

Robustheit durch duktile Anschlüsse im Holzbau

T 3312

T 3312

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

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.

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

2015

ISBN 978-3-8167-9434-9

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

Im Auftrag des Deutschen Instituts für Bautechnik

Robustheit durch duktile Anschlüsse im Holzbau

ZP 52-5-13.181-1319/09

Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann

Dipl.-Ing. F. Brühl

Universität Stuttgart
Institut für Konstruktion und Entwurf
Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann
Pfaffenwaldring 7
70569 Stuttgart

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Allgemeines	1
1.2	Forschungsgegenstand	4
2	Ermittlung der Duktilität	7
2.1	Einleitung	7
2.2	Bestimmung der Kenngrößen	8
2.2.1	Definitionen	8
2.2.2	Ermittlung der Fließverschiebung	9
2.3	Bestimmung der Duktilität	11
2.4	Zusammenfassung	13
3	Duktilitätsuntersuchungen an vorhandenen Versuchsergebnissen aus der Literatur	15
3.1	Einführung	15
3.2	Nagelplatten	16
3.2.1	Allgemeines	16
3.2.2	Versuche	17
3.2.3	Untersuchungen zur Duktilität	18
3.3	Dübel besonderer Bauart	19
3.3.1	Allgemeines	19
3.3.2	Versuche	20
3.3.2.1	Untersuchungen am Karlsruher Institut für Technologie	20
3.3.2.2	Untersuchungen zur Duktilität	23
3.3.2.3	Untersuchungen an der Ruhr-Universität Bochum	24
3.3.2.4	Untersuchungen zur Duktilität	28
3.4	Stabdübelverbindungen	31
3.4.1	Allgemeines	31
3.4.2	Versuche an selbstbohrenden Stabdübeln	32
3.4.3	Untersuchungen zur Duktilität	34

3.5	Zusammenfassung	38
4	Versuche	39
4.1	Einführung	39
4.2	Prüfkörper	39
4.2.1	Allgemeines	39
4.2.2	Materialkennwerte	40
4.3	Versuchsdurchführung	42
4.3.1	Ort der Versuchsdurchführung	42
4.3.2	Zugversuche	42
4.3.3	Biegeversuche	43
4.3.4	Quasi-statische, zyklische Versuche	44
4.4	Versuchsauswertung	47
4.4.1	Zugversuche	47
4.4.1.1	Untersuchungen zur Duktilität	51
4.4.2	Biegeversuche	52
4.4.3	Quasi-statische, zyklische Versuche	56
4.4.4	Zusammenfassung	61
5	Einfluss der Materialstreuung	63
5.1	Allgemeines	63
5.2	Einfluß der Materialstreuung auf die Verbindungsmitteltragfähigkeit	63
5.2.1	Bestimmung des Faktor k_{cs}	64
5.3	Einfluss der Materialstreuung auf die erforderliche Rotation	67
5.3.1	Allgemeines	67
5.3.2	Bestimmung des Faktor k_{mat}	68
5.4	Zusammenfassung	73
6	Entwicklung eines Bemessungsmodells	75
6.1	Allgemeines	75
6.2	Bestimmung der einzelnen Komponenten	77
6.2.1	Auswertung der Biegeträgerversuche und Identifikation der Komponenten	77
6.2.2	Komponente auf Druck	77
6.2.3	Komponente auf Zug	80
6.3	Überprüfung des Modells	82
6.3.1	Überprüfung anhand der Messergebnisse im Biegeversuch	82

6.3.2	Überprüfung des Momenten - Rotationsverhalten anhand der Einzelkomponenten	83
6.4	Vereinfachte Modellbildung	84
6.4.1	Allgemeines	84
6.4.2	Vergleich der Anfangssteifigkeit	85
6.4.3	Vereinfachte Ermittlung der Last-Verschiebungskurve	86
6.4.4	Überprüfung der vereinfachten Modellbildung	88
6.5	Zusammenfassung	90
7	Überprüfung der erforderlichen Rotation unter einer seismischen Belastung	91
7.1	Einführung	91
7.2	Erdbebenbemessung nach DIN EN 1998-1	92
7.2.1	Allgemeines	92
7.2.2	Beschreibung des untersuchten Tragwerks	94
7.3	Lösungsansatz zur Ermittlung des Verhaltensbeiwerts q	95
7.3.1	Ermittlung der statischen Ersatzlast	96
7.3.2	Bemessung der Stütze unter Berücksichtigung der ermittelten Ersatzkraft	99
7.3.3	Modellierung der Stützeinspannung	100
7.4	Bestimmung des Verhaltensbeiwertes q	103
7.4.1	Bestimmung der maximalen Bodenbeschleunigung $a_{u,eff}$	104
7.4.2	Ergebnisse für den Verhaltensbeiwert q	104
7.5	Zusammenfassung	108
8	Schlussbetrachtung	109
8.1	Zusammenfassung	109
8.2	Ausblick	111

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Robustheit gegenüber unvorhergesehenen außergewöhnlichen Einwirkungen ist eine Forderung an Tragwerke, die immer mehr an Bedeutung gewinnt. Im Bereich des Bauwesens bezeichnet Starossek [66] den Begriff der Robustheit als die Tragwerkseigenschaft, auf aussergewöhnliche Ereignisse gutmütig zu reagieren.

In der Normung DIN 1055-100 [23, Abschn. 3.1.3.3], DIN 1045 [20, Abschn. 13.12.1 (1)] und DIN EN 1991-1-7 [26, Abschn. 1.5.14] wird die Robustheit mit allgemeinen Anforderungen behandelt, ohne genauere Vorgehensweisen darzustellen. DIN 1055-100 [23, Abschn. 3.1.3.3] fordert, dass Tragwerke oder bestimmte Teile des Tragwerks nicht schlagartig versagen bzw. sich der Verlust der Tragfähigkeit durch große Verformungen oder Rissbildung ankündigt. Robustheit wird in DIN EN 1991-1-7 [26] als eine Tragwerkseigenschaft beschrieben, die Ereignissen wie Explosion, Brand, Anprall oder Folgen menschlichen Versagens so standhält, dass keine Schäden entstehen, die in keinem Verhältnis zur ursprünglichen Schadensursache sind. Diese Forderung hängt mit der Versagensbeständigkeit eines Tragwerkes

(engl. *collapse resistance*) zusammen. Die Versagensbeständigkeit wird in [65] als die Unempfindlichkeit eines Tragwerkes gegenüber unvorhersehbaren Ereignissen beschrieben. Die Versagensbeständigkeit eines Tragwerks steht somit in direktem Zusammenhang mit der Schadensminderung gegenüber einem progressiven Versagens [49]. Das progressive Versagen wird in ASCE 7 [2] als die Ausbreitung einer lokalen Schädigung auf andere Tragelemente beschrieben, die bis zum Versagen eines gesamten Tragwerks führen kann. Diese Forderung ist ebenfalls in DIN 1055-100 [23, Abschn. 4.1.(3)] verankert.

Der partielle Einsturz des Ronan Point Tower in London im Jahre 1968, ist die Folge eines progressiven Versagens, da das statische System über keine Redundanz verfügte. Durch eine Gasexplo-



Abb. 1.1: Progressiver Einsturz des Ronan Point, London 1968 [57]

sion wurden die Wände einer Wohnung im 18. Stock zerstört. Da die darüberliegenden Stockwerke durch die Bauart nicht in der Lage waren die Lasten auf die gegenüberliegenden Gebäudeteile umzulagern, kollabierten diese. Im weiteren Verlauf wurden die darunter liegenden Wohneinheiten durch das erhöhte Gewicht zerstört. Dieses Ereignis war der Auslöser zur Forderung nach robusten Tragwerken, die in den Folgejahren in der Normung der USA, England und Kanada verankert wurde.

In weiterer Folge werden Strategien beschrieben, die in den aktuellen Informations- bzw. Regelwerken verankert sind.

Entwurfs- und Nachweisstrategien

Direkter Ansatz

Im direkten Ansatz wird ein Tragelement oder mehrere Tragelemente so definiert, dass deren Ausfall zu einem unverhältnismäßigen Versagen führen. Dabei stehen generell zwei Konzepte zu Verfügung:

Erhöhung des Bauteilwiderstand

Bei dieser Methode werden ein oder mehrere Bauteile gezielt gegen eine außergewöhnliche Last (z.B. Stützenanprall, Explosion, etc.) bemessen [72]. Dadurch sind diese Bauteile gegenüber der gewöhnlichen Bemessungssituation überdimensioniert, besitzen jedoch eine ausreichende Robustheit gegenüber einer unplanmäßigen Belastung.

Alternative Lastpfadmethode

Die alternative Lastpfadmethode untersucht den Ausfall eines Tragelements unter der Berücksichtigung der Lastumlagerung auf benachbarte Tragelemente [72]. Am Beispiel eines Stützensausfalls kann dies durch das Einbringen eines horizontalen Verbandes oder durch Verstärkungsmaßnahmen der Decke über dem ausgefallenen Tragelement liegenden Stockwerk erreicht werden (vgl. Abb. 1.2(a)). Dadurch werden die zusätzliche Lasten ohne größere Verformungen auf die benachbarten Tragelemente umgelagert [49]. Eine weitere Möglichkeit besteht darin, gezielt duktile Anschlüsse in statisch unbestimmte Systeme einzubauen, um unter größeren Verformungen durch Biegung und durch Zugbandeffekte die Lasten auf die benachbarten Tragelemente umzulagern (vgl. Abb. 5.4(a)) [19].

Indirekter Ansatz

Im indirekten Ansatz werden konstruktive Maßnahmen vorgeschlagen, die ein progressives Versagen verhindern [26, Anhang A]. Dabei wird die Robustheit eines Bauwerks ohne ein definiertes Lastszenario verbessert. Dieses wird durch die konstruktive Ausbildung von Zugbändern zur Aktivierung von Membraneffekten erreicht. In [26, Anhang A] sind Bemessungsvorschläge zur Ausbildung derartiger Zugbänder gegeben.

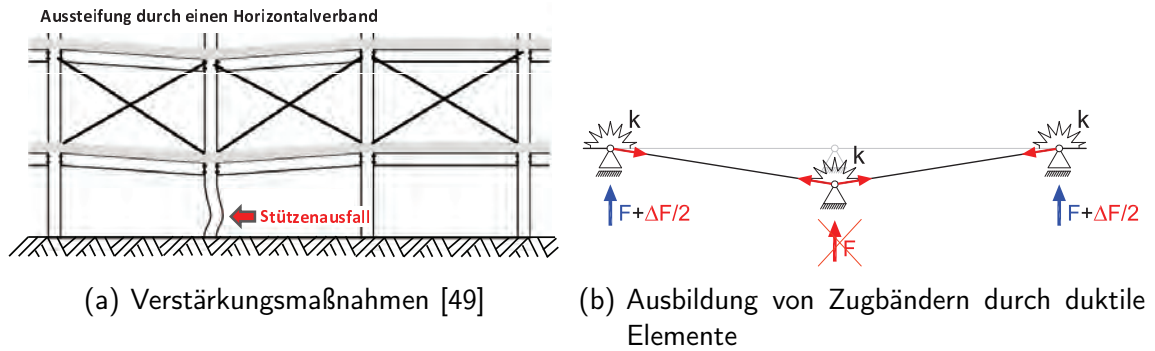


Abb. 1.2: Methoden des direkten Ansatz

Berücksichtigung der Resttragfähigkeit

Untersuchungen haben gezeigt, dass vertikale Tragelemente in Verbundbauweise trotz starker Verformungen eine hohe Resttragfähigkeit besitzen [37]. Dies ist auch für duktile Stützen im Stahlbau bekannt, die trotz einer ausgeprägten Imperfektion eine bemerkenswerte Resttragfähigkeit besitzen [36, 38] (vgl. Abb. 1.3). Voraussetzung zur Berücksichtigung der Resttragfähigkeit ist eine ausreichende Bemessung und Detailausbildung der Anschlüsse um einen Ausfall des Tragelements zu verhindern.

Diese Methode ist für duktile Baumaterialien wie Stahl geeignet, da sie unter kurzzeitigen unvorhersehbaren Einwirkung durch plastische Verformungen Energie dissipieren. Da bei dieser Methode die Lasten bekannt sein müssen, ist diese Methode gegenüber anderen einwirkenden Szenarien weniger robust [36].



Abb. 1.3: Nach einem Bombenanschlag deformierte Stütze-Exchequer Court, St. Mary's Axe, London 1992 [53]

Räumliche Begrenzung

Eine weitere Entwurfsstrategie im Hochbau ist die Abgrenzung von kollabierten Bereichen. Diese Methode findet vor allem im Bereich des Brückenbaus Anwendung [36]. Untersuchungen zum progressiven Kollaps fanden bei der Planung der Confederation Bridge, Querung der Northumberlandstraße, Kanada Anwendung. Dabei wurde eine Anfälligkeit der Brücke gegenüber dem progressiven Kollaps festgestellt, und die Ausführung dahingehend geändert, dass das Versagen räumlich begrenzt wurde, ohne den Versagensauslöser näher zu betrach-

ten [64]. Am Beispiel des partiellen Einsturzes des Ronan Point Tower in London stellten derartige ungeplante Versagensgrenzen die Funktionalität des Resttragwerkes sicher.

1.2 Forschungsgegenstand

Um die Robustheit durch plastische Gelenke dem Holzbau zugänglich zu machen, sollen Untersuchungen zur Ausbildung geeigneter Anschlüsse durchgeführt werden.

Holz als quasi-spröder Werkstoff lässt insbesondere in der Zugzone kaum ein Plastizieren zu. Bei unvorgesehenen außergewöhnlichen Einwirkungen laufen Holztragwerke Gefahr unangekündigt spröde zu versagen. Bereits im Jahre 1949 hat Johansen [41] die Berechnungsgrundlage für stiftförmige Verbindungsmittel geschaffen. Diese Theorie basiert auf der Ausbildung von plastischen Gelenken innerhalb des stiftförmigen Verbindungsmittels (vgl. Abb. 1.4). Besitzt das Verbindungsmittel eine gewisse Einbindelänge (t_{vor}) innerhalb des Holzes und ist die Gefahr des Aufspaltens durch Vollgewindeschrauben [7] oder durch einen erhöhten Verbindungsmittelabstand parallel zur Faser [43] gebannt, besitzt diese Art von Verbindungsmittel ein beachtliches duktilen Verhalten. Durch die Ausbildung von Fließgelenken innerhalb eines stiftförmigen Verbindungsmittels (vgl. Abb. 1.4) ist es möglich, dass Anschlüsse unter Verformungszunahme ihr Beanspruchungsniveau beibehalten.

Das duktile Verhalten wird in der aktuellen Normung [22] bei der Bestimmung der wirksamen Anzahl von Stabdübeln in Faserrichtung berücksichtigt. So darf bei einer Vergrößerung des

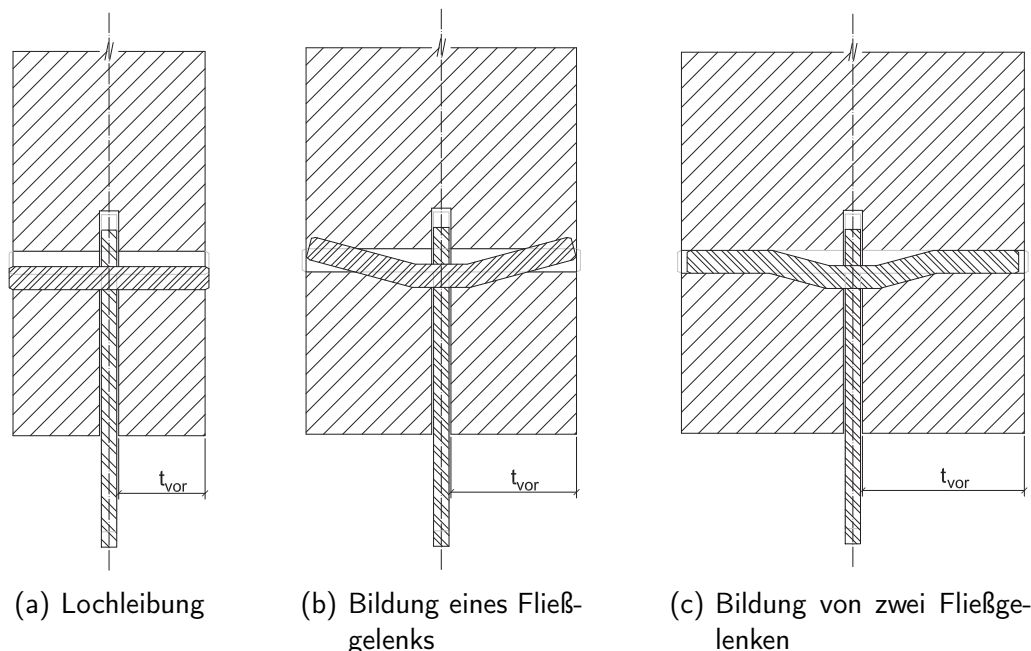


Abb. 1.4: Versagensmechanismen nach [41]

Verbindungsmittelabstands die effektive Anzahl erhöht werden. Bei verstärkten Anschlüssen darf die effektive Anzahl von Verbindungsmitteln parallel zur Faser gleich der vorhandenen Anzahl gesetzt werden. Dies hat neben der Verringerung der Spaltgefahr den Hintergrund, dass die durch die Kompatibilität der Verformung hervorgerufene ungleichmäßige Kraftübertragung an den zu verbindenden Bauteilen durch Plastizität kompensiert wird.

In der Schweizer Holzbaunorm [62] darf der Teilsicherheitsbeiwert γ_M bei duktilen Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln verringert werden.

Im Fokus des Forschungsvorhabens stand die Überprüfung der ausreichenden Duktilität von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln. Dabei wurden in einem ersten Schritt Verbindungsmittel hinsichtlich Ihrem duktilen Verhalten ausgewertet. Diese Betrachtung bezieht sich nicht nur auf stiftförmige Verbindungsmittel, sondern wurde auf Dübel besonderer Bauart und Nagelplatten erweitert. Wegen der Inhomogenität des Werkstoffes Holz werden die Einflüsse der Materialstreuung auf das Rotationsverhalten sowie auf das Tragverhalten diskutiert.

Im Hinblick auf die Anwendung unter einer seismischen Belastung wurden quasi-statische Versuche geplant und durchgeführt (vgl. Abb. 1.5). Diese fußen auf statischen Versuchen, die im Rahmen eines weiteren Forschungsprojektes [48] durchgeführt wurden. Neben dem plastischen Verhalten geben quasi-statische Versuche auch Auskünfte über das Dämpfungsverhalten einer Verbindung.

Gerade in jüngster Zeit sind diese Anforderungen und das Verhalten von Tragstrukturen unter einer seismischen Belastung wieder in den Focus gerückt. In wieweit ein Tragwerk einer solchen unvorhergesehenen Belastung standhält, hängt in erster Linie von dem dissipativen Verhalten der Tragstruktur ab. Gut ausgebildete Details mit mechanischen Verbindungsmitteln weisen im Holzbau ein sehr gutes plastisches Verhalten auf.

Basierend auf der Komponentenmethode wurde ein vereinfachtes Modell entwickelt, das es

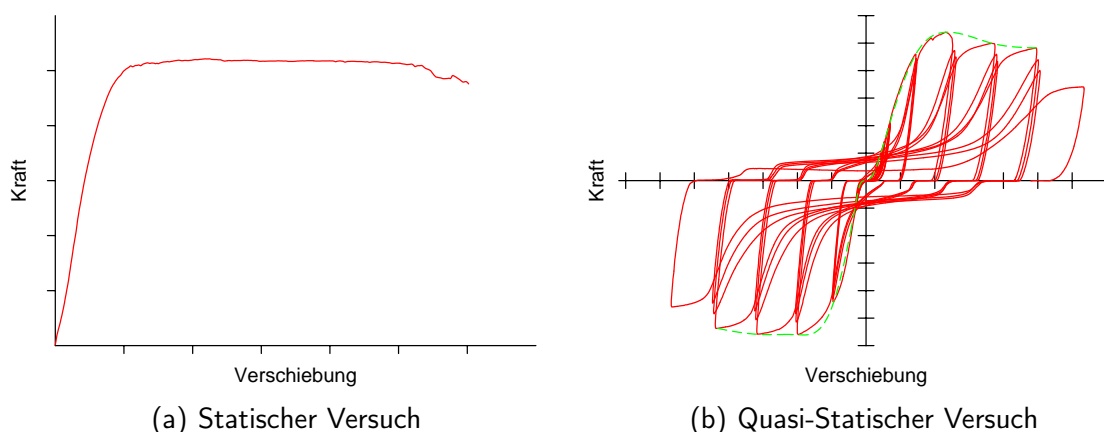


Abb. 1.5: Versuchsdurchführungen

ermöglicht, das plastische Verhalten eines Anschlusses abzubilden und in Stabwerkprogramme zu implementieren. Durch Versuche an Anschlüssen unter einer Momentenbelastung konnte das Modell verifiziert werden.

Der Nachweis der ausreichenden Rotation wurde anhand der Bestimmung eines Verhaltensbeiwert q durchgeführt. Dabei gibt der Verhaltensbeiwert Aufschluss über das duktile Verhalten einer Tragstruktur und damit über das duktile Verhalten der Verbindungsbereiche. Dafür wurde eine Parameterstudie an einem Holztragwerk durchgeführt. Um das Anschlussverhalten abzubilden fanden die vorausgegangenen Erkenntnisse in der Untersuchung zur ausreichenden Rotation Verwendung.

2 Ermittlung der Duktilität

2.1 Einleitung

Der momentane Stand der Normung berücksichtigt ausschließlich das linear-elastische Tragverhalten von Verbindungsmitteln im Holzbau. Die elastische Steifigkeit des Verbindungselements kann nach [22, Anhang G] berechnet werden. Um jedoch das plastische Verformungsverhalten von Verbindungsmitteln dem Holzbau zugänglich zu machen, ist es unabdingbar das plastische Verhalten zu bewerten (vgl. Abb. 2.1).

Dazu ist es nötig einheitliche Regelungen zu definieren, um die verschiedenen Verbindungsmittel hinsichtlich ihres plastischen Verhaltens bewerten zu können. Um einen Einblick in die derzeitig bekannte Definitionen zu erlangen, werden im Folgenden aus der Literatur bekannte Verfahren vorgestellt und diskutiert.

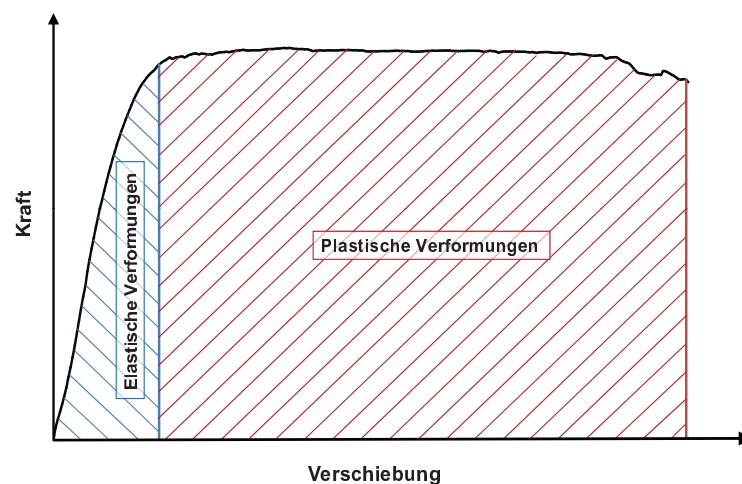


Abb. 2.1: Elastisch - plastisches Tragverhalten eines Verbindungsmittel

2.2 Bestimmung der Kenngrößen

2.2.1 Definitionen

Eine einheitliche Regelung ist nur möglich, wenn die zur Bestimmung des duktilen Verhaltens von Verbindungsmitteln erforderlichen Kenngrößen klar definiert sind (vgl. Abb. 2.2).

Diese sind:

- u_y = Fließverschiebung
- u_u = Verschiebung bei der maximalen Last
- u_f = Verschiebung beim Versagen
- K_0 = Anfangssteifigkeit

Die maximale Verschiebung tritt beim Versagen der Verbindung auf. Dieses Versagen ist in der Norm [24, 33, 62] definiert als die Verschiebung beim Bruch, bei einem Lastabfall der Höchstlast auf 80 % oder bei einer Verschiebung von 30 mm DIN EN 12512 [24] respektive 15 mm DIN EN 26891 [33]. Die Fließverschiebung mit der zugehörigen Kraft beschreibt den Punkt, in dem eine Verbindung vom elastischen Zustand in den plastischen Zustand übergeht. Dabei treten irreversible Verformungen auf, die im Vergleich zur elastischen Verformung bei marginaler Laststeigerung sehr stark zunehmen (vgl. Abb. 2.2).

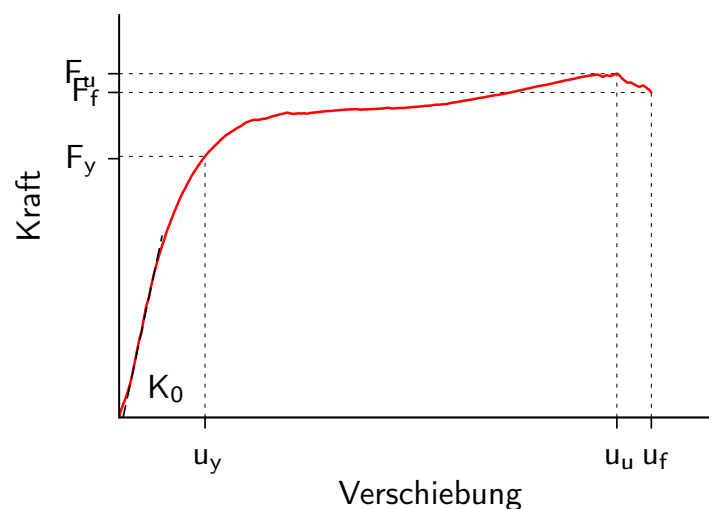


Abb. 2.2: Definition der Kenngrößen

2.2.2 Ermittlung der Fließverschiebung

Die Kenngröße der Fließverschiebung bedarf einer sehr genauen Betrachtung, da dieser Punkt eine klare Trennung des elastischen Tragverhalten zum plastischen Tragverhalten darstellt. Muñoz et al. [54] beschreibt die am weitesten verbreiteten Definitionen der Fließverschiebung.

Abbildung 2.3 zeigt die verschiedenen Definitionen zur Bestimmung des Fließgelenks anhand

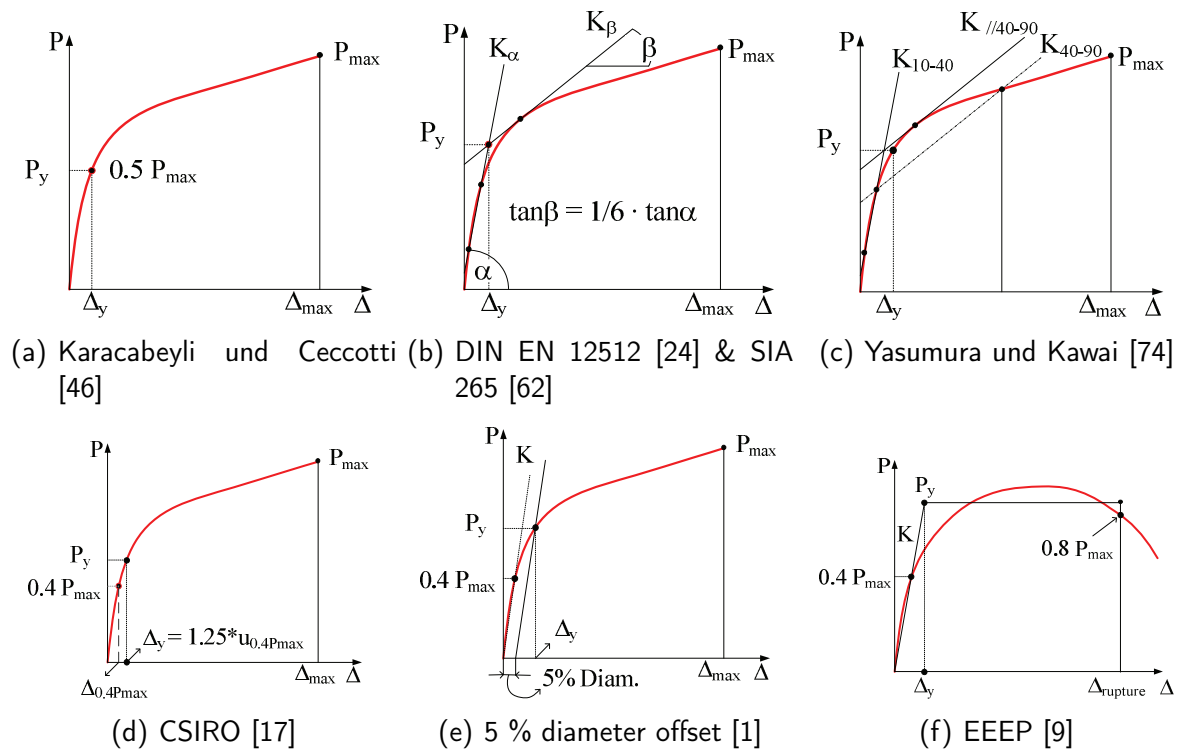


Abb. 2.3: Verfahren zur Bestimmung des Fließgelenks [54]

verschiedener Last- Verschiebungskennlinien, dabei beschreibt Karacabeyli und Ceccotti [46] die Fließverschiebung bei einer Last von 50 % der Höchstlast (vgl. Abb. 2.3(a)). In der DIN EN 12512 [24] und SIA 265 [62] wird die Fließverschiebung als der Schnittpunkt der Anfangssteifigkeit, die sich zwischen dem Ursprung [62] respektive 10 % der Höchstlast [24] und 40 % der Höchstlast bestimmen lässt, und einer Tangente mit einer Steigung von 1/6 der Anfangssteifigkeit an die Last-Verschiebungskurve (vgl. Abb. 2.3(b)). In Anlehnung an das vorherige Verfahren entwickelten Yasumura und Kawai eine weitere Methode, wobei die Anfangssteifigkeit analog zu dem in DIN EN 12512 vorgestellten Verfahren ermittelt wird. Die Steigung der zweiten Tangente ergibt sich aus den Kurvenpunkten bei 40 % und 90 % der Höchstlast. Der Schnittpunkt wird in diesem Verfahren horizontal auf die Last-Verformungskurve zur Fließpunktbestimmung projiziert (vgl. Abb. 2.3(c)). CSIRO [17] beschreibt die Fließverschiebung bei einem Punkt, der 1,25 mal der Verschiebung bei einer Last von 40 % der Höchstlast

entspricht (vgl. Abb. 2.3(d)). Eine weitere Methode ist in der amerikanischen Normung verankert. Diese schlägt eine Verschiebung der Anfangssteifigkeit, gemessen vom Nullpunkt bis zu 40 % der Höchstlast, um 5 % des Verbindungsmitteldurchmessers vor (vgl. Abb. 2.3(e)). Eine weitere in Nordamerika weit verbreitete Methode ist die Methode der flächengleichen Kurven. Dabei wird eine elastisch-plastische Last-Verformungskurve ermittelt, die die gleiche Fläche wie die zu untersuchende Kurve besitzt. Die Anfangssteifigkeit wird ebenfalls zwischen dem Nullpunkt und 40 % der Anfangssteigung bestimmt (vgl. Abb. 2.3(f)).

