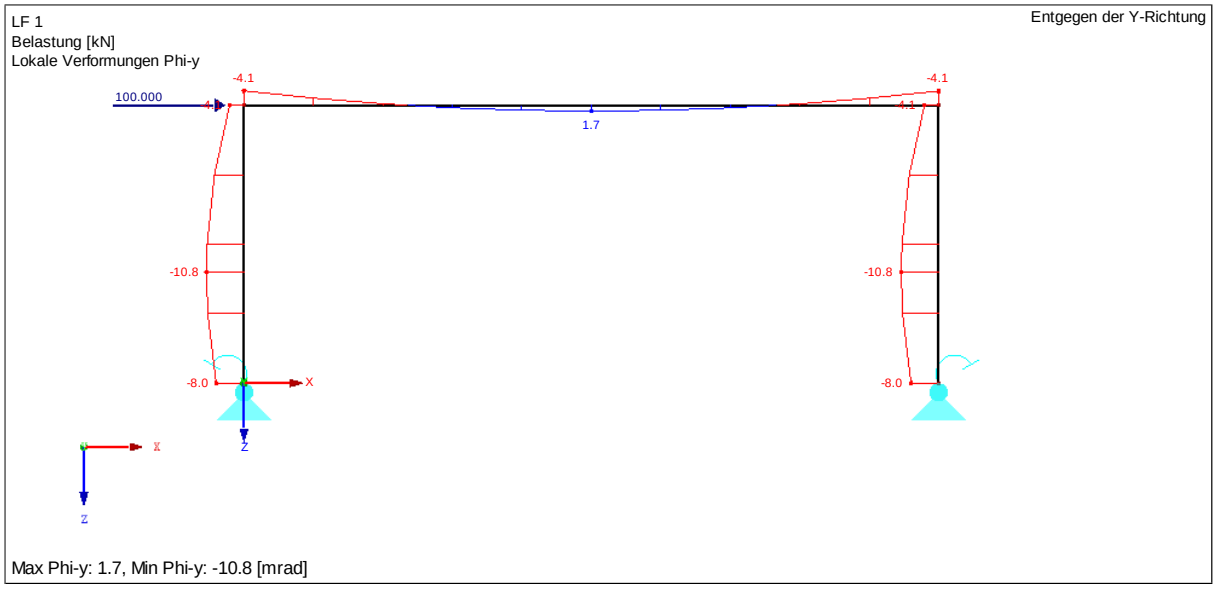


Abbildung 7.8: Momentenverlauf (oben) und Querschnittsverdrehung (unten) für den biegesteifen Rahmen aus einer horizontalen Einzellast mit nachgiebiger Fußpunkteinspannung (*EC5_d,2)*

Setzt man für die Bemessung des Stützenfußpunkts die Schnittgrößenverläufe aus den charakteristischen Federkennwerten an, ergibt sich eine Knotenverdrehung von 6,5 mrad. Aus dem Federmodell ergeben sich für eine Verdrehung von 6,6 mrad die folgenden Bemessungsschnittgrößen für die einzelnen Komponenten:

- F_c = 304,8 kN
- F_t = 304,8 kN
- M_Φ = 13,69 kNm
- M_{ges} = 138,66 kNm

Das Gesamtmoment M_{ges} aus dem Federmodell ist mit 138,66 kNm etwas größer als das Moment aus dem statischen System (128,87 kNm). Dies liegt an der Verwendung einer multilinearen Approximation der M-Φ-Kurve des Knotenpunkts im statischen Gesamtsystem. Mit den ermittelten Schnittgrößen kann abschließend eine Bemessung der einzelnen Komponenten erfolgen. Da die Tragfähigkeiten der einzelnen Komponenten allerdings in den Federkennlinien bereits enthalten sind, müssen jedoch stets Ausnutzungen kleiner 100 % vorliegen.

7.6 Zusammenfassung

Anhand des Bemessungsbeispiels konnte gezeigt werden, dass bereits mit den in DIN EN 1995-1-1 [15] gegebenen Tragfähigkeiten die Federeigenschaften der VBM-Gruppe sehr gut erfasst werden können. Die Steifigkeit der Verbindungsmittel mussten dabei allerdings mit einer um 50 % reduzierten Steifigkeit nach Norm [15] angenommen werden. Durch geeignete Modellbildung lassen sich auch die Eigenschaften der Druckzone zufriedenstellend abbilden. Die Eigenschaften der einzelnen Komponenten wurden dabei stets mit Hilfe eines 3-linearen Ansatzes modelliert. Die durch das Federmodell unter Ansatz charakteristischer Federkenngrößen vorhergesagten M-Φ-Kurven erwiesen sich im Vergleich mit den Bauteilversuchen als etwas zu hoch und können eher als Mittelwertkurven betrachtet werden. Durch die Abminderung der Tragfähigkeiten und der Steifigkeiten nach den Vorgaben der zugrundeliegenden Sicherheitstheorie konnten deutlich konservative Ergebnisse generiert werden. Es stellt sich hierbei allerdings die Frage, ob die Abminderung der Steifigkeit in allen Fällen sinnvoll ist. Es sollte daher eine grundsätzliche Bewertung des vorliegenden Sicherheitsniveaus je nach Anwendungsbereich (z.B. Ermittlung von Verformungen oder Schnittgrößen, Nachweisführung) vorgenommen werden. Je nach Bemessungssituation sollte die anzusetzende Steifigkeit definiert und deren Bestimmung vorgegeben werden. Als erster Ansatz wäre die Vorgabe minimaler, maximaler und mittlerer Steifigkeiten durch die Norm für eine Grenzwertbetrachtung zu begrüßen.

Die Schnittgrößenermittlung an einem Rahmensystem mit einer Variation der Fußpunktsteifigkeit zeigte deren Einfluss auf. Die in einem statischen Modell angesetzten Knotensteifigkeiten sowohl im Lagerbereich als auch bei Stabverknüpfungen sollten daher jeweils so genau wie möglich bestimmt werden.

Es konnte gezeigt werden, dass mit relativ einfachen Modellen und mit jedem Ingenieur zur Verfügung stehenden Mitteln eine Ermittlung der Momenten-Rotations-Beziehung des komplexen Gesamtknotens erfolgen kann.

8 Ergebnisverwertung

Während der Projektlaufzeit sind diverse Abschlussarbeiten, die in direktem Zusammenhang mit dem Forschungsinhalten stehen geplant bzw. bereits durchgeführt. So wurden bisher zwei Bachelorarbeiten [43],[51] und drei Masterarbeiten [25],[41],[48] abgeschlossen. Die weitere Verwendung der Forschungsergebnisse ist zudem im Rahmen einer Dissertation geplant. Im Rahmen des vorliegenden Schlussberichts wurden die Ergebnisse im Kapitel 7 in Form eines Bemessungsbeispiels anwenderfreundlich aufbereitet.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen wurden zudem durch Beiträge (jeweils Paper und Vortrag) beim *Doktorandenkolloquium 2018 „Forschung und Praxis im Holzbau"* in Stuttgart [39] und bei der *World Conference on Timber Engineering (WCTE) 2018* in Seoul [24] in Fachkreisen veröffentlicht. Im Rahmen zweier Projektetage (März 2018 + März 2019) wurden die Zwischenstände und Ergebnisse innerhalb der Forschungsgemeinschaft vorgestellt.

Die Erkenntnisse aus dem Forschungsvorhaben finden direkten Eingang in die verschiedenen Lehrveranstaltungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf an der Universität Stuttgart und die diversen nationalen und internationalen Normungsgremien im Bereich Holzbau an denen das Institut aktiv mitwirkt (z.B. NA 005-04-01 AA – Deutscher Spiegelausschuss zu CEN/TC 250/SC 5, NA 005-04-01-01 AK – Bemessungsnormen im Holzbau, NA 005-04-01-15 AK – Verbindungen, NA 005-04-01-17 AK - Verstärkungen).

9 Zusammenfassung

Mit Hilfe der Komponentenmethode können die Tragfähigkeit und die Steifigkeit von unterschiedlich komplex ausgebildeten Knotenpunkten mit verschiedensten am Lastabtrag beteiligten Komponenten ermittelt werden. Somit kann eine direkte Erfassung der Rotationssteifigkeit des Knotens erfolgen, was zu einer deutlich genaueren Erfassung der Schnittgrößen und Verdrehungen im Vergleich zur Annahme eines ideal gelenkigen oder biegesteifen Knotenverhaltens führt. Wie die in Kapitel 3 durchgeführte Analyse bestehender Verbindungen im Holzbau gezeigt hat, ist gerade im Holzbau der Großteil der ausgeführten Knotenpunkte als nachgiebige Verbindung zu bewerten. Die Erfassung der Knotensteifigkeit ist zudem bereits für einige Anwendungen (z.B. zur Ermittlung der Knicklänge, zur Ermittlung der Schnittgrößen und der Verformungen von Fachwerkträgern) traditionell im Holzbau verankert. Der Schritt zu einer Systematisierung und Verbreiterung der Anwendungsgebiete ist daher sinnvoll und naheliegend. Durch die Einführung der Komponentenmethode in die Bemessungsnormen im Holzbau, wie es auch für den Stahl- und Stahl-Betonverbundbau bereits erfolgreich geschehen ist, könnte dieser Schritt gefördert und in vielen Bereichen erst ermöglicht werden.

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurden dazu wichtige Grundlagen geschaffen, um die Anwendbarkeit der Komponentenmethode im Holzbau systematisch bewerten zu können. So wurden durch umfangreiche experimentelle Untersuchungen an Verbindungen mit Stabdübeln und Bolzen und die Variation wichtiger Parameter Aussagen zum Einfluss verschiedener Einflussgrößen auf das Last-Verformungsverhalten dieser Verbindungsmittel gemacht. Die unterschiedlichen Verstärkungsmaßnahmen zeigten dabei vor allem im Bereich der Traglast und der Maximalverformungen einen deutlichen Einfluss auf das Verhalten der Verbindung (siehe Abbildung 4.27). Auch die Belastungsrichtung der Verbindung zeigte einen wesentlichen Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten. So zeigten die Verbindungen mit einer Belastung unter 90° zur Faser ein deutlich abweichendes Verformungsverhalten im Vergleich zu einer Belastung unter 0° zur Faserrichtung (siehe Abbildung 4.34). Diese Abhängigkeit von der Faserrichtung ist schon länger bekannt und sollte daher in der nächsten Generation des Eurocode 5 berücksichtigt werden, um eine realitätsnahe Ermittlungen von Anschlussverformungen zu ermöglichen. Die Ergebnisse aus den Komponentenversuchen wurden in Form von Federkennlinien aufbereitet und zusammengefasst (Kapitel 4.4).

Ausgehend vom einzelnen Verbindungsmittel kann nun über geeignete Gesetzmäßigkeiten der Schritt zum Last-Verformungsverhalten von Verbindungsmittelgruppen gemacht werden. Zur Validierung dieser Ansätze wurden ebenfalls experimentelle Untersuchungen an Verbindungsmittelgruppen mit Bolzen und Stabdübeln durchgeführt. Für die untersuchten verstärkten Varianten konnte ein relativ linearer Zusammenhang zwischen der Anzahl der Verbindungsmittel und der Anschlusssteifigkeit beobachtet werden. Gruppeneffekte traten dabei vor allem im Traglastbereich auf. Hier konnte mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln trotz einer Verstärkung mit Vollgewindeschrauben eine deutliche Abnahme der maximalen Verformungen und der Traglast im plastischen Bereich der Last-Verformungskurven festgestellt werden (vgl. Abbildung 4.28). Grund dafür ist ein zunehmendes sprödes Versagen der Holzkomponenten mit zunehmender Anzahl an Verbindungsmitteln, da eine Lastumlagerung in weniger belastete Bereiche zunehmend schwieriger wird.

Die Durchführung und die Ergebnisse der großmaßstäblichen Bauteilversuche an verschiedenen Varianten eines Stützenfußpunkts wurden in Kapitel 4.5 ausführlich zusammengefasst. Die unterschiedlichen Verstärkungsvarianten zeigten dabei einen Einfluss auf die Rissentwicklung in der Zug- und in der Druckzone des Anschlusses. Allerdings konnte kein signifikanter Einfluss auf das Momenten-Rotations-Verhalten des Anschlusses festgestellt werden (siehe Abbildung 4.79). Deutlich war dagegen der

Unterschied zwischen der unverstärkten und den verstärkten Varianten. Die unverstärkte Anschlussvariante zeigte ein plötzliches, sprödes Versagen auf Querzug in der Zugzone und wies dabei ein ca. 22 % geringeres maximales Moment und eine um mehr als 70 % geringere maximale Verdrehung auf. Die gezielte Verstärkung von Knotenpunkten wird daher im Hinblick auf ein sich ankündigendes Versagen und aus wirtschaftlichen Aspekten stark empfohlen.

In den Kapiteln 5 und 6 wurde das entwickelte Komponentenmodell anhand der Bauteilversuche validiert und eine Parameterstudie durchgeführt. Dabei konnten sehr gute Übereinstimmungen zwischen der Vorhersage des Modells und den experimentell ermittelten M-Φ-Kurven beobachtet werden. Es wird empfohlen, iterative Verfahren zur Ermittlung der M-Φ-Kurve des Knotenpunkts zu verwenden. Unter Ansatz von streuenden Komponenteneigenschaften konnte der Streubereich der Bauteilversuche ebenfalls zufriedenstellend abgebildet werden, sodass in der Folge statistische Methoden zum Erreichen eines gewünschten Sicherheitsniveaus angewendet werden können. Den größten Einfluss auf das Momenten-Rotations-Verhalten zeigte die Stabdübelgruppe auf Zug. Eine Änderung der Steifigkeit in der Druckzone hatte dagegen lediglich einen geringen Einfluss auf die Knotensteifigkeit. Es stellte sich zudem heraus, dass eine Interaktion der Komponenten „Zug VBM-Gruppe“ und „Rotation VBM-Gruppe“ nicht vernachlässigt werden sollte, falls große Knotenverdrehungen und eine Ausnutzung plastischer Reserven erzielt werden sollen. Im elastischen Anfangsbereich dagegen ist bereits mit einer getrennten Betrachtung eine gute Vorhersage möglich.

Zuletzt wurden die Forschungsergebnisse anhand eines Bemessungsbeispiels zusammengefasst und verdeutlicht. Es wurde gezeigt, dass bereits mit relativ einfachen Mitteln und einer 3-linearen Modellierung der einzelnen Komponenten eine realitätsnahe Modellierung des Knotenverhaltens möglich ist. Der Einfluss der Knotensteifigkeit auf die Schnittgrößenverteilung im Gesamttragwerk und somit die Notwendigkeit einer möglichst genauen Berücksichtigung konnten aufgezeigt werden.

Die Ziele des Forschungsvorhabens können somit als vollumfänglich erreicht angesehen werden. Um die Einführung der Komponentenmethode im Holzbau zu erreichen sind allerdings noch weitere Untersuchungen in unterschiedlichen Bereichen nötig. In einem ersten Schritt sollte eine Anpassung der DIN EN 1995-1-1 [15] hinsichtlich der Bestimmung der Anschlusssteifigkeiten erfolgen. Ein im März 2019 gestartetes IGF-Vorhaben (AiF/iVTH) [28] soll hier weitere Erkenntnisse zu Einflussfaktoren auf die Steifigkeit von Stabdübelverbindungen und zu Gruppeneffekten liefern. Weiterhin muss eine grundsätzliche Bewertung des vorliegenden Sicherheitsniveaus je nach Anwendungsbereich (z.B. Ermittlung von Verformungen oder Schnittgrößen, Nachweisführung) vorgenommen werden. Wie durch das Bemessungsbeispiel aufgezeigt werden konnte, ist hinsichtlich der Tragfähigkeit eine pauschale Abminderung der Steifigkeiten nicht zwangsweise als konservativ zu bewerten. Je nach Bemessungssituation sollten somit anzusetzende Steifigkeiten definiert und deren Bestimmung vorgegeben werden. Als erster Ansatz wäre die Vorgabe minimaler, maximaler und mittlerer Steifigkeiten für eine Grenzwertbetrachtung sinnvoll.

Eine Vergrößerung der Datenbasis an Federkennwerten wichtiger, bisher nicht erfasster Anschlusskomponenten kann dabei durch sukzessive (experimentelle) Untersuchungen erfolgen. Die aktuell verstärkte Forschungstätigkeit [10],[29] zur Berücksichtigung spröder Versagensmechanismen ist im Hinblick auf die Definition von Abbruchkriterien bzw. Maximalverformungen äußerst erfreulich und wichtig. Es zeigte sich, dass bei einer unzureichenden oder nicht vorhandenen Verstärkung des Knotenpunkts die Traglast und das Verformungsvermögen maßgeblich durch spröde Versagensmechanismen (Querzug, Schub) begrenzt werden. Die Berücksichtigung dieser plötzlichen Versagensformen stellt somit eine wichtige Herausforderung bei der Erstellung von realitätsnahen Federmodellen dar und muss daher weiter untersucht werden. Soll sogar ein gezielter Ansatz plastischer Knotenverformungen erfolgen, können die Ergebnisse vorangegangener Forschungsprojekte [34],[35] des Instituts für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart als erste Richtlinien herangezogen werden. Dabei wird unter anderem auf die Bewertung der Duktilität von Verbindungen im Allgemeinen und den Umgang mit

Überfestigkeiten der einzelnen Komponenten eingegangen. Gelingt es, spröde Versagensmechanismen korrekt vorherzusagen und die Duktilität der einzelnen Komponenten sicherzustellen, bieten sich durch die Anwendung der Komponentenmethode völlig neue Perspektiven bei der Bemessung von Tragwerken. Ein gezieltes Einstellen eines duktilen Anschlussversagens durch die Auswahl und Dimensionierung der einzelnen Komponenten würde so beispielsweise ermöglicht werden. Letztlich würde dem Holzbau durch die Ausbildung von Fließgelenken auch die Ausnutzung plastischer Tragwerksreserven (z.B. im Erdbebenfall) ermöglicht werden.

Wir bedanken uns herzlich für die Förderung und Betreuung dieses Forschungsprojekts mit Mitteln der Forschungsinitiative Zukunft Bau des Bundesinstitutes für Bau-, Stadt- und Raumforschung (Aktenzeichen: SWD-10.08.18.7-17.12) und die Unterstützung durch die WIEHAG GmbH und die SPAX International GmbH & Co. KG bei der Herstellung und Finanzierung der Versuchskörper.

10 Literaturverzeichnis

[1] ARBEITSGEMEINSCHAFT HOLZ E.V.: *Konstruktion von Anschlüssen im Hallenbau – holzbau handbuch – Reihe 1 – Teil 7 – Folge 2*. Arbeitsgemeinschaft Holz e.V., Düsseldorf, Prof. Dr.-Ing. H. Brüninghoff, Informationsdienst Holz, 2000.