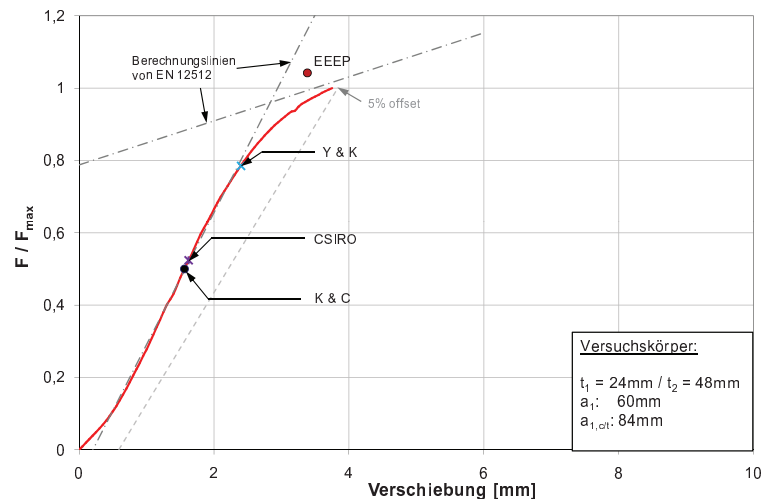


Abb. 2.4: Fließverschiebung für verschiedene Verfahren am Beispiel einer Versuchskurve

Das Verfahren nach Karacabeyli und Ceccotti sowie das Verfahren nach CSIRO berechnen den Fließpunkt ungeachtet des Last-Verschiebungsverhaltens der Verbindung, daher kann mit diesem Verfahren auch ein Fließpunkt bei spröden Verbindungen ermittelt werden (vgl. Abb. 2.4). In der näheren Betrachtung der einzelnen Verfahren hat sich herausgestellt [12], dass weitere Verfahren (Yasumura and Kawai) einen Fließpunkt ermitteln, obwohl das Verhalten eher spröde ist. Da die ermittelte Duktilität in weiterer Folge jedoch sehr gering ausfällt, sind diese Verfahren generell anwendbar.

In der weiteren Auswertung von bestehenden Versuchen in Kapitel 3 werden folgende Verfahren angewendet.

- DIN EN 12512 [24]
- Yasumura and Kawai [74]
- 5 % diameter offset [1]
- EEEP [9]

Die bereits beschriebene Ermittlung der Anfangssteifigkeit der DIN EN 12512 [24] zwischen 10 % und 40 % der Höchstlast im Gegensatz zum SIA 265 [62] zwischen dem Ursprung und 40 % der Höchstlast, hat den Vorteil, dass der Anfangsschlupf einer Verbindung nicht, oder nur in einem geringen Umfang in die Bestimmung der Anfangssteifigkeit eingeht. In der

Last-Verschiebungskurve in Abbildung 2.4 ist der Anfangsschlupf klar erkennbar. Aus den voran gegangenen Gründen wird zur Bestimmung der Fließverschiebung die DIN EN 12512 herangezogen.

Eine ähnliche Methode zur Bestimmung der Fließverschiebung wird von der European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) in [69] vorgeschlagen. Hierbei wird jedoch die Steigung der zweiten Gerade mit 1/10 der Anfangssteifigkeit ermittelt. Die Verringerung der Steigung der zweiten Tangente führt zu einer höheren Kraft am Fließpunkt.

2.3 Bestimmung der Duktilität

Im Sinne der Vergleichbarkeit der verschiedenen Last-Verformungsverhalten von Verbindungsmitteln ist es sinnvoll, diese hinsichtlich Ihrem duktilen Verhalten zu bewerten. Dies basiert in der Regel auf einem Duktilitätsmaß und beschreibt die Fähigkeit, angreifende Kräfte unter großem irreversiblen Zuwachs der Verformungen weiterzuleiten.

DIN EN 12512 [24] und SIA 265 [62] berechnen das Duktilitätsmaß aus dem Verhältnis der Verschiebung beim Versagen zu der Fließverschiebung.

$$D_f = \frac{u_f}{u_y} \quad (2.1)$$

Diese Definition stellt die am weitesten verbreitete dar. Stehn und Björnfor [67] stellen weitere möglichen Definitionen vor. Dabei sind Gleichung 2.1 bis Gleichung 2.7 relative Definitio-

$$D_u = \frac{u_u}{u_y} \quad (2.2) \quad C_f = \frac{u_f - u_y}{u_f} \quad (2.3)$$

$$C_u = \frac{u_u - u_y}{u_f} \quad (2.4) \quad D_{f/u} = \frac{u_f}{u_u} \quad (2.5)$$

$$D_{s/u} = \frac{K_0}{F_1} \cdot u_u \quad (2.6) \quad D_{s/f} = \frac{K_0}{F_1} \cdot u_f \quad (2.7)$$

$$F_1 = F_{\max} \quad (0 \leq u \leq 5 \text{ mm})$$

$$D_{uy} = u_u - u_y \quad (2.8) \quad D_{fy} = u_f - u_y \quad (2.9) \quad D_{fu} = u_f - u_u \quad (2.10)$$

$$E_u = \int_{u=0}^{u=u_u} f(F,u) du \quad (2.11) \quad E_f = \int_{u=0}^{u=u_f} f(F,u) du \quad (2.12)$$

nen, wobei Gleichung 2.8 bis Gleichung 2.10 absolute Definitionen sind. Bezüglich dieser Definitionen treten zwei grundsätzliche Diskussionspunkte auf: Zum einen die Frage, ob sich eine relative oder eine absolute Definition besser eignet, um die Duktilität zu beschreiben [45]. Zum anderen, welche Bezugsgröße als Basis herangezogen werden sollte, die Verschiebung bei der auftretenden maximalen Last oder die Verschiebung beim Versagen. Bei 80 % der Maximallast ist das Versagen in DIN EN 12512 [24] klar definiert. Des Weiteren zeigen die untersuchten Verbindungsmittel eine geringfügige Steifigkeit innerhalb des duktilen Bereiches. Daher wird in weiterer Folge die Verschiebung beim Versagen als Bezugsgröße verwendet, und die Gleichungen 2.1, 2.3 & 2.9 herangezogen.

Smith et al. [63] beschreibt, basierend auf Gleichung 2.2, die in Tabelle 2.1 angegebenen Klassifikation der Duktilitätszahlen.

Tab. 2.1: Klassifikation der Duktilitätszahlen nach Smith et al. [63]

Klassifikation	Duktilitätszahl
Spröde	$D \leq 2$
Geringe Duktilität	$2 < D \leq 4$
Mittlere Duktilität	$4 < D \leq 6$
Hohe Duktilität	$D > 6$

Das duktile Verhalten von Verbindungsmitteln ist in der Schweizer Normung [62] bereits verankert und ermöglicht die Reduktion des Teilsicherheitsbeiwertes auf der Widerstandsseite. Dadurch wird der höheren Redundanz von duktilen Anschlüssen gegenüber spröden Anschlüssen Rechnung getragen. Tabelle 2.2 zeigt die Einteilung der verschiedenen Verbindungsmittel und deren zugehöriges Duktilitätsmaß. Für Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und einem Duktilitätsmaß $D > 3$ nach [62], basierend auf Gleichung 2.1, darf der Teilsicherheitsbeiwert reduziert werden.

Tab. 2.2: Duktilitätszahlen von Holzverbindungen gemäß [62]

Verbindungsart	Duktilitätsmaß
Kontaktstöße, Scherverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und reduzierten Holzdicken, Auf Ausziehen beanspruchte Nägel, Schrauben und eingeleimte Stäbe, Ringdübel, Einseitige und beidseitige Einpressdübel, Nagelplatten, Leimverbindungen	$1 < D < 2$
Scherverbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln und bei Einhaltung der erforderlichen Holzdicken, Nagelverbindungen mit einer Einschlagtiefe $s \geq 8d$, Schraubenverbindungen mit einer Einschraubtiefe $s \geq 8d$	$D > 3$

2.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde die Ermittlung der Kenngrößen zur Bestimmung der Duktilität vorgestellt. Es wurden die am weitesten verbreiteten Verfahren zur Bestimmung der Fließverschiebung dargestellt und kurz diskutiert. Dabei wurde festgestellt, dass manche Verfahren eine Bestimmung des Fließpunktes zulassen, obwohl das Last-Verschiebungsverhalten eher als spröde einzuordnen ist. Aus den Vergleichen zur Bestimmung der Fließverschiebung wurden Verfahren selektiert, die in Kapitel 3 zur Bestimmung der Duktilität Anwendung finden. Um eine Klassifizierung von Anschlüssen vornehmen zu können, wurden aus der Literatur bekannte Definitionen der Duktilität aufgezeigt und beschrieben. Dadurch ist es möglich Verbindungen in ein duktilen bzw. ein sprödes Versagen einzuordnen.

Die Untersuchungen zur Bestimmung des duktilen Verhaltens haben gezeigt, dass ein einheitliches Verfahren bereit gestellt werden muss, um eine einheitliche Klassifizierung zu erreichen. Das Verfahren nach DIN EN 12512 [24] und SIA 265:2012 [62] zeigt dabei ein geeignetes, anwendbares Verfahren. Durch die Abhängigkeit der Steigung der Tangente von der zuvor bestimmten Sekante wird der Fließpunkt ohne eine Betrachtung von weiteren Kurvenpunkten bestimmt. Dadurch wird zum einen eine maximale Steifigkeit im plastischen Bereich gefordert, zum anderen werden spröde Verbindungen auch derart klassifiziert.

3 Duktilitätsuntersuchungen an vorhandenen Versuchsergebnissen aus der Literatur

3.1 Einführung

Verbindungsmittel im Holzbau zeigen ein unterschiedliches Last-Verformungsverhalten. Dabei findet derzeit die elastische Anfangsverschiebung, auch Verschiebungsmodul (K_{ser}) genannt, bei der Bemessung von Holztragwerken Anwendung. Die unterschiedlichen Last-Ver-

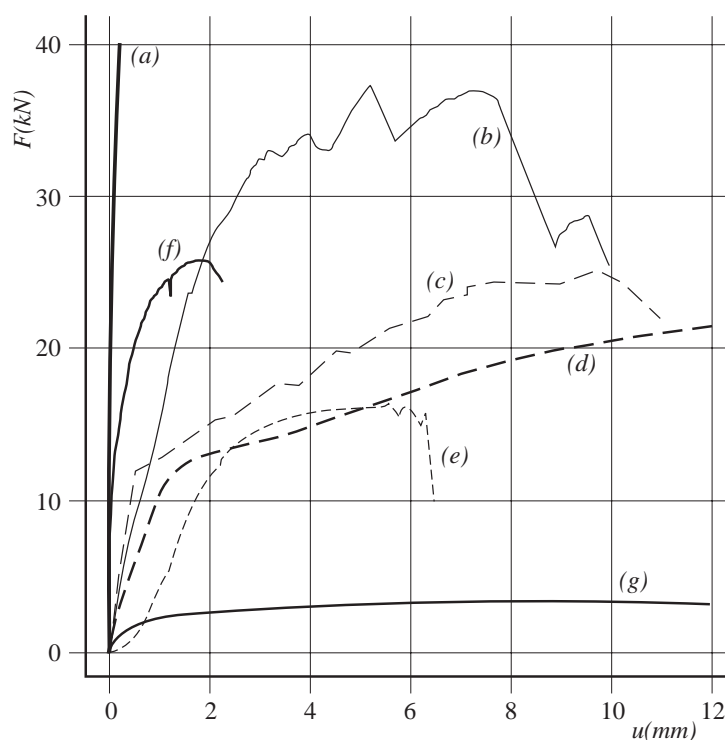


Abb. 3.1: Experimentelle Last-Verschiebungskurven für Verbindungen unter Zugbeanspruchung in Faserrichtung: (a) geleimte Verbindung ($12,5 \cdot 10^3 \text{ mm}^2$), (b) Einlassdübel (100 mm), (c) zweiseitiger Einpressdübel (62 mm), (d) Stabdübel (14 mm), (e) Bolzen (14 mm), (f) Nagelplatte (10^4 mm^2), (g) Nägel (4,4 mm) [58]

schiebungsverhalten lassen sich mit unterschiedlichen Tragmechanismen erklären. Nägel bilden durch Ihren geringen Durchmesser bereits bei geringen Einbindelängen (t_{vor} , vgl. Abb. 1.4) ein sehr duktileres Tragverhalten, während eingeklebte Gewindestangen durch Ihre Klebefuge eher spröde versagen (vgl. Abb. 3.1). Des Weiteren ist zu erkennen, dass Bolzen (Kurve (e) in Abb. 3.1) einen großen Anfangsschlupf besitzen. Dieser ist durch die größeren Bohrungen im Holz begründet.

Um das plastische Verhalten der verschiedenen Verbindungsmittel darzustellen, werden in weiterer Folge Versuche hinsichtlich ihres duktilen Verhaltens, wie in Kapitel 2 beschrieben, ausgewertet. Dadurch kann ein erster Einblick über die aktivierbare Duktilität der verschiedenen Verbindungsmittel gegeben werden.

3.2 Nagelplatten

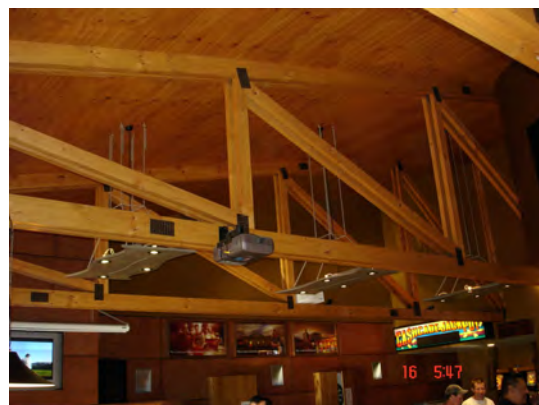
3.2.1 Allgemeines

Nagelplatten werden in der Regel aus galvanisch verzinktem Stahl hergestellt und haben eine Dicke von 0.9 mm bis 2.5 mm. In der Herstellung werden die Verankerungsnägel aus der Blechtafel heraus gestanzt und um 90° aufgebogen.

Nagelplatten werden zum Großteil in vorgefertigten Dachträgern für Hallendächer und Supermärkten (vgl. Abb. 3.2) eingesetzt. Ein weiteres Einsatzgebiet dieses Verbinders ist im Bereich der Betonschalungen (z.B. Brückenbau), wodurch passgenaue Lehrgerüste in einer großen Vielzahl hergestellt werden können.



(a) Nagelplattenträger



(b) Ausgeführter Laschenstoß

Abb. 3.2: Ausgeführte Nagelplattenverbindung

Art	t_t [mm]	w_t [mm]	h_t [mm]	f_y [$\frac{N}{mm^2}$]	f_u [$\frac{N}{mm^2}$]
Fix	1,3	3,0	13	360	420
TOP 91	1,3	2,8	14	360	420
W	1,75	3,7	14,1	400	500

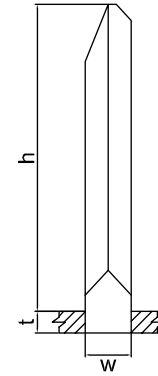


Abb. 3.3: Unterschiedliche Nagelgeometrien

3.2.2 Versuche

Die Versuchsergebnisse wurden den Untersuchungen von Kevarinmaki [47] entnommen. Die Firma MiTek Finland Oy stellte drei verschiedene Plattentypen zur Verfügung, die sich in der Geometrie des ausgestanzten Nagels unterschied. Abb. 3.3 beschreibt die Nagelgeometrie sowie die Unterschiede der einzelnen Typen. Innerhalb dieser Betrachtung wurde ausschließlich das Last-Verformungsverhalten von Nagelplatten faserparallel untersucht. Für die Versuchsdurchführung wurde jeweils eine Nagelplatte auf der Vorder- und Rückseite des Versuchs-

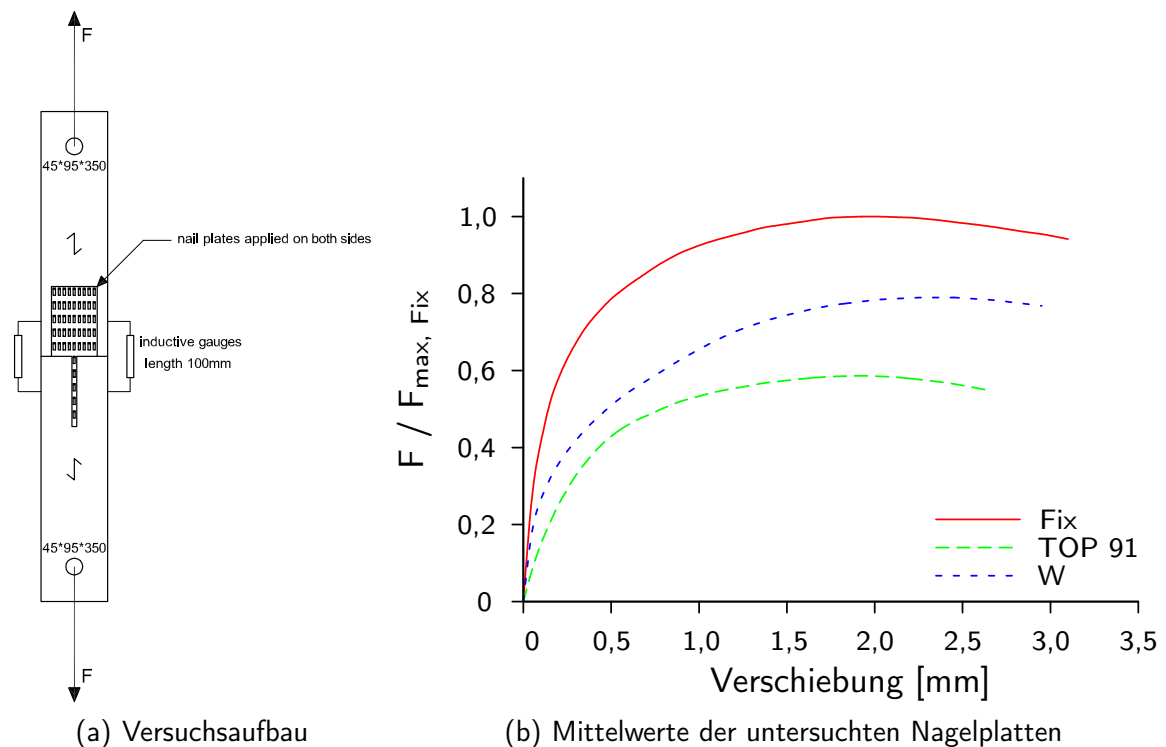


Abb. 3.4: Versuche an Nagelplatten [47]

körpers eingepresst. Die Plattengröße wurde dabei für die Nagelgeometrie Fix zu 65 mm x 200 mm, für den Typ Top 91 zu 72 mm x 180 mm und für die Geometrie W zu 60 mm x 150 mm gewählt. Um zum einen das Versagen klar zu definieren, und zum anderen eine genaue Nagelplattenfläche zu definieren, wurde eine Nagelreihe mittig aus der Platte isoliert (vgl. Abb. 3.4(a)). In Abbildung 3.4 sind die jeweiligen Mittelwerte der Versuche dargestellt. Sie bestehen in der Versuchsanordnung FIX aus 4 Einzelversuchen und in den Versuchsanordnungen TOP 91 und W aus jeweils 3 Versuchen. Die Versuchslasten sind dabei auf einen Quadratcentimeter Nagelplattenfläche vereinheitlicht. Um eine direkte Vergleichbarkeit der einzelnen Versuche herzustellen, wurden die einzelnen Versuchskurven auf die Versuchsreihe Fix normiert.

Der Nagelplattentyp Fix zeigt dabei die größte Versagenslast mit der höchsten Anfangssteifigkeit pro Quadratcentimeter Nagelplattenfläche (vgl. Abb. 3.4(b)). Dies kann damit begründet werden, dass dieser Plattentyp über mehrere ausgestanzte Nägel pro Flächeneinheit verfügt als die Produkte W und TOP 91.

3.2.3 Untersuchungen zur Duktilität

Die Fließverschiebung der einzelnen Nagelplattentypen wurde entsprechend den in Kapitel 2 erläuterten Verfahren bestimmt (vgl. Abb. 2.3). Die Werte der jeweiligen Fließverschiebung sind in Tabelle 3.1 zusammengestellt. Dabei fanden die Verfahren

(b) DIN EN 12512 [24]

(c) Yasumura und Kawai [74]

(f) EEEP [9]

(vgl. Kap. 2.2.2) Anwendung.

Als Bezugsgröße der maximalen Verschiebung wird die Verschiebung beim Versagen (u_f), und nicht die Verschiebung beim Erreichen der Höchstlast (u_u) (vgl. Abb. 2.2) definiert (vgl. Kap. 2.3). Basierend auf den Gleichungen 2.1, 2.3 und 2.9 wurden die zugehörigen Werte des Duktilitätsmaßes bestimmt (vgl. Tab. 3.2).

Unter Verwendung der Klassifizierung nach [63], können Verbindungen mit Nagelplatten mit einer hohen Duktilität bewertet werden. Die beachtlichen Werte der relativen Bewertungsgrö-

Tab. 3.1: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2)

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm]
FIX	0,14	0,20	0,22	3,10
TOP 91	0,33	0,33	0,42	2,65
W	0,21	0,28	0,33	2,95

Tab. 3.2: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3)

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
Fix	22,08	15,79	13,99	0,95	0,94	0,93	2,96	2,90	2,88
TOP 91	8,02	7,92	6,31	0,88	0,87	0,84	2,32	2,32	2,22
W	14,24	10,61	8,84	0,93	0,91	0,89	2,74	2,67	2,62

ßen (Gl. 2.1 & 2.3) resultieren aus der geringen Fließverschiebung (vgl. Tab. 3.1). Betrachtet man die aktivierbare plastische Verformung als absolute Größe (Gl. 2.9) so ist diese als eher gering einzustufen. Daher werden Nagelplattenverbindungen in der Literatur auch mit einer eher geringen Duktilität bewertet [58]. Diese Einordnung wird in Abb. 3.1(f) verdeutlicht.

3.3 Dübel besonderer Bauart

3.3.1 Allgemeines

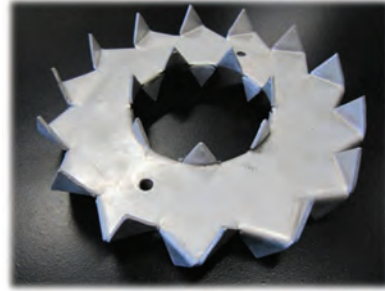
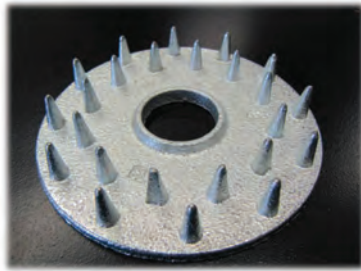
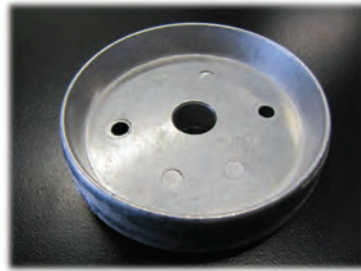
Dübel besonderer Bauart sind Verbindungsmittel, die ausschließlich auf Abscheren belastet werden können. Generell kann diese Art von Verbindungsmittel in drei Arten unterteilt werden (vgl. Abb. 3.5):

- Einpress-Einlassdübel (Typ C10 & Typ C11)
- Einlassdübel (Typ A1 & Typ B1)
- Einpressdübel (Typ C1 - Typ C5)

Die Einteilung beschreibt dabei die Art des Einbaus. Bei Ringkeildübeln des Typs A1 und B1 werden die zugehörigen Vertiefungen mit einem Werkzeug ausgefräst, um einen passgenauen Formschluss sicherzustellen. Dübel des Typs C werden durch geeignete Maßnahmen ins Holz eingelassen. Dies kann bei kleineren Dübeldurchmessern durch Anziehen des Klemmbolzens erfolgen für größere Dübeldurchmesser werden in der Regel Pressen eingesetzt. Bei Scheibendübeln mit Dornen, Typ C10 und C11, darf die Grundplatte in die zu verbindenden Hölzer eingelassen werden. Alle Verbindungen mit Dübel besonderer Bauart sind gegen das Lösen zu sichern. Dies kann klassisch durch einen Klemmbolzen erfolgen oder mit Vollgewindeschrauben, die in jüngster Zeit immer mehr an Beliebtheit im Holzbau gewinnen.

(a) Scheibendübel mit Dornen
Typ C10

(b) Ringkeildübel Typ A1

(c) Scheibendübel mit Zähnen Typ
C1(d) Scheibendübel mit Dornen
Typ C11

(e) Ringkeildübel Typ B1

(f) Scheibendübel mit Dornen
Typ C2**Abb. 3.5:** Übersicht der gängigsten Dübel besonderer Bauart

3.3.2 Versuche

3.3.2.1 Untersuchungen am Karlsruher Institut für Technologie

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens [6] am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) wurde der Einfluss der Anzahl von Dübeln besonderer Bauart in Faserrichtung sowie der Einfluss der Abstände der Dübel untereinander untersucht. Es wurden sowohl Druckscherversuche als auch Zugscherversuche durchgeführt. Zur Bestimmung der statistischen Kenngrößen des Last-Verschiebungsverhaltens, wurden eine Vielzahl an Druckscherversuchen mit jeweils einem Dübel besonderer Bauart pro Scherfuge durchgeführt (vgl. Abb. 3.6). Um den Einfluss der Anzahl der Dübel in Faserrichtung zu ermitteln, wurden Zugscherversuche durchgeführt. Da im Rahmen dieser Untersuchungen das Last-Verschiebungsverhalten eines Verbindungsmittels pro Scherfuge von Interesse ist, wurden die Druckscherversuche zur Bestimmung des Duktilitätsmaß herangezogen.

Es wurden zwei unterschiedliche Dübeltypen geprüft. Zum einen in der Versuchsreihe D Scheibendübel mit Dornen (Typ C10, vgl. Abb. 3.5(a)), zum anderen in der Versuchsreihe A Ringkeildübel (Typ A1, vgl. Abb. 3.5(b)).

Der Einfluss der Holzabmessungen wird durch die Durchführung einer zweiten Versuchsreihe erfasst. Die Versuchsreihe N beschreibt die Versuchsdurchführung in Anlehnung an die bei der Versuchsdurchführung gültigen Norm 1052-2 [21]. Die Versuchsreihe M wurde mit

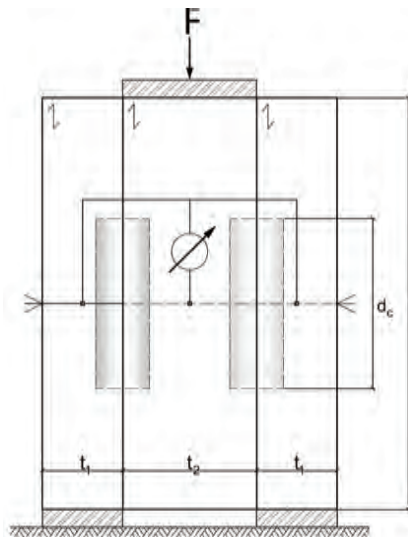


Abb. 3.6: Versuchsaufbau für die zugehörigen Druckversuche [6]

reduzierten Holzabmessungen durchgeführt. Tabelle 3.3 gibt einen Überblick über das Versuchsprogramm sowie über die Abmessungen der einzelnen Versuche. Um den Einfluss der Herstellungsungenauigkeiten zu ermitteln, wurden die Versuchskörper in Zimmereien, Meisterschulen des Zimmererhandwerks sowie von Holzleimbaubetrieben hergestellt. Es wurden

Tab. 3.3: Versuchsdaten zu Scheibendübeln mit Dornen und Ringkeildübel [6]

Versuchsreihe	Dübel \varnothing [mm]	Anzahl Versuche	Holzabmessungen $t_1/t_2/b/l$ [mm]
<i>Ringdübel Typ A 1:</i>			
A65M	65	65	35/55/80/160
A65N	65	65	45/75/80/160
A95M	95	60	35/55/120/230
A95N	95	60	45/75/120/230
A128M	128	60	50/85/160/310
A128N	128	65	70/115/160/310
<i>Scheibendübel mit Dornen Typ C 10:</i>			
D50M	50	45	30/50/60/120
D50N	50	45	40/70/60/120
D80M	80	55	30/50/100/190
D80N	80	55	40/70/100/190
D115M	115	50	30/50/140/280
D115N	115	45	40/70/140/280

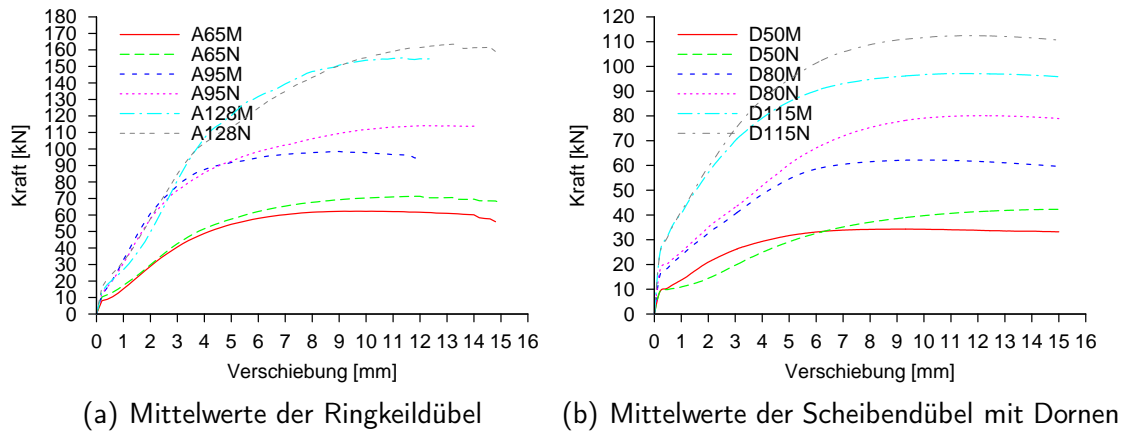


Abb. 3.7: Versuche an Dübel besonderer Bauart des Typs A1 & C10

dünne Sperrholzplatten auf die Prüfkörper geklebt, um die Informationen über die Produktionsungenauigkeiten bis zum Versuchsbeginn nicht zu verlieren. Vor Versuchsbeginn wurden die Sperrholzplatten an- bzw. aufgeschnitten [6]. Die Fixierung der Fertigungsungenauigkeit durch aufgeklebte Sperrholzplatten führte dazu, dass beim Prüfen der Verbindung zunächst eine hohe Anfangssteifigkeit zu beobachten war (vgl. Abb. 3.7). Dieser folgte, bedingt durch die Herstellungsungenauigkeiten, eine zum Teil niedrige Verbindungsmittelsteifigkeit. Bei der Bestimmung der Anfangssteifigkeit nach dem Verfahren [24] wird die Anfangssteifigkeit zwischen den Punkten bei 10 % der Höchstlast und 40 % der Höchstlast bestimmt. Da der erste Punkt bei 10 % der Höchstlast innerhalb der erhöhten Steifigkeit liegt (vgl. Abb. 3.8), wird die Anfangssteifigkeit der Verbindungen mit zweiseitigen Scheibendübeln mit

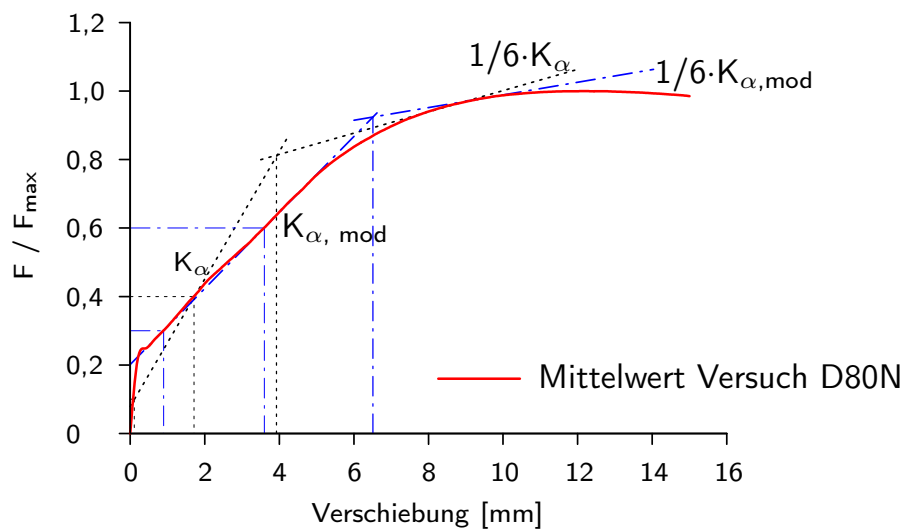


Abb. 3.8: Modifizierte Bestimmung der Anfangssteifigkeit der Versuchsreihe D

Dornen, Versuchsreihe D, überschätzt [68]. Die Bestimmung der Anfangssteifigkeit wurde dahingehend modifiziert, sodass der untere Bestimmungspunkt auf 30 % der Höchstlast gesetzt wurde und der obere Bestimmungspunkt auf 60 % der Höchstlast (vgl. Abb. 3.8). Dadurch konnte erreicht werden, dass die gesuchte Anfangssteifigkeit durch die Bestimmungspunkte mit der vorhandenen Steifigkeit eine gute Übereinstimmung aufweist.

Alle Versuche wurden in Anlehnung an DIN EN 26891 [33] durchgeführt. In dieser Norm ist ein Versuchsabbruch bei einer Verschiebung von 15 mm beschrieben. Basierend auf dieser Norm wurden die Versuche bei ca. 15 mm abgebrochen (vgl. Abb. 3.7), obwohl die Verbindungen in einem plastischen Zustand waren und davon ausgegangen werden kann, dass eine Zunahme der Verschiebung möglich gewesen wäre. Dadurch beinhaltet das ermittelte Duktilitätsmaß nicht das gesamte Verformungsvermögen der Verbindung, und unterschätzt somit die tatsächliche Duktilität. Es kann angenommen werden, dass bei weiteren Untersuchungen ein höheres Duktilitätsmaß ermittelt werden kann.

3.3.2.2 Untersuchungen zur Duktilität

Wie bereits in den vorangegangenen Untersuchungen zur Fließverschiebung beschrieben, wurden die Verfahren DIN EN 12512 [24] (b), Yasumura und Kawai [74] (c) und EEEP [9] (f) herangezogen (vgl. Tab. 3.4 & Tab. 3.5). Abbildung 3.7 zeigt die verschiedenen Last-Verformungsverhalten der unterschiedlichen Dübeltypen und Durchmesser. Dabei sind klare Unterschiede in der Anfangssteifigkeit zu erkennen, die teilweise auf Herstellungsungenauigkeiten zurückgeführt werden können.

Bei der Auswertung der Versuche ist zu erkennen, dass das Duktilitätsmaß ebenfalls sehr stark vom verwendeten Verfahren zur Bestimmung des Fließpunktes abhängt (vgl. Tab. 3.6 & Tab. 3.7). Innerhalb dieser Untersuchungen können Ringkeildübel des Typs A1 und Schei-

Tab. 3.4: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Ringkeildübeln (Typ A1) [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
A65M	4,29	3,12	4,04	15,00
A65N	4,58	3,50	4,47	15,00
A95M	2,72	2,10	2,87	15,00
A95N	3,13	2,65	3,49	15,00
A128M	5,91	5,80	5,68	15,00
A128N	5,29	3,70	5,13	15,00

^aVersuch wurde in Anlehnung an [33] bei 15 mm abgebrochen

Tab. 3.5: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Scheibendübeln (Typ C10) [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
D50M	3,34	2,14	2,35	15,00
D50N	6,18	4,60	5,75	15,00
D80M	4,90	2,75	2,60	15,00
D80N	6,51	4,73	3,88	15,00
D115M	3,56	2,40	1,99	15,00
D115M	4,24	2,90	2,76	15,00

Tab. 3.6: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) für Ringkeildübel (Typ A1)

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
A65M	3,50	4,81	3,71	0,71	0,79	0,73	10,71	11,88	10,96
A65N	3,28	4,29	3,36	0,69	0,77	0,70	10,42	11,50	10,53
A95M	5,51	7,14	5,23	0,82	0,86	0,81	12,28	12,90	12,13
A95N	4,79	5,66	4,30	0,79	0,82	0,77	11,87	12,35	11,51
A128M	2,54	2,59	2,64	0,61	0,61	0,63	9,09	9,20	9,42
A128N	2,84	4,05	2,92	0,65	0,75	0,66	9,71	11,30	9,87

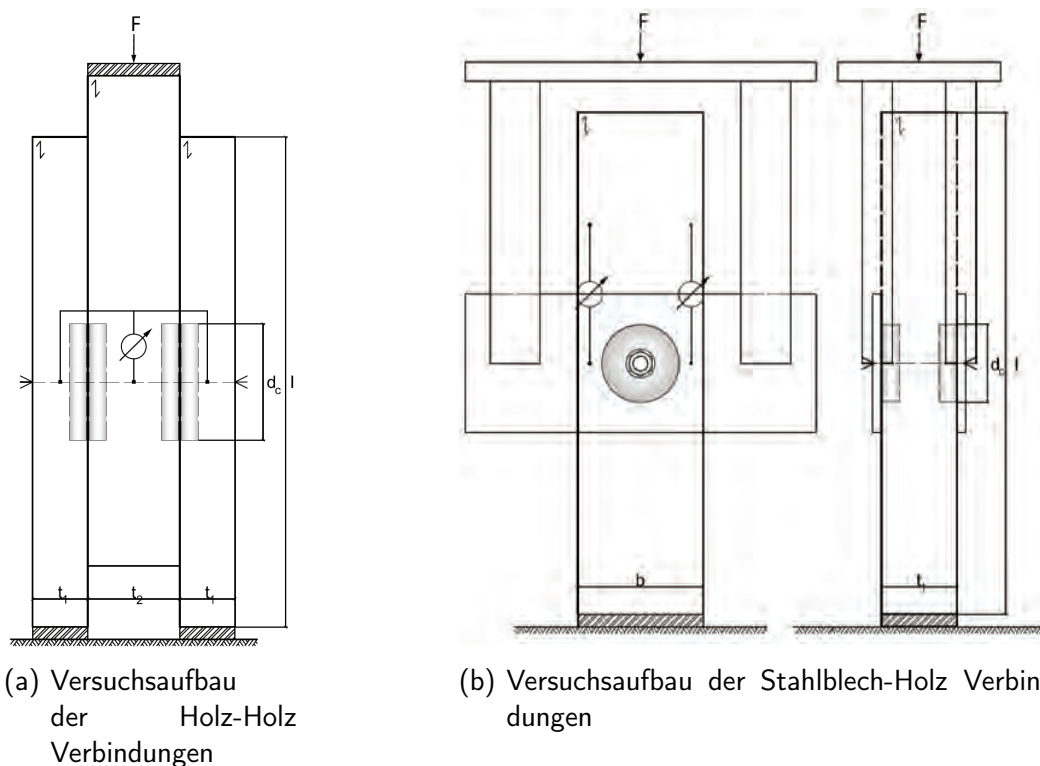
bendübel des Typs C10 [63] einer niedrigen bis mittleren Duktilität zugeordnet werden (vgl. Tab. 2.1 im Kapitel 2.3). Im Bereich von 6 mm bis 15 mm zeigen Scheibendübel mit Dornen ein duktileres Verhalten ohne eine erkennbare Versagensankündigung. Da die Versuche zur Bestimmung der effektiven Anzahl von Dübeln besonderer Bauart in Faserrichtung durchgeführt wurden, wurden die Versuche analog zur DIN EN 26891 [33] bei einer Verschiebung von 15 mm abgebrochen, und stellen somit, wie bereits beschrieben, einen unteren Grenzwert dar.

3.3.2.3 Untersuchungen an der Ruhr-Universität Bochum

Am Lehrstuhl für Baukonstruktionen, Ingenieurholzbau und Bauphysik der Ruhr-Universität Bochum wurden im Rahmen eines Forschungsprojekts [59] Versuche an Scheibendübeln mit Zähnen (Typ C2, vgl. Abb. 3.5(f)) und Scheibendübeln mit Dornen (Typ C11, vgl. Abb. 3.5(d)) durchgeführt.

Tab. 3.7: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) für Scheibendübel (Typ C10)

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
D50M	4,49	7,01	6,38	0,78	0,86	0,84	11,66	12,86	12,65
D50N	2,43	3,26	2,61	0,59	0,69	0,62	8,82	10,40	9,25
D80M	3,06	5,45	5,77	0,67	0,82	0,83	10,10	12,25	12,40
D80N	2,30	3,17	3,87	0,57	0,68	0,74	8,49	10,27	11,12
D115M	4,21	6,25	7,54	0,76	0,84	0,87	11,44	12,60	13,01
D115N	3,54	5,17	5,43	0,72	0,81	0,82	10,76	12,10	12,24

**Abb. 3.9:** Versuchsaufbau der an der Ruhr-Universität Bochum durchgeführten Versuche [59]

Ziel der Untersuchungen war es, eine mögliche Aktivierung der Scher- und Lochleibungskräfte in den Gewindebereichen von Schraubenbolzen oder Gewindestangen zu erzielen. Die Schraubenbolzen und Gewindestangen sind der Festigkeitsklasse 4.6 [27] zugeordnet. Hierzu wurden 100 Holz-Holz Verbindungen und Stahlblech-Holz Verbindungen mit jeweils 2 Scherflächen bestehend aus einseitigen Scheibendübeln untersucht (vgl. Abb. 3.9).

Die Untersuchungen basieren auf der Mittelwertskurve einer Versuchsreihe, die aus 5 Ein-

Tab. 3.8: Zusammenstellung der Versuche mit einseitigen Scheibendübeln in Holz-Holz Verbindungen (vgl. [59])

Versuchsreihe	Dübel Ø [mm]	Anzahl Versuche	Schrauben- bolzen	Holzabmessungen t ₁ /t ₂ /b/l [mm]
<i>Scheibendübel mit Zähnen Typ C 2:</i>				
C48HH	48	5	M12	40/60/100/400
C62HH	62	4	M12	40/60/100/400
C75HH	75	5	M16	50/60/100/400
C95HH	95	5	M16	50/60/120/400
C117HH	117	5	M20	80/80/150/400
<i>Scheibendübel mit Dornen Typ C 11:</i>				
D50HH	50	5	M12	40/60/100/400
D65HH	65	5	M16	40/60/100/400
D80HH	80	5	M20	50/60/110/400
D95HH	95	5	M24	60/60/120/400
D115HH	115	5	M24	60/60/140/400

Tab. 3.9: Zusammenstellung der Versuche mit einseitigen Scheibendübeln in Stahlblech-Holz Verbindungen (vgl. [59])

Versuchsreihe	Dübel Ø [mm]	Anzahl Versuche	Blechdicke t [mm]	Holzabmessungen t ₁ /t ₂ /b/l [mm]
<i>Scheibendübel mit Zähnen Typ C 2:</i>				
C48SH	48	5	6	60/100/400
C62SH	62	4	6	60/100/400
C75SH	75	5	6	60/100/400
C95SH	95	5	6	60/120/400
C117SH	117	5	8	80/150/400
<i>Scheibendübel mit Dornen Typ C 11:</i>				
D50SH	50	5	6	60/100/400
D65SH	65	5	6	60/100/400
D80SH	80	5	8	60/110/400
D95SH	95	5	8	60/120/400
D115SH	115	5	10	60/140/400

zerversuchen pro Verbindung erzielt wurde. Eine Ausnahme bildet der Versuch C62HH mit 4 Einzelversuchen. Wie bereits erwähnt, wurden zwei Dübeltypen untersucht. Der Dübeltyp C2 bildete dabei die Versuchsreihe C, der Dübeltyp C11 die Versuche der Reihe D (vgl. Tab. 3.8 & Tab. 3.9).

Darüber hinaus wurden 8 weitere Tastversuche durchgeführt, die einen Einblick über den Einfluss der Holzfeuchte geben sollten. Diese Versuche werden im Rahmen der Untersuchung nicht näher betrachtet. Die Versuche wurden in Anlehnung an ISO 6891 (1987) [39] durchgeführt, die eine Vorgängernorm der derzeit gültigen DIN EN 26891 [33] darstellt. Dadurch wurden die Versuche ebenfalls bei 15 mm abgebrochen. Das Last-Verschiebungsverhalten wies jedoch ebenfalls ein klares plastisches Verhalten zwischen 6 mm und 15 mm auf (vgl.

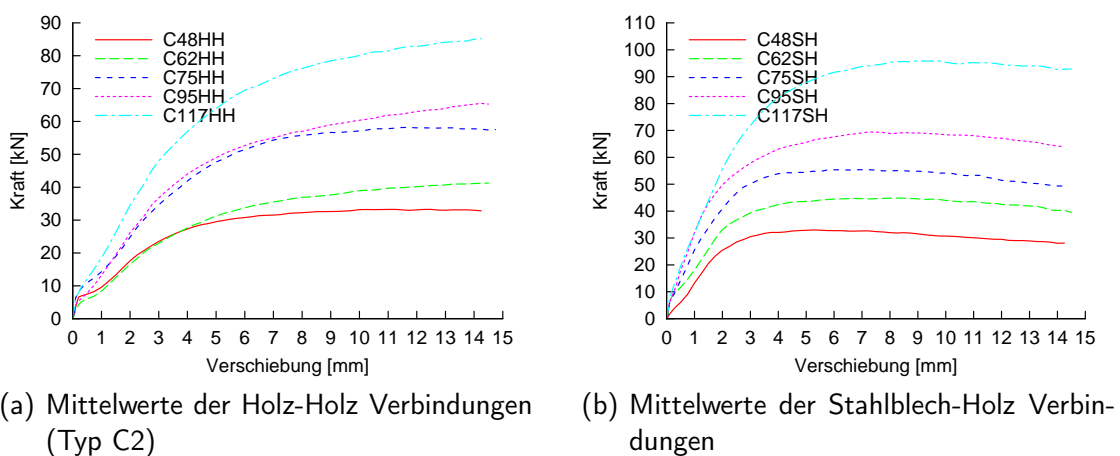


Abb. 3.10: Versuche an Dübel besonderer Bauart in Holz-Holz Verbindungen und Stahlblech-Holz Verbindungen des Typs C11

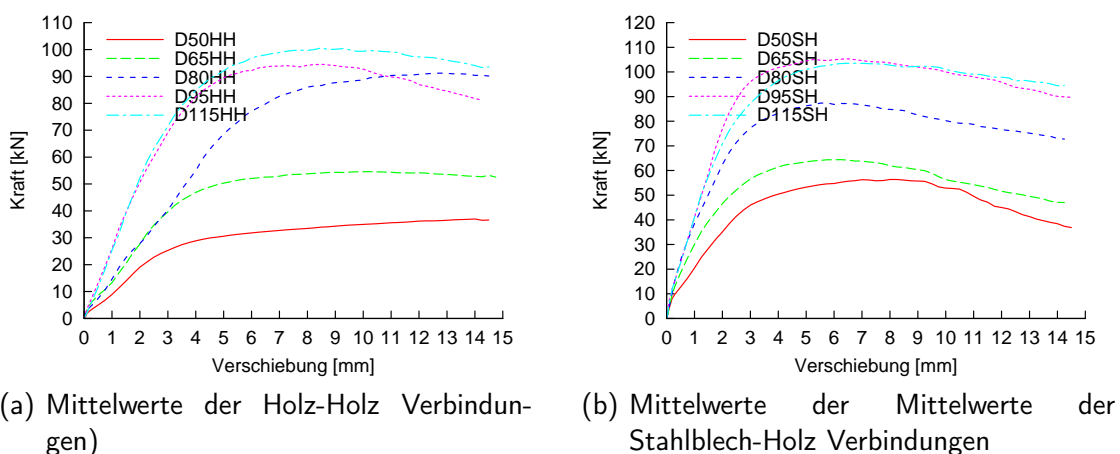


Abb. 3.11: Versuche an Dübel besonderer Bauart in Holz-Holz Verbindungen und Stahlblech-Holz Verbindungen des Typs C2

Abb. 3.10 & Abb. 3.11). Daher kann angenommen werden, dass eine weitere Verschiebung nach dem Abbruch bei 15 mm möglich gewesen wäre.

Das Last-Verschiebungsverhalten der Versuche, die an der Ruhr-Universität durchgeführt wurden, zeigen ebenfalls eine hohe Anfangssteifigkeit. Diese Anfangssteifigkeit ist dem Reibschluss geschuldet, der sich beim Anziehen des Bolzens einstellt [59]. Bedingt durch Ihren Einbau, sind Scheibendübel mit Zähnen und Dornen weniger anfällig auf Herstellungsungenauigkeiten. Dadurch besitzen derartige Anschlüsse nach dem Überwinden des Reibschlusses eine ausgeprägtere Steifigkeit (vgl. Tab. 3.10 & Tab. 3.11).

3.3.2.4 Untersuchungen zur Duktilität

Scheibendübel mit Zähnen und Dornen besitzen eine vergleichbare Fließverschiebung wie die zuvor untersuchten Scheibendübel und zweiseitige Scheibendübel mit Dornen. Das Verfahren von Yasumura und Kawai (vgl. Abb. 2.3(c)) liefert in allen Fällen die kleinste Fließverschiebung, wodurch das Duktilitätsmaß stets am größten ist (vgl. Tab. 3.10 - Tab. 3.13). Des Weiteren ist zu erkennen, dass Scheibendübel in Stahlblech-Holz Verbindungen generell ein größeres Duktilitätsmaß aufweisen als Holz-Holz Verbindungen.

Bei der Bestimmung des Duktilitätsmaßes ist wiederum ersichtlich, dass die Ermittlung der Fließverschiebung eine entscheidende Rolle spielt. Da die Versuche bei 15 mm abgebrochen wurden, kann dies nicht verallgemeinert werden, da Holz-Holz Verbindungen möglicherweise durch das Vorhandensein von 2 Dübeln besonderer Bauart pro Scherfuge, eine größere Verschiebung beim Versagen aufweisen.

Tab. 3.10: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Scheibendübeln mit Zähnen (Typ C2) in Holz-Holz Verbindungen [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
C48HH	3,52	2,84	3,57	15,00
C62HH	4,32	4,00	4,44	15,00
C75HH	4,65	3,31	4,41	15,00
C95HH	3,93	3,60	4,47	15,00
C117HH	4,21	3,20	4,40	15,00

^aVersuch wurde in Anlehnung an [39] bei 15 mm abgebrochen

Tab. 3.11: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Scheibendübeln mit Zähnen (Typ C2) in Stahlblech-Holz Verbindungen [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
C48SH	2,19	1,81	2,33	15,00
C62SH	2,45	2,36	2,07	15,00
C75SH	1,97	1,35	2,02	15,00
C95SH	1,68	1,45	2,02	15,00
C117SH	2,76	2,15	2,98	15,00

Tab. 3.12: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Scheibendübeln mit Dornen (Typ C11) in Holz-Holz Verbindungen [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
D50HH	3,06	2,95	3,60	15,00
D65HH	3,76	3,31	3,84	15,00
D80HH	6,05	5,39	6,50	15,00
D95HH	3,10	2,10	3,34	15,00
D115HH	3,10	2,35	3,64	15,00

Tab. 3.13: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) bei Scheibendübeln mit Dornen (Typ C11) in Stahlblech-Holz Verbindungen [68]

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (f) [mm]	u_f [mm] ^a
D50SH	2,50	2,15	2,46	15,00
D65SH	1,67	1,13	1,83	15,00
D80SH	1,82	1,10	1,99	15,00
D95SH	2,42	1,69	2,42	15,00
D115SH	2,19	1,70	2,38	15,00

Tab. 3.14: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) bei Scheibendübeln mit Zähnen (Typ C2) in Holz-Holz Verbindungen

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
C48HH	4,26	5,28	4,20	0,77	0,81	0,76	11,48	12,16	11,43
C62HH	3,47	3,75	3,38	0,71	0,73	0,70	10,68	11,00	10,56
C75HH	3,23	4,53	3,40	0,69	0,78	0,71	10,35	11,69	10,59
C95HH	3,82	4,17	3,36	0,74	0,76	0,70	11,07	11,40	10,53
C117HH	3,56	4,69	3,41	0,72	0,79	0,71	10,79	11,80	10,60

Tab. 3.15: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) bei Scheibendübeln mit Zähnen (Typ C2) in Stahlblech-Holz Verbindungen

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
C48SH	6,85	8,29	6,44	0,85	0,88	0,84	12,81	13,19	12,67
C62SH	6,12	6,36	7,25	0,84	0,84	0,86	12,55	12,64	12,93
C75SH	7,61	11,11	7,43	0,87	0,91	0,87	13,03	13,65	12,98
C95SH	8,93	10,34	7,43	0,89	0,90	0,87	13,32	13,55	12,98
C117SH	5,43	6,98	5,03	0,82	0,86	0,80	12,24	12,85	12,02

Tab. 3.16: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) bei Scheibendübeln mit Dornen (Typ C11) in Holz-Holz Verbindungen

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
D50HH	4,90	5,08	4,17	0,80	0,80	0,76	11,94	12,05	11,40
D65HH	3,99	4,53	3,91	0,75	0,78	0,74	11,24	11,69	11,16
D80HH	2,48	2,78	2,31	0,60	0,64	0,57	8,95	9,61	8,50
D95HH	4,84	7,14	4,49	0,79	0,86	0,78	11,90	12,90	11,66
D115HH	4,84	6,38	4,12	0,79	0,84	0,76	11,90	12,65	11,36

Tab. 3.17: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) bei Scheibendübeln mit Dornen (Typ C11) in Stahlblech-Holz Verbindungen

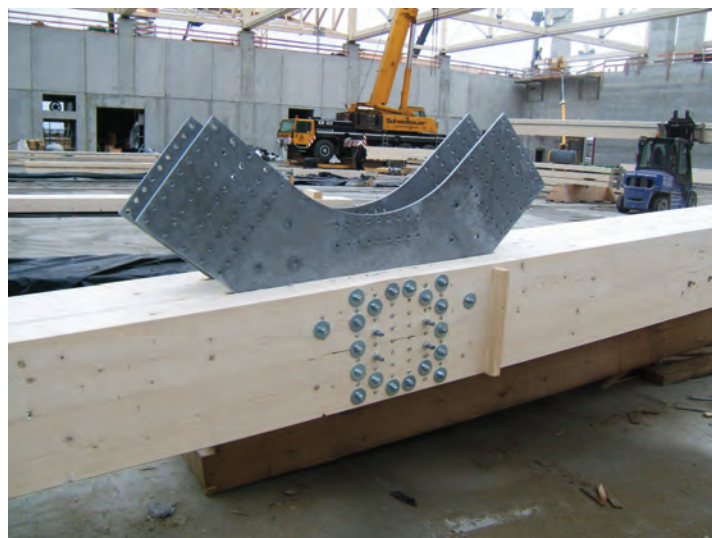
	D_f (b)	D_f (c)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (f)	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (f)
D50SH	6,00	6,98	6,10	0,83	0,86	0,84	12,50	12,85	12,54
D65SH	8,98	13,27	8,20	0,89	0,88	0,92	13,33	13,17	13,87
D80SH	8,24	13,64	7,54	0,88	0,93	0,87	13,18	13,90	13,01
D95SH	6,20	8,88	6,20	0,84	0,89	0,84	12,58	13,31	12,58
D115SH	6,85	8,82	6,30	0,85	0,89	0,84	12,81	13,30	12,62

3.4 Stabdübelverbindungen

3.4.1 Allgemeines

Stabdübel stellen im Ingenieurholzbau ein weit verbreitetes Verbindungsmittel dar. Dieses Verbindungsmittel wird in der Regel aus Rundstäben gefertigt, die anschließend galvanisch verzinkt werden. Generell können Stabdübel nur auf Abscheren belastet werden, dabei sind Holz-Holz Verbindungen und Stahlblech-Holz Verbindungen mit innenliegenden oder außenliegenden Stahlblechen ausführbar.

Die Berechnung in der derzeit gültigen Norm DIN EN 1995-1-1 [29] basiert auf der Theorie nach Johansen [41], die die Bildung von Fließgelenken innerhalb eines stiftförmigen Ver-

**Abb. 3.12:** Stabdübelanschluss mit Doppelschlitzblech (Messhalle 11 in Frankfurt)

bindungsmittels zu Grunde legt. Somit ist ein gewisses duktileres Verhalten unter Einhaltung einer Mindesteinbindelänge des stiftförmigen Verbindungsmittels bereits in der Berechnung verankert.

3.4.2 Versuche an selbstbohrenden Stabdübeln

Die Firma SFS intec AG verfügt über einen speziellen Stabdübel, der am Ende mit einer Bohrspitze versehen ist (vgl. Abb. 3.13). Dadurch ist es möglich, sowohl das Holz als auch das Schlitzblech bei mehrschnittigen Verbindungen ohne vorheriges Vorbohren auszuführen. Die Stabdübel sind mit einem Durchmesser von 5 mm und 7 mm erhältlich und können bis zu drei 5 mm starke Stahlbleche der Güte S235 JR durchbohren. Dadurch erhält die Verbindung eine sehr hohe Genauigkeit, die Gefahr des nicht Übereinstimmens der Stabdübelbohrungen im Holz zum Schlitzblech ist somit minimiert.

Im Rahmen eines Forschungsvorhabens an der ETH Zürich [52] wurde das Tragverhalten des Stabdübel-Systems untersucht. Die geprüften Stabdübelverbindungen wurden dabei nicht mit Vollgewindeschrauben gesichert. Es wurden sowohl Stabdübel mit einem Durchmesser von 5 mm als auch 7 mm geprüft. In der Versuchsreihe 3 wurde der Einfluss der Stahlgüte, des Abstandes zum belasteten Hirnholzendende (a_3) (vgl. Abb. 3.14(b)) sowie die Dicke des Mittelholzes untersucht. Die Versuchsreihe 4 wurde mit unterschiedlich langen Stabdübeln durchgeführt, dabei wurden 2 sowie 3 Schlitzbleche eingesetzt (vgl. Tab. 3.18). Beide Versuche sind mit einem Stabdübeldurchmesser von 7 mm ausgeführt worden. Die Versuchsreihe 5 wurde mit 153 mm und 173 mm langen Stabdübeln mit einem Durchmesser von 5 mm durchgeführt. Die in den Tabellen 3.18 und 3.19 dargestellte Stabdübelanordnung beschreibt die Anzahl der Stabdübelreihen (m) und die Anzahl der Stabdübel innerhalb einer Reihe (n). Es wurde jeweils eine zu prüfende Verbindung am Kopfpunkt sowie am Fußpunkt des Versuchskörpers ausgeführt (vgl. Abb. 3.15(a)). Bei einem derartigen Versuchsaufbau wird stets die schwächere der beiden Verbindungen geprüft (vgl. Abb. 3.15(a)). Die Versuche 4G und 4F wurden mit der gleichen Holzbreite ausgeführt, wobei im Versuch 4G 2 Schlitzbleche angeordnet wurden und im Versuch 4F 3 Schlitzbleche. Durch die 6-schnittige Verbindung hat Versuch 4F eine höhere Anfangssteifigkeit, das duktile Verhalten wurde jedoch durch die geringeren Holzabmessungen im Versuch 4F stark beeinträchtigt (vgl. Abb. 3.15). Die Stabdübel der Versuchsreihe 4F zeigten beim Versagen keine Ausbildung von plastischen



Abb. 3.13: Selbstbohrender Stabdübel der Firma SFS intec AG

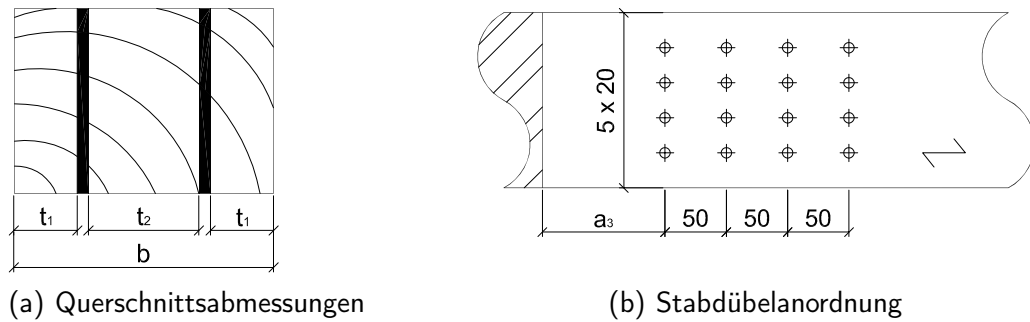


Abb. 3.14: Geometrische Kenngrößen an den untersuchten Verbindungen

Gelenken, das Holz spaltete entlang der Stabdübelreihen. Die Stabdübel der Versuchsreihe 4G zeigten hingegen ein Verformen der Stabdübel mit einem späteren Aufspalten [52]. Die Auswertung der Versuche hinsichtlich der Duktilität basiert auf dem Mittelwert der jeweiligen Versuchskonfiguration. Pro Prüfkonfiguration wurden 3 Versuche durchgeführt.