[2] BADER, T. K.; SCHWEIGLER, M.; HOCHREINER, G.; ENQUIST, B.; DORN, M.; et al.: Experimental *characterization of the global and local behavior of multi-dowel LVL-connections under complex loading.* In: Materials and Structures, 49, 6. S. 2407–2424, 2016.

[3] BADER, T. K.; SCHWEIGLER, M.; HOCHREINER, G.; SERRANO, E.; ENQUIST, B.; et al.: *Dowel* deformations *in multi-dowel LVL-connections under moment loading.* In: Wood Material Science & Engineering, 10, 3. S. 216–231, 2015.

[4] BEJTKA, I: *Verstärkung von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben*. Dissertation, Universität Karlsruhe, 2005.

[5] BLASS, H. J.; BEJTKA, I.; UIBEL, T.: *Tragfähigkeit von Verbindungen mit selbstbohrenden Holzschrauben mit Vollgewinde*. Band 4 - Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2006.

[6] BLASS, H. J.; ENDERS-COMBERG, M.: *Fachwerkträger für den industriellen Holzbau:* KIT Scientific Publ, 2012.

[7] BLASS, H. J.; STEIGE, Y.: *Steifigkeit axial beanspruchter Vollgewindeschrauben*. Band 34 - Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2018.

[8] BOCQUET, J.-F.; LEMAÎTRE, R.; BADER, T. K.: *Design recommendations and example calculations for dowel-type connections with multiple shear forces*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[9] BRANCO, J. M.; VERBIST, M. P.; DESCAMPS, T.: *Design of three typologies of step joints – Review of European standardized apporaches*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[10] CABRERO, J. M.; YURRITA, M.: *A review of the existing models for brittle failure in connections loaded parallel to the grain*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[11] DE PROFT, K.: *Database of staples*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[12] DIN EN 338: *Bauholz für tragende Zwecke – Festigkeitsklassen; Deutsche Fassung EN 338:2016*. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2016-07.

[13] DIN EN 1990: *Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010.* Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2010-12

[14] DIN EN 1993-1-8: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen; Deutsche Fassung EN 1993-1-8:2005 + AC:2009*. Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e. V., 2010-12.

[15] DIN EN 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.* Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010-12.

[16] DIN EN 1995-1-1/NA: *Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten - Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau.* Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2013-08.

[17] DIN EN 14080: *Holzbauwerke – Brettschichtholz und Balkenschichtholz – Anforderungen.* Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung, 2013-09.

[18] DIN EN 26891: *Holzbauwerke; Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln; Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens (ISO 6891:1983).* Berlin: DIN Deutsches Institut für Normung, 1991-07.

[19] DORN, M.: *Untersuchungen zum Gebrauchstauglichkeitszustand von Dübelverbindungen im Holzbau*. Dissertation, Technische Universität Wien, 2012.

[20] EGH: *holzbau handbuch – Reihe 2 Tragwerksplanung – Teil 2 Verbindungsmittel: Tabellen – Formeln – Beispiele*. Entwicklungsgemeinschaft Holzbau (EGH) in der Deutschen Gesellschaft für Holzforschung, München, Prof. Dipl.-Ing. E. Milbrandt, Informationsdienst Holz, 1991.

[21] EHLBECK, J.: *Load-carrying capacity and deformation characteristics of nailed joints.* CIB-W18 Meeting 12, Paper 12-7-1, Bordeaux, France, 1979.

[22] ENDERS-COMBERG, M.: Leistungsfähige Verbindungen des Ingenieurholzbaus. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 2015.

[23] FRANKE, S.; FRANKE, B.: *Dowelled connections and glued-in rods in beech wood*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[24] GAUSS, J.; KUHLMANN, U: *Consideration of the connection stiffness in design process – experimental investigations*. WCTE 2018, World Conference of Timber Engineering, Seoul, 2018.

[25] HASCHKE, J.: *Numerische Untersuchungen zur Auswertung von Versuchen an Stabdübelverbindungen*. Masterarbeit, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2019.

[26] HILSON, B. O.: *Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln - Theorie*, C3 1995.

[27] HOLZABSATZFONDS: *Industrie- und Gewerbebau in Holz – holzbau handbuch – Reihe 1 - Teil 3 – Folge 11*. Holzabsatzfonds, Absatzförderfonds der deutschen Forst- und Holzwirtschaft, Bonn, Prof. Dipl.-Ing. Jürgen Reichhardt, Informationsdienst Holz, 2008.

[28] IGF 20625 N: *Wirtschaftliche Dimensionierung von Holztragwerken durch leistungsfähige Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen*. IGF Vorhaben Nr.: 20625 N (AiF/iVTH), finanziert durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund einen Beschlusses des Deutschen Bundestages, Laufzeit: 01.03.2019 bis 28.02.2021.

[29] JOCKWER, R.; DIETSCH, P.: *Brittle failure of connections loaded perpendicular to grain*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[30] JOCKWER, R.; JORISSEN, A.: *Stiffness and deformation of connections with dowel-type fasteners*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[31] JOHANSEN, K.W.: *Theory of Timber Connections.* International Association of Bridge and Structural Engineering, Publication No. 9, pp. 249-262, Bern Schweiz, 1949.

[32] JORISSEN, A.: *The stiffness of multiple bolted connections.* In: CIB-W18, 32-7-6 1999.

[33] JORISSEN, A.: *Double Shear Timber Connections with Dowel Type Fasteners.* Dissertation, Technische Universität Delft, 1998.

[34] KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: *Robustheit durch duktile Anschlüsse im Holzbau.* Forschungsbericht im Auftrag des DIBt / Universität Stuttgart, 2010.

[35] KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: *Vorteilhafte Bemessung von Holztragwerken durch duktile plastische Anschlüsse.* Forschungsbericht, iVTH; AiF IGF 16184N / Universität Stuttgart, 2013.

[36] LEIMCKE, J.; KASAL, B.; POLOCOSER, T.; HEIDUSCHKE, A.: *Momentenverbinder für Holzrahmenkonstruktionen - Experimentelle Untersuchungen.* In: Bauingenieur, Dezember 2015, 90. S. 575–582 2015.

[37] LIPPERT, P.: *Rahmenecken aus Holz mit eingeklebten Gewindestangen*, Dissertation, Nr. 2002-4, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart 2002.

[38] POSTUPKA, J.; KUHLMANN, U.; BRÜHL, F.: *Ductile behaviour of dowel connections – application of the component method in timber construction*. WCTE 2016, World Conference of Timber Engineering, Wien, 2016.

[39] POSTUPKA, J.; KUHLMANN, U.: *Untersuchungen zur Steifigkeit von Stabdübelverbindungen*. Doktorandenkolloquium Holzbau Forschung + Praxis März 2018, Universität Stuttgart, 2018.

[40] MISCHELER, A.: *Bedeutung der Duktilität für das Tragverhalten von Stahl-Holz-Bolzenverbindungen.* Dissertation, ETH Zürich 1998.

[41] RAPP, A.: *Entwicklung eines Bemessungstools für momententragfähige Anschlüsse im Holzbau auf Basis von Federmodellen*. Masterarbeit, Universität Stuttgart, 2018.

[42] RINGHOFER, A.; BRANDNER, R., BLASS, H. J.: *Design approaches for dowel-typ connections in CLT structures and their verification*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018

[43] SAHIN, A.: *Erstellung eines Komponentenkatalogs für Anschlüsse des Holzbaus;* Bachelorarbeit, Nr. 2017-61X, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart 2017.

[44] SANDHAAS, C.: *Mechanical Behaviour of Timber Joints with Slotted-in Steel Plates*. Dissertation, Universität Delft, 2012.

[45] SANDHAAS, C.; GÖRLACHER, R.: *Nailed connections: Investigations on parameters for Johansen model*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018.

[46] SANDHAAS, C.; MUNCH-ANDERSEN, J.; DIETSCH, P.; BADER, T.: *Design of connections in timber structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402/WG3*. Shaker Verlag GmbH, Aachen, 2018.

[47] SCHWEIGLER, M.; SANDHAAS, C.: *Database and parameterization of embedment slip curves*. In: Design of Connections in Timber Structures – A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3, 2018

[48] SCHNEIDER, J.: *Auswertung und Modellierung von Bauteilversuchen an momententragfähigen Anschlüssen*. Masterarbeit, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2019.

[49] WAGENKNECHT, G.: *Stahlbau-Praxis nach Eurocode 3 – Band 3 – Komponentenmethode.* Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.

[50] WEYNAND, K.; OERDER, R.: *Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau nach DIN EN 1993-1-8*. Stahlbau Verlags- und Service GmbH, 2013.

[51] ZU JEDDELOH, S.: *Auswertung von Versuchen zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahl-Holz-Stabdübelverbindungen*. Bachelorarbeit, Nr. 2018-15X, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2018.

[52] Z-9.1-519: *SPAX®-S Schrauben mit Vollgewinde als Holzverbindungsmittel*. Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung, Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt), 2014.