Tab. 3.18: Abmessungen der durchgeführten Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 7 mm

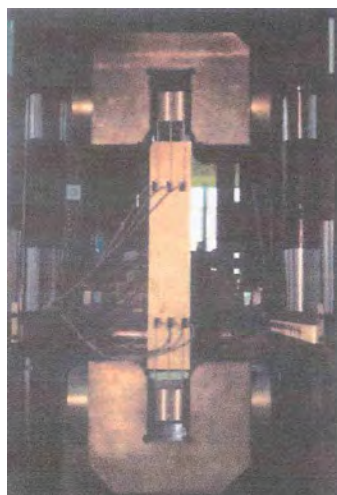
Versuch	Anzahl der Schlitzbleche [-]	Stahlgüte [$\frac{N}{mm^2}$]	Randabstand, a_3 [mm]	Holzabmessungen			Stabdübelbild	
				b_1 [mm]	t_1 [mm]	t_2 [mm]	m [-]	n [-]
3A	2	450	50	160	47	54	4	3
3B	2	600	50	160	47	54	4	3
3C	2	450	70	160	47	54	4	3
3D	2	600	70	160	47	54	4	3
3E	2	450	50	160	44	60	4	3
3F	2	600	50	160	44	60	4	3
3G	2	450	70	160	44	60	4	3
3H	2	600	70	160	44	60	4	3
4E	2	600 +/- 50	70	160	42	64	4	3
4F	3	600 +/- 50	70	180	35	46	4	3
4G	2	600 +/- 50	70	180	45	78	4	3
4L	2	600 +/- 50	70	140	34	60	4	3
4N	2	600 +/- 50	70	120	27	54	4	3

Tab. 3.19: Abmessungen der durchgeführten Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 5 mm

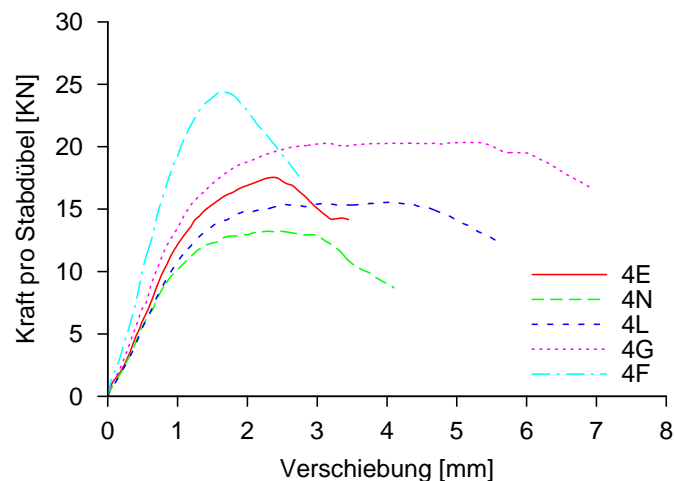
Versuch	Anzahl der Schlitzbleche [-]	Stahlgüte $[\frac{N}{mm^2}]$	Randabstand, a_3 [mm]	Holzabmessungen			Stabdübelbild	
				b_1 [mm]	t_1 [mm]	t_2 [mm]	m [-]	n [-]
5A	3	600 +/- 50	50	160	30	41	4	3
5B	3	600 +/- 50	50	180	35	46	4	3
5C	3	600 +/- 50	50	180	35	46	4	4

3.4.3 Untersuchungen zur Duktilität

Die Untersuchungen an selbstbohrenden Stabdübeln zeigen in Abhängigkeit der Holzdicken und des Abstands zum Hirnholzende unterschiedliche Verhalten hinsichtlich der Duktilität. Dies kann damit begründet werden, dass das plastische Verhalten von Stabdübelverbindungen mit der Einbindelänge (vgl. t_{vor} in Abb. 1.4) direkt zusammenhängt und sich ein ausreichender Abstand zum Hirnholzende positiv auf das Spaltverhalten einer Verbindung auswirkt. Die Versuche 3A, 3C, 3E & 3G wurden mit einer Stahlgüte von $450 \frac{N}{mm^2}$ durchgeführt, während die Versuche 3B, 3D, 3F & 3G mit einer Stahlgüte von $600 \frac{N}{mm^2}$ durchgeführt wurden. Aufgrund der geringeren Festigkeit trat die Fließverschiebung bei Stabdübeln mit einer geringeren Güte früher ein als bei Stabdübeln mit einer höheren Güte (vgl. Tab. 3.20). Alle Versuche wurden bis zum Versagen durchgeführt. Das Versagen wurde analog zur DIN



(a) Versuchsaufbau



(b) Mittelwert der Versuchsreihe 4

Abb. 3.15: Versuche an selbstbohrenden Stabdübeln [52]

EN 26891 [33] bestimmt. Die Verschiebung beim Versagen der Mittelwertskurve wurde als geringste Verschiebung aller geprüften Versuche innerhalb einer Versuchsreihe bestimmt. Unterschritt ein Versuch innerhalb der Versuchsreihe 80 % der Höchstlast (vgl. Abb. 3.16, Versuch 4L/1) wurde die zugehörige Verschiebung der Mittelwertskurve zugeordnet. Somit

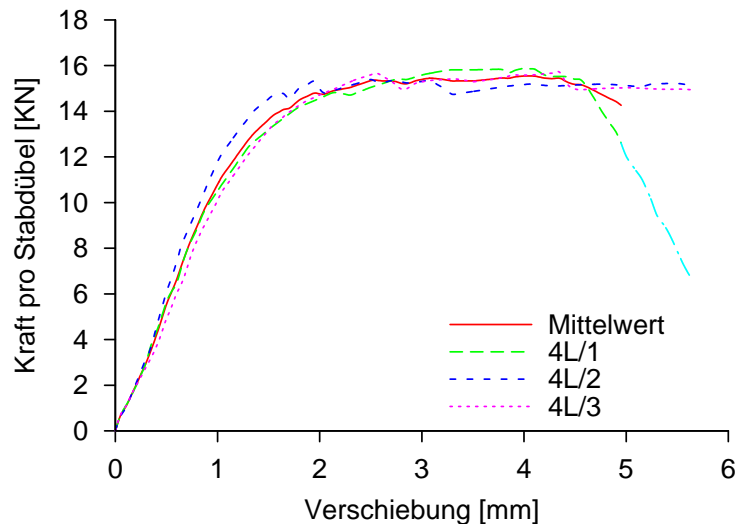


Abb. 3.16: Definition des Versagens

ist die Verschiebung beim Versagen für die Auswertung hinsichtlich der Duktilität stets die kleinste Verschiebung innerhalb einer Versuchsreihe (vgl. Abb. 3.16). Die Ergebnisse der Stabdübelverbindung mit einer höheren Stahlgüte besitzen entgegen den Erwartungen ein höheres Duktilitätsmaß (vgl. Tab. 4.5). Das Versagen tritt bei Stabdübeln mit einer höheren Güte bei einer größeren Verschiebung ein als bei Stabdübeln mit einer geringeren Güte (vgl. Tab. 3.20). Daher erzielen Stabdübel mit einer höheren Güte ein höheres Duktilitätsmaß. Wie bereits beschrieben, wurde die Versuchsreihe 4F mit 3 Schlitzblechen durchgeführt, dadurch war die Einbindelänge des Stabdübels im Holz sehr klein und es konnten sich keine plastischen Verformungen am Stabdübel einstellen. Das dennoch geringe Duktilitätsmaß resultiert aus den plastischen Verformungen des Holzes auf Druck. Durch die Lochleibung des Stabdübels am Holz hat sich dieses geringfügig an der Bohrlochwandung plastisch verformt. Das Duktilitätsmaß der Versuche 4G, 4L und 4N nimmt mit der Verringerung der Holzabmessungen ab (vgl. Tab. 3.22 & 3.24). Durch die Verringerung der Holzabmessungen neigt das Holz zum Spalten, was zu einer Reduktion des Duktilitätsmaßes führt (vgl. Tab. 3.18).

Tab. 3.20: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) an selbstbohrenden Stabdübeln mit einem Durchmesser von 7 mm

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (e)	u_y (f) [mm]	u_f [mm]
3A	1,25	0,98	1,65	1,34	3,46
3B	1,21	0,89	1,66	1,28	2,22
3C	0,99	0,80	1,34	1,08	3,34
3D	1,29	1,16	1,67	1,49	5,83
3E	1,16	0,88	1,62	1,36	3,90
3F	1,17	0,93	1,60	1,38	5,38
3G	1,07	0,96	1,54	1,38	7,05
3H	1,22	1,05	1,62	1,45	8,66
4E	1,26	0,99	1,69	1,36	2,70
4F	1,11	0,85	1,56	1,15	2,15
4G	1,19	1,00	1,61	1,40	6,27
4L	1,18	0,96	1,62	1,35	4,94
4N	1,00	0,92	1,44	1,11	3,28

Tab. 3.21: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) an selbstbohrenden Stabdübeln mit einem Durchmesser von 5 mm

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (e)	u_y (f) [mm]	u_f [mm]
5A	0,97	0,79	1,32	1,14	3,01
5B	0,85	0,74	1,17	1,07	4,70
5C	1,16	0,88	1,47	1,34	3,77

Tab. 3.22: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) an selbstbohrenden Stabdübeln mit einem Durchmesser von 7 mm (Gleichung (2.1) & (2.3))

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (e)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (e)	C_f (f)
3A	2,78	3,54	2,10	2,57	0,64	0,72	0,52	0,61
3B	1,84	2,51	1,34	1,73	0,46	0,60	0,25	0,42
3C	3,35	4,18	2,49	3,08	0,70	0,76	0,60	0,68
3D	4,52	5,04	3,49	3,90	0,78	0,80	0,71	0,74
3E	3,37	4,45	2,41	2,86	0,70	0,78	0,59	0,65
3F	4,61	5,78	3,36	3,88	0,78	0,83	0,70	0,74
3G	6,59	7,33	4,57	5,10	0,85	0,86	0,78	0,80
3H	7,07	8,24	5,36	5,99	0,86	0,88	0,81	0,83
4E	2,15	2,72	1,60	1,98	0,53	0,63	0,38	0,49
4F	1,94	2,53	1,38	1,88	0,48	0,60	0,28	0,47
4G	5,27	6,27	3,89	4,47	0,81	0,84	0,74	0,78
4L	4,18	5,16	3,05	3,66	0,76	0,81	0,67	0,73
4N	3,28	3,55	2,29	2,94	0,70	0,72	0,56	0,66

Tab. 3.23: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) an selbstbohrenden Stabdübeln mit einem Durchmesser von 5 mm (Gleichung (2.1) & (2.3))

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (e)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (e)	C_f (f)
5A	3,10	3,80	2,28	2,63	0,68	0,74	0,56	0,62
5B	5,54	6,32	4,01	4,38	0,82	0,84	0,75	0,77
5C	3,26	4,26	2,56	2,82	0,69	0,77	0,61	0,65

Tab. 3.24: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) an selbstbohrenden Stabdübeln (Gleichung (2.9))

	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (e)	D_{fy} (f)		D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (e)	D_{fy} (f)
3A	2,21	2,48	1,81	2,11	4E	1,44	1,71	1,02	1,34
3B	1,01	1,34	0,56	0,94	4F	1,04	1,30	0,59	1,01
3C	2,34	2,54	2,00	2,25	4G	5,08	5,27	4,66	4,87
3D	4,54	4,67	4,16	4,33	4L	3,76	3,98	3,32	3,59
3E	2,74	3,02	2,28	2,54	4N	2,28	2,36	1,85	2,17
3F	4,21	4,45	3,78	3,99	5A	2,04	2,21	1,69	1,86
3G	5,98	6,08	5,50	5,67	5B	3,85	3,96	3,53	3,63
3H	7,44	7,61	7,04	7,21	5C	2,61	2,89	2,30	2,43

3.5 Zusammenfassung

Die Untersuchungen haben hinsichtlich des duktilen Verhaltens von unterschiedlichen Verbindungsmitteln gezeigt, dass alle Verbindungsmittel über ein mehr oder weniger ausgeprägtes duktileres Verhalten verfügen. Da bei der Versuchsdurchführung in Anlehnung an [33] die Versuche bei einer Verschiebung von 15 mm abgebrochen wurden, konnte für einige Verbindungsmittel nur ein Ergebnis angegeben werden, dass die tatsächliche Verformungsfähigkeit unterschätzt.

Die Bewertung des duktilen Verhaltens hängt sehr stark von der Fließverschiebung u_y ab, hierfür steht jedoch, wie bereits geschildert, kein eindeutiges Verfahren zur Verfügung. Des Weiteren ist unklar, ob die Verschiebung beim Erreichen der Höchstlast u_u oder die Verschiebung beim Versagen u_f als Referenzverschiebung herangezogen werden soll. So weisen Nagelplatten bei der Klassifikation nach [67] trotz einer geringen Verschiebung beim Versagen durch eine frühzeitige Fließverschiebung ein bemerkenswertes Duktilitätsmaß auf. Neben der Klassifizierung basierend auf dem Duktilitätsmaß sollte die absolute Verschiebung (D_{fy}) in die Bewertung des duktilen Verhaltens eingehen.

Um eine einheitliche Bewertung von Verbindungsmitteln im Holzbau durchführen zu können, ist es unabdingbar, die bestehenden Verfahren zu diskutieren, ggf. zu modifizieren und ein einheitlich anwendbares Verfahren zu benennen.

4 Versuche

4.1 Einführung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse von Komponenten- und Biegeversuche an Stabdübelverbindungen vorgestellt, die im Rahmen eines weiteren Forschungsvorhabens an der Universität Stuttgart durchgeführt wurden [48]. Im Hinblick auf weitere Untersuchungen zum Verhalten von Holztragwerken unter einer seismischen Belastung wurden zusätzlich 4 quasi-statische, zyklische Versuche durchgeführt, die ebenfalls in diesem Kapitel beschrieben werden.

Die bisherigen statischen Versuche an Verbindungsmitteln wurden, wie beschrieben, in Anlehnung an DIN EN 26891 [33] durchgeführt. In der Bewertung von Verbindungsmitteln hinsichtlich ihres duktilen Verhaltens wird durch den üblichen Versuchsabbruch bei einer Verschiebung von 15 mm eine entscheidende Kenngröße nicht ermittelt: Die maximal mögliche Verschiebung eines Verbindungsmittels beim Versagen.

Um diese Kenngröße zu erfassen, wurden in einem ersten Schritt Zugversuche an Stabdübelverbindungen in Anlehnung an DIN EN 26891 [33] durchgeführt. Das Abbruchkriterium bei einer Verschiebung von 15 mm wurde jedoch ignoriert. Somit war es möglich, die maximale Verschiebung beim Versagen (u_u vgl. Abb. 2.2) eines Verbindungsmittels zu erfassen. Um die Rotationsfähigkeit von momententragfähigen Anschlüssen zu überprüfen, wurden in einem weiteren Schritt Vier-Punkt Biegeversuche analog zur DIN EN 26891 durchgeführt.

Alle Stabdübelverbindungen wurden in Anlehnung an die Untersuchungen von Bejtka [4] mit Vollgewindeschrauben verstärkt. Dadurch wird die Gefahr des Spaltens minimiert und das duktile Verhalten von stiftförmigen Verbindungsmitteln unterstützt.

4.2 Prüfkörper

4.2.1 Allgemeines

Es wurden insgesamt 22 Zugversuche, 18 Biegeversuche und zusätzlich 4 quasi-statische Versuche durchgeführt. Bei der Versuchsplanung wurde der Stabdübeldurchmesser sowie die Stabdübelanordnung variiert. Tabelle 4.1 beinhaltet eine Zusammenstellung aller durchgeführten Versuche mit den entsprechenden Kenndaten. Abbildung 4.1 zeigt die Benennung der

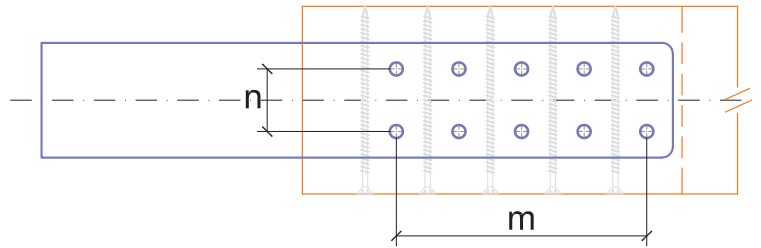


Abb. 4.1: Stabdübelanordnung

einzelnen Stabdübelanordnungen. Aufgrund der hohen geprüften Zugfestigkeiten der Stabdübel mussten die geplanten Anschlusskonfigurationen überarbeitet werden. Die in Klammern gesetzten Werte in Tab. 4.1 beinhalten die in Anlehnung an die DIN 1052:2008 [22, Anhang G] ursprünglich zugrunde gelegte Zugfestigkeit der Stabdübel und den daraus resultierenden geplanten Anschluss. Wegen der hohen Zugfestigkeit der verwendeten Stabdübel wurde die Anschlusskonfiguration so überarbeitet, dass der Querschnitt im Biegeversuch durch die hohe Anschluss Tragfähigkeit nicht vorzeitig versagt, bevor sich ein plastisches Gelenk im Anschluss ausbildet [10].

4.2.2 Materialkennwerte

Stabdübel

Die Ausbildung von Fließgelenken innerhalb des stiftförmigen Verbindungsmittels bildet die Grundlage zur Aktivierung des plastischen Verhaltens im Holzbau. Zur Bestimmung des Fließmoments ist gemäß den Ansätzen der Normen [22, 29, 62] die Zugfestigkeit des Verbindungsmittels von entscheidender Bedeutung. Gleichung 4.1 zeigt die Bestimmung des Fließmoments in Anlehnung an [22].

$$M_{y,k} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (4.1)$$

Basierend auf Gleichung 4.1 und den Werten der Zugfestigkeit, die in der Norm 1052:2008 [22] verankert sind, wurden die Versuche geplant.

Um das tatsächlich vorhandene Fließmoment zu bestimmen, wurden Zugproben an Materialproben der gleichen Charge durchgeführt. Dabei stellte sich heraus, dass die tatsächlichen Festigkeitswerte über den in DIN 1052 [22] angegebenen Werten liegt. Die hohen Werten der Zugfestigkeit lassen darauf schließen, dass die Stabdübel mit einem Durchmesser von 12 mm einer Stahlgüte S355JR zugeordnet werden können. Entsprechend den Ergebnissen der Zugproben wurden die Stabdübelanordnungen angeglichen (vgl. Tab. 4.1).

Tab. 4.1: Übersicht über die durchgeführten Versuche

Versuch	$f_{u,k}$ [$\frac{N}{mm^2}$]	Anzahl Schlitzbleche	Anzahl Versuche	Holzabmessungen			Stabdübelbild	
				b [mm]	t ₁ [mm]	t ₂ [mm]	m [-]	n [-]
Zugversuche [48]								
<i>Selbstbohrende Stabdübel (SFS):</i>								
ZV_7_2x3	579 (550)	2	3 (4)	180	55	58	2 (3)	3
ZV_7_4x2	579 (550)	2	4	180	55	58	4	2
<i>Handelsübliche Stabdübel Ø 12 mm:</i>								
ZV_12_5x2	581 (360)	1	4	180	85	-	5	2
ZV_12_2x4	581 (360)	1	3 (4)	180	85	-	2 (3)	4
ZV_12_3x3	581 (360)	1	4	180	85	-	3	3 (4)
<i>Handelsübliche Stabdübel Ø 16 mm:</i>								
ZV_16_3x2	488 (360)	1	4	180	85	-	3	2
Biegeversuche [48]								
<i>Selbstbohrende Stabdübel (SFS):</i>								
BV_7_2x3	579 (550)	2	3	180	55	58	2 (3)	3
BV_7_4x2	579 (550)	2	3	180	55	58	4	2
<i>Handelsübliche Stabdübel Ø 12 mm:</i>								
BV_12_5x2	581 (360)	1	3	180	85	-	5	2
BV_12_2x4	581 (360)	1	3	180	85	-	2 (3)	4
BV_12_3x3	581 (360)	1	3	180	85	-	3	3 (4)
<i>Handelsübliche Stabdübel Ø 16 mm:</i>								
BV_16_3x2	488 (360)	1	3	180	85	-	3	2
Quasi-statische Versuche								
<i>Selbstbohrende Stabdübel (SFS):</i>								
Zyk_12_3x3	581	1	4	180	85	-	3	3

Holzbauteile

Sowohl die Prüfkörper der Zugversuche als auch die Prüfkörper der Biegeversuche wurden aus Brettschichtholz der Güteklasse GL24h hergestellt. In der Praxis kommt dagegen in der Regel bei biegebeanspruchten Tragelementen kombiniertes Brettschichtholz zum Einsatz. Durch die Verwendung von homogenem Brettschichtholz im Biegeversuch sollte vermieden werden, dass Stabdübel einer Anschlusskonfiguration teilweise in Bereichen mit einer niedrigeren Holzgüte verankert waren.

Da Holz einer großen Materialstreuung unterliegt, ist es von großer Bedeutung die einzelnen Kennwerte möglichst früh zu erfassen. Tabelle 4.2 zeigt die statistische Verteilung der einzel-

Tab. 4.2: Kenndaten der statistischen Auswertung

	Mittelwert	Probenanzahl	s	V_k
E-Modul	12850 $\frac{N}{mm^2}$	160	2053 $\frac{N}{mm^2}$	15,9 %
Rohdichte	446 $\frac{kg}{m^3}$	160	40,7 $\frac{kg}{m^3}$	9,1 %

nen Lamellen, die in weiterer Folge bei der Herstellung der Brettschichtholzträger verwendet wurden. Der Variationskoeffizient des E-Moduls ist etwas höher als in Joint Committee on Structural Safety (JCSS) [42] mit 13 % angegeben. Die Rohdichte mit einem Variationskoeffizienten von 19 % stimmt sehr gut mit den Ergebnissen aus Joint Committee on Structural Safety (JCSS) [42] überein.

4.3 Versuchsdurchführung

4.3.1 Ort der Versuchsdurchführung

Sowohl die Zugversuche, Biegeversuche als auch die quasi-statischen Versuche wurden an der Materialprüfungsanstalt (MPA Stuttgart, Otto-Graf-Institut) der Universität Stuttgart durchgeführt.

4.3.2 Zugversuche

Die Durchführung der Zugversuche fand an einer servohydraulischen 1000 kN Prüfmaschine statt. Um zu erreichen, dass pro Versuchsdurchführung nur der jeweilig schwächere Anschluss



Abb. 4.2: Versuchskörper für den Zugversuch

geprüft wird, wurde eine Haube entworfen, die mittels Vollgewindeschrauben am Kopfpunkt des Holzbauteils befestigt wurde (vgl. Abb. 4.2).

Die Versuche wurden in Anlehnung an DIN EN 26891 [33] durchgeführt. Da es sich in der Versuchsdurchführung um Untersuchungen hinsichtlich des duktilen Verhaltens handelt, wurde der Versuch im gesamten Prüfprogramm weggesteuert gefahren, und nicht wie in [33] vorgeschlagen bei 15 mm abgebrochen.

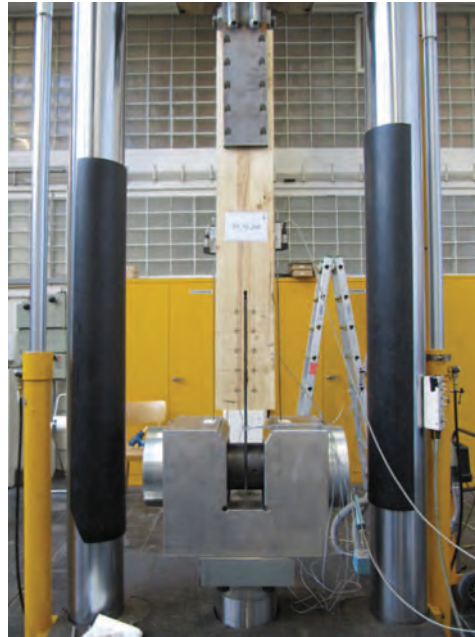


Abb. 4.3: Versuchskörper im Zugversuch

4.3.3 Biegeversuche

Um das duktile Verhalten von Verbindungsmitteln innerhalb eines Tragwerks nutzen zu können, ist es von großer Bedeutung, momententragfähige Anschlüsse hinsichtlich der aktivierbaren Rotationskapazität zu überprüfen. Daher wurden neben reinen Zugversuchen momententragfähige Anschlüsse in einem Vier-Punkt Biegeversuch geprüft (vgl. Abb. 4.4). Die Prüfkraft wurde über Kalotten und Kraftmessdosen auf den Träger aufgebracht. Eine Traverse verteilte die von einem 400 kN Servozyylinder aufgebrachte Prüfkraft gleichmäßig auf beide Kalotten.

Das Biegemoment wurde im Druckbereich über eine definierte Druckzone (65 mm x 180 mm) übertragen. Im Zugbereich wurden die zuvor im Zugversuch geprüften Schlitzblechverbindungen eingesetzt.

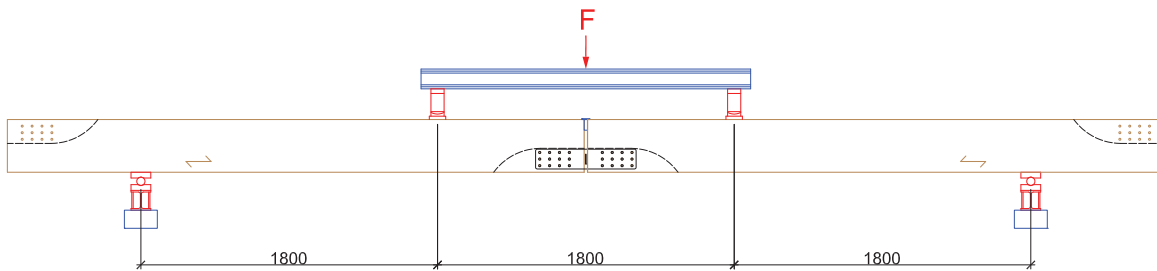


Abb. 4.4: Versuchsaufbau des 4-Punkt Biegeversuch

4.3.4 Quasi-statische, zyklische Versuche

In den vorausgegangenen statischen Versuchen stellte sich ein plastisches Verhalten der Verbindungsmittelgruppe ein. Um dieses gewünschte Verhalten auf eine seismische Belastung zu übertragen und somit die Duktilität unter einer wechselnden Belastung bewerten zu können, wurden weitere quasi-statische, zyklische Versuche geplant und durchgeführt [68]. Die Versuche wurden in Anlehnung an DIN EN 12512 [24] ausgeführt. Nach dieser Norm wird das Verhalten einer Verbindung unter einer zyklischen Beanspruchung untersucht. Die ge-

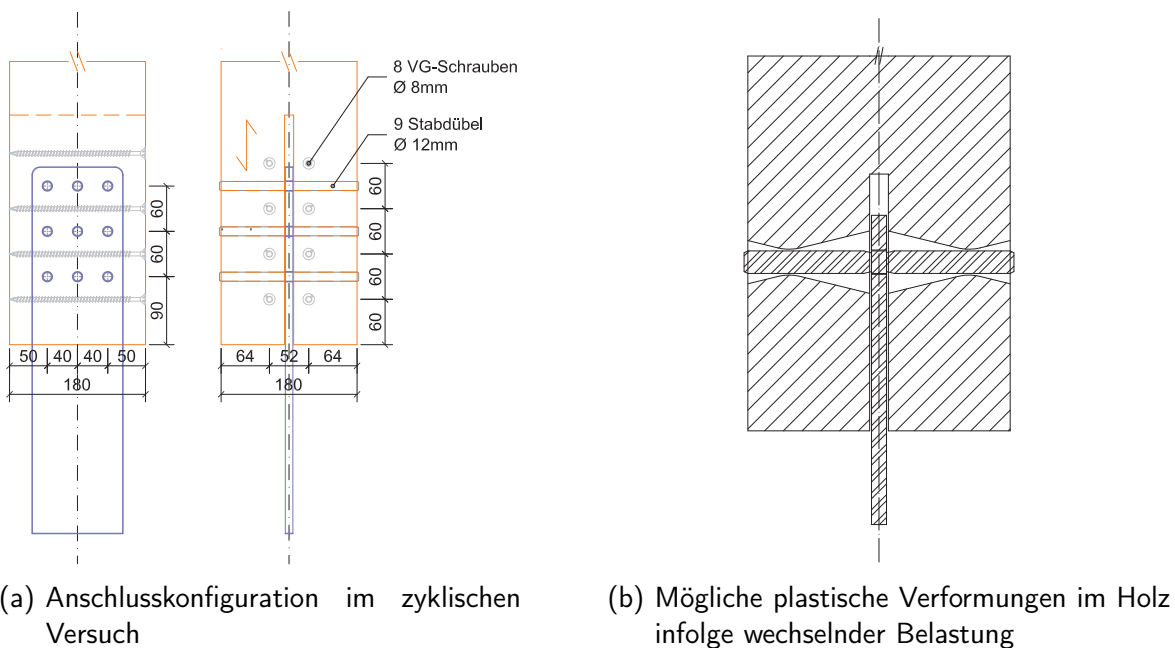


Abb. 4.5: Zyklischer Versuch

prüfte Stabdübelverbindung entsprach dem statischen Versuch ZV_12_3x3 (vgl. Tab. 4.1) mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm (vgl. Abb. 4.5(a)). Die Versuche wurden so modifiziert, dass die gelenkige Verbindung am Kopfpunkt in der Lage war, auch Druckkräfte ohne nennenswertes Spiel zu übertragen. Des Weiteren wurde die Schlitzung nach oben

erweitert, um ein Anstoßen des Schlitzbleches in den Druckzyklen zu verhindern. Infolge der Richtungsänderung verformte sich das Holz je nach Lastkollektiv in beiden Richtungen (vgl. Abb. 4.5(b)). Innerhalb der Hysterese führte dies zu einem Nulldurchlauf, der sich im Laufe des Versuches im Hinblick auf die Verschiebungen vergrößerte, da das Holz immer weiter plastizierte (vgl. Abb. 4.5(b) & Abb. 4.23).

Belastungsprotokoll

DIN EN 12512 [24] schlägt für den zyklischen Versuch ein Belastungsprotokoll vor, das sich auf die Fließverschiebung des Verbindungsmittels im statischen Versuch bezieht. Die ermittelte Fließverschiebung beträgt 3,2 mm (vgl. Tab. 4.3) und wird für die Berechnung des Belastungsprotokolls zu 3 mm festgelegt. Die Belastungsgeschwindigkeit muss nach [24] konstant zwischen 0,02 mm/s und 0,2 mm/s gewählt werden.

Der erste Versuch wurde als Vorversuch durchgeführt, für die Versuche 2, 3 & 4 entsprach die Belastungsgeschwindigkeit 0,067 mm/s (4 mm/min).

Folgendes Belastungsprotokoll fand Anwendung (vgl. Abb. 4.6):

1. Zyklus

- Druckbelastung bis 25 % von $u_y = -0,75 \text{ mm}$
- Entlastung bis zum Nulldurchgang
- Zugbelastung bis 25 % von $u_y = 0,75 \text{ mm}$
- Entlastung bis zum Nulldurchgang

2. Zyklus

- Druckbelastung bis 50 % von $u_y = -1,5 \text{ mm}$
- Entlastung bis zum Nulldurchgang
- Zugbelastung bis 50 % von $u_y = 1,5 \text{ mm}$
- Entlastung bis zum Nulldurchgang

3. bis 5. Zyklus (Serie aus drei Zyklen)

- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 75 % der Fließverschiebung
 $\pm 0,75 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 2,25 \text{ mm}$

6. bis 8. Zyklus (Serie aus drei Zyklen)

- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 100 % der Fließverschiebung
 $\pm 1,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 3,0 \text{ mm}$

Im folgenden eine Serie aus jeweils drei Zyklen

- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 200 % der Fließverschiebung
 $\pm 2,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 6,0 \text{ mm}$
- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 300 % der Fließverschiebung
 $\pm 3,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 9,0 \text{ mm}$
- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 400 % der Fließverschiebung
 $\pm 4,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 12,0 \text{ mm}$
- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 500 % der Fließverschiebung
 $\pm 5,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 15,0 \text{ mm}$
- Zyklen in Anlehnung an den 2. Zyklus bis zu einer Verschiebung von 600 % der Fließverschiebung
 $\pm 6,0 \cdot 3,0 \text{ mm} = \pm 18,0 \text{ mm}$
- Verschiebung wird bis zu einem Versagen oder einer Verschiebung von 30 mm gesteigert

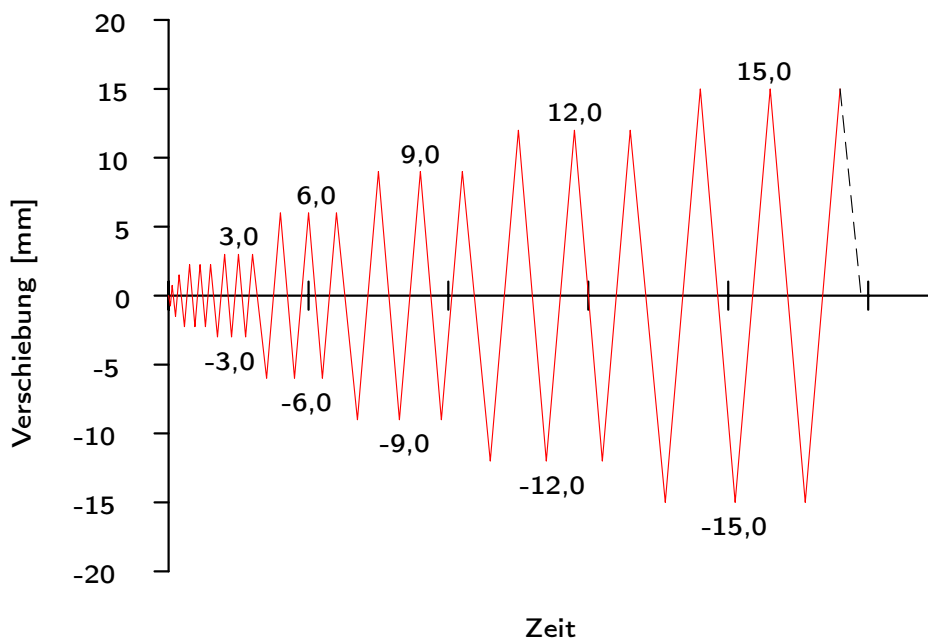


Abb. 4.6: Belastungsprotokoll der zyklischen Versuche

Die Laststufen von 300 % und 500 % der Fließverschiebung sind in [24] nicht vorgesehen, um eine höhere Zyklenanzahl zu erreichen, wurden diese zusätzlich eingefügt. Des Weiteren wurde die Steigerung der Verschiebung im Wechsel der Zyklen verkleinert.

4.4 Versuchsauswertung

4.4.1 Zugversuche

Um den Einfluss der Verbindungsmittelgeometrie sowie des Durchmessers auf das duktile Verhalten von stiftförmigen Verbindungsmitteln zu erhalten, wurden an der Universität Stuttgart 6 Versuchsreihen mit 3 unterschiedlichen Stabdübeldurchmessern durchgeführt [48] (vgl. Tab. 4.1).

Stabdübeldurchmesser 7 mm

Abbildung 4.7 zeigt das unterschiedliche Last-Verschiebungsverhalten der Verbindung mit selbstbohrenden Stabdübeln. Die einzelnen Versuche sind dabei auf den Bemessungswert (F_k) der Verbindung [22] normiert. Es ist zu erkennen, dass generell zwei unterschiedliche Last-Verformungsbeziehungen vorherrschen. Beide Modi besitzen eine sehr gute Übereinstimmung innerhalb der vergleichbaren Versuche: beim ersten Modus zeigt sich ein elastischer

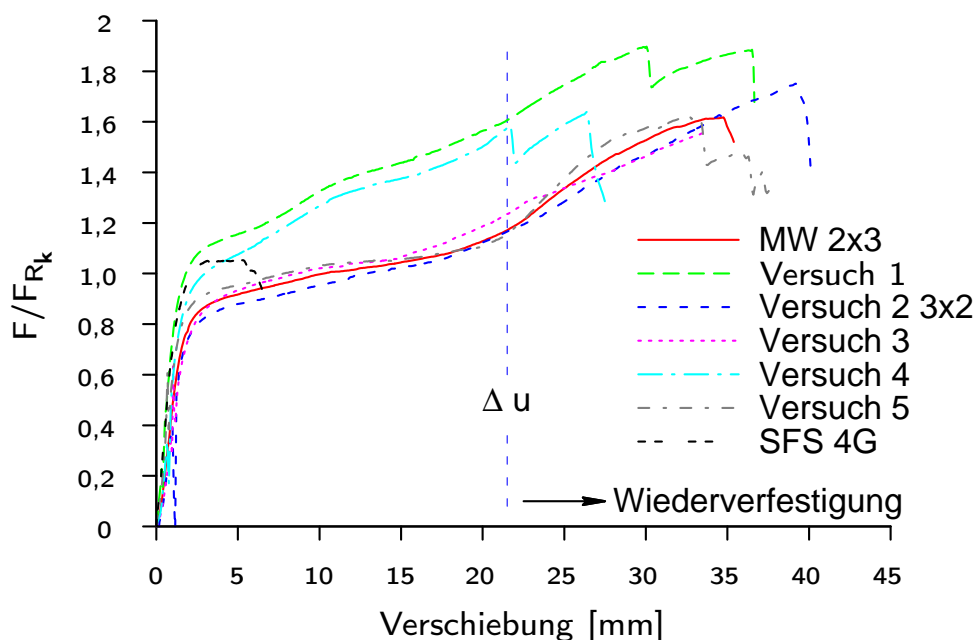


Abb. 4.7: Last-Verformungslinien im Versuch mit selbstbohrenden Stabdübeln des Durchmessers 7 mm

Anstieg mit einem anschließenden Rückgang der Steifigkeit, wobei eine weitere Laststeigerung möglich ist (Versuch 1 & Versuch 4). Bei dem anderen folgt dem elastischen Anstieg in der weiteren Folge ein stark ausgeprägtes plastisches Plateau und eine Wiederverfestigung. Dabei zeigten die Versuche der Verbindungsmittelanordnung mit 2x3 Stabdübeln alle eine Wiederverfestigung, wobei 3 Versuche der Versuchsanordnung 4x2 diesem Verhalten folgten. Zunächst verformte sich der Stabdübel gemäß der Theorie nach Johansen [41]. Nachdem

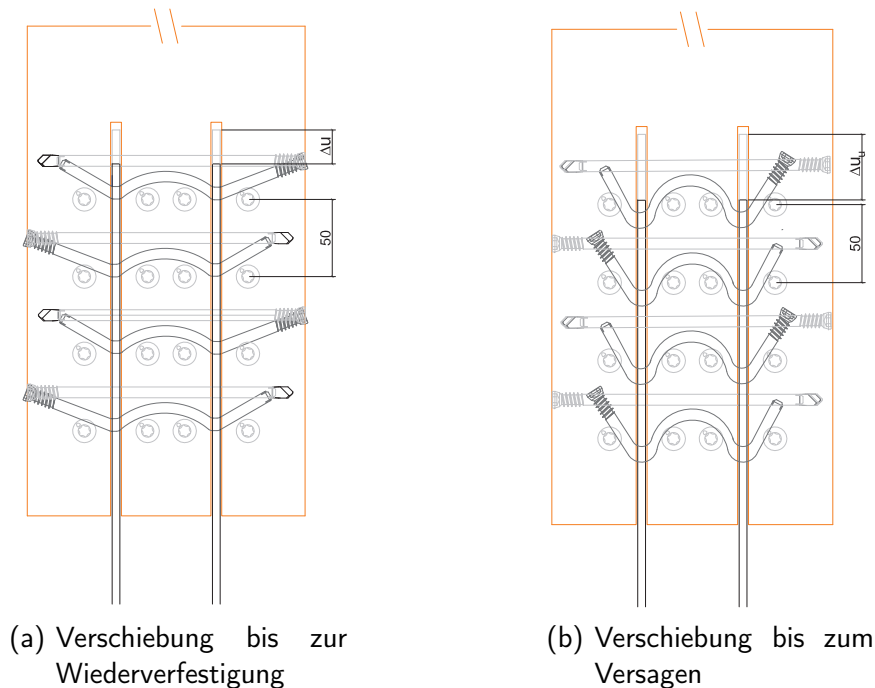


Abb. 4.8: Wiederverfestigung des selbstbohrenden Stabdübel

sich eine Verformung bis etwa zum halben Abstand (Δu) der Vollgewindeschrauben eingestellt hatte (vgl. Abb. 4.8(a)), erfuhr das System durch das Einzwängen der Stabdübel zwischen Vollgewindeschraube und Stahlblech eine Wiederverfestigung, bis ein Versagen bei einer Verschiebung von Δu_u auftrat (vgl. Abb. 4.8(b)). Der Versagensmodus war in der Regel ein Versagen des Mittelholzes innerhalb des Stabdübelbildes infolge Blockscheren. Dieses Versagen trat jedoch erst bei einer Last von ca. 1,6 mal der charakteristischen Bemessungslast auf.

Um die Erhöhung des duktilen Verhaltens durch die Verstärkung mit Vollgewindeschrauben darzustellen, wurde der Versuch 4G (vgl. Tab. 3.18) in die Auswertung mit aufgenommen (vgl. Abb. 4.7). Dieser wurde mit nahezu gleichen Holzabmessungen durchgeführt. Eine Steigerung der Duktilität ist klar erkennbar.

Bei allen Komponentenversuchen ist zu erkennen, dass die Last-Verformungskennlinie unabhängig von der Stabdübelanordnung war. Auch nach DIN 1052:2008 [22] gilt, dass für verstärkte Anschlüsse keine effektive Anzahl (n_{ef}) von Stabdübeln in Faserrichtung zu beachten ist.

Stabdübeldurchmesser 12 mm

Abbildung 4.9 zeigt den Mittelwert der drei Versuchsreihen, die im Zuge der Untersuchungen mit einem Durchmesser von 12 mm durchgeführt wurden. Dabei bezieht sich der Mittelwert

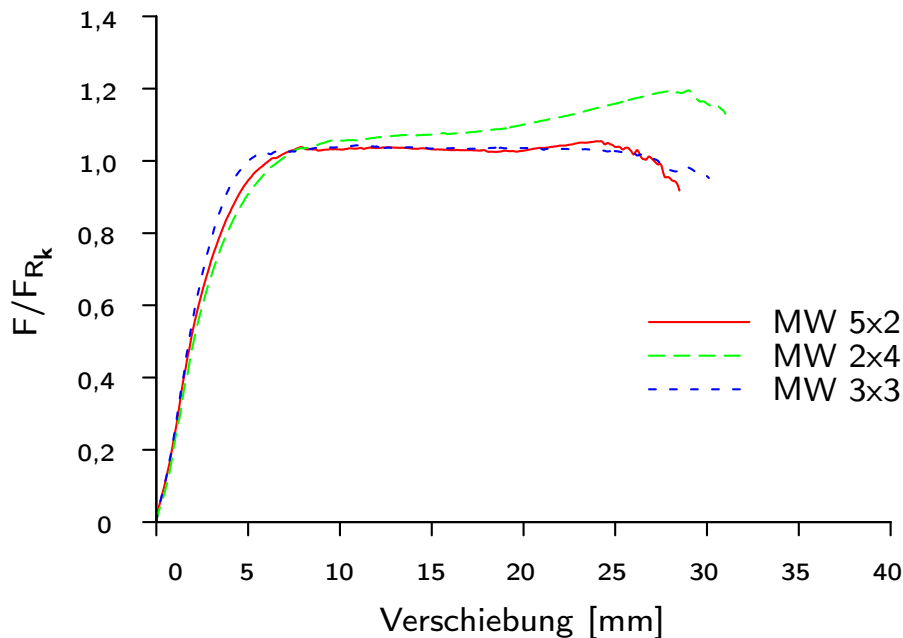


Abb. 4.9: Mittelwerte der Last-Verformungslinien für Stabdübel mit einem Durchmesser von 12 mm

der Stabdübelanordnung 2x4 auf 3 Versuche, da ein Versuch innerhalb der Versuchsreihe trotz der CNC Fertigung aufgrund des stark unterschiedlichen Lochbildes nicht durchgeführt werden konnte.

Um eine Vergleichbarkeit herzustellen, wurden die einzelnen Versuche auf die charakteristische Tragfähigkeit [22], basierend auf der tatsächlichen Zugfestigkeit der Stabdübel und der Rohdichte des Holzes normiert. Die Versuche zeigen trotz der unterschiedlichen Stabdübelanordnung wiederum eine gute Übereinstimmung der Anfangssteifigkeit und der Tragfähigkeit, sowie eine relativ konstante Verschiebung von ca. 30 mm.

Stabdübeldurchmesser 16 mm

Im Zuge der Komponentenversuche wurde eine Versuchsreihe mit einem Stabdübeldurchmesser von 16 mm geprüft. Ziel dieser Versuchsanordnung war das Überprüfen einer oberen Grenze hinsichtlich des duktilen Verhaltens. Bei der Versuchsdurchführung stellte sich im ersten Versuch erstaunlicherweise ein duktileres Verhalten ein. Der Versuch versagte bei einer Verschiebung von ca. 32 mm durch einen lokalen Holzbruch. Der zweite Versuch konnte bis zu einer Verschiebung von ca. 7 mm durchgeführt werden, dann versagte der Holzquerschnitt

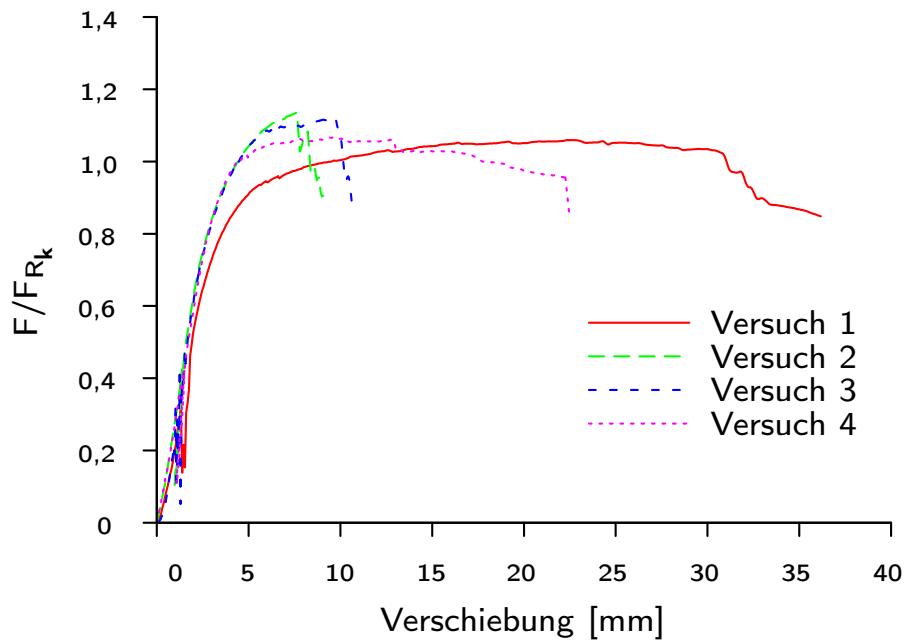


Abb. 4.10: Last-Verformungslinien für Stabdübel der Versuche mit einem Durchmesser von 16 mm

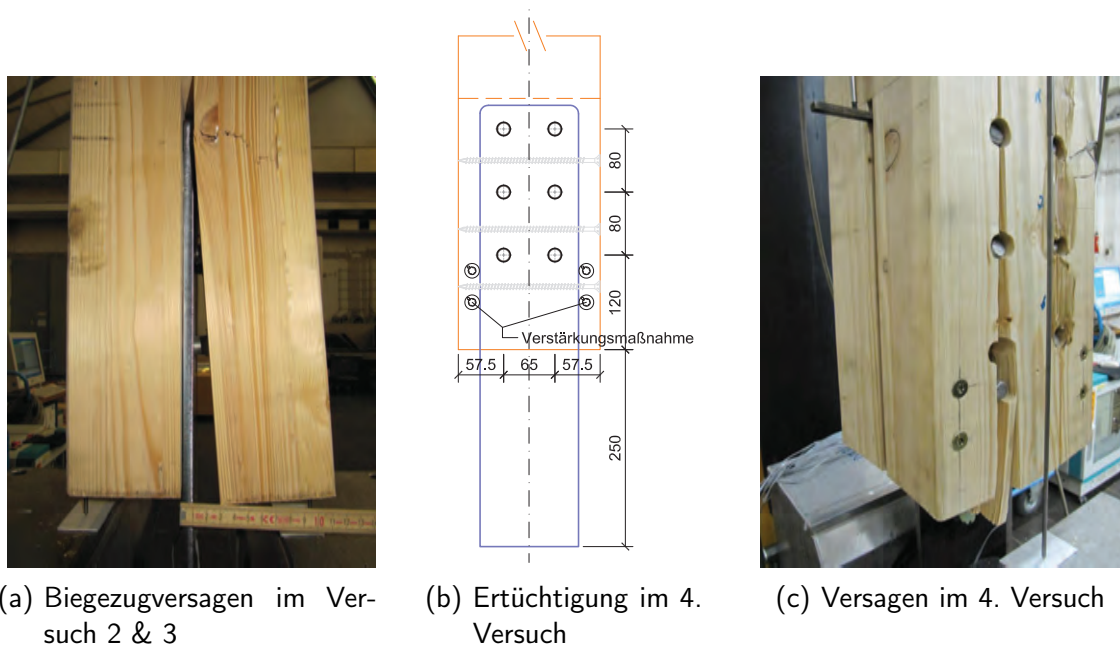


Abb. 4.11: Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 16 mm

an der Schlitzung infolge eines Biegezugversagens (vgl. Abb. 4.11(a)). Der 3. Versuch wurde unverändert durchgeführt, dieser versagte ebenfalls infolge Biegezug. Der 4. Versuch wurde mit 2x2 Vollgewindeschrauben gegen ein Biegezugversagen gesichert, es stellte sich ein

sprödes Versagen infolge lokalem Blockscheren entlang der einzelnen Stabdübeln ein (vgl. Abb. 4.11(c)). Die Versuche haben jedoch gezeigt, dass die Stabdübelanordnung bei den gegebenen Holzabmessungen (vgl. Tab. 4.1) zu einem spröden Versagen neigen.

4.4.1.1 Untersuchungen zur Duktilität

Die Untersuchungen zur Duktilität wurden in Anlehnung der bereits in Kapitel 2 vorgestellten Verfahren durchgeführt. Die in Kapitel 3.4 untersuchten Stabdübelverbindungen basieren auf unverstärkten Stabdübelverbindungen. Bei der Bestimmung des Duktilitätsmaßes ist eine klare Steigerung der Duktilität durch das Einbringen von Vollgewindeschrauben zu erkennen. Während die Fließverschiebung u_y im Vergleich zu den unverstärkten Anschlüssen nahezu unverändert bleibt (vgl. Tab. 3.20 & 4.3), steigt das Duktilitätsmaß um ein Mehrfaches an. Dies stützt die Forderung, dass es bei der Ausführung von duktilen Anschlüssen unabdingbar ist, Verstärkungsmaßnahmen gegen Spalten vorzunehmen. Die Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 7 mm und einer Anordnung von 4x2 Stabdübeln zeigten zwei unterschiedliche Last-Verformungskennlinien (vgl. Kap. 4.4.1). Aufgrund der zwei unterschiedlichen Verhalten wurden zwei Duktilitätsmaße bestimmt. Die Versuchsreihe **a** repräsentiert dabei die Kennlinie mit einem stetig steigenden plastischen Bereich, die Versuchsreihe **b** die Kennlinie mit einer Wiederverfestigung. Da sich beide Versuche auf zwei Versuchskurven stützen, kann das duktile Verhalten beider Kurven als annähernd gleich angenommen werden. Versuchsreihe **a** zeigt einen etwas früheren Fließpunkt u_y mit einer größeren Endverformung u_f .

Da sich in der Verbindung mit einem Stabdübeldurchmesser von 16 mm kein duktiler Verhalten eingestellt hat, konnte an dieser Stelle auch keine Auswertung hinsichtlich des Duktilitätsmaßes erfolgen. Im Vergleich zu unverstärkten Stabdübelverbindungen ist bei verstärkten Stabdübelverbindungen ein signifikanter Zuwachs der Duktilität zu verzeichnen.

Tab. 4.3: Bestimmung der Fließverschiebung (vgl. Kap. 2.2.2) der an der Universität Stuttgart durchgeführten Prüfreihe

	u_y (b) [mm]	u_y (c) [mm]	u_y (e)	u_y (f) [mm]	u_f [mm]
ZV_7_2x3	1,60	2,38	2,05	2,52	35,20
ZV_7_4x2 (a)	1,32	2,22	1,78	2,15	36,60
ZV_7_4x2 (b)	1,57	2,41	1,99	2,44	34,30
ZV_12_2x4	3,27	4,44	3,85	4,36	37,00
ZV_12_3x3	3,31	2,51	3,98	3,71	30,10
ZV_12_5x2	3,15	2,53	3,64	3,79	28,50

Tab. 4.4: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) der an der Universität Stuttgart durchgeführten Prüfreihe (Gleichung (2.1) & (2.3))

	D_f (b)	D_f (c)	D_f (e)	D_f (f)	C_f (b)	C_f (c)	C_f (e)	C_f (f)
ZV_7_2x3	21,94	14,78	17,17	13,99	0,95	0,93	0,94	0,93
ZV_7_4x2 (a)	27,66	16,46	20,62	17,03	0,96	0,94	0,95	0,94
ZV_7_4x2 (b)	21,91	14,25	17,24	14,04	0,95	0,93	0,94	0,93
ZV_12_2x4	11,30	8,34	9,61	8,48	0,91	0,88	0,90	0,88
ZV_12_3x3	9,11	11,67	7,36	7,89	0,89	0,91	0,86	0,87
ZV_12_5x2	9,05	11,27	7,83	7,52	0,89	0,91	0,87	0,87

Tab. 4.5: Bestimmung des Duktilitätsmaß (vgl. Kap. 2.3) an selbstbohrenden Stabdübeln (Gleichung (2.9))

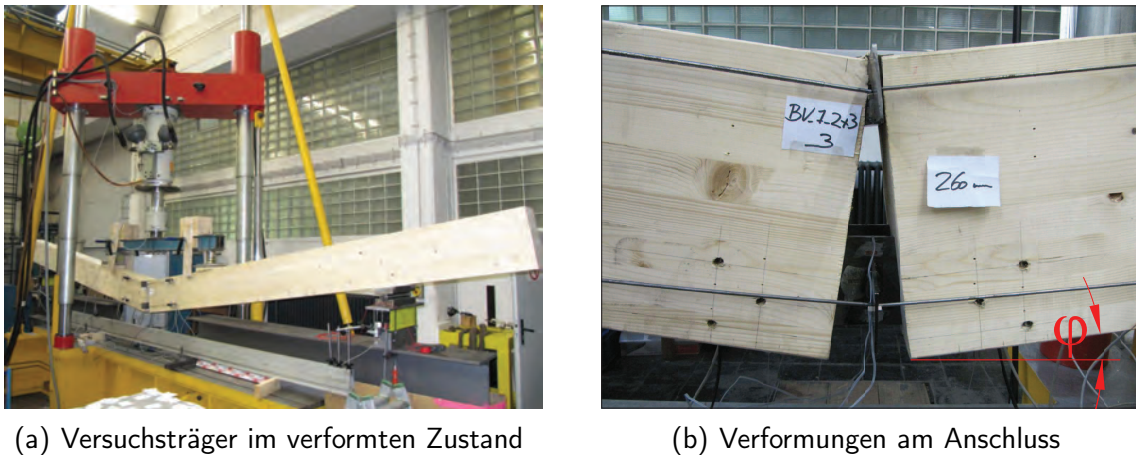
	D_{fy} (b)	D_{fy} (c)	D_{fy} (e)	D_{fy} (f)
ZV_7_2x3	33,60	32,82	33,15	32,68
ZV_7_4x2 (a)	35,28	34,38	34,83	34,45
ZV_7_4x2 (b)	32,73	31,89	32,31	31,86
ZV_12_2x4	33,73	32,56	33,15	32,64
ZV_12_3x3	26,08	26,79	25,32	25,59
ZV_12_5x2	25,35	25,97	24,86	24,71

4.4.2 Biegeversuche

Um das duktile Verhalten von momententragfähigen Anschlüssen zu untersuchen, wurden die einzelnen Komponenten in einen Vier-Punkt-Biegeversuch eingebaut, um die Rotationsfähigkeit dieser Anschlüsse zu überprüfen. Dabei blieb die Geometrie der Komponenten unverändert, um bei der späteren Überprüfung des Komponentenmodells die Vergleichbarkeit zu wahren. Zur Auswertung wurden die Mittelwerte der jeweiligen Rotationen links und rechts gebildet. Die Rotation bezieht sich auf den Verdrehwinkel pro Träger (vgl. Abb. 4.12(b)). Im Verlauf der Versuche wurde die Belastung an definierten Punkten angehalten, um das Relaxationsverhalten zu beobachten.

Stabdübeldurchmesser 7 mm

Abbildung 4.13 zeigt die Mittelwertkurve des Momenten-Rotationsverhaltens der Doppelschlitzblechverbindungen. Dabei sind die Versuchskurven auf das maximal erreichte Moment als Bezug normiert worden. Die Momentenversuche verhielten sich wie die Komponenten-



(a) Versuchsträger im verformten Zustand

(b) Verformungen am Anschluss

Abb. 4.12: Prüfkörper im Biegeversuch

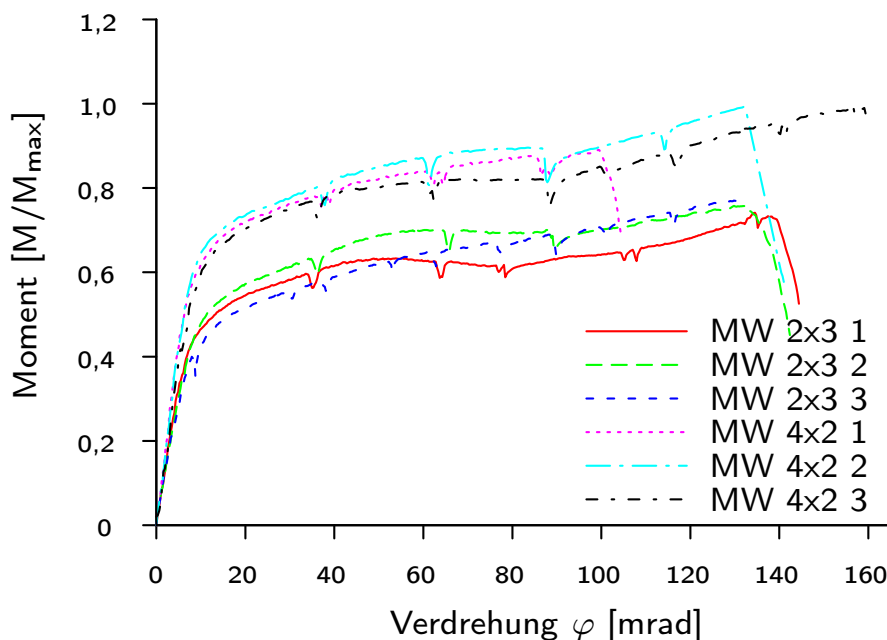


Abb. 4.13: Momenten-Rotationsverhalten der Verbindungen mit einem Stabdübeldurchmesser von 7 mm

versuche. Zunächst ist eine elastische Verformung erkennbar, die in ein plastisches Verhalten übergeht, das in weiterer Folge eine Wiederverfestigung erfährt. Der 3. Versuch der Versuchsserie mit 2x3 Stabdübeln zeigte dabei ein Verhalten mit einer stetigen Steigung ohne eine erkennbare Wiederverfestigung. Der erste Versuch der Stabdübelanordnung 4x2 zeigte aufgrund einer schlechten Holzqualität im Bereich des Anschlusses ein früheres Versagen des Mittelholzes. Generell ist anzumerken, dass die Versuche dazu neigten, infolge Blockscheren des Mittelholzes zu versagen. Bei allen Versuchen stellte sich ein duktiles Verhalten ein.

Stabdübeldurchmesser 12 mm

Die Mittelwertkurven der Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm sind in Abbildung 4.14 dargestellt. Es ist ersichtlich, dass der Einfluss eines abfallenden plastischen Plateaus bei länglichen Stabdübelanordnungen (5x2) ausgeprägter ist als bei gedrunenen Stabdübelanordnungen (2x4). Alle Versuche zeigten ein ausgeprägtes Rotationsvermögen von ca. 140 mrad ($\approx 8^\circ$). Neben einem Lastabfall innerhalb der plastischen Ebene neigten

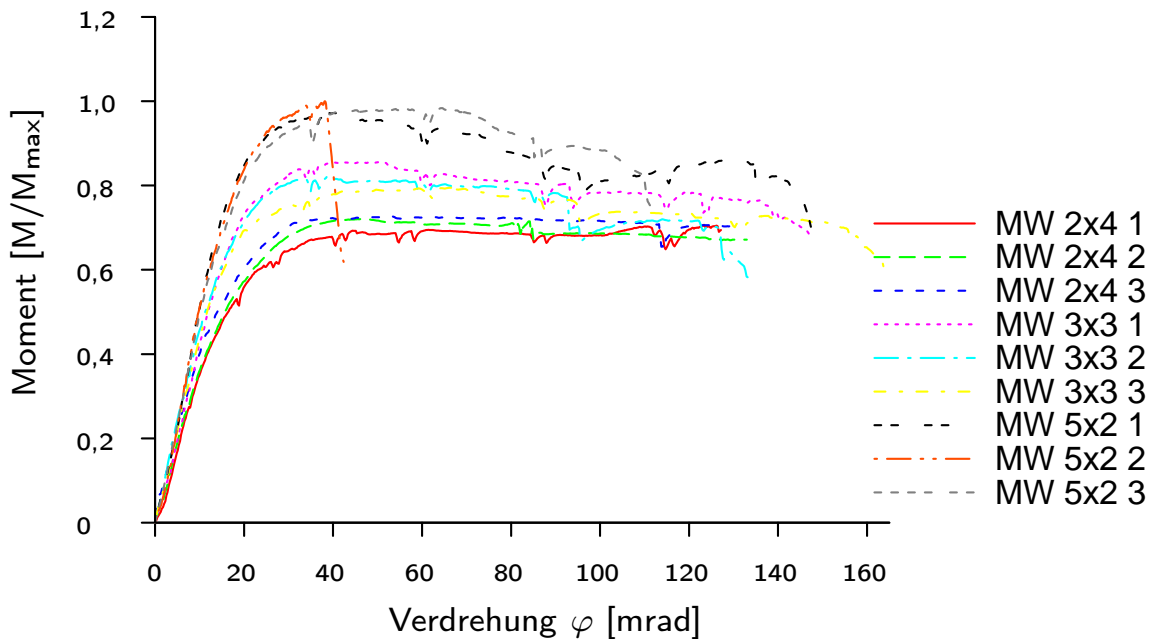


Abb. 4.14: Momenten-Rotationsverhalten der Verbindungen mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm

längliche Versuche zum Abspalten des Holzes zum Rand hin, sowie zu einem Schubbruch des Mittelholzes (vgl. Abb. 4.15). Im ersten und zweiten Versuch der Versuchsreihe mit einer Stabdübelanordnung von 5x2 Stabdübeln, erfolgte ein sprödes Versagen infolge Schub und Querzug am Randholz. Im 3. Versuch versagte das Schlitzblech infolge eines Biegezugversagens am Nettoquerschnitt. Da die Stabdübel eine erhöhte Tragfähigkeit aufgewiesen haben, wurde die angenommene Versuchslast überschritten. Da jedoch das Verhalten von länglichen Verbindungsmittelanordnungen und damit der Einfluss auf das Rotationsverhalten untersucht werden sollte, wurden die Versuche ohne Veränderung trotz der erhöhten Verbindungsmitteltragfähigkeit durchgeführt.

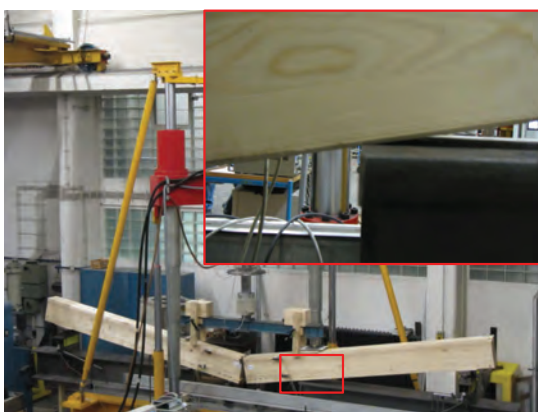
Stabdübeldurchmesser 16 mm

Entgegen der Befürchtungen des spröden Versagens wiesen alle Biegeversuche eine sehr gute Rotationskapazität auf. Aufgrund des Versuchsaufbaus mussten die Versuche bei einer Rotation φ von 160 mrad abgebrochen werden, da bei dieser Durchbiegung der Holzträger an



Abb. 4.15: Typisches Versagen bei gestreckten Stabdübelanordnungen

dem Versuchsaufbau anlag (vgl. Abb. 4.16(a)). Das typische Versagen dieses Anschlusstyps war ein lokales Blockscheren am Stabdübel (vgl. Abb. 4.16(b)) sowie ein Spalten entlang der unteren Stabdübelreihe. Ein leichter Abfall der Momententragfähigkeit mit steigender Rotation konnte in dieser Versuchsreihe ebenfalls beobachtet werden, wodurch die Erkenntnisse der Versuche mit einem Stabdurchmesser von 12 mm bestätigt wurden.



(a) Versuchsabbruch infolge maximaler Durchbiegung



(b) Lokales Holzversagen und Spalten

Abb. 4.16: Beobachtung in der Versuchsreihe mit 16 mm

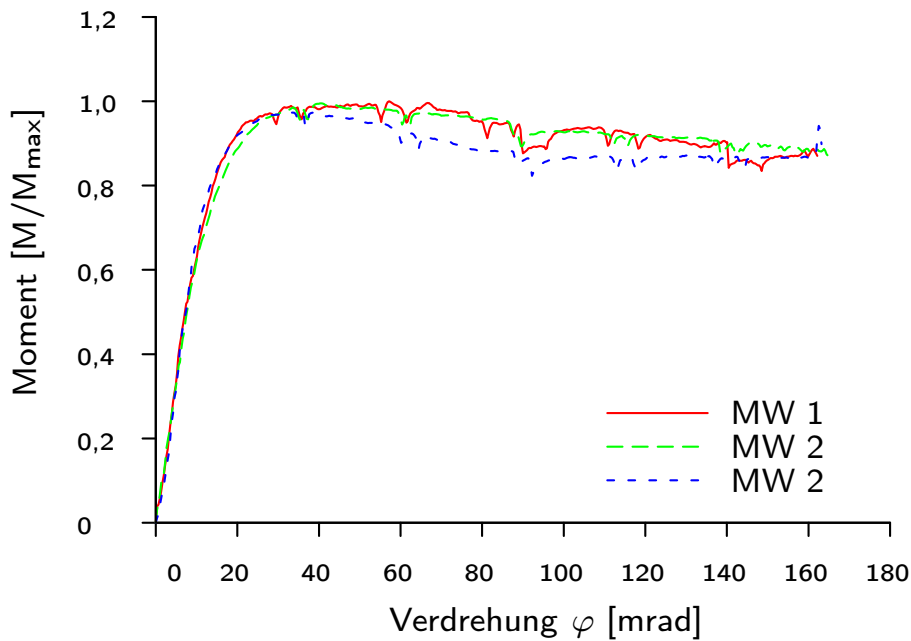


Abb. 4.17: Momenten-Rotationsverhalten der Verbindungen mit einem Stabdübeldurchmesser von 16 mm

4.4.3 Quasi-statische, zyklische Versuche

Im Rahmen der quasi-statischen Versuche wurden 4 Versuche durchgeführt. Der erste Versuch diente als Vorversuch, dabei wurde eine Belastungsgeschwindigkeit bis zu einer Verschiebung von $2 \cdot u_y$ mit $0,067 \text{ mm/s}$ (4 mm/min) aufgebracht. Danach wurde diese auf das Höchstmaß von $0,2 \text{ mm/s}$ (12 mm/min) erhöht.