Anhang A Versuchskörpergeometrien

A.1 Geometrie Zugversuche

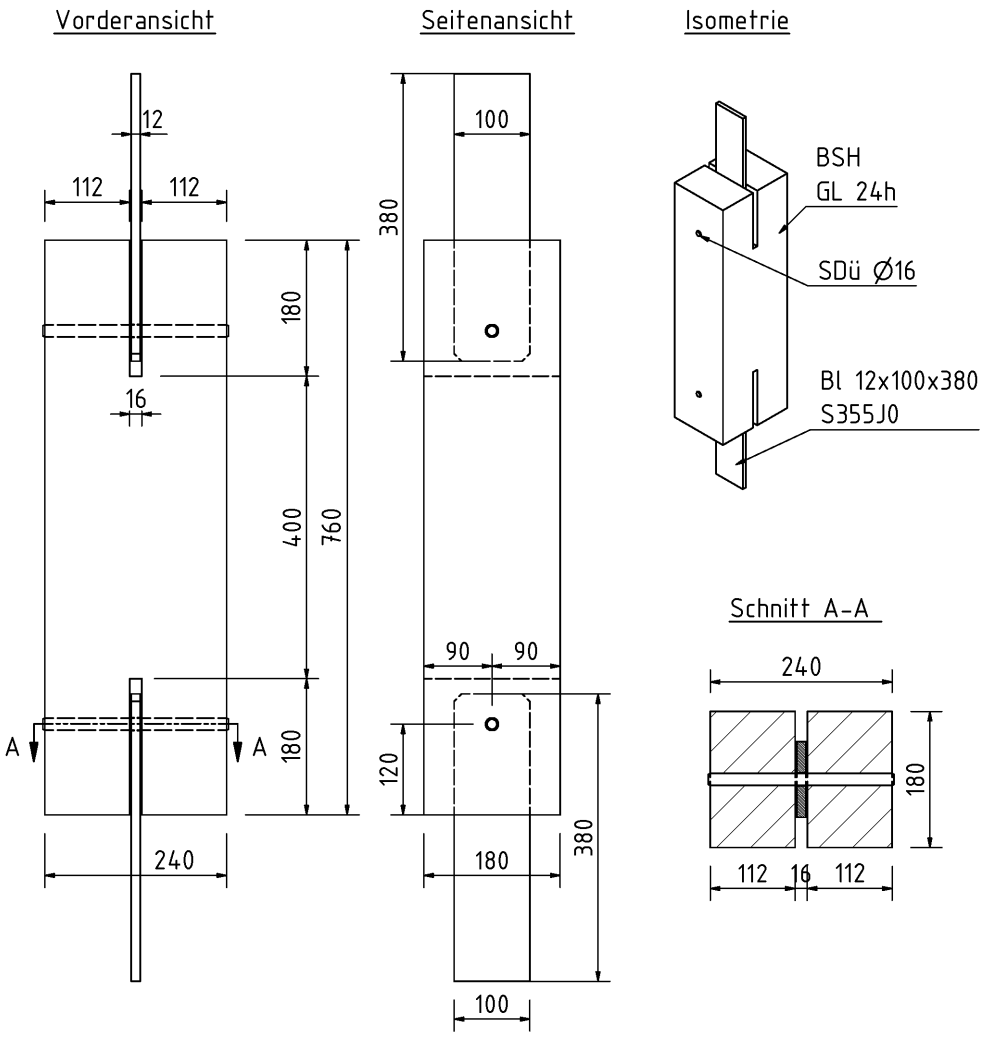


Abb. A.1-1: Geometrie Versuchskörper SD16 11 0 1

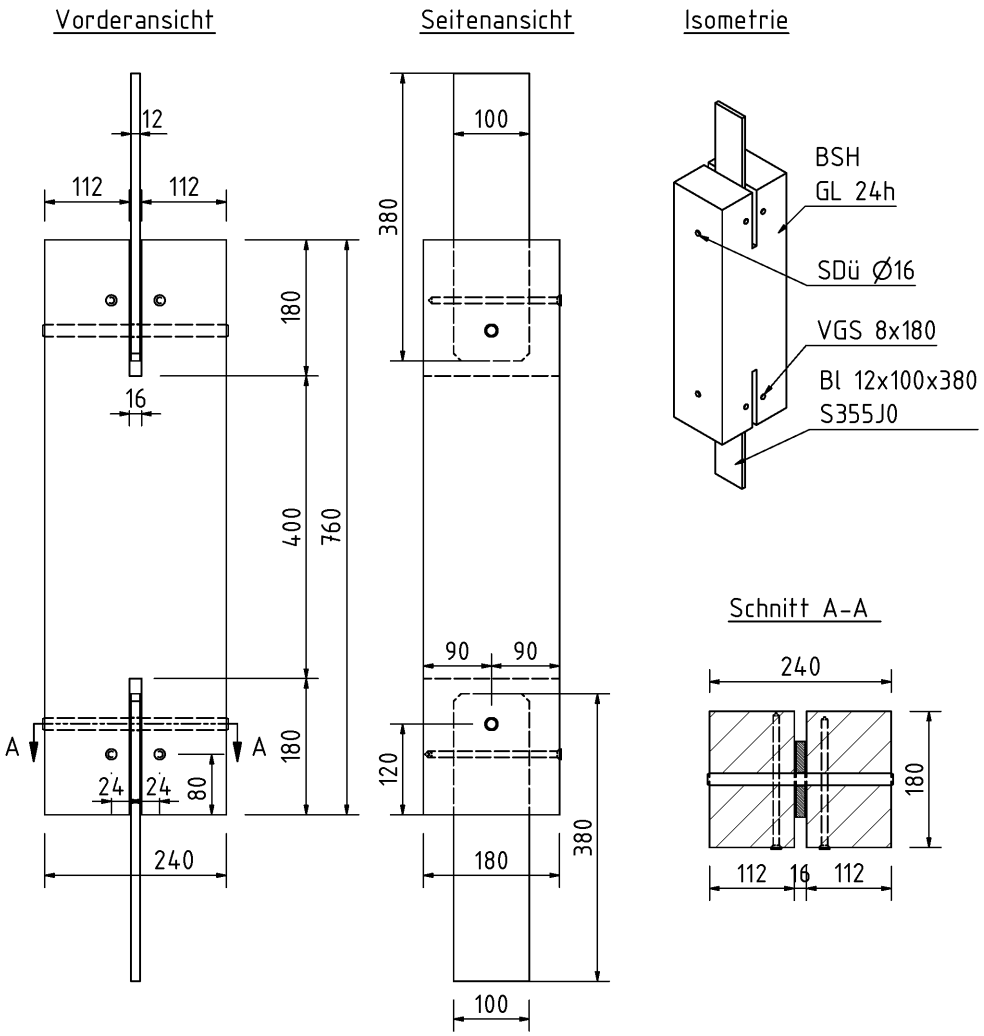


Abb. A.1-2: Geometrie Versuchskörper SD16 11 0 2

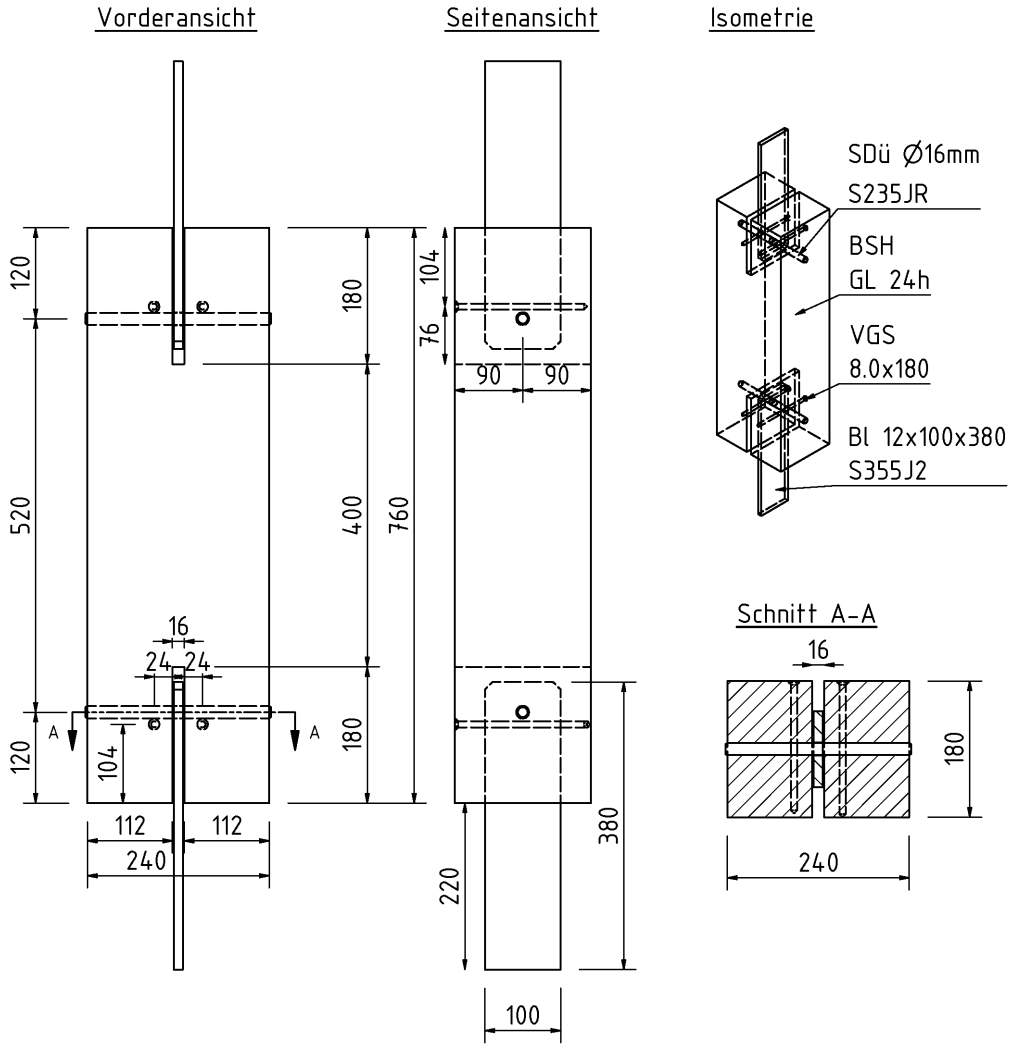


Abb. A.1-3: Geometrie Versuchskörper SD16 11 0 3

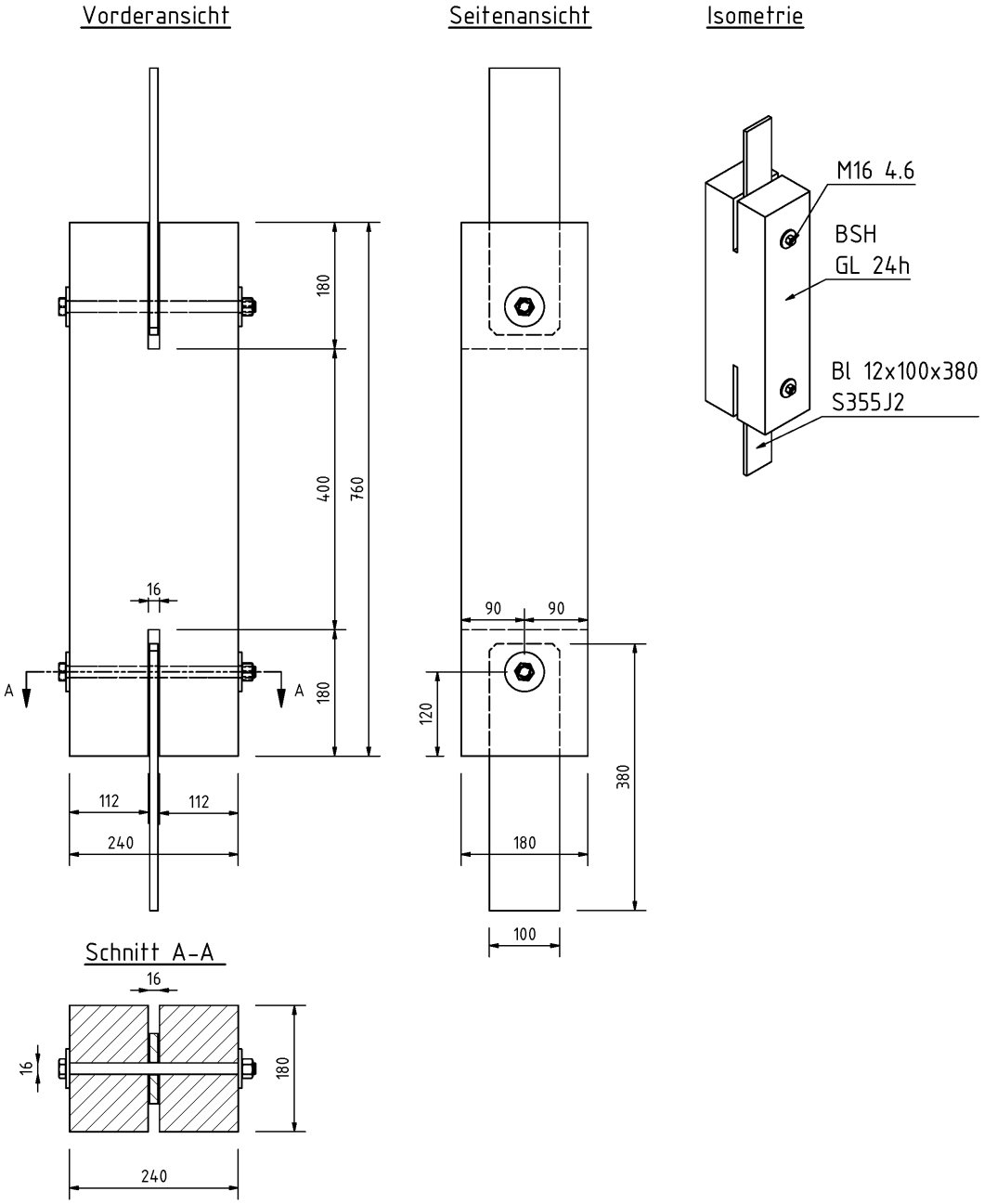


Abb. A.1-4: Geometrie Versuchskörper B16 11 0 1

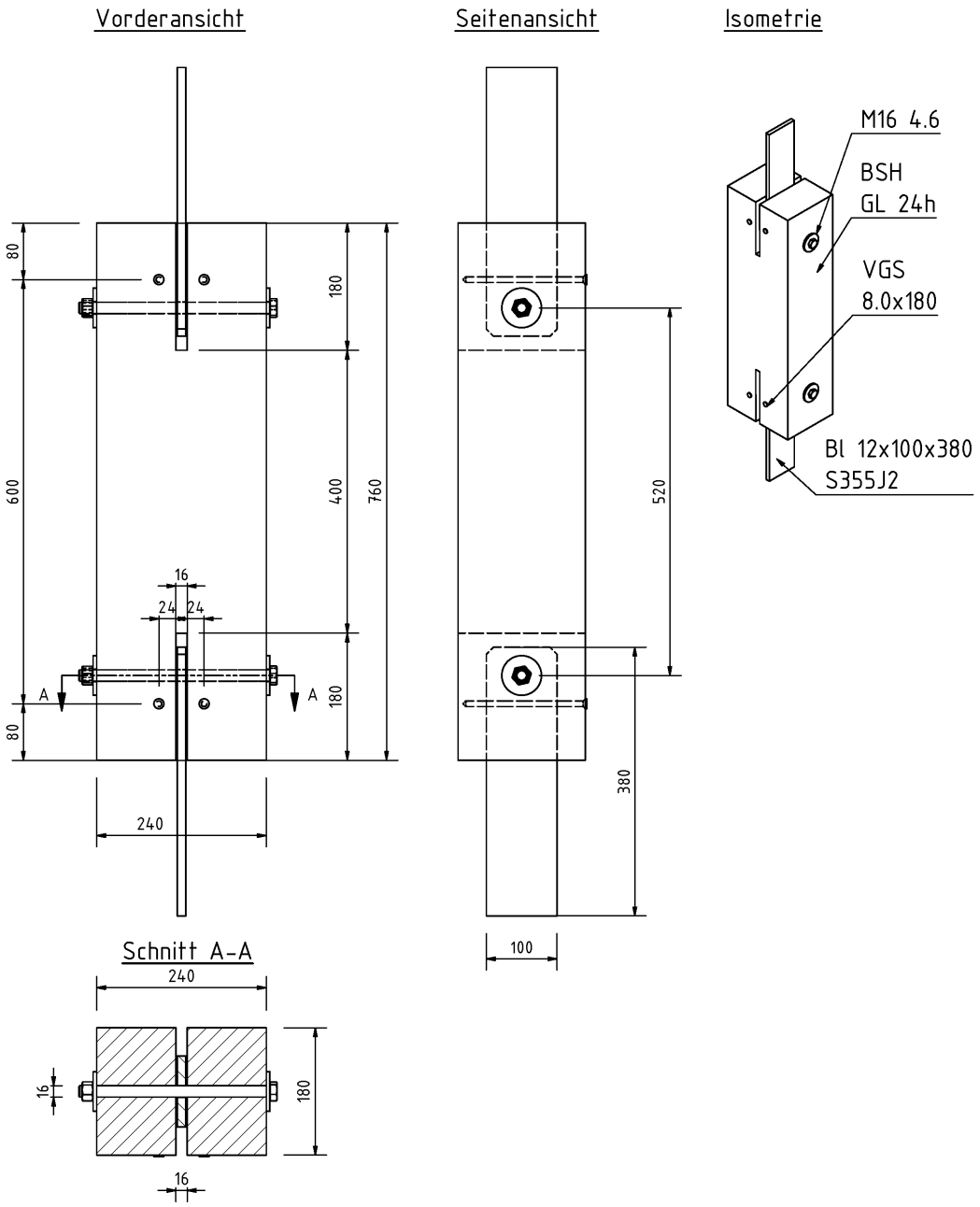


Abb. A.1-5: Geometrie Versuchskörper B16 11 0 2

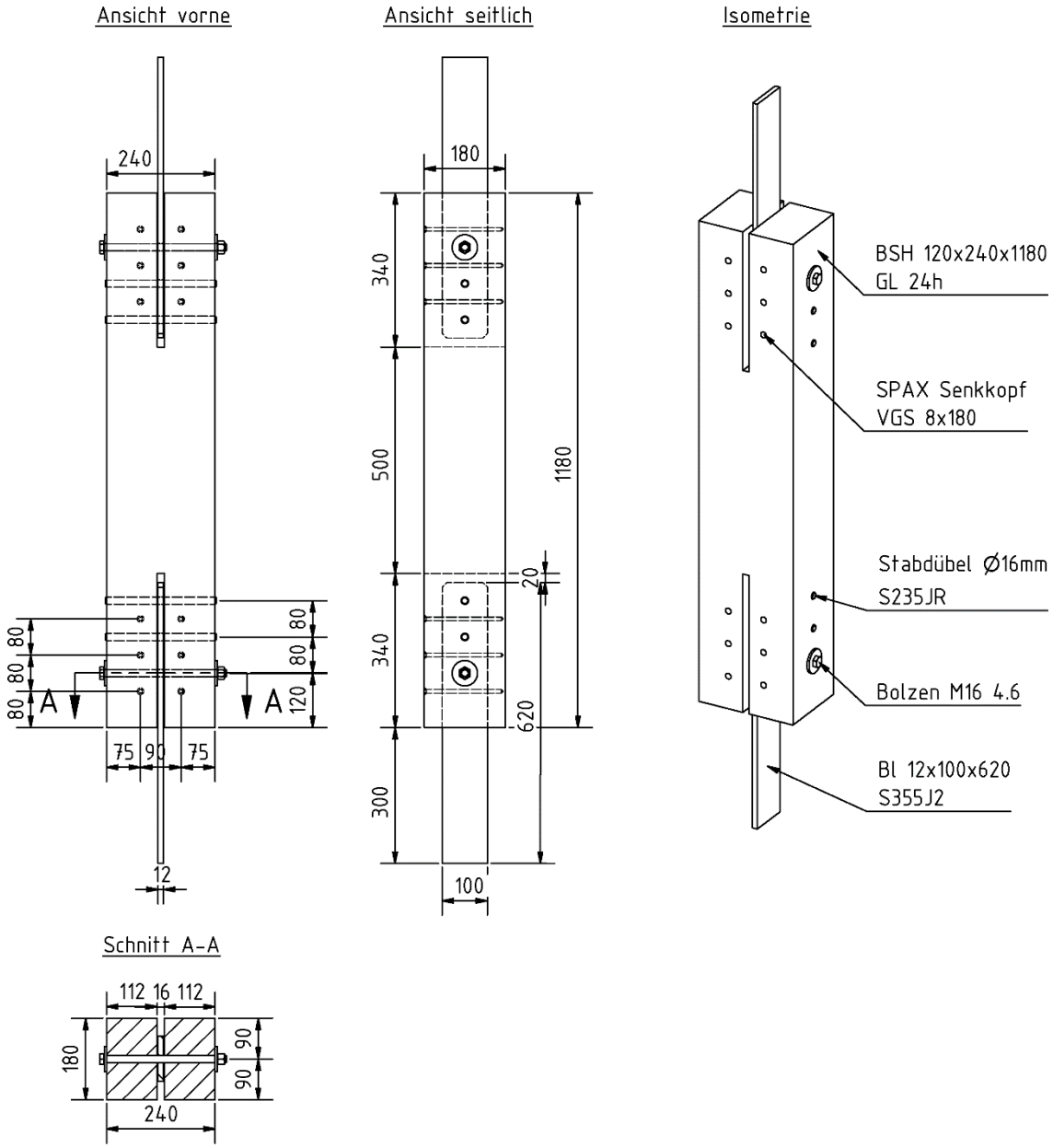


Abb. A.1-6: Geometrie Versuchskörper SD16 13 0 2

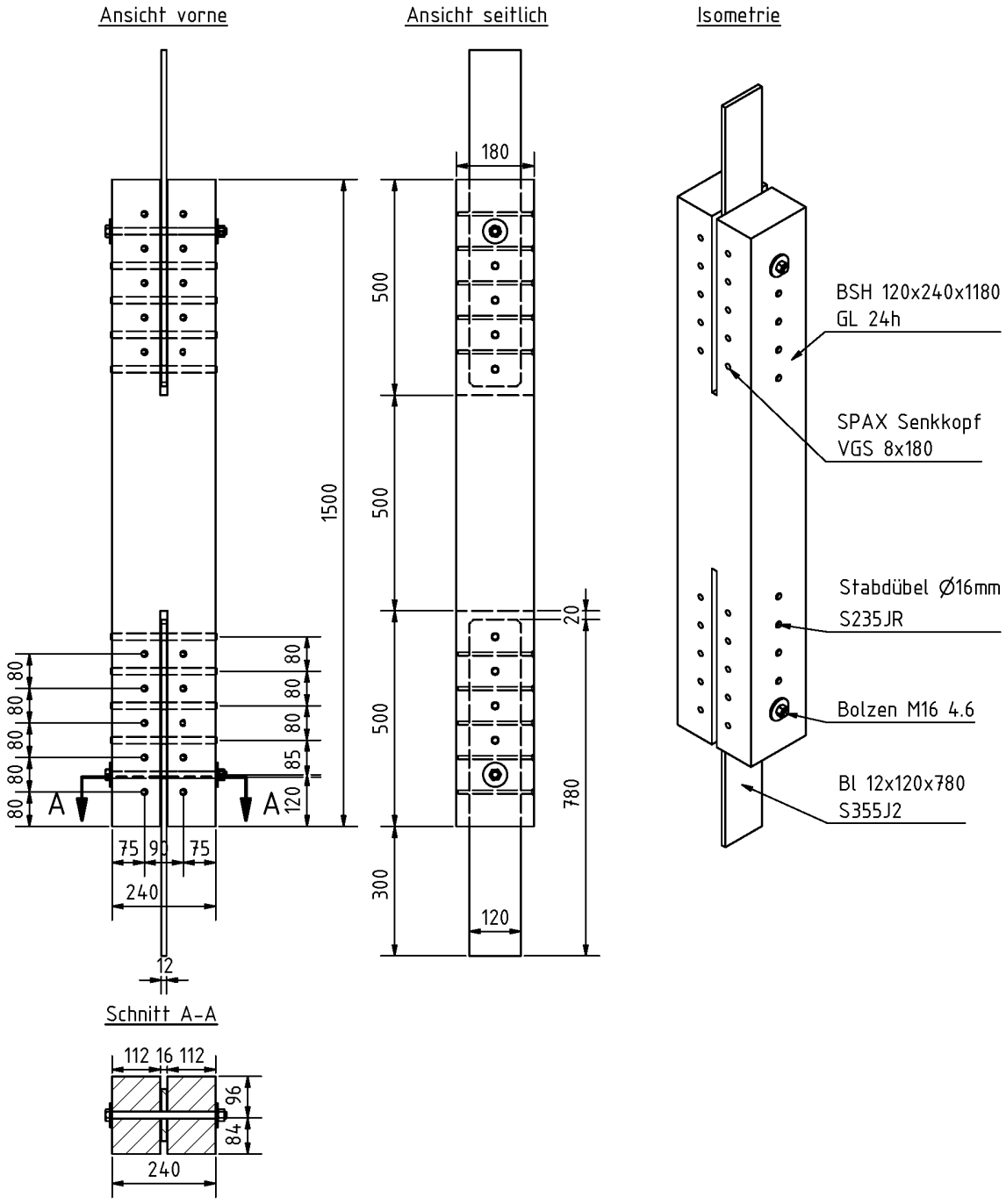


Abb. A.1-7: Geometrie Versuchskörper SD16 15 0 2

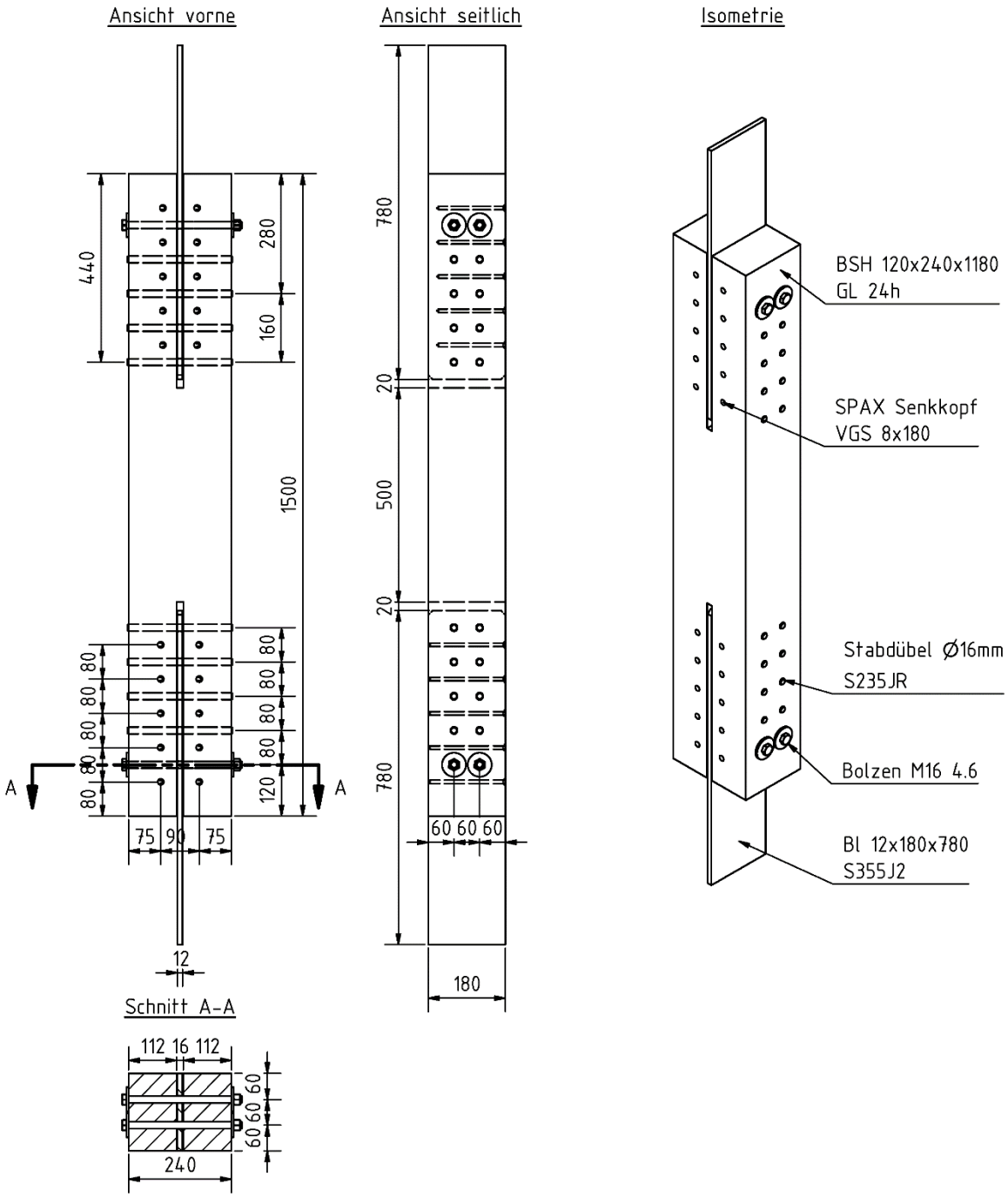


Abb. A.1-8: Geometrie Versuchskörper SD16 25 0 2

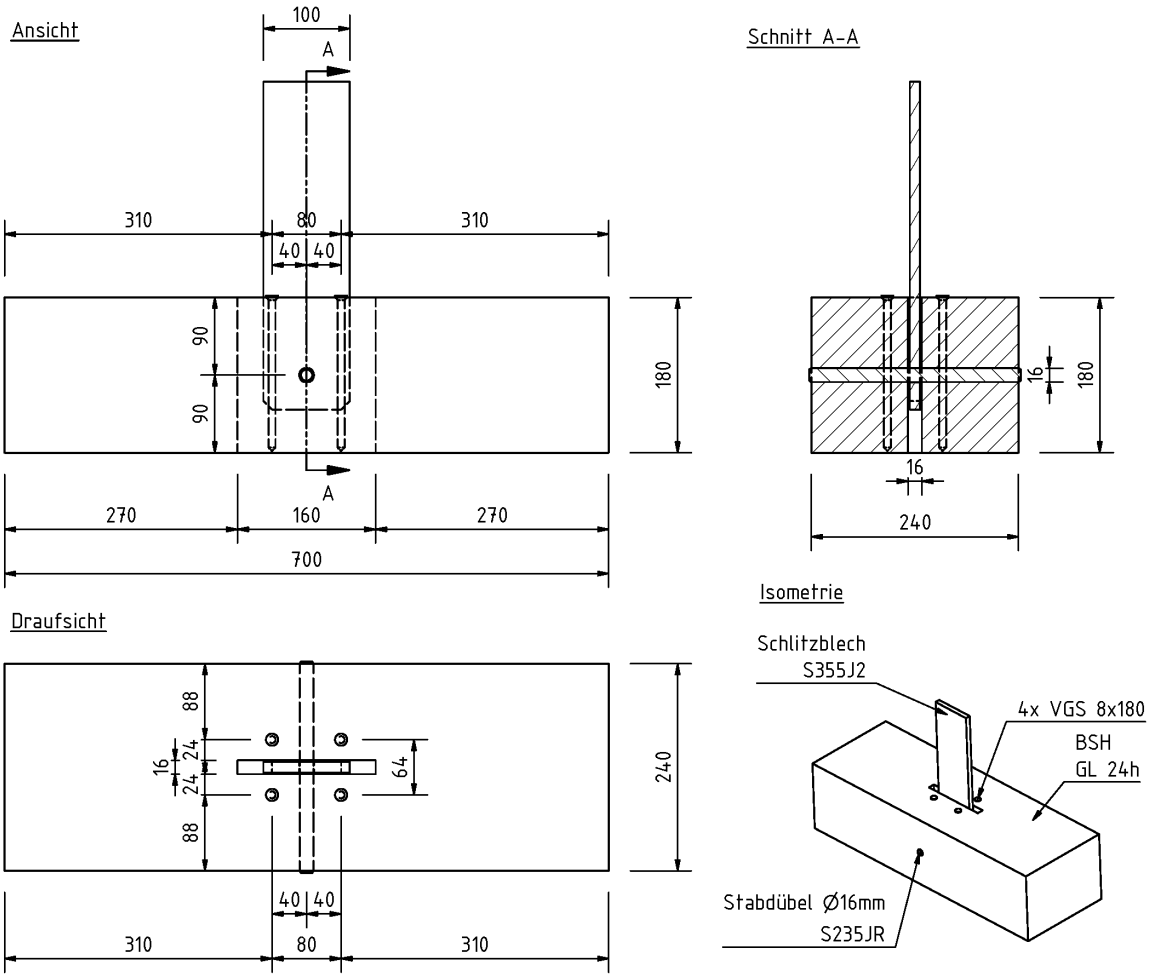


Abb. A.1-9: Geometrie Versuchskörper SD16 11 90 2

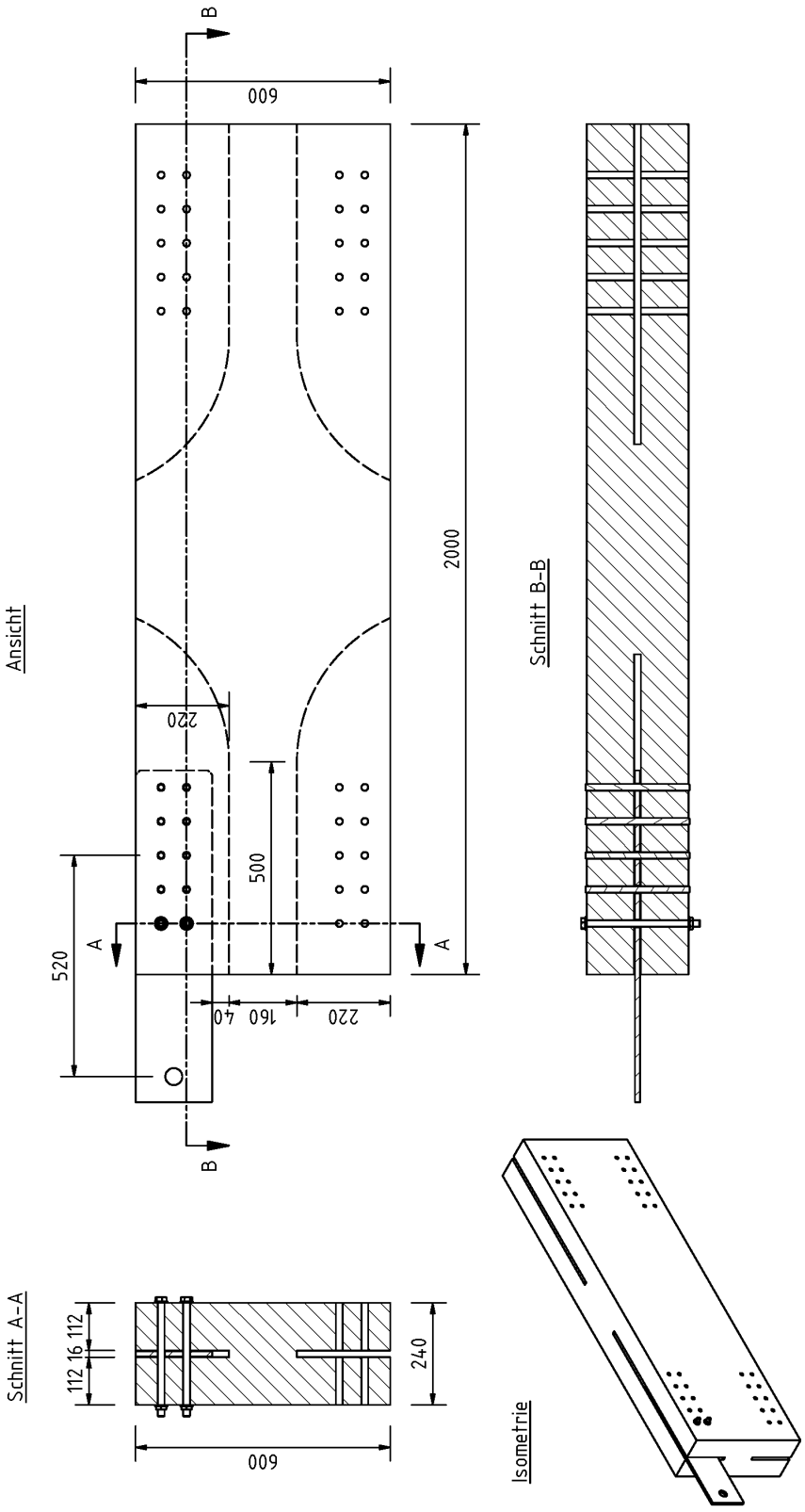


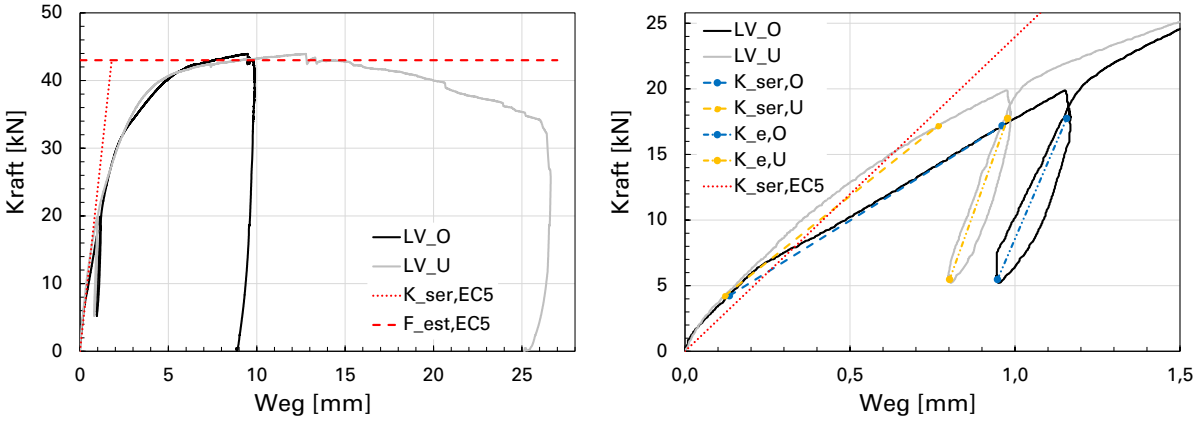
Abb. A.1-10: Geometrie Versuchskörper SD16 25 90 2

Anhang B Versuchsergebnisse

B.1 Ergebnisse Komponentenversuche

Versuch SD16 11 0 1 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-1: Versuchsergebnisse SD16 11 0 1 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

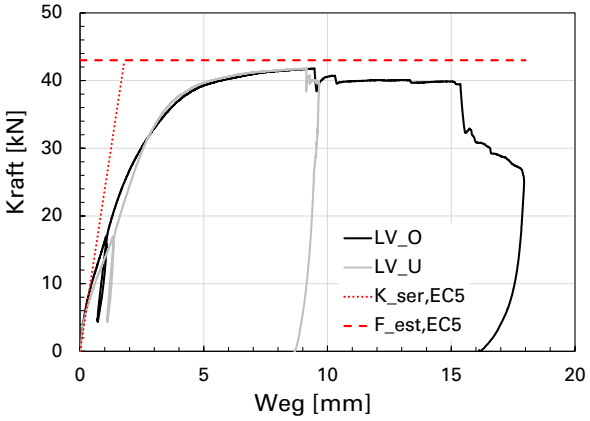
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 50 kN Entlastung bei 20,00 kN auf 5,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer; 8 DMS
Holzfeuchte:	12,5 – 14,7 %

Auswertung:

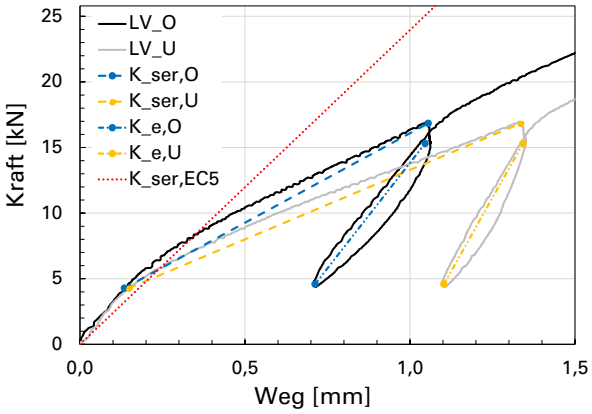
Höchstlast:	F_{max} =	43,94 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	15,69 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	20,05 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	58,52 kN/mm	$K_{e,U}$ =	69,87 kN/mm

Versuch SD16 11 0 1 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-2: Versuchsergebnisse SD16 11 0 1 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