Der Vorversuch wurde analog zum Belastungsprotokoll [24] durchgeführt, dabei wurden keine Zwischenzyklen bei 300 % und 500 % u_y ausgeführt. Abbildung 4.18 zeigt die Hysterese des Vorversuchs, wobei die erzielte Kraft auf die Höchstlast des jeweiligen Versuches normiert wurde. Bei einer Erhöhung der Verschiebung von 6 mm auf 12 mm konnte der erste Teilzyklus im Druckbereich gefahren werden. Im Zugbereich war ein Lastabfall zu beobachten. Beim Weiterfahren der Zyklen stellte sich heraus, dass der Prüfkörper durch ein Aufspalten in Verlängerung der Schlitzung geschädigt worden war. Der Lastabfall lag unter 80 % der Höchstlast, so dass der Versuch abgebrochen wurde.

Die Versuche 2, 3 & 4 wurden daher mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von $0,067 \text{ mm/s}$ (4 mm/min) durchgeführt. Wie bereits in Kapitel 4.3.4 erwähnt, wurden zusätzlich Zwischenzyklen eingeführt, so dass die einzelnen Verschiebungen zwischen den Serien um u_y (vgl. Abb. 4.6) vergrößert wurden.

Der Versuchskörper 2 wurde zusätzlich mit zwei Vollgewindeschrauben unterhalb der Schlitzung verstärkt (vgl. Abb. 4.19). Dadurch sollte das Aufreißen infolge Querkzug in Faserrichtung entlang der Schlitzung verhindert werden. Der Versuch konnte bis zu einem Maschinen-

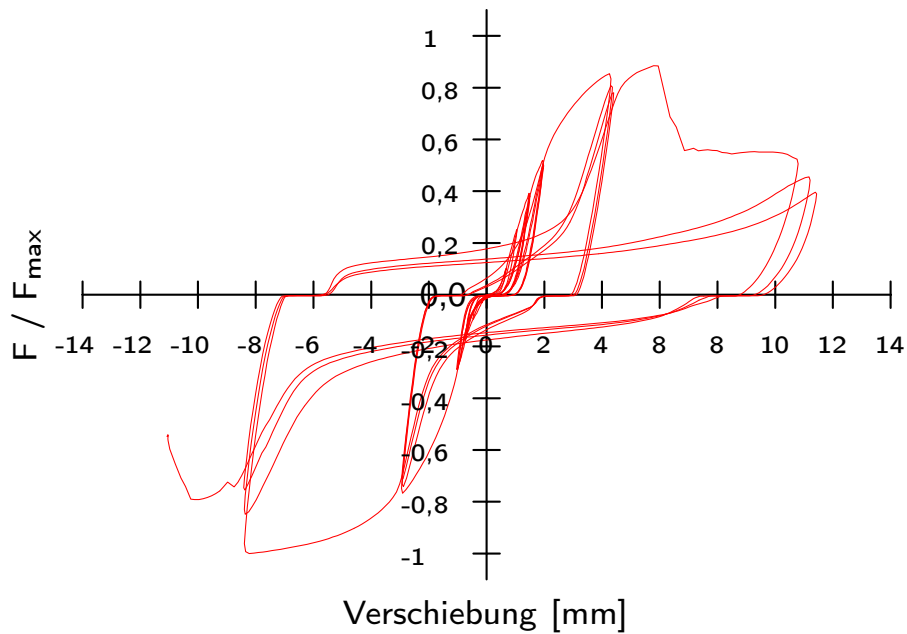
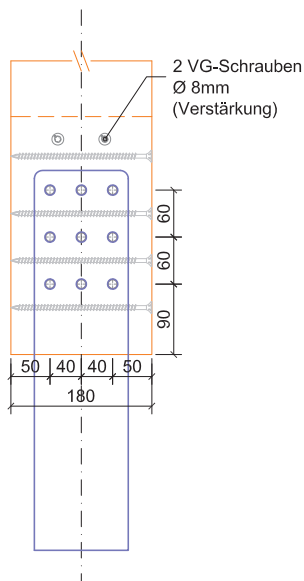
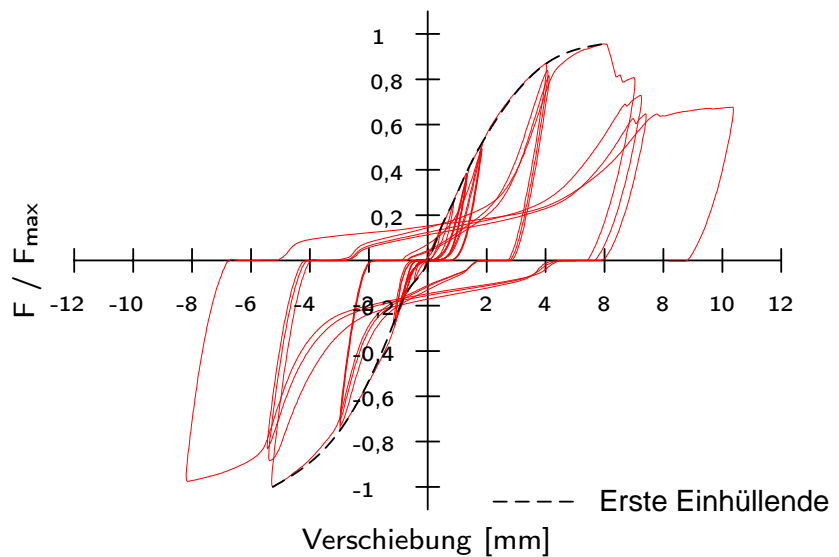


Abb. 4.18: Hysterese im Vorversuch



(a) Modifizierter Anschluss im 2. zyklischen Versuch



(b) Hysterese im 2. zyklischen Versuch

Abb. 4.19: Hysterese im 2. zyklischen Versuch

weg von 9 mm (Verschiebung innerhalb der Verbindungsmittel von ca. 6 mm) durchgeführt werden. Im Druckbereich konnte der 12. Zyklus gefahren werden, im Zugbereich versagte

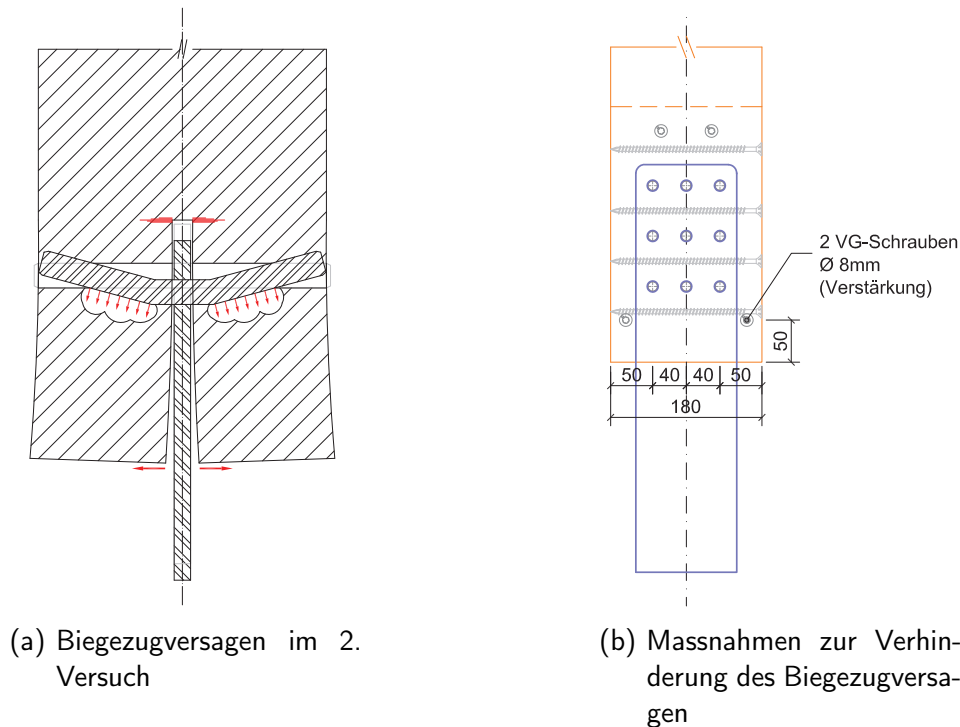


Abb. 4.20: Massnahmen am 3. & 4. Versuch

der Anschluss jedoch infolge eines Biegezugversagens an der Schlitzung (vgl. Abb. 4.19(b) & Abb. 4.21(a)).

Das Biegezugversagen resultierte aus der Schrägstellung der Stabdübel innerhalb des Anschlusses, dadurch wurde bei einer Druckbeanspruchung die Schlitzung zusammengedrückt, während bei einer Zugbeanspruchung die Schlitzung gespreizt wurde (vgl. Abb. 4.20(a)). Durch die Spreizung versagte der Holzquerschnitt am Ende der Schlitzung infolge Biegezugversagen. Um ein derartiges Versagen zu verhindern, sollten Schlitzblechverbindungen stets mit Bolzen gesichert werden. Bolzen wurden aufgrund des unterschiedlichen Tragverhaltens, resultierend aus den unterschiedlichen Festigkeit und der Seilwirkung, im Rahmen der Untersuchungen nicht eingesetzt. Um das Biegezugversagen dennoch zu vermeiden, wurden 2 weitere Vollgewindeschrauben seitlich am Ende des Versuchskörpers eingebracht (vgl. Abb. 4.20). Dadurch wurde der Anschluss durch die zusätzlichen Vollgewindeschrauben nicht beeinflusst, das Biegezugversagen jedoch verhindert.

Im 3. und 4. Versuch der quasi-statischen, zyklischen Versuche war ein Lastabfall ab dem 12. Zyklus zu erkennen. Dieser resultierte im 3. Versuch aus einem lokalen Blockscheren (vgl. Abb. 4.21(b)), daher war ein ausgeprägter Lastabfall zwischen Zyklus 12 und Zyklus 15 im Zugbereich zu erkennen. Im 4. Versuch konnte eine starke Lochleibungsbeanspruchung des Holzes und ein partielles Aufspalten des Holzes beobachtet werden (vgl. Abb. 4.21(c)). In beiden Versuchen wurde ein Lastabfall auf unter 80 % im Zyklus 21 (18 mm Maschinenweg, ~ 15 mm Anschlussverschiebung) der Höchstlast beobachtet, der zugleich das Anschlussver-

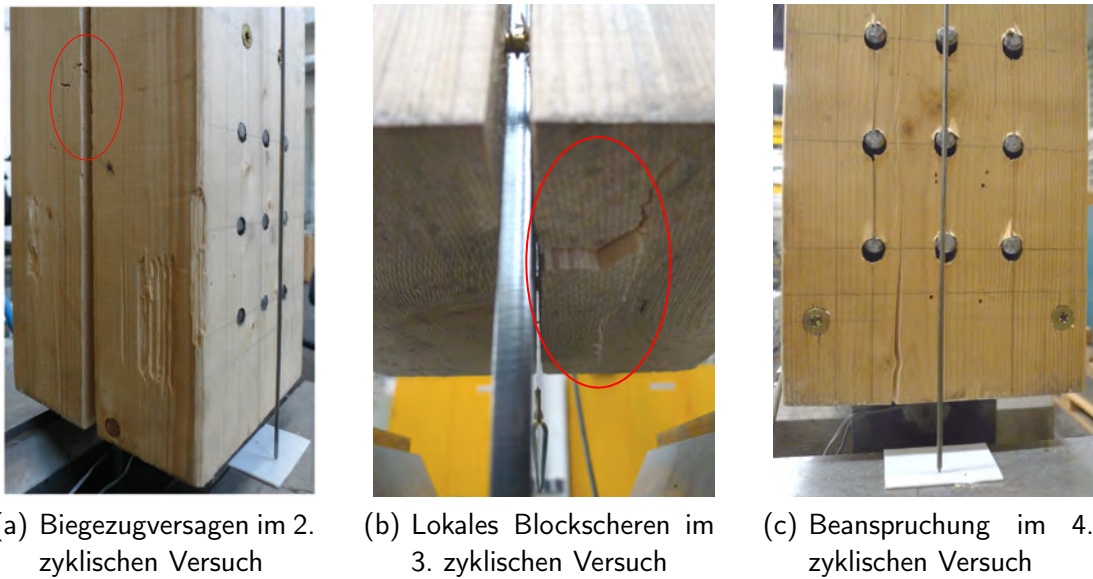


Abb. 4.21: Versagenszustände der Prüfkörper [68]

sagen darstellte. Abbildung 4.24 zeigt den Zusammenhang der quasi-statischen, zyklischen Versuche mit der Mittelwertskurve des zugehörigen reinen Zugversuchs. Dabei sind die Last-Verformungskurven der jeweiligen Versuche auf die größte Versuchslast des 2. zyklischen Versuchs normiert. Es ist zu erkennen, dass infolge der kurzzeitigen Belastung die Kräfte in

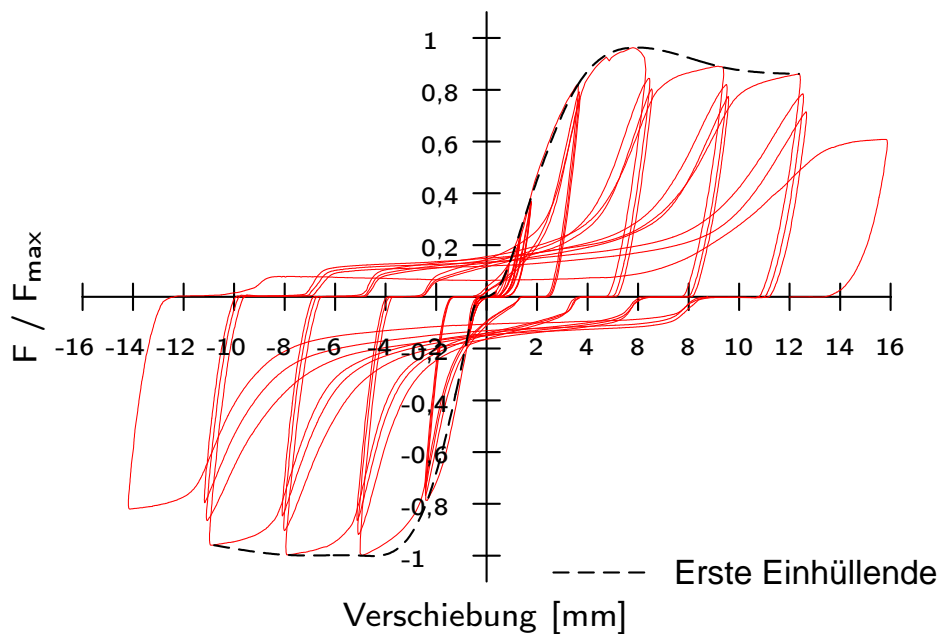


Abb. 4.22: Hysterese im 3. zyklischen Versuch

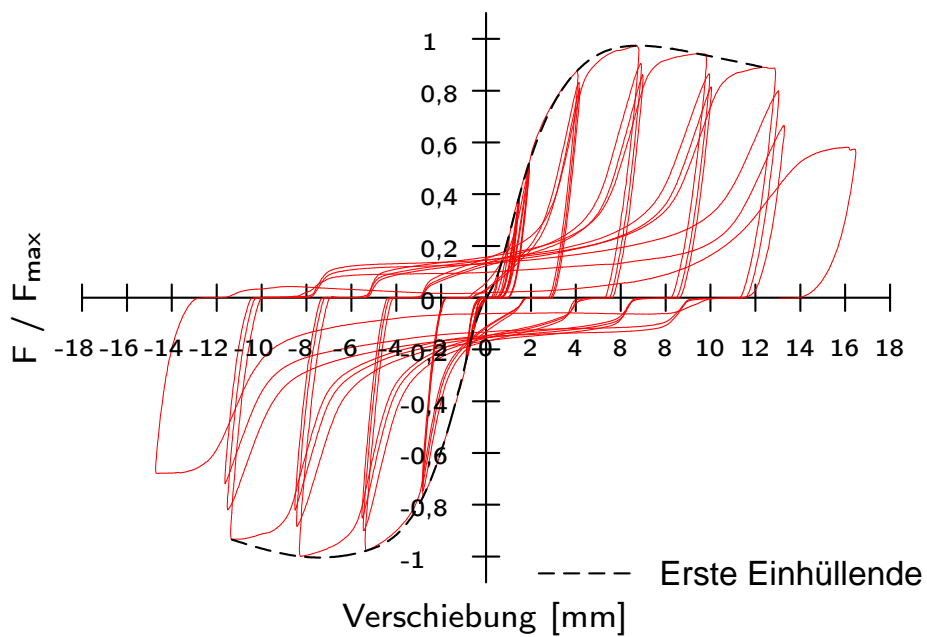


Abb. 4.23: Hysterese im 4. zyklischen Versuch

den quasi-statischen Versuchen tendenziell höher sind als die maximale Versuchslast in den statischen Versuchen. Dies spiegelt die Madison-Kurve wider, die das Verhalten von Holz

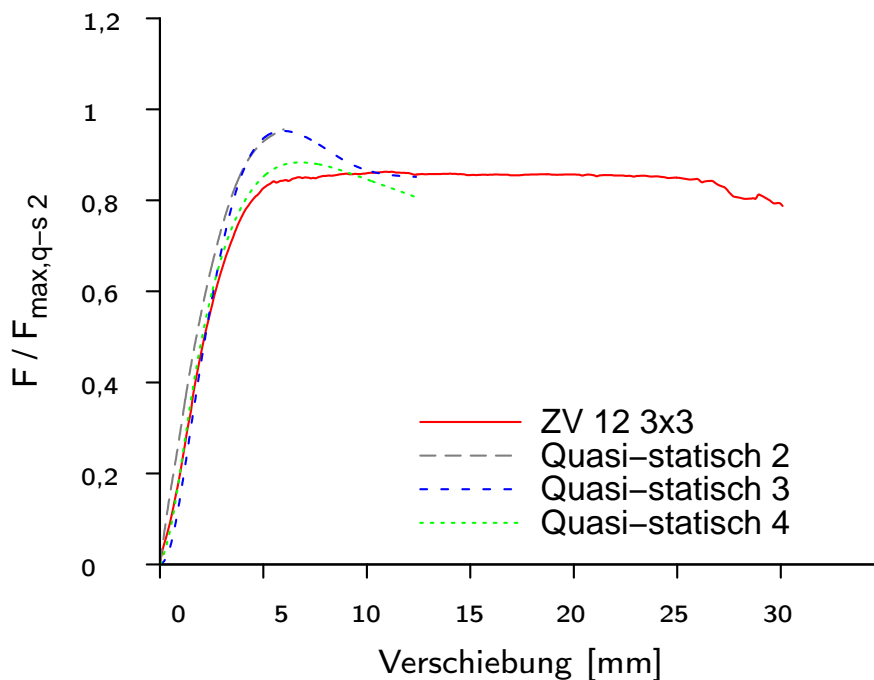


Abb. 4.24: Vergleich der 1. Hüllkurve der quasi-statischen Versuche mit dem zugehörigen Zugversuch

unter der Belastungsdauer und der Holzfeuchte beschreibt. Weitere Untersuchungen in [35] bestätigen, dass Holz unter kurzzeitiger Belastung höhere Festigkeiten aufweist.

Das duktile Verhalten der Verbindung erreichte trotz der wechselnden Beanspruchung ca. 40 % der Verschiebung, die im statischen Versuch erzielt wurde. Die in diesem Forschungsvorhaben durchgeführten Versuche zeigen, dass es notwendig ist, quasi-statische Versuche für Untersuchungen hinsichtlich einer seismischen Belastung durchzuführen, da das duktile Verhalten unter einer wechselnden Belastung abnimmt.

4.4.4 Zusammenfassung

Die Komponentenversuche haben gezeigt, dass stiftförmige Verbindungsmittel ein sehr duktileres Verhalten aufweisen, wenn diese durch geeignete Maßnahmen, z.B. Verstärkung mit Vollgewindeschrauben, gegen das spröde Spalten innerhalb einer Verbindungsmittelgruppe gesichert werden. Das Verstärken durch Vollgewindeschrauben verbessert das Verhalten von Stabdübelverbindungen mit einem Doppelschlitzeblech und Stabdübeldurchmesser von 7 mm so, dass sich eine Widerverfestigung nach einer Verformung von ungefähr dem Abstand der Vollgewindeschrauben zum Stabdübel einstellt.

Alle Versuche zeigten im Zugversuch keinen Einfluss auf das Last-Verformungsverhalten durch die Stabdübelanordnung.

Stabdübel mit einem Durchmesser von 16 mm neigten bei den Versuchsabmessungen zu einem eher spröden Versagen durch ein Biegezugversagen am oberen Ende der Schlitzung.

Obwohl die Komponentenversuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 16 mm eher spröde versagten, zeigte diese Verbindung im Vier-Punkt Biegeversuch eine bemerkenswerte Rotationskapazität. Die Versuche mit einer länglichen Versuchsanordnung (z.B. 5x2 Stabdübel) zeigten trotz geeigneter Verstärkungsmaßnahmen ein Aufspalten entlang der untersten Stabdübelreihe. Des Weiteren nahm die Momententragfähigkeit bei steigender Rotation leicht ab. Die Versuche hatten alle ein sehr gutes Momenten-Rotationsverhalten .

Um das duktile Verhalten auf eine seismische Belastung zu übertragen, wurden zusätzlich quasi-statische, dynamische Versuche durchgeführt. In Anlehnung an DIN EN 12512 [24] wurden ein Vorversuch sowie drei Versuche durchgeführt. Wenngleich das duktile Verhalten geringer war als bei statischen Versuchen, zeigte diese Art von Anschluss ein sehr gutes Verhalten unter einer zyklischen Belastung auf. Die Versuchsergebnisse der quasi-statischen, zyklischen Versuche werden in weiterer Folge für eine Betrachtung im Falle eines Erdbebens herangezogen.

5 Einfluss der Materialstreuung

5.1 Allgemeines

Als natürlicher Werkstoff besitzt Holz durch seine Wuchseigenschaften und Witterungseinflüsse streuende Materialeigenschaften. Diese Materialeigenschaften haben wiederum einen direkten Einfluss auf das Tragverhalten der Verbindungsmittel und das Verformungsverhalten der Tragelemente.

Um das plastische Verhalten von stiftförmigen Verbindungsmitteln zu aktivieren, und dadurch plastische Gelenke innerhalb einer Tragstruktur auszubilden, ist es unabdingbar, diese natürlichen Eigenschaften des Materials Holz zu beachten.

5.2 Einfluß der Materialstreuung auf die Verbindungsmitteltragfähigkeit

Die grundlegende Forderung der Aktivierung der Duktilität innerhalb einer Verbindung bevor ein Tragelement spröde versagt, kann mit dem Kapazitätsbemessungsverfahren berücksichtigt werden. Das Kapazitätsbemessungsverfahren berücksichtigt diese Forderung mit einem Faktor, der die Überfestigkeiten in einem System abdeckt. Dieses Verfahren wurde von Paulay u. Priestley [56] im Zuge von Erdbebenuntersuchungen an Stahlbeton- und Mauerwerksbauten entwickelt.

Am Beispiel einer Reihenschaltung aus verschiedenen Tragelementen (vgl. Abb. 5.1) ist ersichtlich, dass der Tragwiderstand der spröden Elemente höher sein muss als der des duktilen Elements. Sind beide Tragelementstypen auf dem gleichen oder ähnlichen Tragfähigkeitsni-

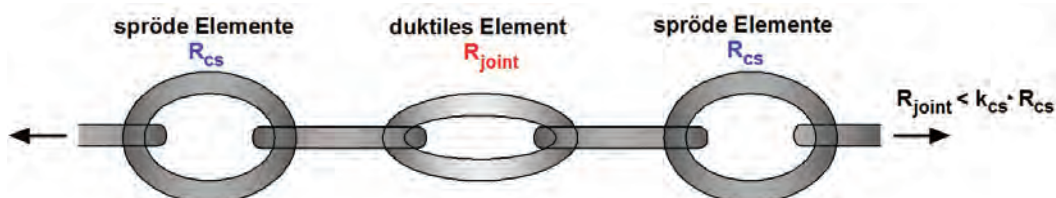


Abb. 5.1: Reihenschaltung verschiedener Tragelemente [56]

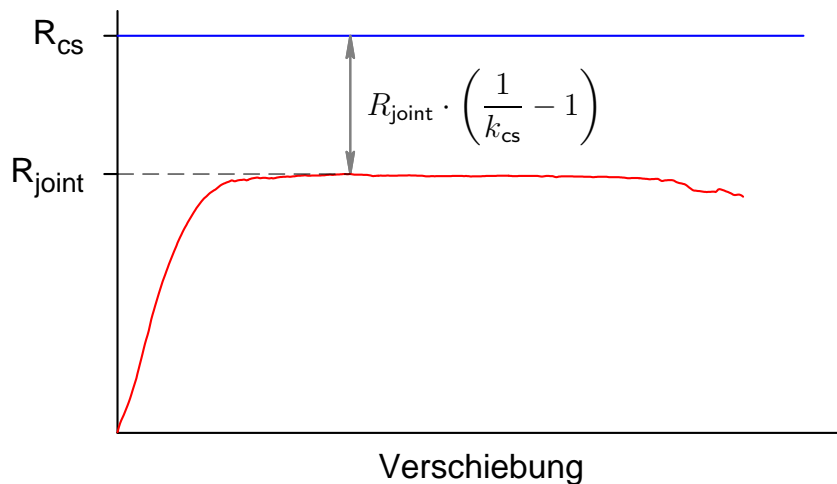


Abb. 5.2: Darstellung des Kapazitätsbemessungsverfahrens

veau, so ist die Wahrscheinlichkeit eines spröden Versagens sehr hoch. Um die Gefahr eines spröden Versagens zu minimieren, wird ein Faktor k_{cs} eingeführt. Dieser begrenzt den maximal zulässigen Tragwiderstand des duktilen Elements um das duktile Verhalten zu aktivieren, bevor ein Element spröde versagt (vgl. Abb. 5.2 & Gleichung (5.1)).

$$M_{joint} \leq k_{cs} \cdot M_{cs} \quad (5.1)$$

$$k_{cs} < 1.0$$

Im Stahlbau sind Tragstrukturen unter Einhaltung von bestimmten Randbedingungen in der Lage plastische Gelenke sowohl im Tragelement als auch im Anschluss auszubilden, dadurch sinkt die Gefahr eines spröden Versagens erheblich. In Anschlüssen im Holzbau muss erreicht werden, dass die Elemente mit einer plastischen Verformungsfähigkeit für das Duktilitätsverhalten des Anschlusses maßgebend sind.

5.2.1 Bestimmung des Faktor k_{cs}

Abbildung 5.3 zeigt eine mögliche statistische Verteilung der Tragfähigkeit einer duktilen Verbindung (R_{joint}) sowie eines spröden Tragelements (R_{cs}). Hierbei wurde sichergestellt, dass der Bemessungswert des spröden Tragelements ($R_{cs,0.05}$) stets größer ist als der 95 Prozent Fraktilwert des duktilen Verbindungsmittels ($R_{joint,0.95}$).

Es ist empfehlenswert, dass der Teilsicherheitsbeiwert beim spröden Tragelement Anwendung findet (vgl. auch [44]). Hiedurch wird der Tragwiderstand des spröden Elements reduziert und die Gefahr eines spröden Versagens minimiert. Für das duktile Verbindungsmittel wird

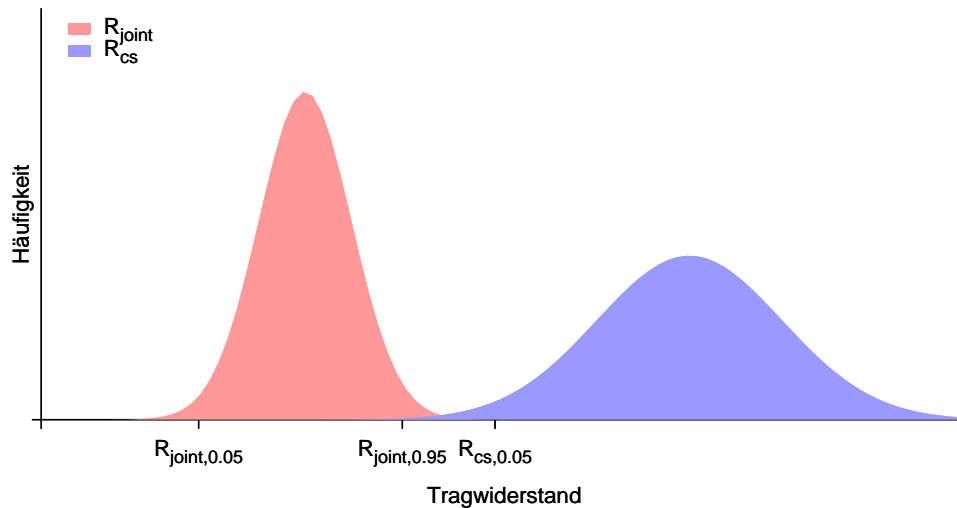


Abb. 5.3: Schematische Darstellung der Tragfähigkeiten

ein Teilsicherheitsbeiwert γ_M von 1,0 vorgeschlagen [44]. Dieser Teilsicherheitsbeiwert wird auch im Eurocode 8 [31] für duktile Anschlüsse angegeben.

Basierend auf den durchgeführten Versuchen wird unter Berücksichtigung der Forderungen DIN EN 1990 [25] der Faktor k_{cs} bestimmt. Da alle Anschlüsse durch selbstbohrende Vollgewindeschrauben gesichert wurden, kann ein Spalten der Stabdübelverbindung ausgeschlossen werden (vgl. Kap. 4.4 und [22]). Somit ist es möglich innerhalb der einzelnen Versuche die charakteristische Tragfähigkeit eines Stabdübels zu berechnen. Zur Bestimmung des Mittelwertes konnten somit in der Versuchsreihe mit Stabdübeln des Durchmessers 7 mm acht Stichproben herangezogen werden. In der Versuchsgruppe mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm standen 11 Stichproben zur Verfügung. Aufgrund des spröden Versagens der Versuchsreihe mit einem Durchmesser von 16 mm werden diese Versuche an dieser Stelle nicht näher betrachtet. Die für die Bestimmung des Faktors k_{cs} notwendigen Kenngrößen sind in Tab. 5.1 dargestellt. In einem ersten Schritt wurde zunächst der Mittelwert der Tragfähigkeiten, basierend auf den an der Universität Stuttgart durchgeführten Versuchen, bestimmt.

Tab. 5.1: Bestimmung des Faktors k_{cs}

Versuch	N	k	R_k	$R_{0.05}$	R_{mean}	$R_{0.95}$	k_{cs}
	[-]	[-]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	
∅7	8	2	17,78	29,03	32,78	36,89	0,48
∅12	11	2,12	19,07 ^a 22,70 ^b	24,64	28,92	33,74	0,57 0,67

^acharakteristische Tragfähigkeit bezogen auf eine Stabdübelgüte von S 235 JR

^bcharakteristische Tragfähigkeit bezogen auf eine Stabdübelgüte von S 355 JR

Unter Berücksichtigung der Regelungen DIN EN 1990 [25] konnten in weiterer Folge und unter Annahme einer Log-Normalverteilung der 5 % und 95 % Fraktile berechnet werden. Um die Überfestigkeiten zu berücksichtigen, wurde der Quotient aus der berechneten Tragfähigkeit R_k der jeweiligen Verbindung in Anlehnung an [22] zu dem 95 % Fraktile basierend auf den durchgeführten Versuchen gebildet. Bei der Bestimmung der charakteristischen Tragfähigkeit der Verbindungsmittel wurden die Eingangswerte in Anlehnung an [22] verwendet.