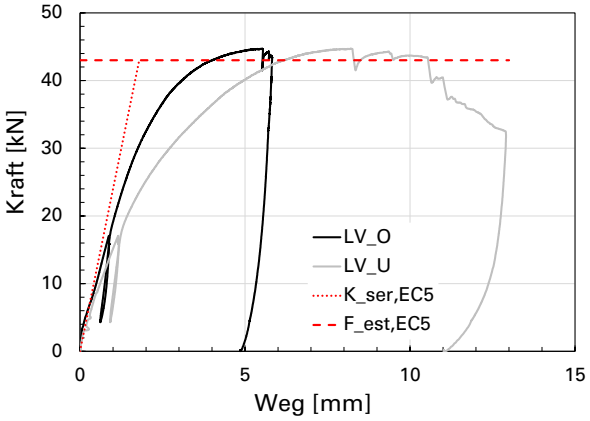
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer; 8 DMS
Holzfeuchte:	12,8 -15,0 %

Auswertung:

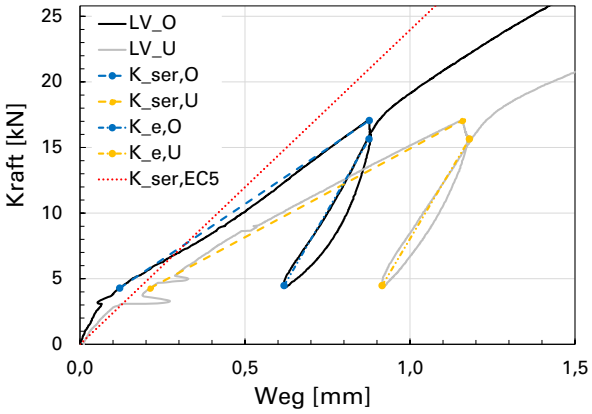
Höchstlast:	F_{max} =	41,78 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	13,64 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	10,58 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	32,19 kN/mm	$K_{e,U}$ =	44,67 kN/mm

Versuch SD16 11 0 1 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-3: Versuchsergebnisse SD16 11 0 1 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

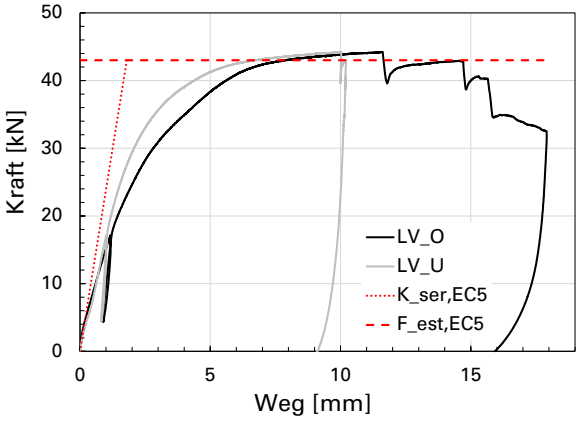
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer; 8 DMS
Holzfeuchte:	11,9 – 13,4 %

Auswertung:

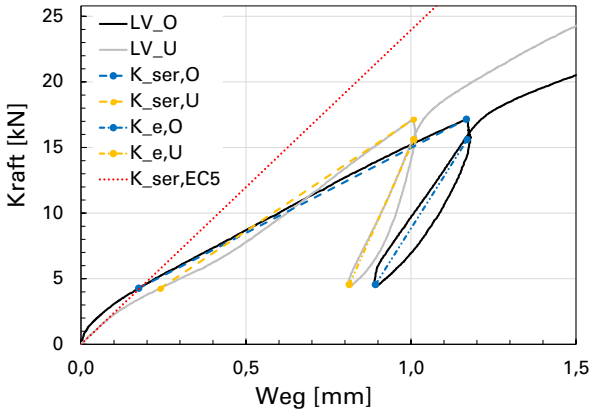
Höchstlast:	F_{max} =	44,70 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	16,88 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	13,49 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	43,36 kN/mm	$K_{e,U}$ =	42,29 kN/mm

Versuch SD16 11 0 1 4

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-4: Versuchsergebnisse SD16 11 0 1 4, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

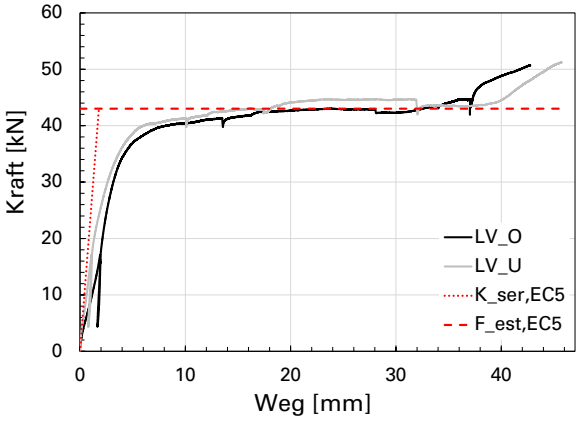
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer; 8 DMS
Holzfeuchte:	12,4 – 13,5 %

Auswertung:

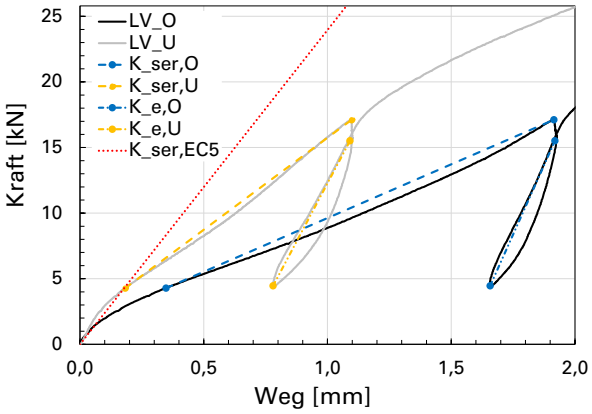
Höchstlast:	F_{max} =	44,22 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	12,97 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	16,80 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	39,72 kN/mm	$K_{e,U}$ =	56,46 kN/mm

Versuch SD16 11 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-5: Versuchsergebnisse SD16 11 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

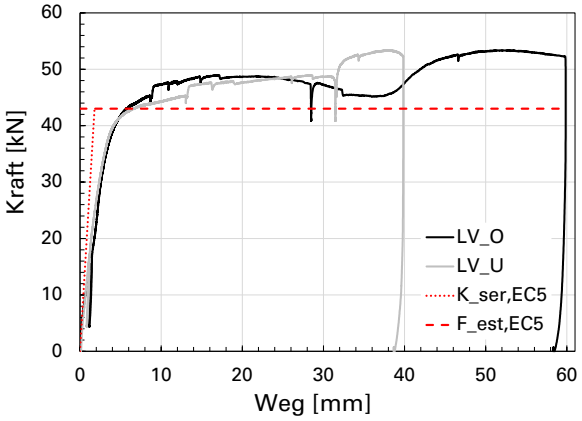
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 143 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer; 8 DMS
Holzfeuchte:	12,1 – 14,2 %

Auswertung:

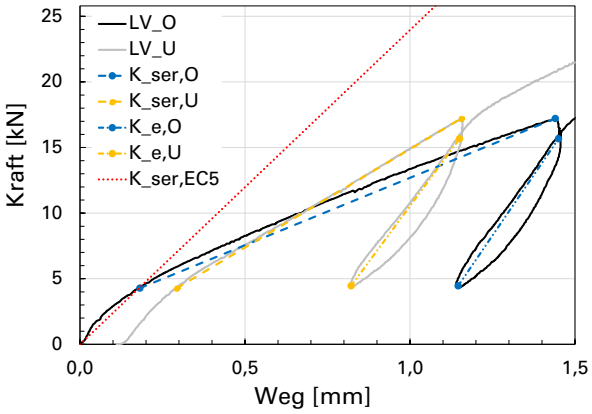
Höchstlast:	F_{max} =	51,26 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	8,19 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	14,02 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	42,27 kN/mm	$K_{e,U}$ =	35,62 kN/mm

Versuch SD16 11 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-6: Versuchsergebnisse SD16 11 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

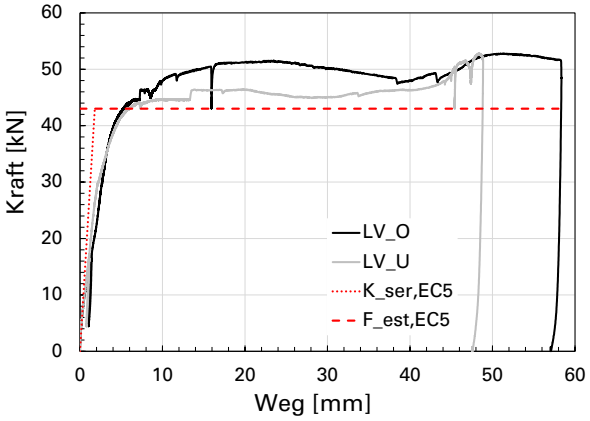
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 100 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,1 – 14,0 %

Auswertung:

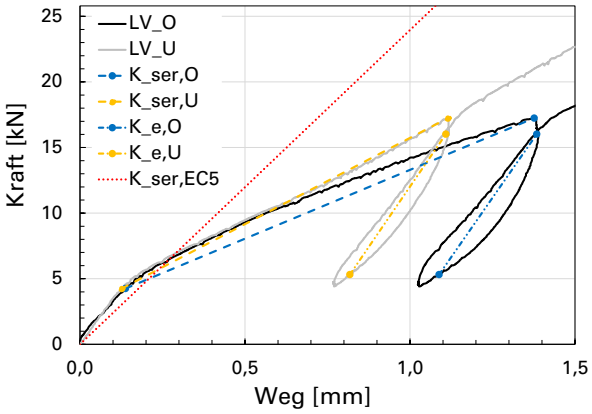
Höchstlast:	F_{max} =	53,38 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	10,27 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	15,00 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	36,89 kN/mm	$K_{e,U}$ =	34,12 kN/mm

Versuch SD16 11 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-7: Versuchsergebnisse SD16 11 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

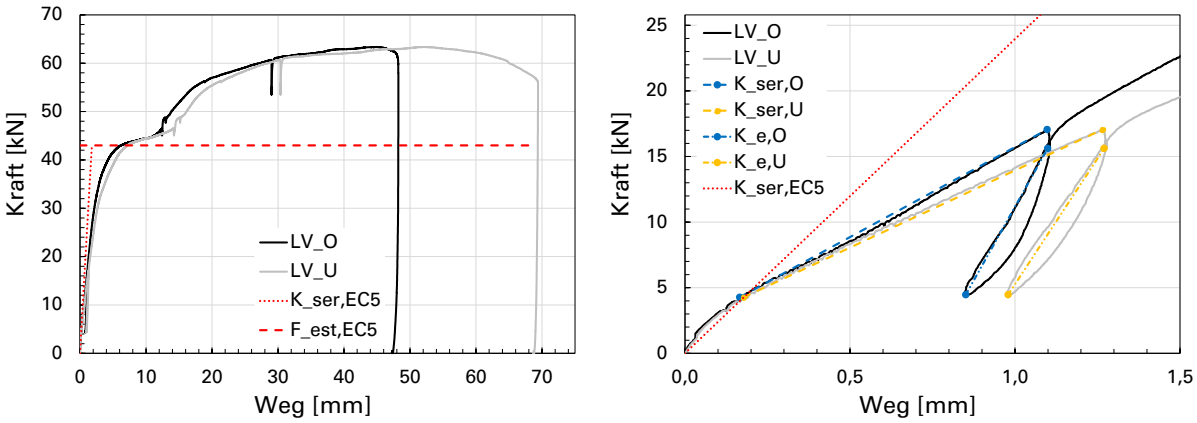
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 108 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	11,6 – 13,2 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	52,80 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	10,49 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	13,14 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	36,17 kN/mm	$K_{e,U}$ =	36,81 kN/mm

Versuch SD16 11 0 3 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-8: Versuchsergebnisse SD16 11 0 3 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

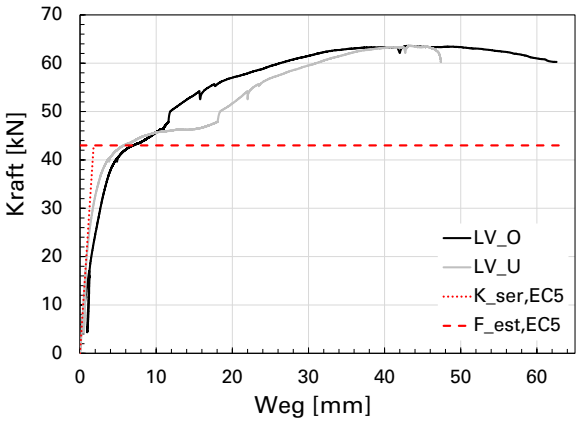
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 119 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 +2 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,3 – 13,9 %

Auswertung:

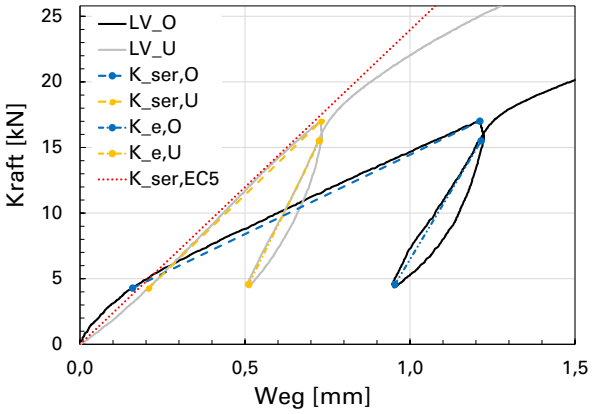
Höchstlast:	F_{max} =	69,40 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	13,72 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	11,76 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	44,93 kN/mm	$K_{e,U}$ =	38,33 kN/mm

Versuch SD16 11 0 3 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-9: Versuchsergebnisse SD16 11 0 3 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

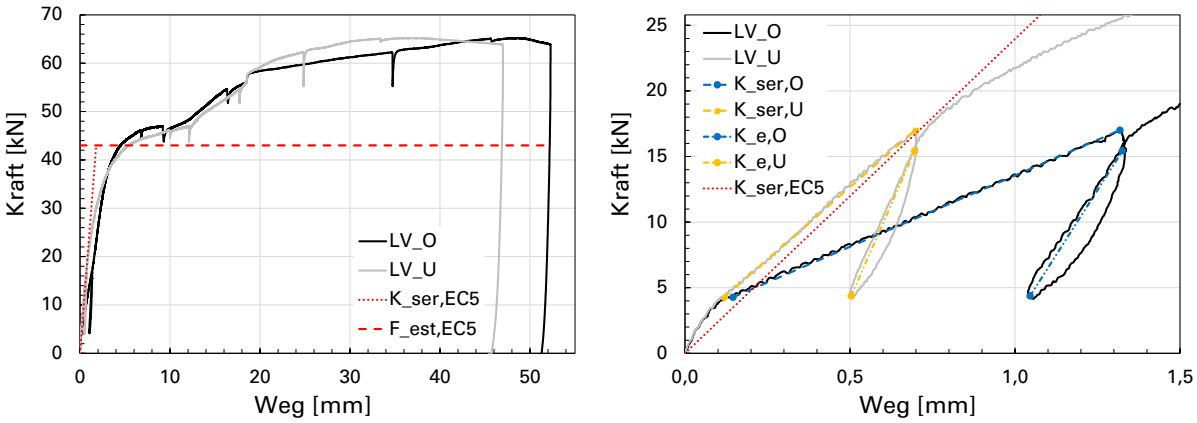
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 117 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 +2 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,6 – 14,4 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	63,60 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	12,09 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	24,35 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	41,81 kN/mm	$K_{e,U}$ =	51,03 kN/mm

Versuch SD16 11 0 3 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-10: Versuchsergebnisse SD16 11 0 3 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

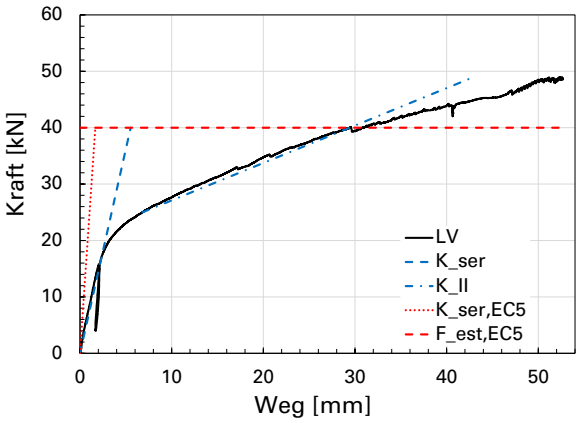
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 43 kN Entlastung bei 17,20 kN auf 4,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 100 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	13,7 – 14,5 %

Auswertung:

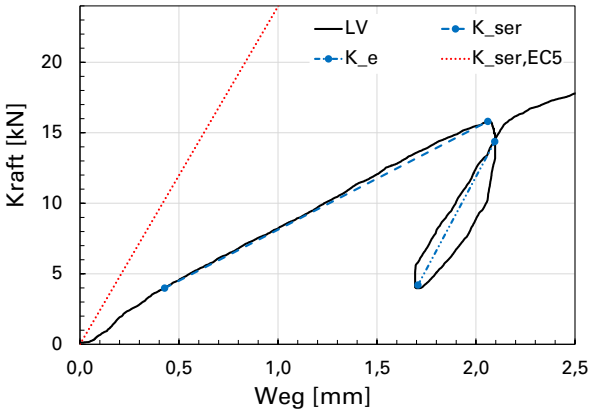
Höchstlast:	F_{max} =	65,22 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	10,86 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	22,01 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	39,52 kN/mm	$K_{e,U}$ =	57,42 kN/mm

Versuch SD16 11 90 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-11: Versuchsergebnisse SD16 11 90 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

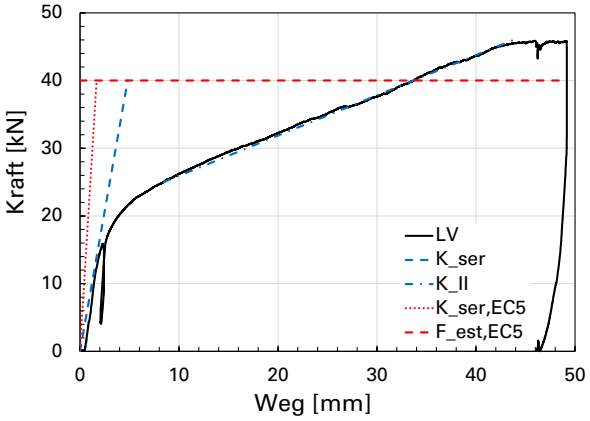
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite), aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 63 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer; 2 DMS
Holzfeuchte:	11,1 – 12,5 %

Auswertung:

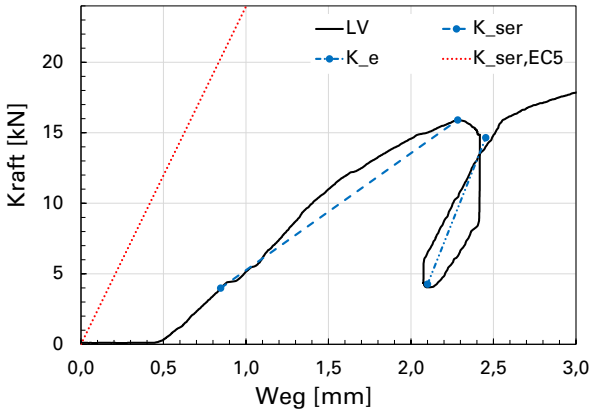
Höchstlast:	F_{max} =	48,91 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	7,50 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	0,71 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	1,76 kN/mm	$K_{e,U}$ =	29,43 kN/mm

Versuch SD16 11 90 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-12: Versuchsergebnisse SD16 11 90 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

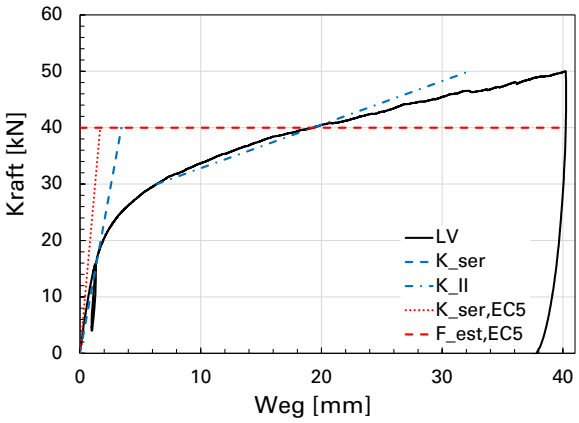
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite), aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 53 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer; 2 DMS
Holzfeuchte:	11,0 – 11,4 %

Auswertung:

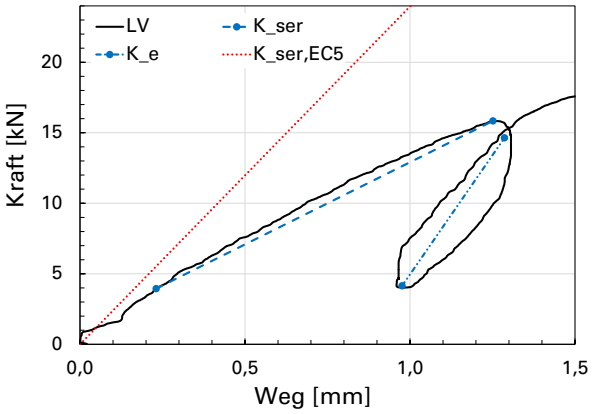
Höchstlast:	F_{max} =	45,87 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	9,42 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	0,63 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	1,91 kN/mm	$K_{e,U}$ =	33,69 kN/mm

Versuch SD16 11 90 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-13: Versuchsergebnisse SD16 11 90 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

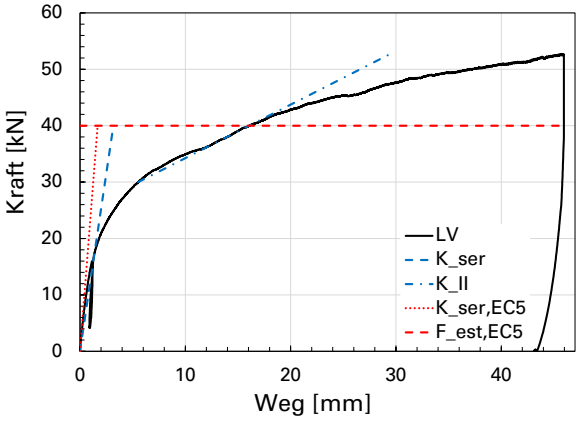
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite), aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 43 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	11,3 – 11,9 %

Auswertung:

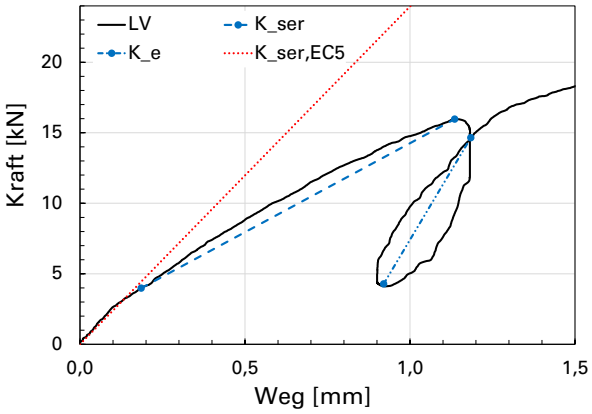
Höchstlast:	F_{max} =	50,00 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	12,30 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	0,66 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	1,04 kN/mm	$K_{e,U}$ =	29,19 kN/mm

Versuch SD16 11 90 2 4

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-14: Versuchsergebnisse SD16 11 90 2 4, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

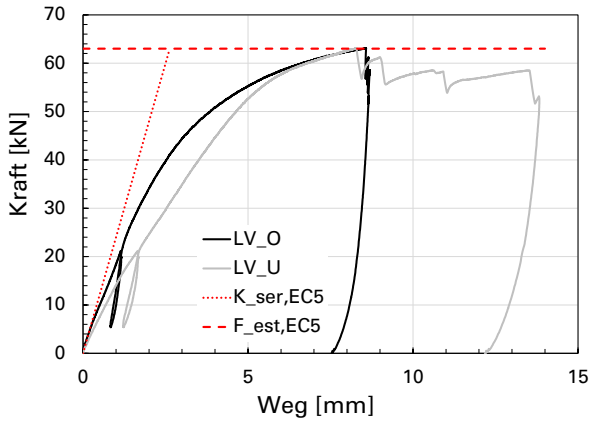
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite), aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 49 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	11,1 – 12,7 %

Auswertung:

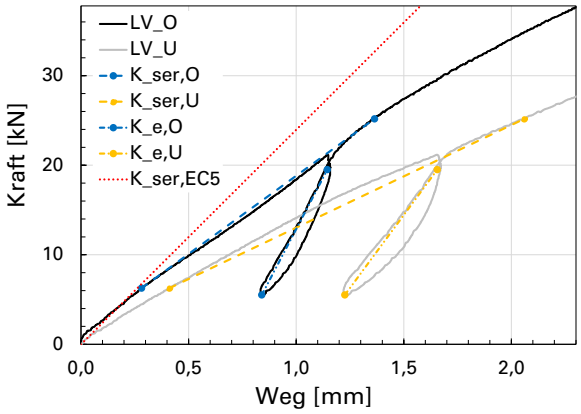
Höchstlast:	F_{max} =	52,70 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	13,66 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	0,82 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	0,92 kN/mm	$K_{e,U}$ =	23,93 kN/mm

Versuch B16 11 0 1 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-15: Versuchsergebnisse B16 11 0 1 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