Da bei der Überprüfung der Zugfestigkeit der Stabdübel mit einem Durchmesser von 12 mm festgestellt wurde, dass dieser eher einer Stahlgüte S355 JR zuzuordnen ist, wurde ein zusätzlicher Faktor der Überfestigkeiten bestimmt (vgl. Abb. 5.1). Da bereits in früheren Untersuchungen [73] hohe Überfestigkeiten der Stabdübel festgestellt wurden, wird empfohlen, den k_{cs} Faktor für Stabdübel einer Güte von S235 niedriger zu halten.

Tab. 7.2 zeigt die Überfestigkeitsfaktoren \tilde{k}_{cs} , die der Versuchsplanung zugrunde gelegt wurden. Dabei wurde der Quotient aus der Biegefestigkeit des Querschnittes ($f_{m,k}$) und dem maximal übertragbaren Moment des Anschlusses gebildet. Die Biegefestigkeit wurde unter Berücksichtigung der Nettoquerschnittsfläche (Querschnitt abzüglich der Schlitzung und der Stabdübelbohrungen) und ohne Berücksichtigung des Materialteilsicherheitsbeiwert berechnet (vgl. Tab. 7.2). Es ist ersichtlich, dass die Faktoren, die zur Planung der Versuche

Tab. 5.2: Faktor \tilde{k}_{cs} während der Versuchsplanung

	geplant				
	$\varnothing 7_3 \times 3$	$\varnothing 7_4 \times 2$	$\varnothing 12_5 \times 2$	$\varnothing 12_4 \times 3$	$\varnothing 12_3 \times 4$
\tilde{k}_{cs}	0,6	0,52	0,67	0,80	0,73

zugrundegelegt wurden, gut mit den ermittelten k_{cs} Faktoren übereinstimmen (vgl. Tab. 5.1). Diese Faktoren (\tilde{k}_{cs}) beruhen auf überschlägigen Berechnungen.

Nachdem die Rohdichte der einzelnen Lamellen und die tatsächliche Zugfestigkeit der Stabdübel bei der Anlieferung der Versuchsträgerbauteile bekannt war, wurden zur Überprüfung erneut die k_{cs} Faktoren berechnet (vgl. Tab. 5.3). Da ein Faktor größer 1,0 dazu führen kann,

Tab. 5.3: Überarbeitete Versuchsdurchführung

	$\varnothing 7$			$\varnothing 12$			
	3x3 ⇒ 2x3	4x2		5x2	4x3 ⇒ 3x3	3x4 ⇒ 2x4	
\tilde{k}_{cs}	0,66 ⇒ 0,44	0,58		0,92	1,1 ⇒ 0,82	1,0 ⇒ 0,66	

dass das Holzelement neben dem Anschluss spröde versagt [10] wurden die Stabdübelanordnungen geändert (vgl. Kap.4.4.1).

Wie bereits beschrieben, wurde die Stabdübelanordnung des Versuches 7_3x3 nicht aufgrund des ermittelten k_{cs} Faktors geändert. Die Änderung basiert auf der im Versuch 7_4x2 festgestellten Überfestigkeit. Es ist anzumerken, dass trotz des hohen Überfestigkeitsfaktors die Versuchsanordnung der Versuchsreihe 12_5x2 nicht geändert wurde. Ziel dieser Versuchsanordnung war es, den Einfluss einer gestreckten Verbindungsmittelanordnung zu überprüfen. Jorissen u. Fragiaco [44] haben ebenfalls Untersuchungen zu den Überfestigkeiten innerhalb von Stabdübelverbindungen durchgeführt. Diese basieren auf Untersuchungen über den Einfluss von hintereinander angeordneten Stabdübeln in Faserrichtung und dem Stabdübelabstand parallel zur Faser [43]. Die untersuchten Anschlüsse sind 2-schnittige Holz-Holz Verbindungen, mit einem Verbindungsmitteldurchmesser von 12 mm. Aus diesen Verbindungen geht ein Faktor zur Berücksichtigung von Überfestigkeiten von 0,625 ($\gamma_{Rd}=1.60$, mit $k_{cs}=\frac{1}{\gamma_{Rd}}$) hervor. Dieser Wert stimmt sehr gut mit dem Faktor basierend auf den an der Universität Stuttgart durchgeführten Versuchen überein. Der k_{cs} Faktor für Stabdübel mit $\varnothing 7$ mm kann aufgrund der Wiederverfestigung und der daraus resultierenden starken Erhöhung der Tragfähigkeit nicht direkt verglichen werden.

5.3 Einfluss der Materialstreuung auf die erforderliche Rotation

5.3.1 Allgemeines

Neben dem Einfluss der Materialstreuung auf die Verbindungsmitteltragfähigkeit wurde der Einfluss auf die Trägerendrotationen untersucht. Im Falle des Auftretens von Überbeanspruchungen innerhalb eines robusten Tragwerks müssen diese durch die Bildung von plastischen Gelenken umgelagert werden. Voraussetzung hierfür ist ein ausreichendes Rotationsvermögen (ϕ_{con}). Überbeanspruchungen auf ein Tragwerk können z.B. durch

- außergewöhnliche Einwirkungen (Erdbeben, etc.)
- Stützensenkung
- Ausfall von Tragelementen
- Langzeiteffekte

verursacht werden.

Abbildung 5.6 beschreibt die für das Systemtragverhalten erforderlichen Trägerendrotationen, die benötigt werden, um Überbeanspruchungen auf ein Tragwerk zu kompensieren. Der kritische Bereich bildet dabei den zuvor berechnete k_{cs} Faktor ab. In Abhängigkeit des Verhältnisses M_{joint}/M_{cs} zeigt die rote Gerade die erforderliche Rotation (ϕ_j bzw. ϕ_k). Exemplarisch

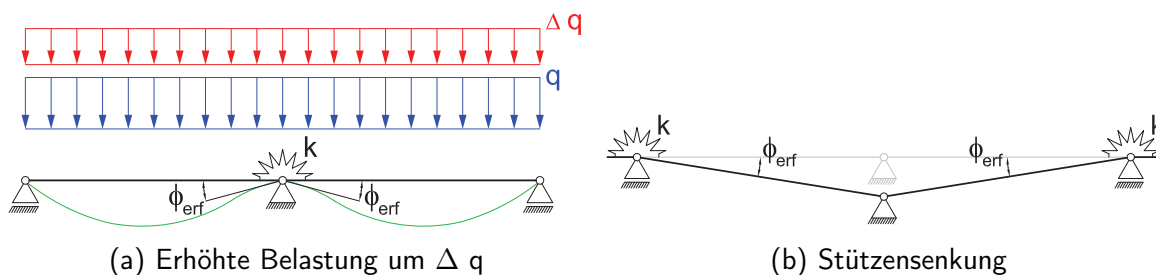


Abb. 5.4: Erforderliche Rotationen ϕ_{erf}

ist das Momenten-Rotationsverhalten eines Anschlusses in Abbildung 5.6(a) eingezeichnet.

5.3.2 Bestimmung des Faktor k_{mat}

Basierend auf der Beam-Line Methode wird in diesem Abschnitt die erforderliche Rotationskapazität unter Berücksichtigung des statistisch streuenden Elastizitätsmoduls von Anschlüssen bestimmt. Die Beam-Line Methode wurde bereits in den 30er Jahre entwickelt [3] und betrachtet die erforderlichen Rotationen für nachgiebig angeschlossene Tragelemente. Dabei wird ein Tragelement aus dem Tragsystem entnommen (vgl. Mittelfeld in Abb. 5.5 & Abb. 5.6(b)) und die erforderliche Rotationskapazität für eine bestimmte Belastung (\tilde{q}) bestimmt. Die erforderliche Rotation kann wie folgt bestimmt werden (rote Linie in Abb. 5.6):

$$\phi_{i,erf} = (1 - \eta) \cdot \frac{\tilde{q} \cdot l^3}{24 \cdot EI} \tag{5.2}$$

η beschreibt dabei das tatsächliche Verhältnis des maximal aufnehmbaren Moments des Anschlusses (M_{joint}) und des maximalen Moments des Querschnitts (M_{cs}).

Die erforderliche Rotation, die ein Anschluss aufbringen muss, ergibt sich zu :

$$\phi_{i,erf} = \phi_{l,i,erf} + \phi_{r,i,erf} \tag{5.3}$$

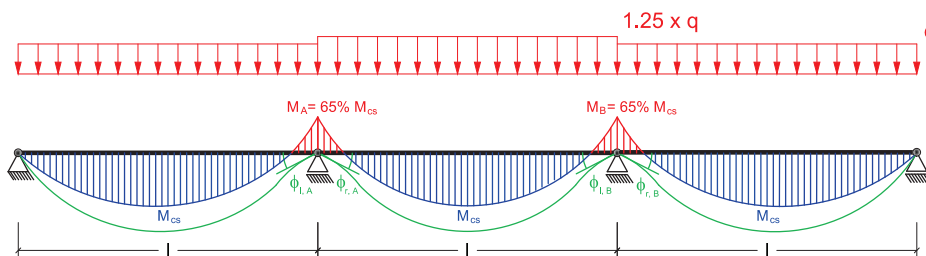


Abb. 5.5: Tragsystem unter maximaler Belastung

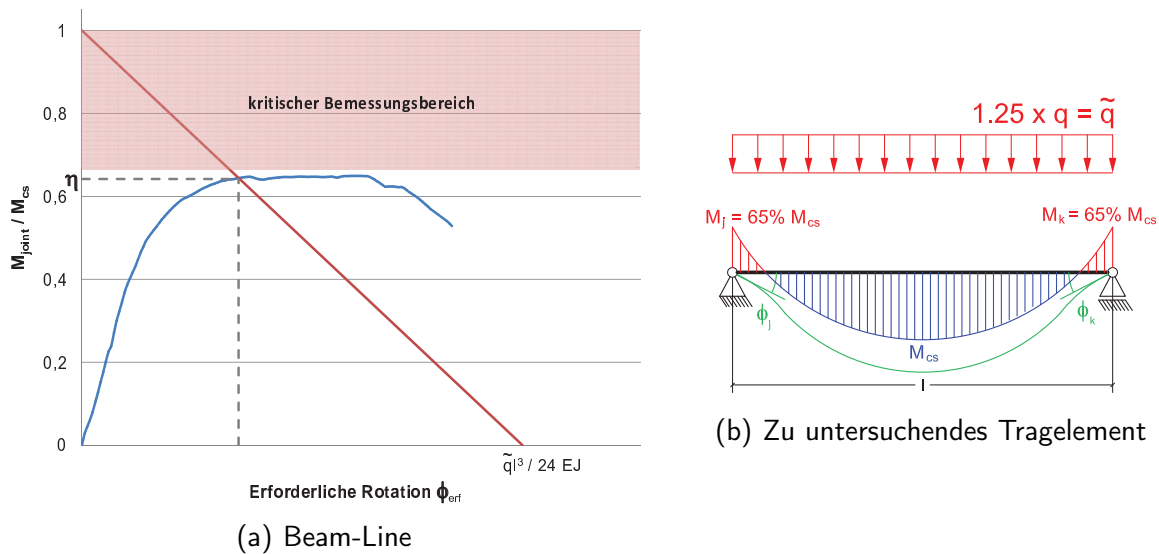


Abb. 5.6: Erforderliche Rotationskapazität eines Anschlusses für einen bestimmten Momentenverlauf eines Tragelements

Dabei beschreiben $\phi_{i,erf}$ und $\phi_{j,erf}$ die jeweilig erforderlichen Rotationen der einzelnen durch den Anschluss verbundenen Tragelemente (vgl. Abb. 5.5). Der ausgeführte Anschluss muss dabei in der Lage sein, die erforderliche Rotation zu erbringen. Unter Beachtung der Materialstreuung ergibt sich folgende Bedingungsgleichung [12]:

$$k_{mat} \cdot \phi_{erf} \leq \phi_{con} \quad (5.4)$$

Biegelinie

Der Einfluss der Materialstreuung wird unter Beachtung der Biegelinie betrachtet (vgl. Gl. (5.5)).

$$w''_{(x)} = - \frac{M_{(x)}}{(EI_{eff})_{(x)}} \quad (5.5)$$

$$w'_{(x)} = - \phi_{(x)} = \int \frac{M_{(x)}}{(EI_{eff})_{(x)}} dx + C_1 \quad (5.6)$$

$$w_{(x)} = - \int \int \frac{M_{(x)}}{(EI_{eff})_{(x)}} dx dx + C_1 x + C_2 \quad (5.7)$$

Der Elastizitätsmodul hat dabei einen direkten Einfluss auf das Biegeverhalten und damit auch auf den Biegewinkel. Basierend auf den Untersuchungen von [15] wurde ein Tragelement in 150 mm lange Teilzellen unterteilt. Die Höhe der jeweiligen Teilzelle ist dabei die Lamellendicke. Jeder einzelnen Zelle wurde dabei unter Beachtung des statistisch streuen-



Abb. 5.7: Streuender E-Modul innerhalb eines Tragelements

den E-Moduls ein Wert des Elastizitätsmodul zugeordnet. Dabei wurde die Streuung des E-Moduls innerhalb einer Lamelle sowie die Streuung zwischen den Lamellen beachtet [42]. Abbildung 5.7 zeigt schematisch die Streuung innerhalb eines Tragelements. Die einzelnen Farbtöne symbolisieren dabei unterschiedliche Werte des Elastizitätsmoduls. Die einzelnen Trägersteifigkeiten in Trägerlängsrichtung ergeben sich analog zur Berechnung des Flächenträgheitsmoments zu:

$$EI_{(eff)} = \sum (E_i \cdot I_i) + \sum (E_i \cdot A_i \cdot a_i^2) \quad (5.8)$$

Um eine statistische Untersuchung durchführen zu können, wurde ein Computerprogramm entwickelt. Dieses basiert auf der numerischen Integration der Differentialgleichung (vgl. Gl. (5.5)). Tabelle 5.4 zeigt die Eingangswerte, die bei der Parameterstudie verwendet wurden. Die statistische Verteilung des E-Moduls zwischen den einzelnen Lamellen wurde in Anlehnung an [42] als Lognormalverteilung angenommen, die statistische Verteilung innerhalb der einzelnen Lamellen als Normalverteilung [15].

Tab. 5.4: Eingangswerte für Parameterstudie

Eingangswert	Wert
$E_{0,mean}$	11600 $\frac{N}{mm^2}$ [22]
VarK. zwischen den Lamellen	0.13 [42]
VarK. innerhalb der Lamellen	0.069 [15]
Berechnungsdurchläufe	100000

Parameterstudie

Um den Einfluss der Materialstreuung zu erfassen, wurden folgende Parameter untersucht:

- Trägerlänge
- Trägerhöhe
- Belastung
- Lamellenstärke

Innerhalb der Berechnung wurde die Trägerlänge nach 100000 statistisch streuenden Untersuchungen jeweils um eine Zellenlänge von 150 mm verlängert. Abbildung 5.8 zeigt die Auswertung des Einflusses der Trägerlänge. In Anlehnung an Gleichung 5.3 steigt die erforderliche Rotation mit zunehmender Trägerlänge. Um die Berechnungen des entwickelten Computerprogramms zu überprüfen, wurde eine Berechnung mit dem Mittelwert des E-Moduls, basierend auf [22], ohne streuende Materialkennwerte durchgeführt. Die Lamellenstärke betrug bei dieser Untersuchung 40 mm. Die ermittelte Mittelwertkurve unter streuenden Größen

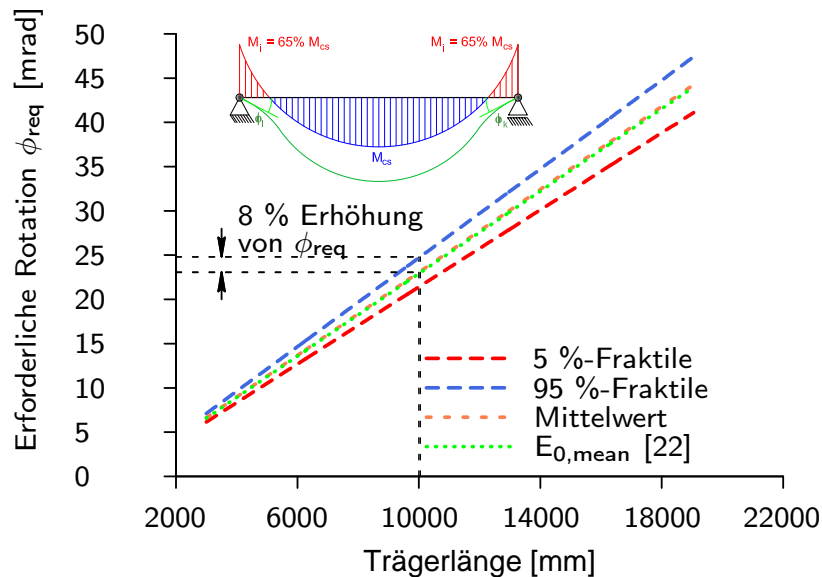


Abb. 5.8: Erforderliche Trägerendrotation für ein Tragelement mit einem Querschnitt von 180 mm / 400 mm

stimmt dabei mit der Berechnung ohne Berücksichtigung der Materialstreuung überein (vgl. Abb. 5.8). Dies zeigt, dass das Programm alle Eingangswerte richtig verarbeitet.

Betrachtet man einen 10m langen Träger, so ist erkennbar, dass sich die erforderliche Rotation um ca. 8 % unter Beachtung der Materialkenngröße gegenüber einer Berechnung basierend auf DIN 1052 [22] erhöht. Um den Einfluss der Beanspruchung auf die Streuung der Trägerendrotationen zu überprüfen, wurden weitere Untersuchungen mit unterschiedlichen Beanspruchungen durchgeführt.

Die erforderliche Rotation erhöht sich für alle untersuchten Lastfälle um ca. 7,7 bis 8 % (vgl. Abb. 5.9).

Bei den Untersuchungen zum Einfluss der Trägerhöhe wurde die Lamellendicke konstant bei 40 mm gehalten. Eine Änderung der Trägerhöhe folgt dabei der Gleichung 5.5, so dass mit einer Steigerung der Trägerhöhe die erforderliche Trägerendrotation generell sinkt (vgl. Abb. 5.10(a)). Bei der statistischen Auswertung wurde festgestellt, dass mit einer Steigerung der Trägerhöhe die Erhöhung der erforderlichen Rotation geringfügig abnimmt. Je mehr Zellen innerhalb eines Längenabschnittes vorhanden sind, umso geringer wird die Standardabwei-

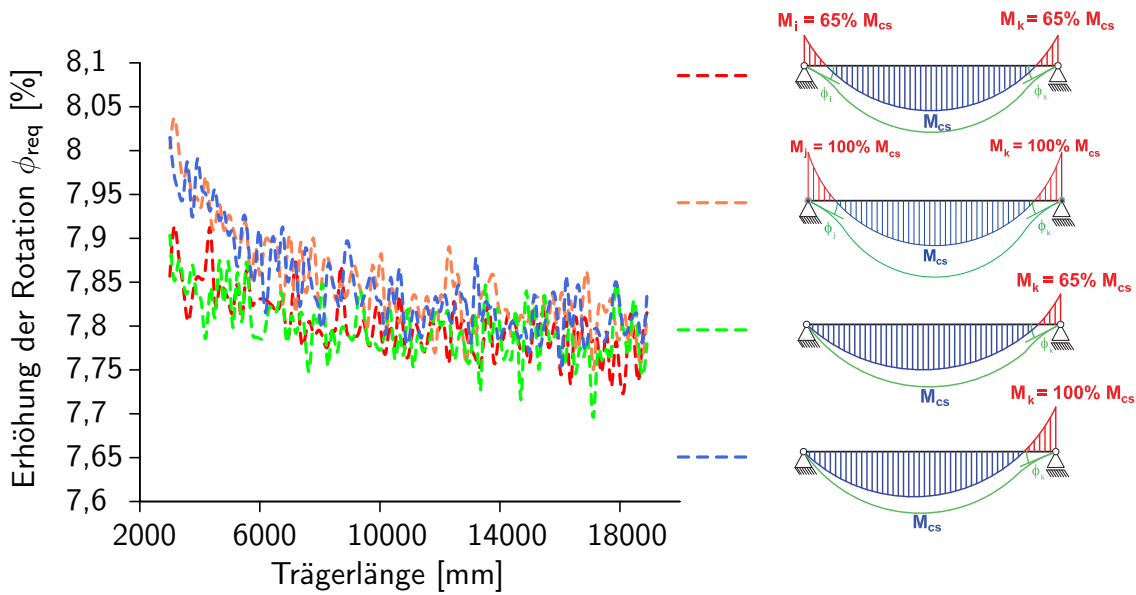


Abb. 5.9: Erhöhung der Trägerendrotation in Abhängigkeit des Momentenverlaufs

chung innerhalb des betrachteten Abschnittes. Folglich nähert sich der 95 %-Fraktilwert dem Mittelwert und die Erhöhung der Trägerendrotationen wird geringer.

Diese Beobachtung ist ebenfalls bei den Untersuchungen zum Einfluss der Lamellenstärke erkannt worden. Bei einer konstanten Trägerhöhe von 400 mm und einer Variation der Lamellenstärke nimmt die erforderliche Rotation bei dünneren Lamellen ab (vgl. Abb. 5.10(b)). Wie bereits beschrieben, sind bei dünnen Lamellen mehr einzelne Zellen innerhalb eines betrachteten Abschnittes. Somit sinkt der Variationskoeffizient, und der 95 %-Fraktilwert nähert sich dem Mittelwert. Der Einfluss der streuenden Größen nimmt somit ab.

Basierend auf den hier beschriebenen Untersuchungen wird ein Faktor zur Berücksichtigung

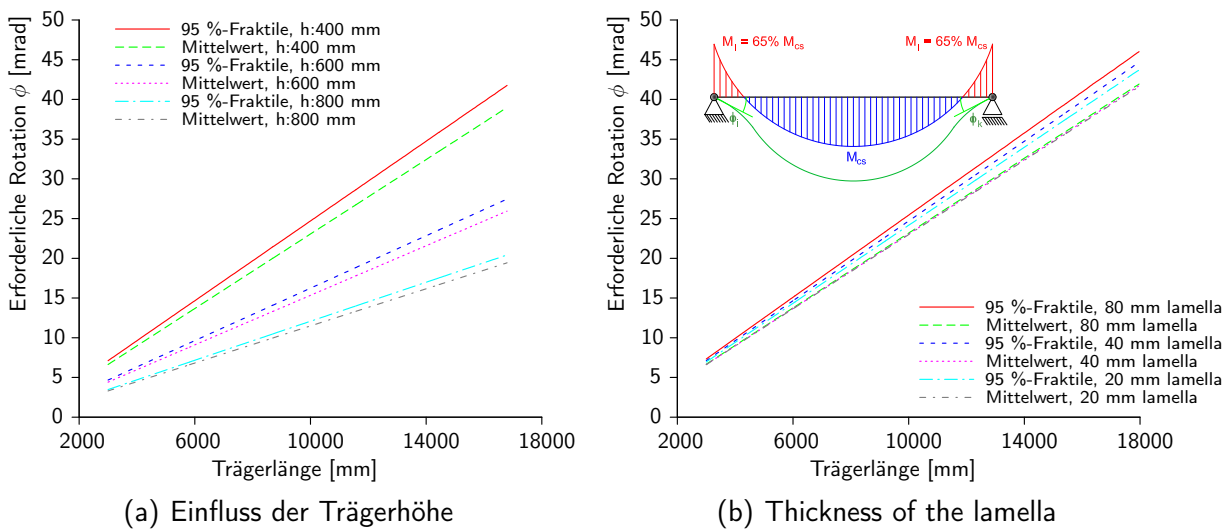


Abb. 5.10: Einflüsse auf die Trägerendrotation

der Materialstreuung auf die Rotationskapazität (vgl. Gl. (5.4)) von Anschlüssen von

$$k_{\text{mat}} = 1.10 \quad (5.9)$$

vorgeschlagen.

5.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde der Einfluss der Materialstreuung auf das Tragverhalten der Stabdübel sowie auf das Verformungsverhalten des Tragelements beschrieben und die daraus erforderlichen Nenngößen erläutert und bestimmt.

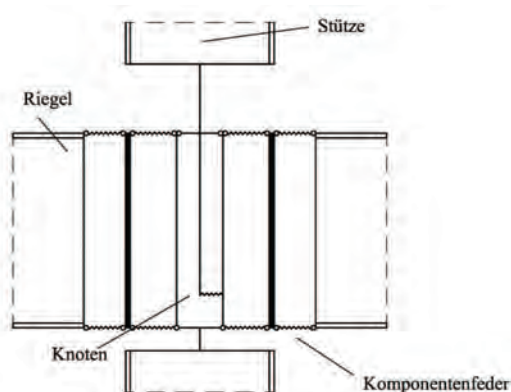
Basierend auf den Versuchen wurde ein Faktor ermittelt, der die Überfestigkeiten innerhalb des Anschlusses für verschiedene Stabdübeldurchmesser beschreibt. Dieser wurde mit einer aus der Literatur bekannten Kenngröße verglichen. Da die Faktoren auf einer kleinen Anzahl von Versuchen basieren, wird empfohlen weitere Untersuchungen hinsichtlich der Überfestigkeiten von Anschlüssen durchzuführen. Neben dem Einfluss der Materialstreuung auf das Tragverhalten wurden globale Untersuchungen auf die Rotationskapazität von Anschlüssen durchgeführt. Unter Verwendung der Beam-Line Methode wurde ein Tragelement aus der Tragstruktur heraus gelöst und näher betrachtet. Dabei wurde das Tragelement in einzelne Zellen geteilt. Jeder Zelle wurde ein statistisch streuender E-Modul zugeteilt und mit verschiedenen Momentenverteilungen belastet. Aus den sich einstellenden Trägerendrotationen konnten erforderliche Mindestanschlussrotationen bestimmt werden. Es zeigte sich, dass die Streuung des E-Moduls zu einer Erhöhung der erforderlichen Rotationen führt.

6 Entwicklung eines Bemessungsmodells

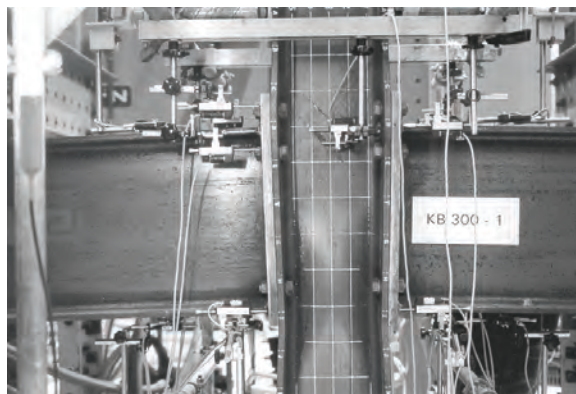
6.1 Allgemeines

Um das Momenten-Rotationsverhalten von nachgiebigen Knoten zu beschreiben, ist es notwendig, ein mechanisches Modell zu entwickeln. Dieses Modell muss die für eine Bemessung erforderlichen Kenngrößen der *vorhandenen Rotationskapazität* und der *plastischen Momententragfähigkeit* definieren.

Ab den 80er Jahren wurde unter anderem am Institut für Stahlbau und Holzbau an der Universität Innsbruck unter der Leitung von Prof. Dr.-Ing. F. Tschemmerneegg intensiv an nachgiebigen Knoten geforscht [5, 70, 71]. Im Rahmen eines europäischen Forschernetzwerks [16] wurden Regeln entwickelt, die derzeit Bestandteil der Normung im Stahlbau [27] und im Verbundbau [28] sind. Dabei wird ein Anschluss in seine einzelnen Komponenten aufgeteilt.



(a) Federmodell



(b) Überprüfung der Komponente *Stützensteg auf Druck*

Abb. 6.1: Modellierung eines nachgiebigen Anschlusses [51]

Jede Komponente zeichnet sich dabei durch ihr spezifisches Last-Verformungsverhalten aus, das durch eine Feder charakterisiert wird (vgl. Abb. 6.1). Jaspert u. a. [40] gibt den Anwendern eine umfassende Zusammenfassung über die bereits geregelten Einzelkomponenten sowie Bemessungshilfen.

Folgende Komponenten sind dabei unter anderem geregelt:

- Schrauben auf Zug
- Schrauben auf Abscheren
- Kopfplattenanschlüsse
- Stützensteg auf Druck
- Stützensteg auf Zug
- Beton unter einer Druckbelastung

Um das Momenten-Rotationsverhalten abzubilden werden die einzelnen Komponenten durch ein entsprechendes Komponentenmodell zusammengefügt (vgl. Abb. 6.1(a)). Abbildung 6.2 zeigt exemplarisch das Momenten - Rotationsverhalten mit den entsprechenden Kenngrößen. Die Knotensteifigkeit $S_{j,ini}$ beschreibt dabei die Anfangssteifigkeit des Anschlusses. Diese ist

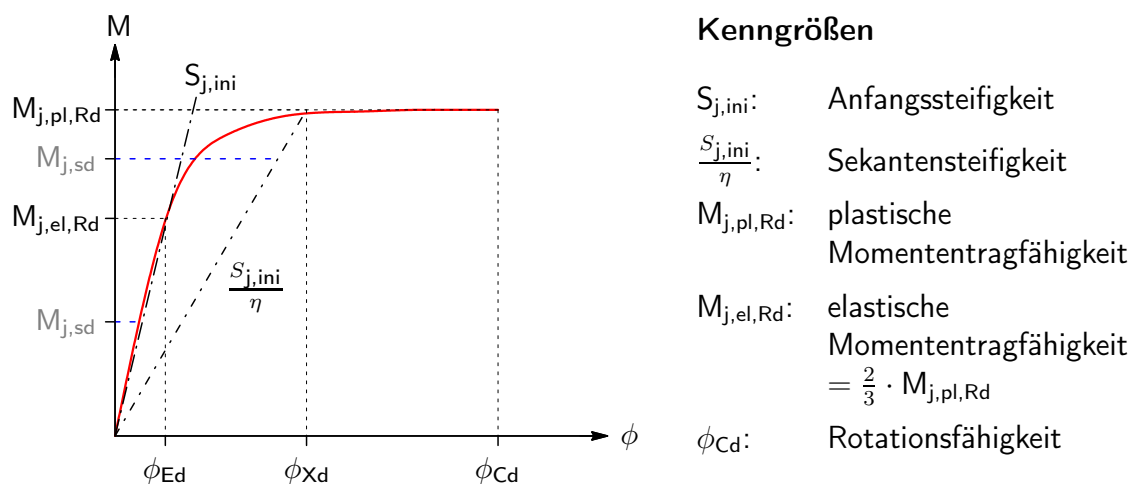


Abb. 6.2: Kenngrößen der Momenten-Rotationsbeziehung nach DIN EN 1993-1-8 [27]

beim rein elastischen Nachweisverfahren anzusetzen, wenn das Knotenmoment unterhalb der elastischen Momententragfähigkeit liegt ($M_{j,Sd} \leq \frac{2}{3} \cdot M_{j,pl,Rd}$). Für eine Einwirkung bis zum Erreichen der plastischen Tragfähigkeit ($\frac{2}{3} \cdot M_{j,pl,Rd} \leq M_{j,Sd} \leq M_{j,pl,Rd}$) darf vereinfacht die reduzierte Steifigkeit ($S_{j,ini}/\eta$) angesetzt werden (vgl. Abb. 6.2). Für das Nachweisverfahren elastisch-plastisch darf eine bilineare Annäherung mit der Sekantensteifigkeit herangezogen werden [27, 50].

Die Rotationskapazität ϕ_{Cd} beschreibt dabei die Verdrehung des Anschlusses beim Versagen.