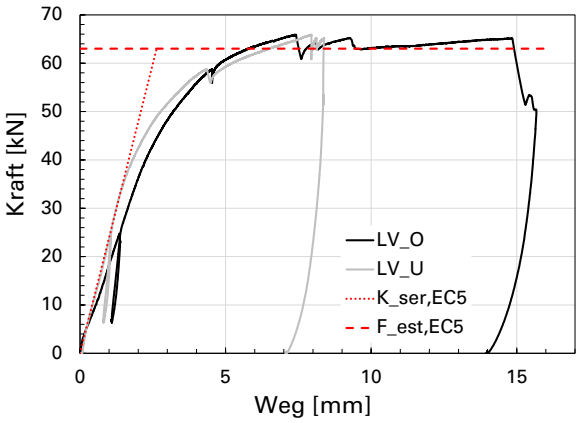
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 53 kN Entlastung bei 21,20 kN auf 5,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 +2 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,4 – 13,5 %

Auswertung:

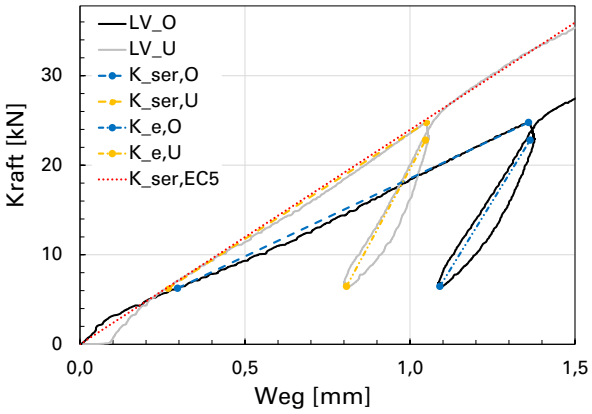
Höchstlast:	F_{max} =	63,09 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	17,48 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	11,47 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	46,01 kN/mm	$K_{e,U}$ =	32,63 kN/mm

Versuch B16 11 0 1 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-16: Versuchsergebnisse B16 11 0 1 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

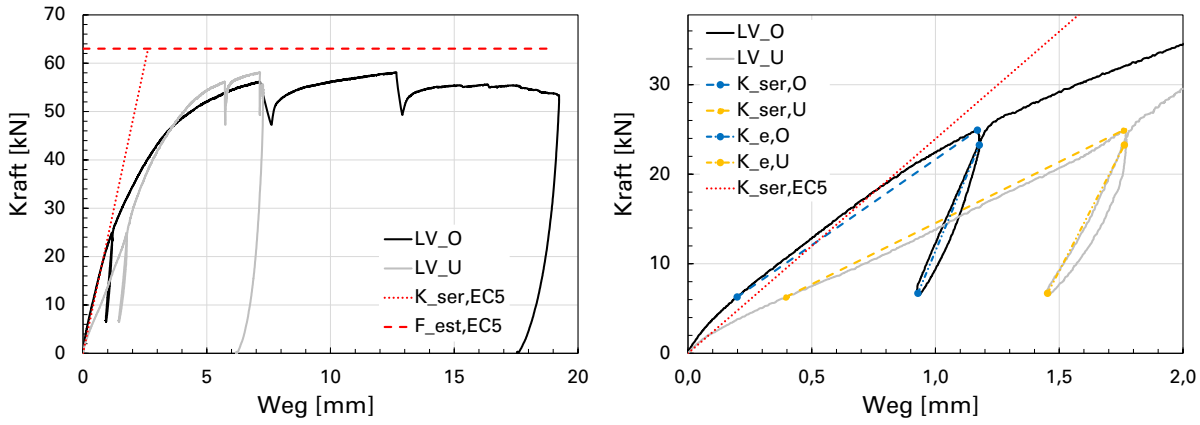
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 +2 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,8 – 14,6 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	65,92 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	17,42 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	23,69 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	59,83 kN/mm	$K_{e,U}$ =	68,28 kN/mm

Versuch B16 11 0 1 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-17: Versuchsergebnisse B16 11 0 1 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

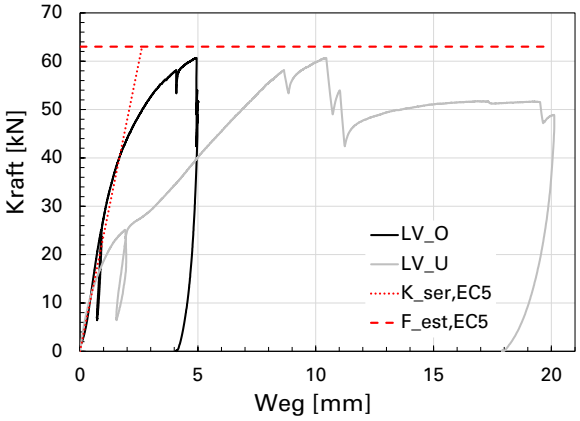
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,6 – 13,4 %

Auswertung:

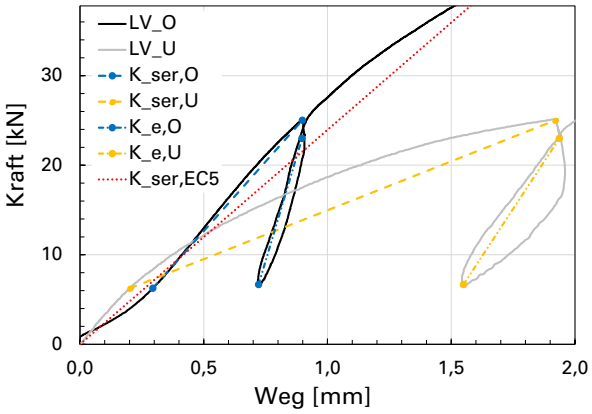
Höchstlast:	F_{max} =	58,11 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	19,20 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	13,67 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	66,69 kN/mm	$K_{e,U}$ =	53,31 kN/mm

Versuch B16 11 0 1 4

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-18: Versuchsergebnisse B16 11 0 1 4, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

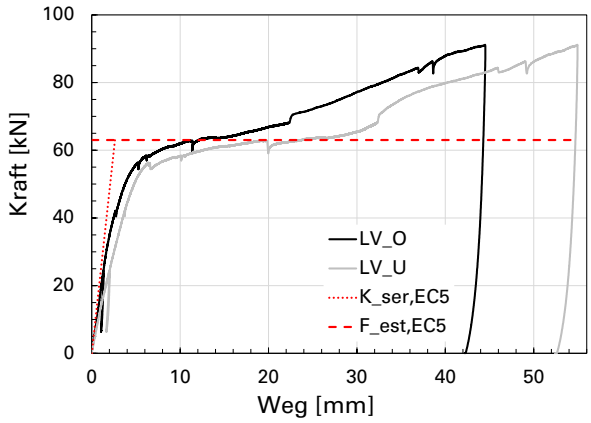
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,6 – 14,6 %

Auswertung:

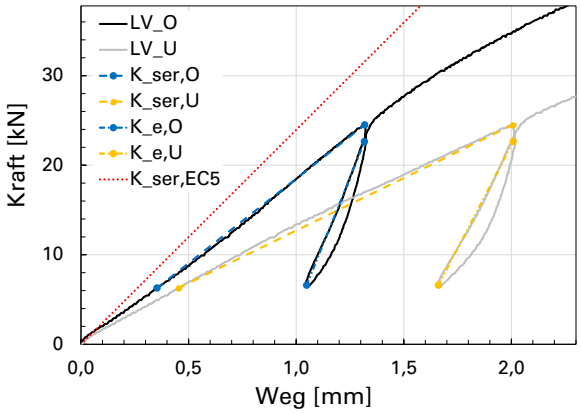
Höchstlast:	F_{max} =	60,67 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	31,04 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	10,92 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	93,17 kN/mm	$K_{e,U}$ =	42,09 kN/mm

Versuch B16 11 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-19: Versuchsergebnisse B16 11 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

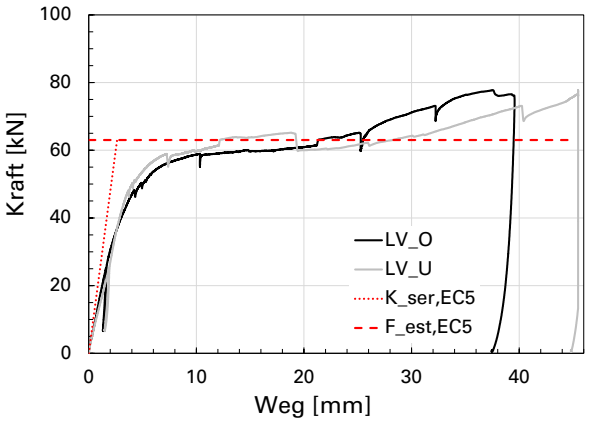
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 100 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,8 – 14,2 %

Auswertung:

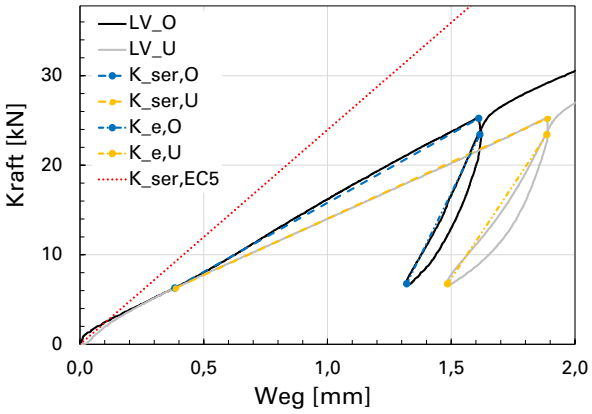
Höchstlast:	F_{max} =	91,17 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	18,89 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	11,73 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	59,86 kN/mm	$K_{e,U}$ =	46,17 kN/mm

Versuch B16 11 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-20: Versuchsergebnisse B16 11 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

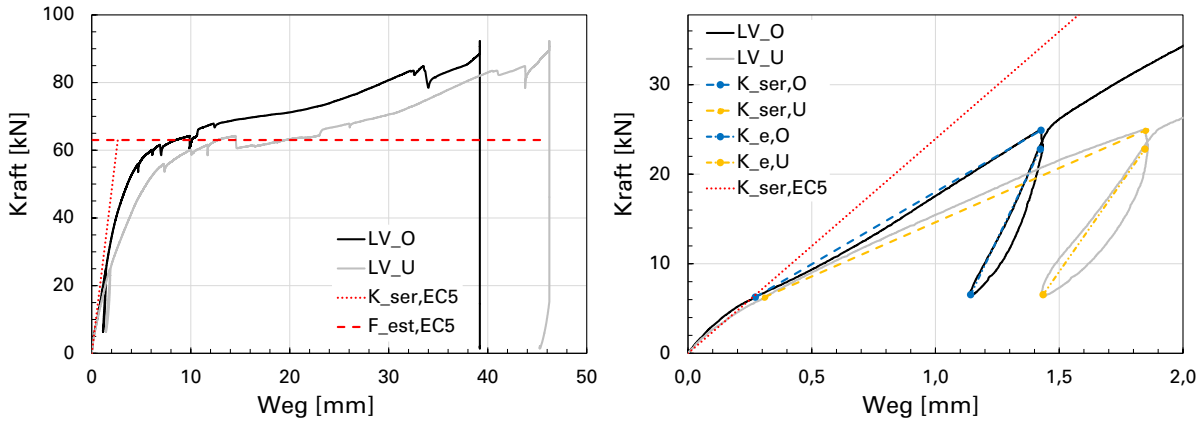
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 88 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,3 – 14,3 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	77,78 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	15,43 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	12,62 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	56,24 kN/mm	$K_{e,U}$ =	41,57 kN/mm

Versuch B16 11 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-21: Versuchsergebnisse B16 11 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

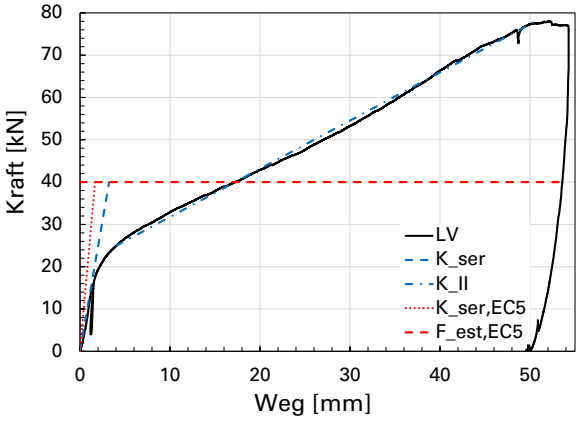
Prüfmaschine:	400 kN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 63 kN Entlastung bei 25,20 kN auf 6,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 94 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	6 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	12,6 – 14,4 %

Auswertung:

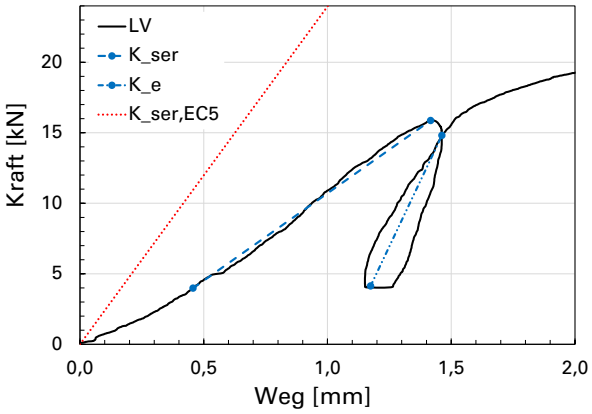
Höchstlast:	F_{max} =	92,26 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	16,15 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	12,11 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	57,67 kN/mm	$K_{e,U}$ =	39,52 kN/mm

Versuch B16 11 90 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-22: Versuchsergebnisse B16 11 90 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

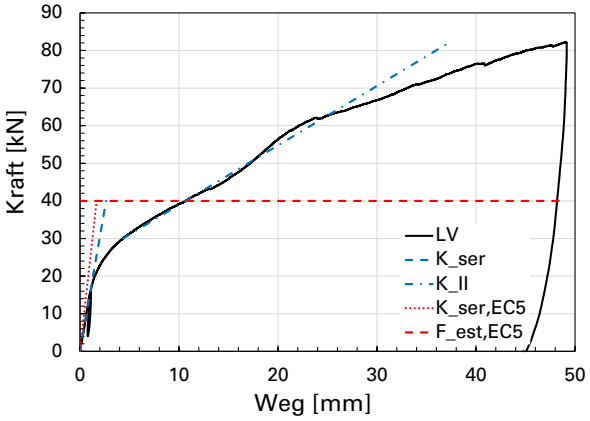
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite) und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 60 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	10,1 – 12,4 %

Auswertung:

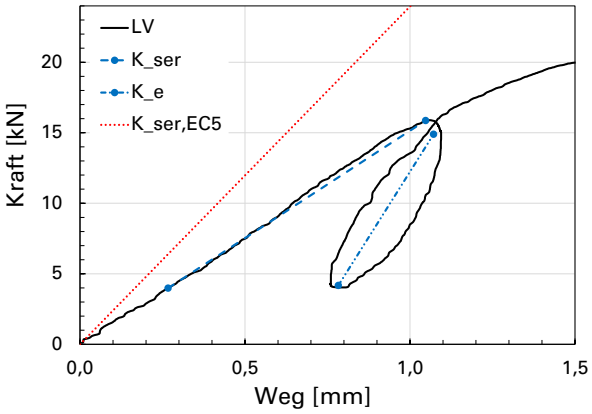
Höchstlast:	F_{max} =	78,00 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	12,96 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	1,02 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	1,23 kN/mm	$K_{e,U}$ =	22,25 kN/mm

Versuch B16 11 90 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-23: Versuchsergebnisse B16 11 90 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

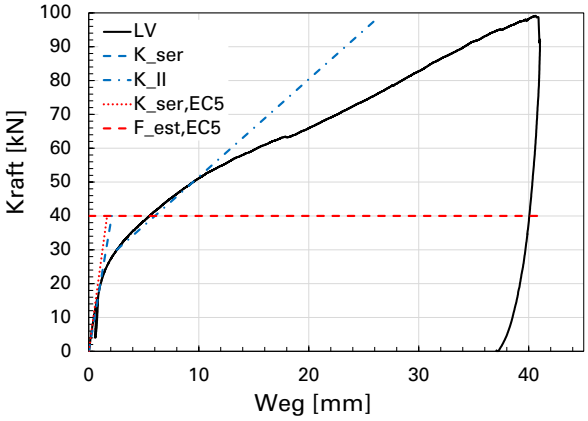
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite) und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 55 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	9,6 - 11,1 %

Auswertung:

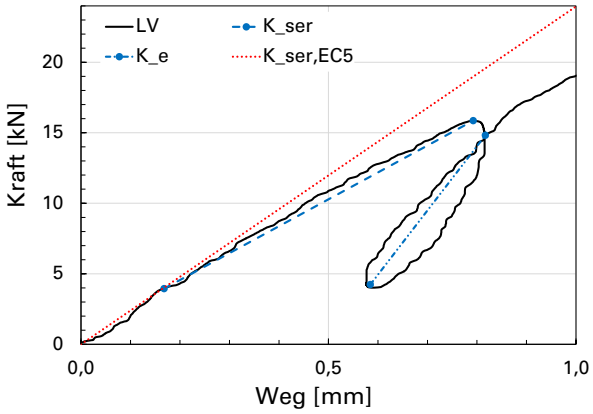
Höchstlast:	F_{max} =	82,21 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	16,01 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	1,48 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	0,89 kN/mm	$K_{e,U}$ =	14,51 kN/mm

Versuch B16 11 90 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-24: Versuchsergebnisse B16 11 90 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

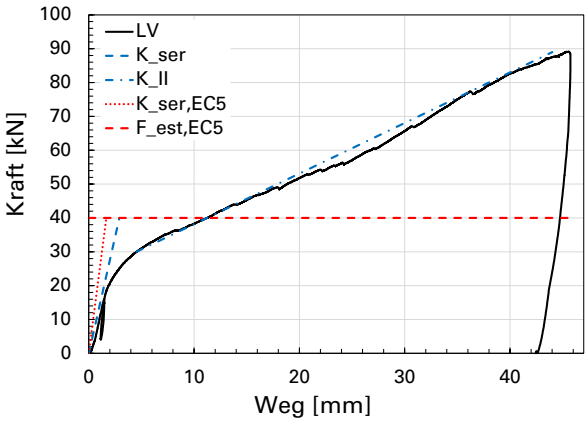
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite) und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 49 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	11,6 – 12,1 %

Auswertung:

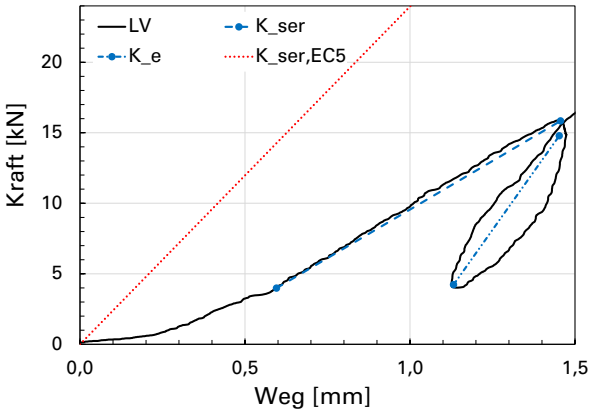
Höchstlast:	F_{max} =	99,10 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	19,67 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	1,74 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	0,68 kN/mm	$K_{e,U}$ =	28,46 kN/mm

Versuch B16 11 90 2 4

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-25: Versuchsergebnisse B16 11 90 2 4, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

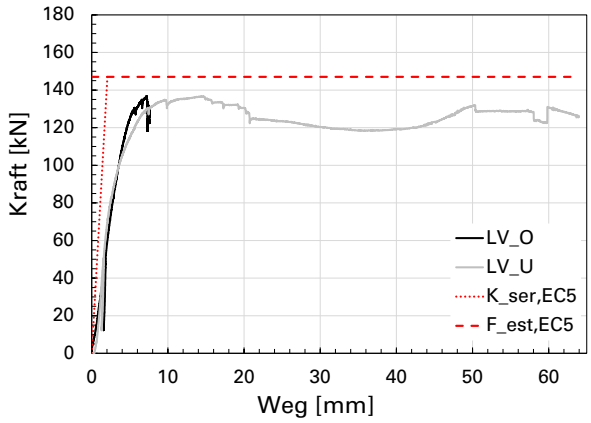
Prüfmaschine:	430 kN Nutentisch
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 16,00 kN auf 4,00 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzquerschnitts in Längsrichtung (Oberseite) und Eindrücken der Scheiben, aber kein Lastabfall; Versuch nach ca. 54 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	5 Wegaufnehmer
Holzfeuchte:	11,5 – 12,2 %

Auswertung:

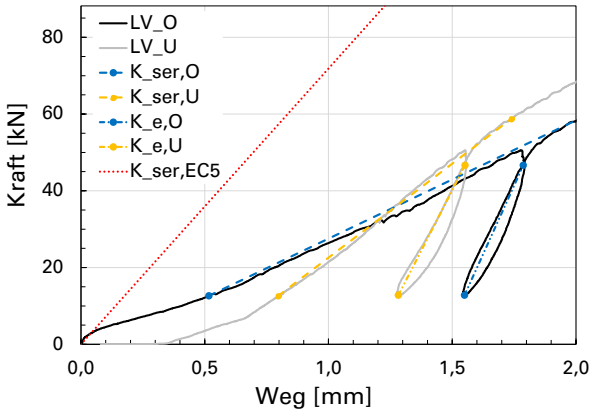
Höchstlast:	F_{max} =	89,14 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	14,44 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	1,44 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	1,29 kN/mm	$K_{e,U}$ =	38,47 kN/mm

Versuch SD16 13 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-26: Versuchsergebnisse SD16 13 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

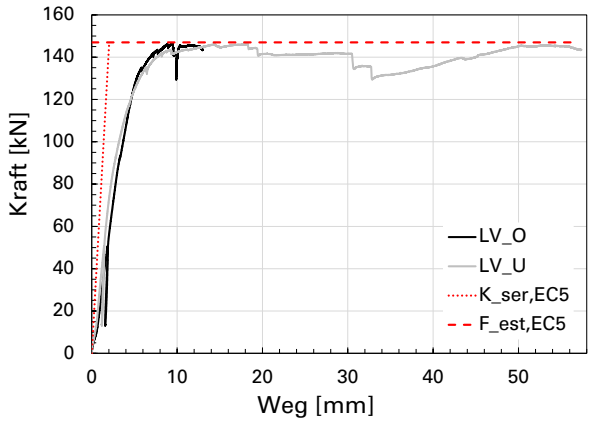
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 127 kN Entlastung bei 50,80 kN auf 12,70 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben, aber kein signifikanter Lastabfall; Versuch nach ca. 71 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 12 DMS
Holzfeuchte:	13,0 – 14,7 %

Auswertung:

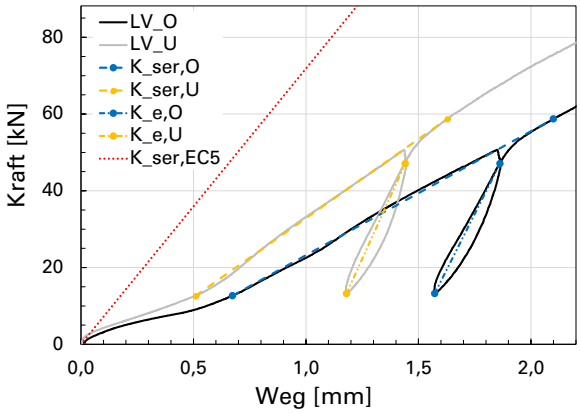
Höchstlast:	F_{max} =	136,72 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	30,84 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	49,00 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	142,43 kN/mm	$K_{e,U}$ =	125,64 kN/mm

Versuch SD16 13 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-27: Versuchsergebnisse SD16 13 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

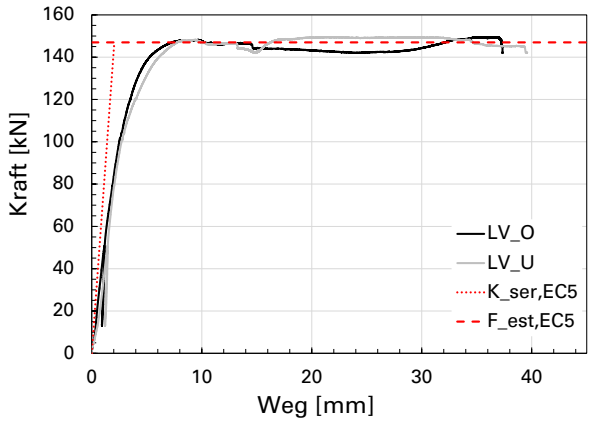
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 127 kN Entlastung bei 50,80 kN auf 12,70 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben, aber kein signifikanter Lastabfall; Versuch nach ca. 70 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 12 DMS
Holzfeuchte:	13,5 – 15,1 %

Auswertung:

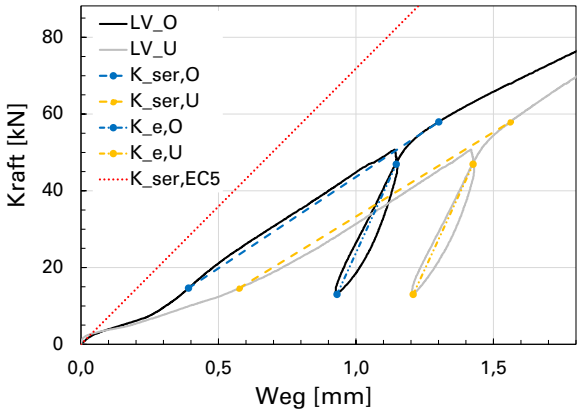
Höchstlast:	F_{max} =	146,40 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	32,30 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	41,22 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	116,56 kN/mm	$K_{e,U}$ =	129,62 kN/mm

Versuch SD16 13 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-28: Versuchsergebnisse SD16 13 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

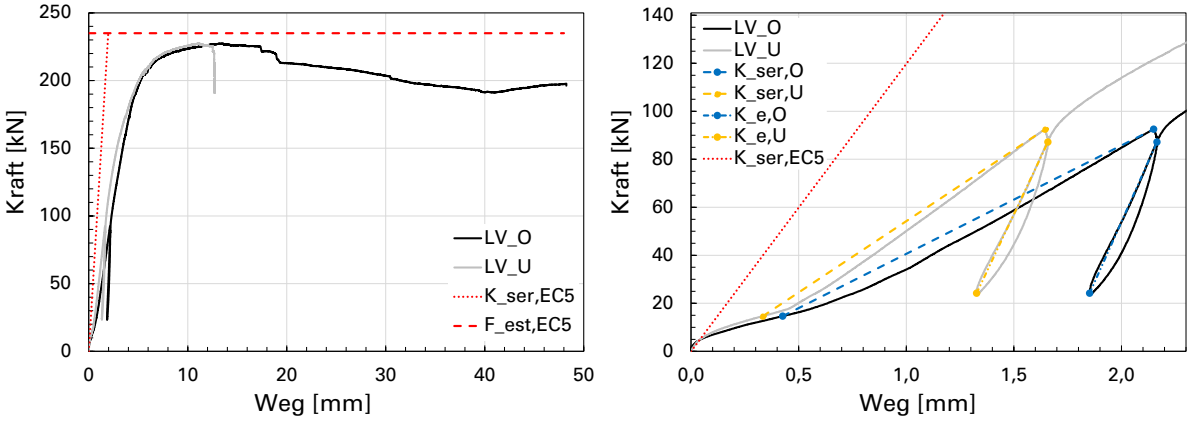
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 127 kN Entlastung bei 50,80 kN auf 12,70 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben, aber kein signifikanter Lastabfall; Versuch nach ca. 83 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 12 DMS
Holzfeuchte:	13,9 – 15,6 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	149,52 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	47,60 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	43,96 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	157,25 kN/mm	$K_{e,U}$ =	155,79 kN/mm

Versuch SD16 15 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-29: Versuchsergebnisse SD16 15 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

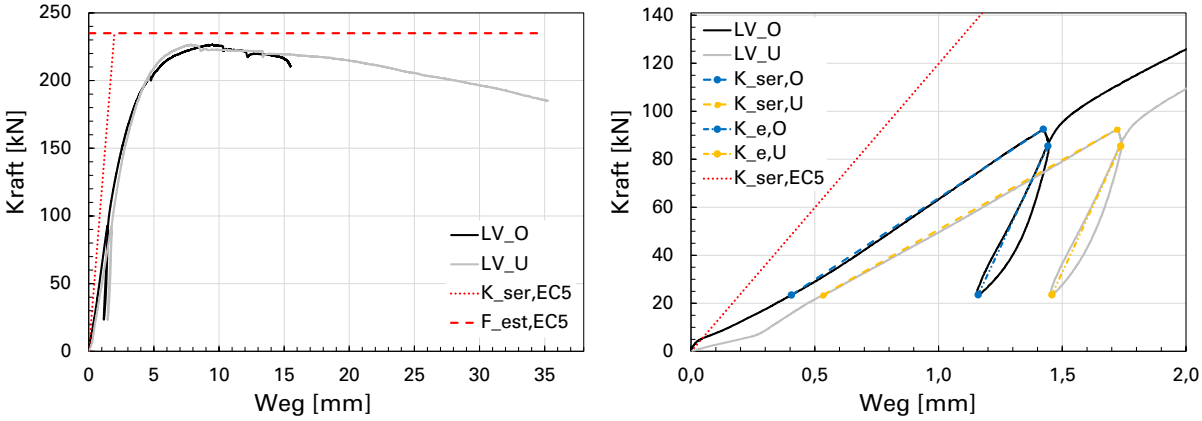
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 233 kN Entlastung bei 93,20 kN auf 23,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben + Lastabfall; Versuch nach ca. 60 mm Gesamtverformung abgebrochen.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 10 DMS
Holzfeuchte:	Ca. 14,0 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	227,44 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	45,15 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	59,33 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	201,47 kN/mm	$K_{e,U}$ =	190,21 kN/mm

Versuch SD16 15 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-30: Versuchsergebnisse SD16 15 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

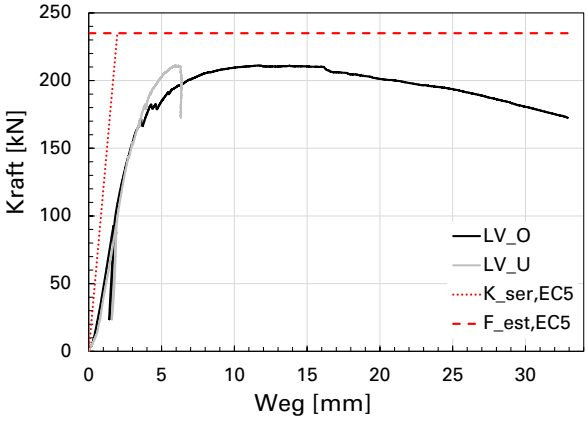
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 233 kN Entlastung bei 93,20 kN auf 23,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben + Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 10 DMS
Holzfeuchte:	13,9 – 14,6 %

Auswertung:

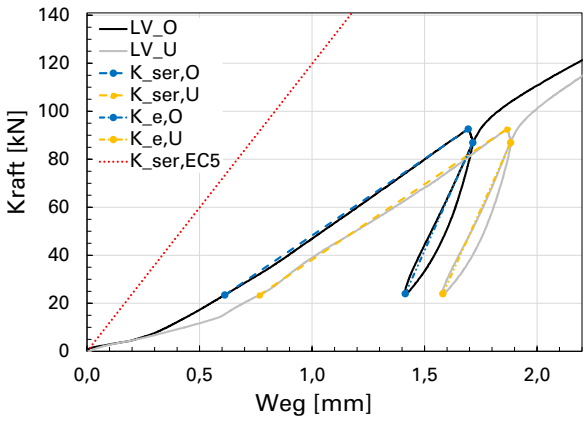
Höchstlast:	F_{max} =	226,56 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	67,82 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	58,16 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	219,54 kN/mm	$K_{e,U}$ =	222,50 kN/mm

Versuch SD16 15 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-31: Versuchsergebnisse SD16 15 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

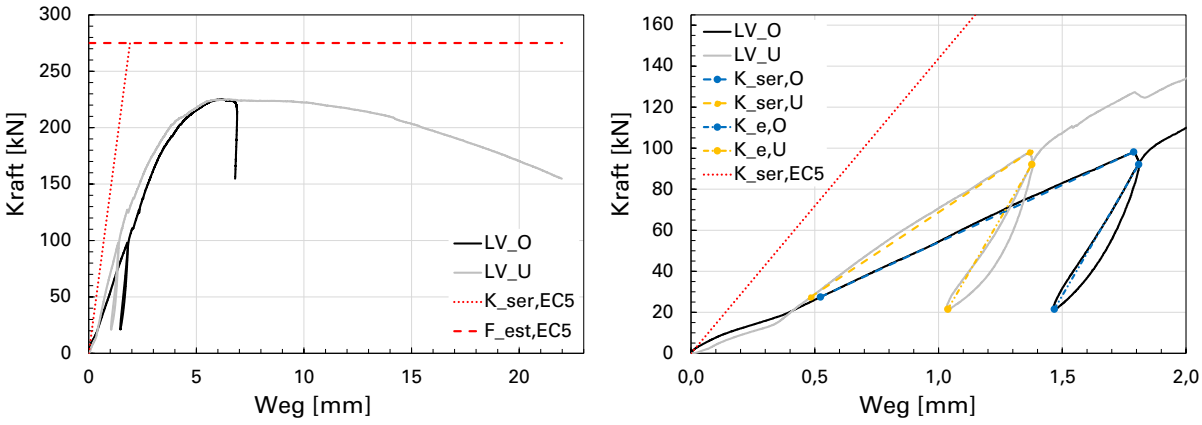
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 233 kN Entlastung bei 93,20 kN auf 23,30 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes und Eindrücken der Scheiben + Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 10 DMS
Holzfeuchte:	13,5 – 14,7 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	211,28 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	63,85 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	62,84 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	209,56 kN/mm	$K_{e,U}$ =	208,83 kN/mm

Versuch SD16 15+1 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-32: Versuchsergebnisse SD16 15+1 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

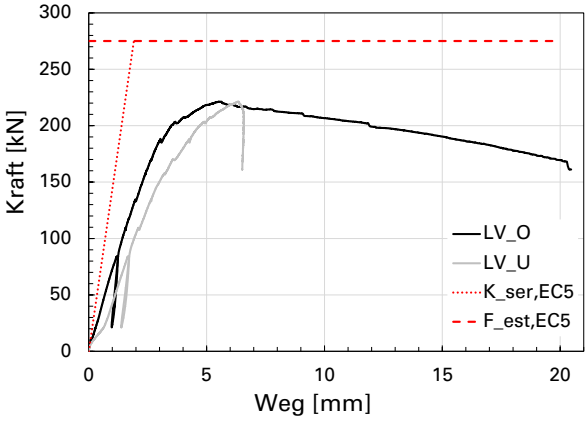
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 211 kN Entlastung bei 84,40 kN auf 21,10 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 12 DMS
Holzfeuchte:	- %

Auswertung:

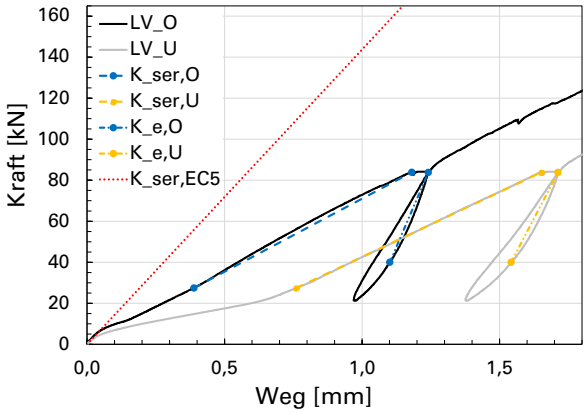
Höchstlast:	F_{max} =	225,16 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	55,88 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	79,91 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	207,02 kN/mm	$K_{e,U}$ =	207,94 kN/mm

Versuch SD16 15+1 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-33: Versuchsergebnisse SD16 15+1 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

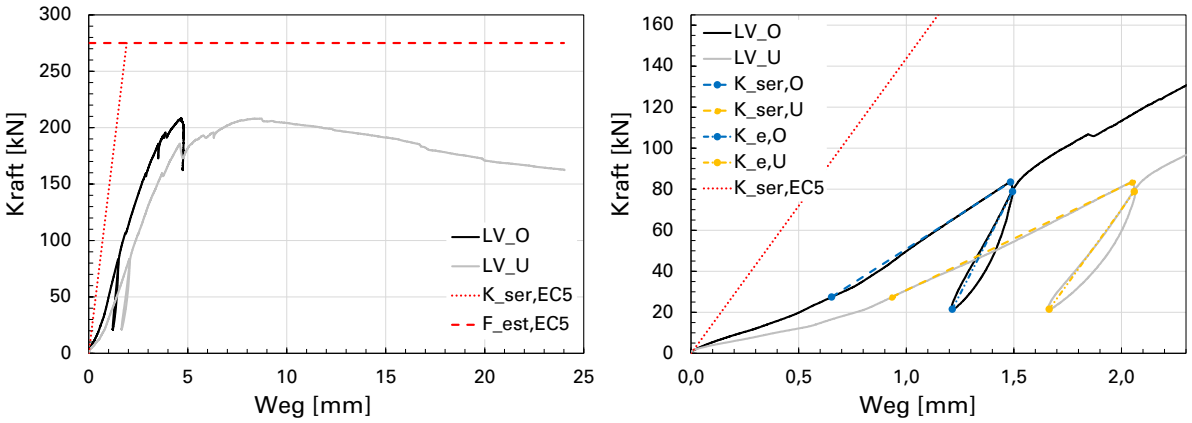
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 211 kN Entlastung bei 84,40 kN auf 21,10 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 10 DMS
Holzfeuchte:	- %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	221,28 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	71,17 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	63,26 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	312,24 kN/mm	$K_{e,U}$ =	257,62 kN/mm

Versuch SD16 15+1 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-34: Versuchsergebnisse SD16 15+1 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

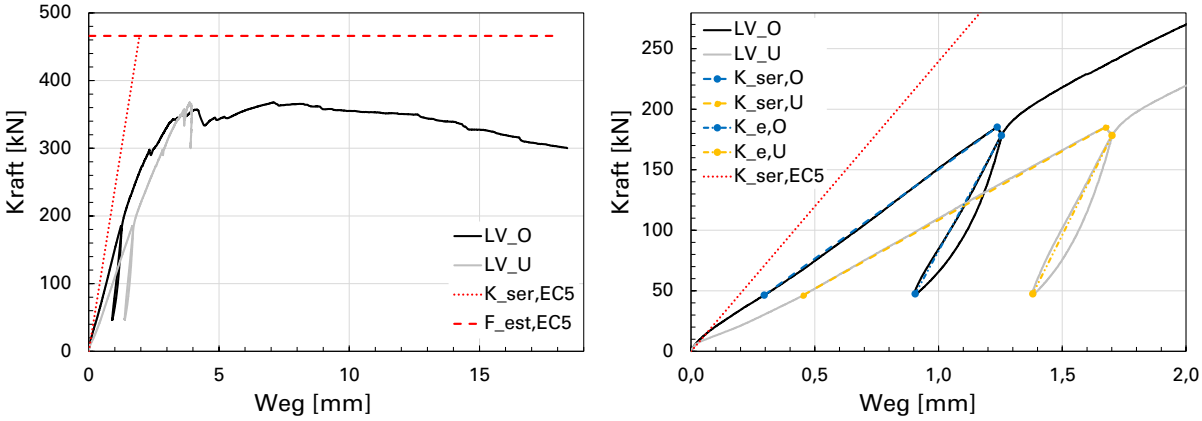
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 211 kN Entlastung bei 84,40 kN auf 21,10 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 10 DMS
Holzfeuchte:	- %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	208,16 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	67,44 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	50,27 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	205,05 kN/mm	$K_{e,U}$ =	145,03 kN/mm

Versuch SD16 25 0 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-35: Versuchsergebnisse SD16 25 0 2 1, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

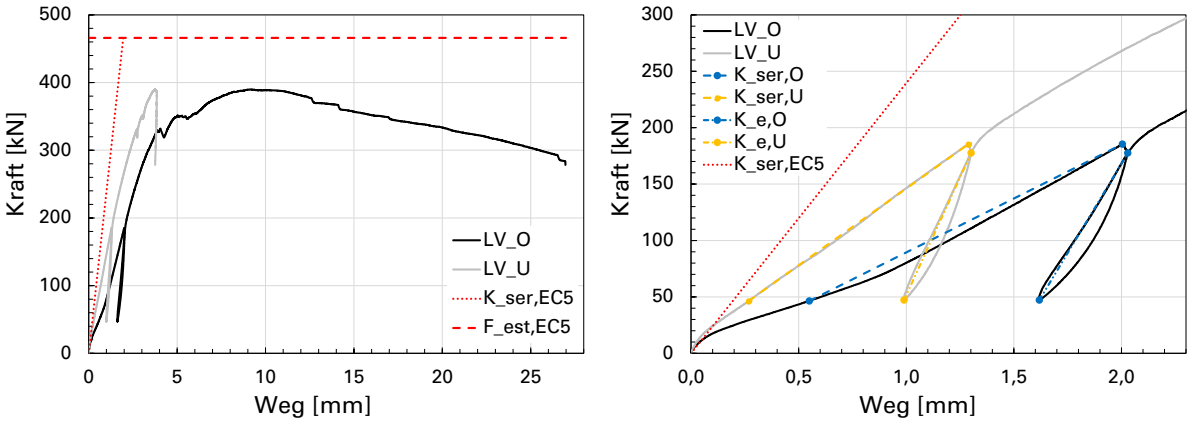
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 466 kN Entlastung bei 186,40 kN auf 46,60 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes + Eindrücken der Scheiben, Versagen Nettoquerschnitt → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 20 DMS
Holzfeuchte:	11,6 – 12,1 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	367,76 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	147,46 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	113,55 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	375,35 kN/mm	$K_{e,U}$ =	409,16 kN/mm

Versuch SD16 25 0 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-36: Versuchsergebnisse SD16 25 0 2 2, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

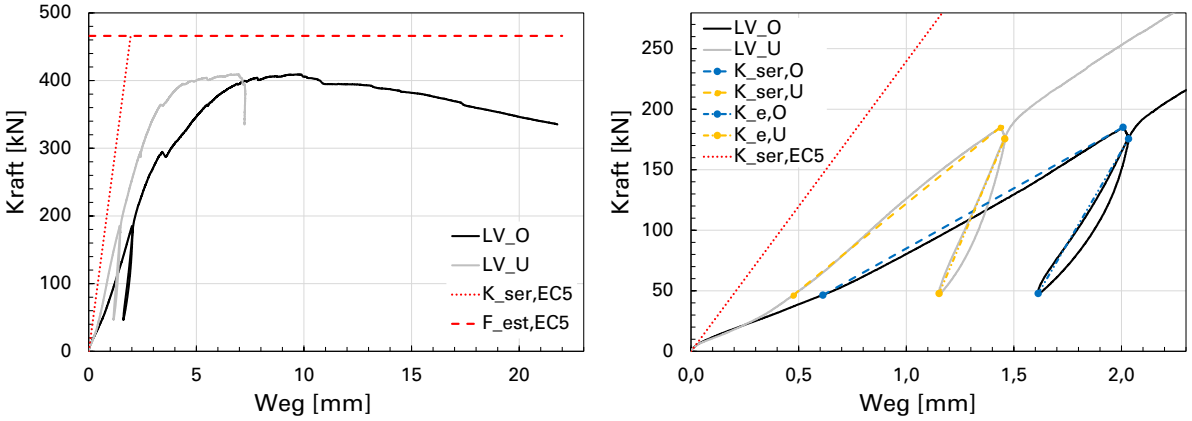
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 466 kN Entlastung bei 186,40 kN auf 46,60 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes + Eindrücken der Scheiben → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 20 DMS
Holzfeuchte:	10,9 – 11,6 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	389,76 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	95,48 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	136,00 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	317,10 kN/mm	$K_{e,U}$ =	418,70 kN/mm

Versuch SD16 25 0 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten K_{ser} und K_e

Abb. B.1-37: Versuchsergebnisse SD16 25 0 2 3, Anschluss oben (O) und unten (U)

Versuchsprotokoll:

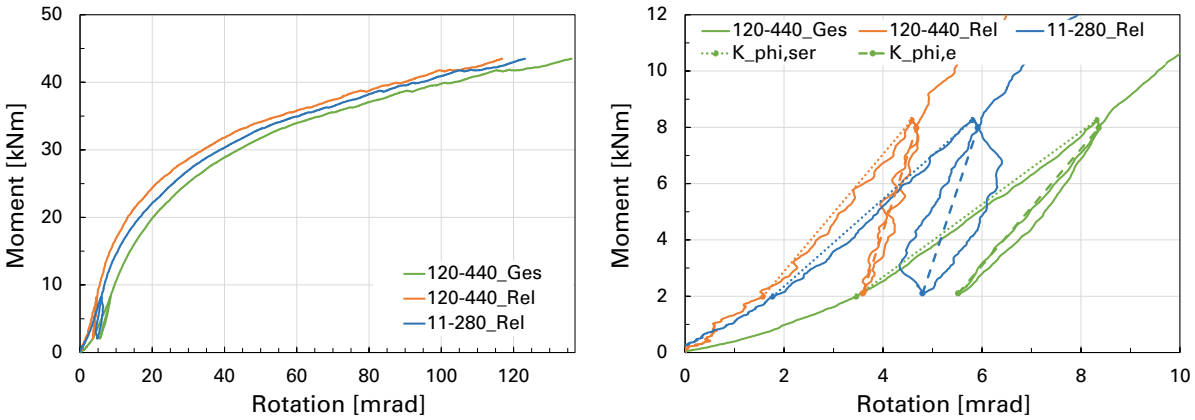
Prüfmaschine:	1 MN Schenk
Belastung:	1,2 mm/min; F_{est} = 466 kN Entlastung bei 186,40 kN auf 46,60 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Aufspalten des Holzes + Eindrücken der Scheiben → Lastabfall; Versuch bei 0,8 F_{max} beendet.
Messtechnik:	8 Wegaufnehmer; 20 DMS
Holzfeuchte:	10,9 – 12,4 %

Auswertung:

Höchstlast:	F_{max} =	409,04 kN		
Steifigkeiten:	$K_{ser,O}$ =	99,33 kN/mm	$K_{ser,U}$ =	144,03 kN/mm
	$K_{e,O}$ =	304,15 kN/mm	$K_{e,U}$ =	418,47 kN/mm

Versuch SD16 25 90 2 1

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-38: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 1, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund großer Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Oberseite)
Holzfeuchte:	12,2 %

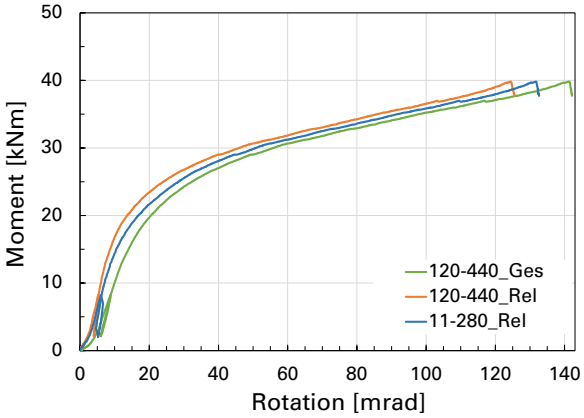
Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 43,49 kN

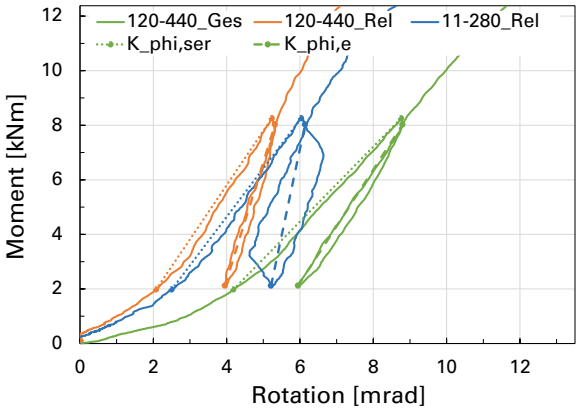
Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 2,08 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 5,44 kNm/mrad

Versuch SD16 25 90 2 2

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-39: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 2, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund großer Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Unterseite)
Holzfeuchte:	10,3 – 12,2 %

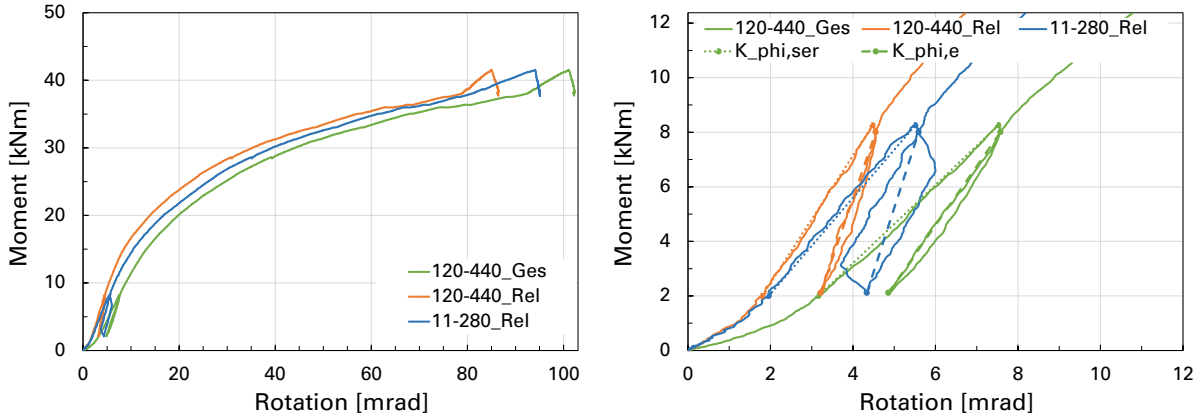
Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 39,83 kN

Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 1,99 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 4,33 kNm/mrad

Versuch SD16 25 90 2 3

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV) Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-40: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 3, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund großer Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Oberseite)
Holzfeuchte:	11,0 – 11,2 %

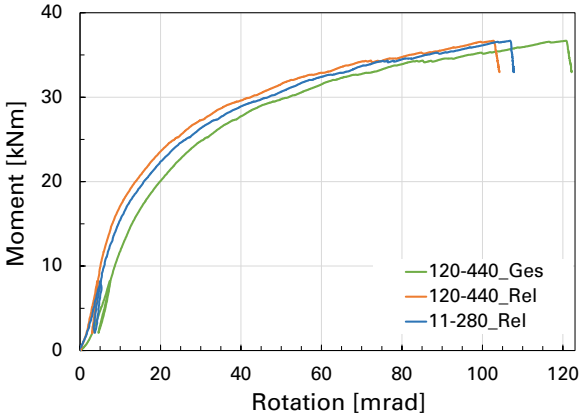
Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 41,53 kN

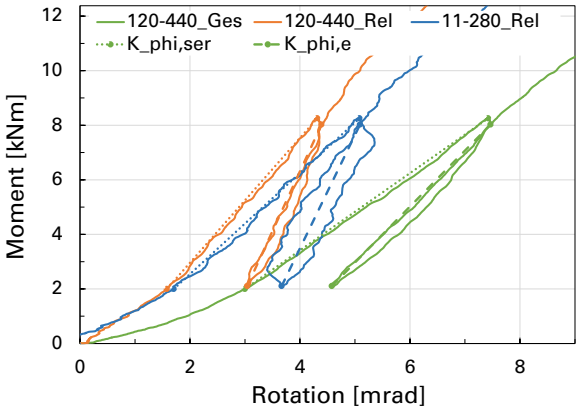
Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 2,33 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 4,42 kNm/mrad

Versuch SD16 25 90 2 4

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-41: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 4, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Oberseite)
Holzfeuchte:	- %

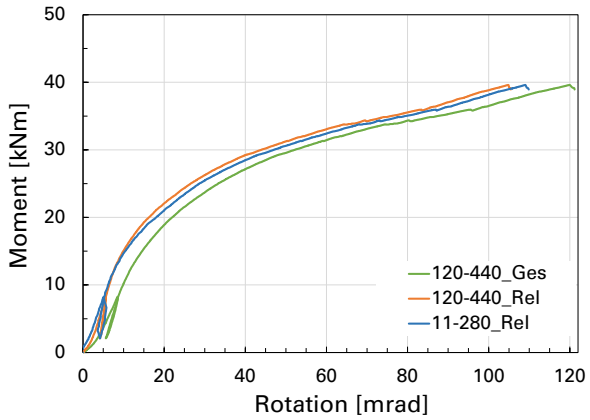
Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 36,69 kN

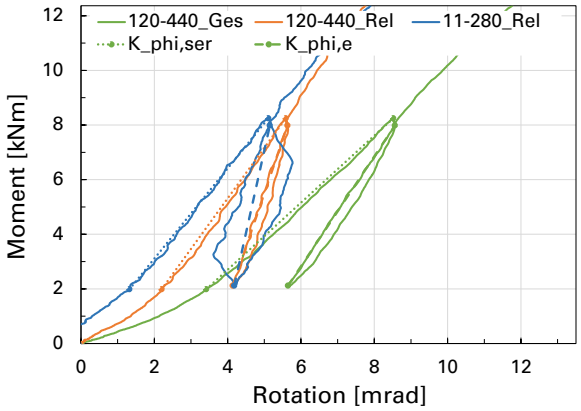
Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 2,29 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 4,39 kNm/mrad

Versuch SD16 25 90 2 5

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-42: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 5, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Oberseite)
Holzfeuchte:	10,1 – 11,9 %

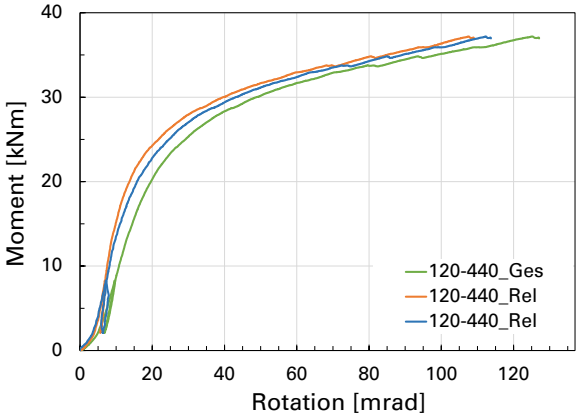
Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 39,61 kN

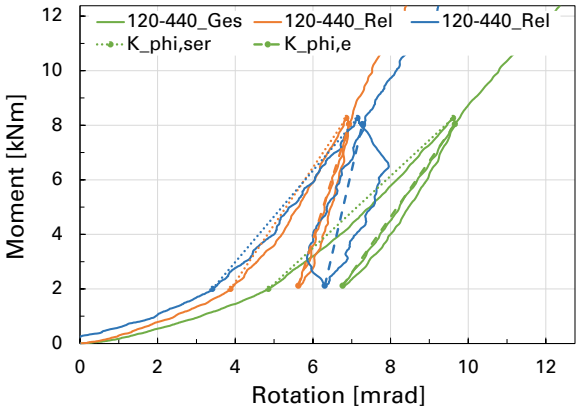
Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 1,85 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 3,92 kNm/mrad

Versuch SD16 25 90 2 6

Messkurven:



Last-Verformungskurve (LV)



Auswertung Steifigkeiten $K_{\Phi,ser}$ und $K_{\Phi,e}$

Abb. B.1-43: Versuchsergebnisse SD16 25 90 2 6, Gesamt- und Relativverdrehung

Versuchsprotokoll:

Prüfmaschine:	Nutentisch, 430 kN
Belastung:	3 mm/min; F_{est} = 40 kN Entlastung bei 8 kN auf 2 kN + Wiederbelastung
Versagen:	Fortschreitender Riss in Längsrichtung → Abbruch aufgrund Verformung; duktiles Versagen mit Laststeigerung
Messtechnik:	11x WA; 2x DMS; 1x Verdrehmesser (Oberseite)
Holzfeuchte:	- %

Auswertung:

Höchstlast: F_{max} = 37,19 kN

Steifigkeiten: $K_{\Phi,ser}$ = 2,1 kNm/mrad $K_{\Phi,e}$ = 4,53 kNm/mrad