Im Folgenden wird eine vereinfachte mechanische Modellbildung im Holzbau vorgestellt, die es dem Anwender ermöglichen soll, eine Vorhersage über die Rotationskapazität von Anschlüssen im Holzbau zu treffen. Dadurch können Holztragwerke hinsichtlich Ihrer Robustheit neu bewertet werden.

6.2 Bestimmung der einzelnen Komponenten

6.2.1 Auswertung der Biegeträgerversuche und Identifikation der Komponenten

Abbildung 6.3 zeigt den geprüften Anschluss mit den darin enthaltenen einzelnen Komponenten, der in den Biegeträgerversuchen (vgl. Kap. 4.4.2) untersucht wurde. Dabei bildet die Schlitzblechverbindung in der Zugzone eine Hauptkomponente und die Übertragung der Druckkraft über eine definierte Druckplatte eine weitere Hauptkomponente. Basierend auf

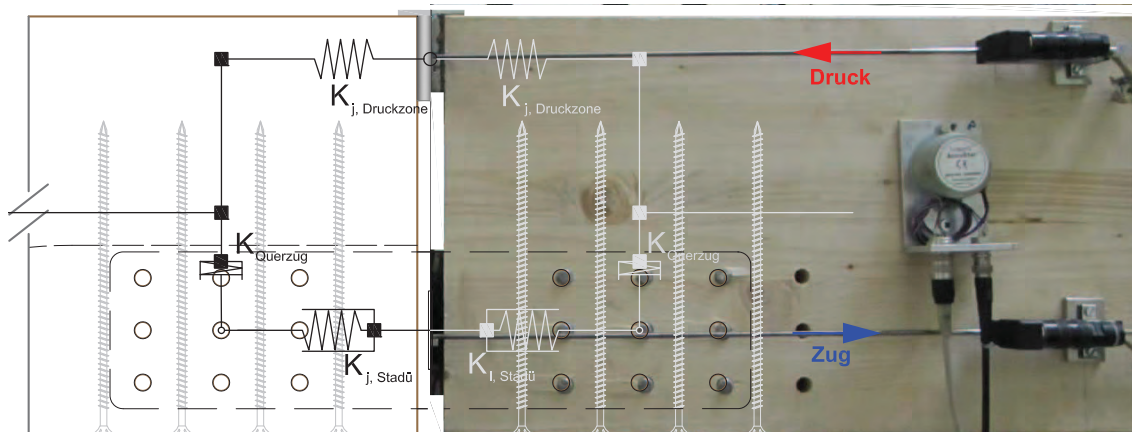


Abb. 6.3: Anschlusskomponenten

den Untersuchungen [48] werden in weiterer Folge anhand der Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm die unterschiedlichen Komponenten ermittelt und das Komponentenmodell überprüft.

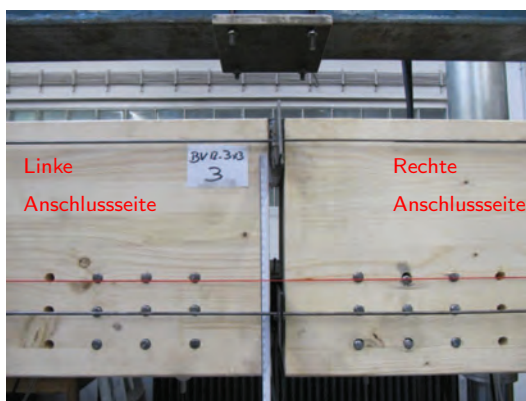
Vorversuche am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart haben gezeigt, dass sich aufgrund der Rotation eine Querkzugspannung am Stabdübelanschluss einstellt. Die geringe Querkzugfestigkeit von Holz führt zu einem vorzeitigen spröden Versagen des Anschlusses. Die Querkzugkomponente wurde durch die Verlängerung der Vollgewindeschrauben aufgenommen. In weiterer Folge wird die Verstärkungsmaßnahme nicht weiter betrachtet.

6.2.2 Komponente auf Druck

Um das Last-Verschiebungsverhalten und damit die Komponente K_{Druck} zu ermitteln, wurden Wegaufnehmer innerhalb der Druckzone installiert. Bei jedem Anschluss wurden jeweils 2 Messinstrumente pro Trägerhälfte an der Vorder- und Rückseite angebaut (vgl. Abb. 6.3). Der Messfühler wurde dabei in der Druckzone mittig platziert. Abbildung 6.4 zeigt das generelle Verhalten der linken und rechten Druckzone des Anschlusses. Es ist zu erkennen, dass

sich in allen Versuchen die Druckplatte an einem der beiden verbundenen Holzträger anlehnt, während der andere Holzträger durch die Verdrehung des Druckkörpers große Verformungen erfährt (vgl. Abb. 6.4(b)). Dieses Verhalten spiegelt sich auch im Last-Verformungsverhalten wider. Eine Anschlussseite verhält sich dabei nahezu linear, während die andere Seite große Verformungen zulässt (vgl. Abb. 6.4(c)).

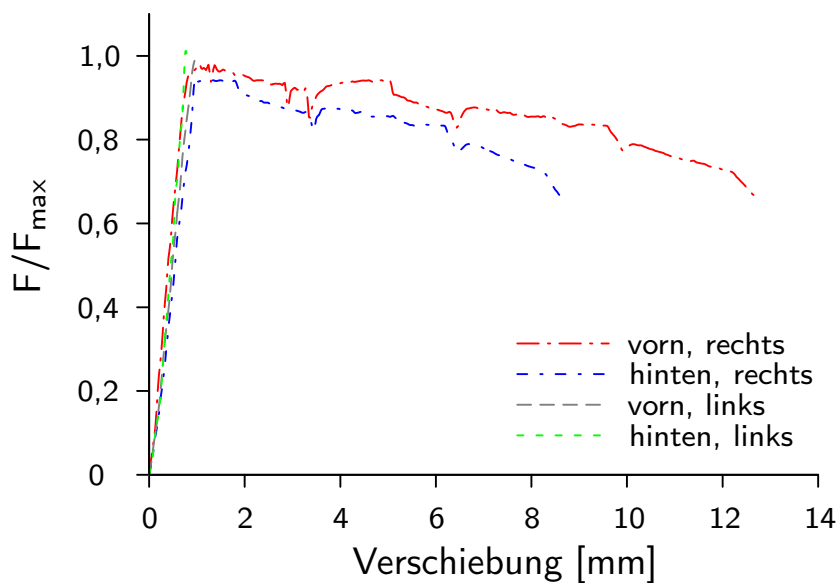
Um nähere Erkenntnisse über die Spannungsverteilung sowie über die Lastausbreitung innerhalb der Druckzone zu erlangen, sind weitere Untersuchungen nötig.



(a) Anschluss bei Versuchsbeginn



(b) Anschluss bei Versuchsende



(c) Last-Verformungsbeziehung

Abb. 6.4: Verformungen der Druckzone

Ermittlung der Federsteifigkeit K_{Druck}

Um die Federsteifigkeit der Druckzone zu bestimmen, wurden jeweils die Mittelwerte der linken und rechten Last-Verschiebungsbeziehung bestimmt. In Anlehnung an DIN EN 26891 [33] wurde die Steifigkeit der Druckzone mit den Abmessungen von 65 mm x 180 mm bestimmt. Dabei fanden folgende Formeln Anwendung:

$$K_{\text{Druck}} = \frac{0.4 \cdot F}{v_{i,\text{mod}}} \quad (6.1)$$

$$v_{i,\text{mod}} = \frac{4}{3} \cdot (v_{04} - v_{01}) \quad (6.2)$$

mit :

v_{01} : Verschiebung bei 10 % der Maximallast

v_{04} : Verschiebung bei 40 % der Maximallast

Tabelle 6.1 gibt eine Übersicht über die ermittelten K_{Druck} Werte. Basierend auf den Vierpunkt Biegeversuchen konnte somit ein Mittelwert von 303082,3 N/mm² ermittelt werden. Der Variationskoeffizient liegt mit 15,7 % etwas über dem Variationskoeffizienten des E-Moduls, der in Joint Committee on Structural Safety (JCSS) [42] mit 13 % angegeben wird.

Tab. 6.1: Ermittelte K_{Druck} Werte für die Versuchsreihe mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm [N/mm²]

	2x4			3x3		
	1	2	3	1	2	3
Rechts	341203,4	374784,6	363580,8	231838,8	333321,8	290652,0
Links	323090,4	337007,3	357124,9	289569,8	267283,8	280845,0

	5x2			
	1	2	3	
Rechts	355691,3	253885,6	305595,6	Stichprobenumfang : 18 Stk.
Links	270997,8	266803,3	212204,9	Mittelwert : 303082,3
				Variationskoeffizient : 15,7 %

6.2.3 Komponente auf Zug

Um innerhalb des Anschlusses für beide Stabdübelgruppen das Last-Verschiebungsverhalten bewerten zu können, wurde das Verhalten der linken und rechten Verbindungsmittelgruppe separat gemessen. Da die linke und rechte Stabdübelverbindung des Anschlusses in lokal unterschiedlichen Holzgüten eingebunden sind, unterscheiden sich die Last-Verschiebungskurven der Stabdübelgruppen in der Anfangssteifigkeit sowie in der maximalen Traglast (vgl. Abb. 6.5). Dabei wurde bei der Ermittlung der Zugkraft das vorhandene Moment durch den inneren Hebelarm geteilt. Der Abstand vom Zentrum der Verbindungsmittelgruppe zur Druckzonenmitte bildet dabei den inneren Hebelarm.

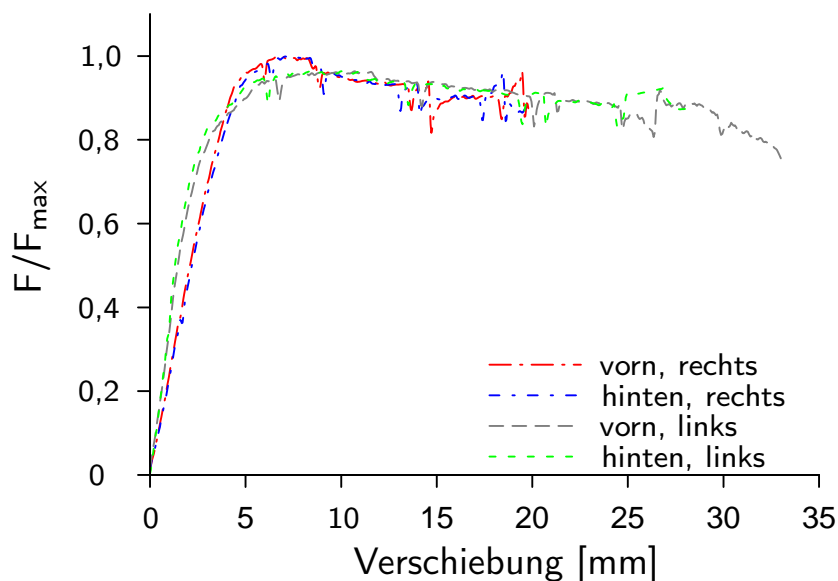


Abb. 6.5: Vergleich der linken und rechten Stabdübelverbindung am Versuch 12_3x3_1 (vgl. Kap. 4.4.2)

Einfluss des inneren Hebelarms

Die eingebauten Stabdübelkomponenten wurden als Einzelkomponente in einem Zugversuch auf das Last-Verschiebungsverhalten untersucht (vgl. Kap. 4.4.1).

Um das Last-Verformungsverhalten der Stabdübelverbindung innerhalb des Biegeversuchs ermitteln zu können, wird das aufgebrachte Moment durch den inneren Hebelarm dividiert. Abbildung 6.7 zeigt den Vergleich des Mittelwertes der Last-Verschiebungskurve des reinen Komponentenversuchs und der gemessenen Last-Verschiebungskurve am Biegeversuch mit unterschiedlichen Annahmen des inneren Hebelarms. Als unterer Grenzwert wird dabei eine rechteckförmige Verteilung angenommen (vgl. Abb. 6.6(a)) und als obere Abschätzung eine dreiecksförmige (vgl. Abb. 6.6(b)) Abschätzung. Dazu wurde der Mittelwert der Last-

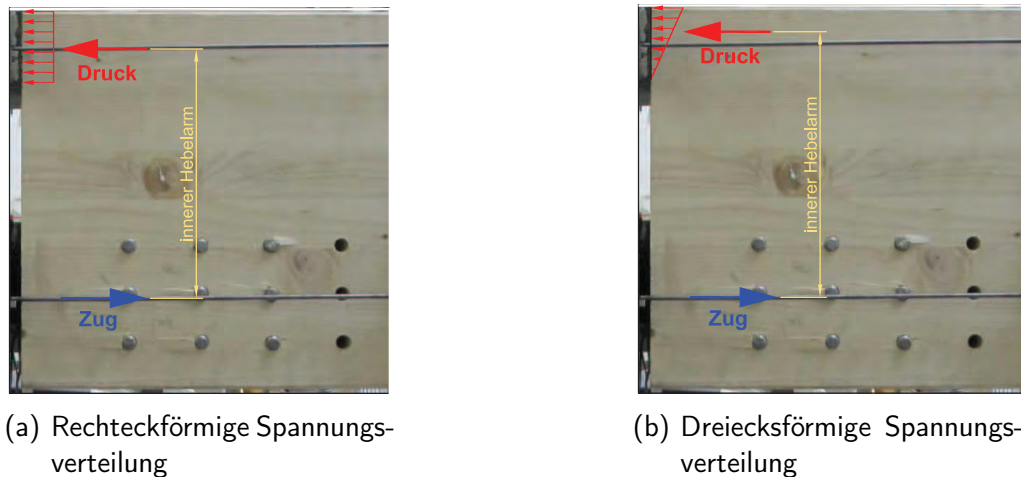


Abb. 6.6: Darstellung des inneren Hebelarms

Verschiebungskurve links und rechts des Anschlusses gebildet. Innerhalb der Anschlusskonfiguration mit 3x3 Stabdübeln ($\varnothing 12$) liefert die Annahme einer dreiecksförmigen Spannungsverteilung in zwei von drei Fällen (Versuch 1 & 2) die bessere Übereinstimmung, während in einem Versuch (Versuch 3) die rechteckförmige Spannungsverteilung die bessere Übereinstimmung zeigt.

Wie bereits in Kapitel 6.2.2 beschreiben, sind weitere Untersuchungen an der Druckzone nötig, um die Spannungsverteilung und damit den inneren Hebelarm definieren zu können.

Neben der Stabdübelverbindung bildet das Schlitzblech in der Zugzone eine weitere Komponente. Da die Verformungen innerhalb des Schlitzbleches sehr gering sind, wird diese Komponente in weiterer Folge nicht gesondert betrachtet.

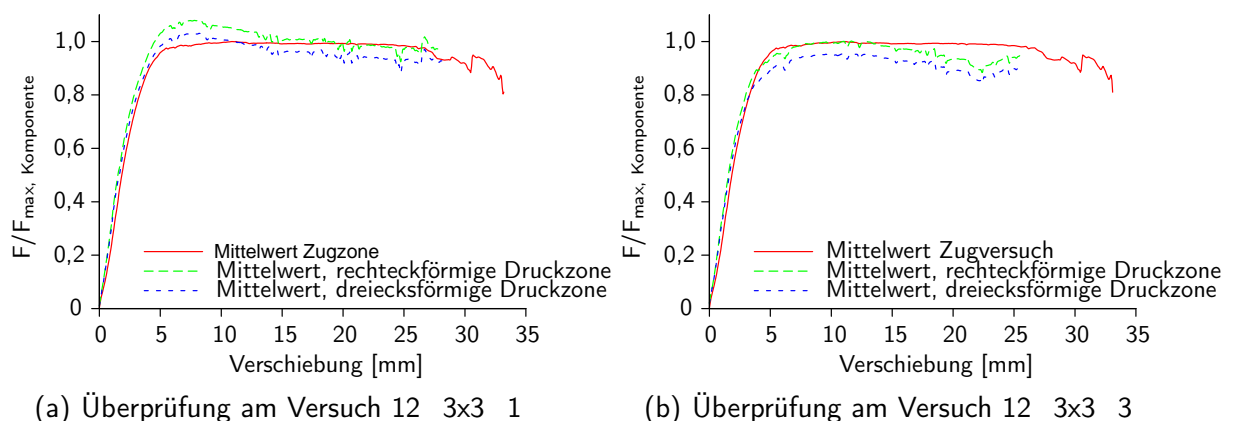


Abb. 6.7: Einfluss des inneren Hebelarms

6.3 Überprüfung des Modells

6.3.1 Überprüfung anhand der Messergebnisse im Biegeversuch

Neben den einzelnen Wegaufnehmern in der Druck- und Zugzone des Anschlusses wurde ein Inklinometer innerhalb des ungestörten Bereiches am Anschluss installiert. Diese zusätzliche Messeinrichtung wurde zur Überprüfung der Momenten-Rotationsbeziehung basierend auf dem Komponentenmodell und den Messergebnissen der Zug- und Druckzone angebracht. Bei der Bestimmung der Rotationsbeziehung unter Benutzung des Komponentenmodells wurde der innere Hebelarm als Abstand der Messinstrumente verwendet (vgl. Abb. 6.3). Dieser ergibt sich aus dem Schwerpunkt der Stabdübelgruppe und der Druckzonenmitte (vgl. Abb. 6.6(a)).

Generell zeigt das Ergebnis basierend auf dem Komponentenmodell eine gute Übereinstimmung mit der Inklinometermessung (vgl. Abb. 6.8). Die linke Anschlussseite zeigt eine sehr gute Übereinstimmung der Anfangssteifigkeit, wobei die rechte Anschlussseite die Anfangssteifigkeit etwas unterschätzt. Innerhalb des plastischen Bereiches zeigt das Komponentenmodell an der rechten Anschlussseite kleinere Verdrehungen gegenüber der Inklinometermessung (vgl. Abb. 6.8(b)), während an der linken Anschlussseite die Verdrehungen vorausereilen (vgl. Abb. 6.8(a)).

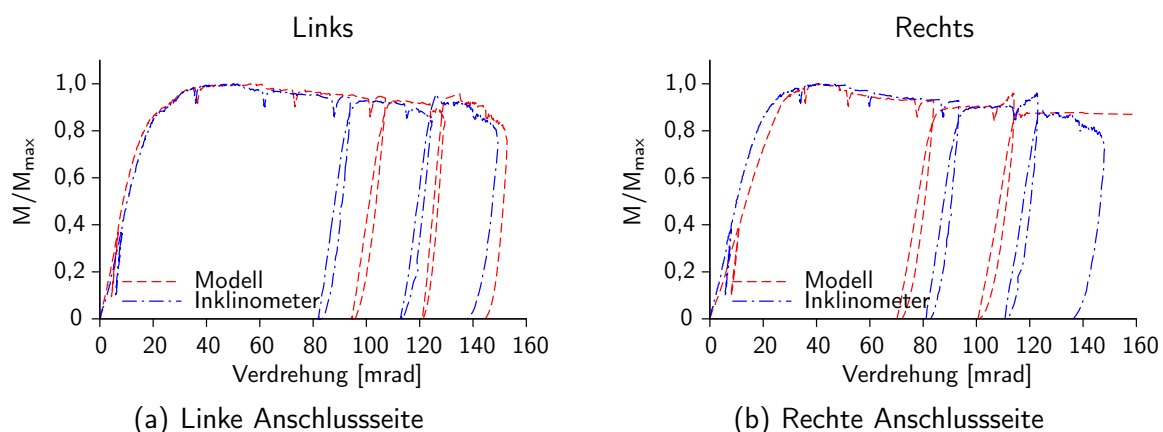


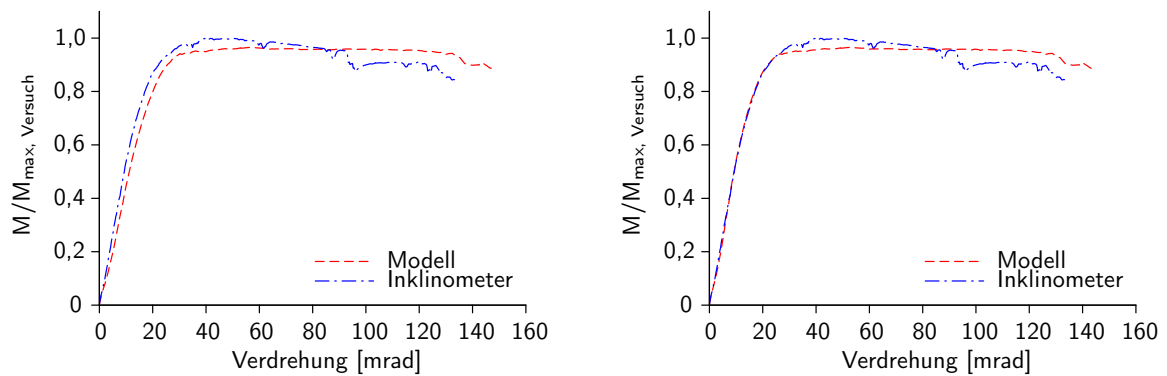
Abb. 6.8: Momenten-Rotationsbeziehung basierend auf dem Komponentenmodell und infolge direkter Messung mit einem Inklinometer am Versuch 12_3x3_1

6.3.2 Überprüfung des Momenten - Rotationsverhalten anhand der Einzelkomponenten

In einem nächsten Schritt wurden die bereits erläuterten Einzelkomponenten (vgl. Kap. 6.2) der Druck- und Zugzone in das Komponentenmodelle eingebaut. Als Referenzkurve der Überprüfung wurde die Mittelwertkurve der mit dem Inklinometer gemessenen Verdrehung des linken und rechten Anschlusses der Versuchsserie 12_3x3 ermittelt.

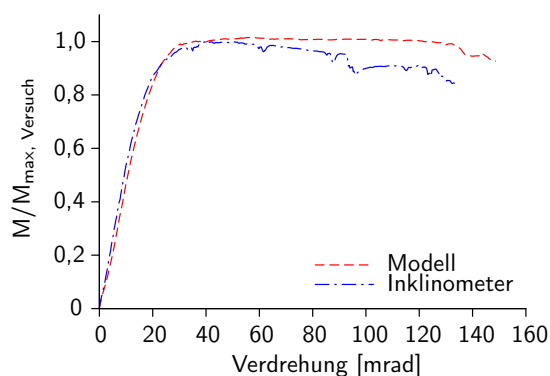
Diskussion der Eingangsgrößen

Abbildung 6.9 zeigt die Auswertung des Komponentenmodells unter Berücksichtigung verschiedener Parameter. So wurde in Abbildung 6.9(a) die Druckzone mit der ermittelten Federsteifigkeit berücksichtigt und die Druckzonenspannung als konstant angenommen. In



(a) Berücksichtigung von K_{Druck} nach Tab. 6.1, rechteckige Spannungsverteilung in der Druckzone

(b) Unendlich steife Druckzone, mittlerer Drehpunkt in der Druckzone



(c) K_{Druck} in Anlehnung an Tab. 6.1, dreiecksförmige Spannungsverteilung in der Druckzone

Abb. 6.9: Vergleich des Komponentenmodells mit der ermittelten Versuchskurve ($\text{Ø}12 \text{ 3x3}$)

weiterer Folge wurde die Druckzonensteifigkeit als unendlich steif angenommen und der Drehpunkt in die Mitte des Druckbereiches gesetzt 6.9(b). In einem weiteren Modell wurde K_{Druck} berücksichtigt und die Spannungsverteilung an der Druckzone als dreiecksförmig angenommen 6.9(c).

Es ist ersichtlich, dass sowohl die Spannungsverteilung in der Druckzone, und damit der innere Hebelarm, sowie die Druckzonensteifigkeit einen Einfluss auf die Modellbildung haben. Während bei der Beachtung der Druckzonensteifigkeit und einer rechteckigen Spannungsverteilung die Anfangssteifigkeit sowie die Tragfähigkeit unterschätzt wird (vgl. Abb. 6.9(a)), kann der vereinfachte Ansatz unter der Annahme einer unendlichen Druckzonensteifigkeit die Anfangssteifigkeit des Versuches gut abbilden (vgl. Abb. 6.9(b)). Unter Berücksichtigung der Druckzonensteifigkeit und der Annahme einer vorhandenen dreiecksförmigen Druckzonensteifigkeit kann sowohl die Anfangssteifigkeit, als auch die Tragfähigkeit gut abgebildet werden. Die Ursache des abfallenden plastischen Astes wird derzeit noch näher untersucht.

6.4 Vereinfachte Modellbildung

6.4.1 Allgemeines

Um das Komponentenmodell der Praxis zugänglich zu machen, muss ein vereinfachtes Verfahren entwickelt werden, das in Einklang mit den bekannten bauaufsichtlich geregelten Bemessungsregeln steht. Dafür soll die Last-Verschiebungskennlinie des Verbindungsmittels über eine trilineare Kurve abgebildet werden. Hierbei wird die Versuchskurve in drei Abschnitte unterteilt, wobei sich die einzelnen Abschnitte in ihren unterschiedlichen Steifigkeitswerten (K_i) unterscheiden (vgl. Abb. 6.10).

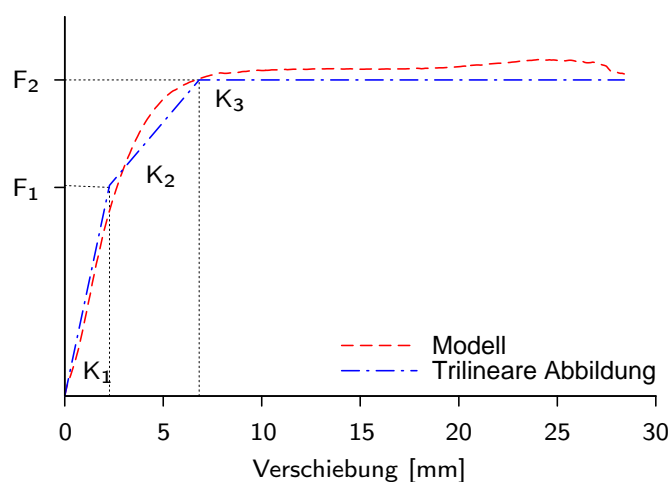
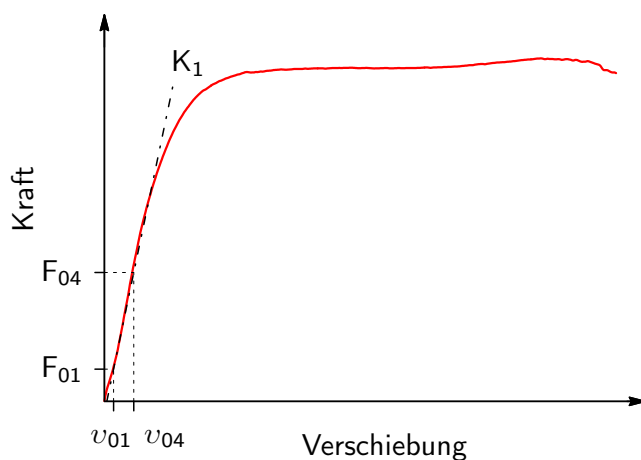


Abb. 6.10: Annäherung der Versuchskurve als trilineare Kurve

Die Ermittlung der angenäherten Versuchskurve wird anhand der Versuche mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm durchgeführt.

6.4.2 Vergleich der Anfangssteifigkeit

Ein wichtiger Eingangsparameter bei der Ermittlung der trilinearen Kurve ist die Anfangssteifigkeit (K_1). Basierend auf der Mittelwertskurve der Versuche mit Stabdübeldurchmesser 12 mm, wurde die Anfangssteifigkeit analog zu DIN EN 26891 [33] (vgl. Gleichung 6.3) bestimmt. Der ermittelte Steifigkeitswert pro Stabdübel und Scherfuge der Zugversuche mit



Anfangssteifigkeit:

$$K_1 = \frac{0.4 \cdot F_{\max}}{v_{i,\text{mod}}} \quad (6.3)$$

$$v_{i,\text{mod}} = \frac{4}{3} \cdot (v_{04} - v_{01})$$

Abb. 6.11: Bestimmung der Anfangssteifigkeit aus den Versuchsergebnissen der Zugversuche (vgl. Kap. 4.4.1)

einem Durchmesser von 12 mm beträgt $3747,8 \text{ N/mm}^2$ (vgl. Abb. 6.11). Tabelle 6.2 zeigt die Steifigkeitswerte bestimmt nach verschiedenen Normungsansätzen [22, 29, 62] unter Berücksichtigung unterschiedlicher Rohdichten.

Tab. 6.2: Ermittelte Anfangssteifigkeiten K_1 [N/mm^2] basierend auf verschiedenen Ansätzen

	ρ_{mean}	ρ_k	ρ_{Versuch}
DIN 1052 [22]	5164,46	4444,54	5651,37
DIN EN 1995-1-1 [29]	4490,84	3864,82	4914,23
SIA 265:2012 [62]	4201,01	3995,96	4329,09

Dabei wurden folgenden Werte der Rohdichte zugrunde gelegt:

$$\rho_{\text{mean}} = 420 \text{ kg/m}^3 [34] \quad \rho_k = 380 \text{ kg/m}^3 [34] \quad \rho_{\text{Versuch}} = 446 \text{ kg/m}^3 \text{ (vgl. Tab. 4.2)}$$

Somit überschätzen alle Methoden die Anfangssteifigkeit des Anschlusses. DIN 1052 [22] zeigt die größte Abweichung (vgl. Tab. 6.2). In den Untersuchungen von Jorissen [43] konnte ebenfalls eine Überschätzung der Anfangssteifigkeit mit den Gleichungen nach DIN 1052 [22] festgestellt werden. Unter Berücksichtigung der charakteristischen Rohdichte zeigt der Steifigkeitswert nach [29] eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis. Für die Bestimmung der Anfangssteifigkeit K_1 wird somit in weiterer Folge die Regelung nach [29] verwendet.

6.4.3 Vereinfachte Ermittlung der Last-Verschiebungskurve

Abbildung 6.12 zeigt eine mögliche vereinfachte trilineare Last-Verschiebungskurve. Das Verfahren folgt im Wesentlichen der Methode nach DIN EN 1993-1-8 [27]. Dadurch erfolgt für den Ingenieur in der Praxis eine Anknüpfung an bereits bekannte Verfahren. In einem

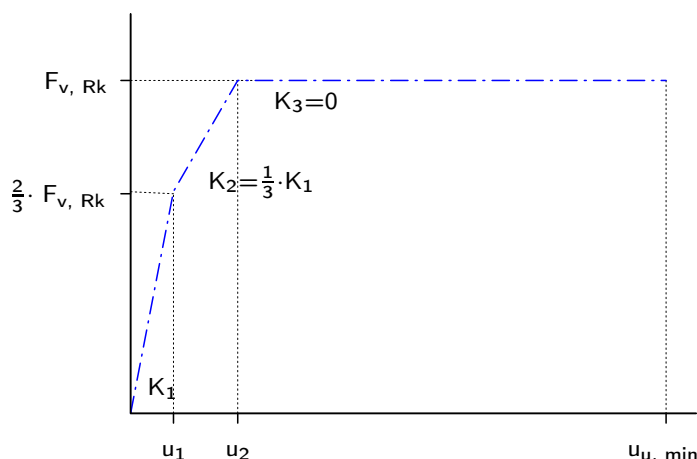


Abb. 6.12: Mögliche Ermittlung der trilinearen Last-Verschiebungskurve

ersten Schritt wird die charakteristische Tragfähigkeit des stiftförmigen Verbindungsmittels bestimmt [29, Kap. 8]. Für Verbindungen mit einem eingeschlitzten Stahlblech sind dies:

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d & (f) [29] \\ f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \left(\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right) & (g) [29] \\ 2,3 \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} & (h) [29] \end{cases} \quad (6.4)$$

Dabei ist es wichtig, dass die Einbindelänge des stiftförmigen Verbindungsmittel so gewählt wird, dass sich ein duktiler Versagensmechanismus (vgl. Gleichung 6.4 (g & h)) einstellen kann.

Der erste Bereich der trilinearen Kurve wird über die Anfangssteifigkeit (K_1) abgebildet. Gemäß den Voruntersuchungen (vgl. Kap. 6.4.2) wird entsprechend den Versuchsergebnissen mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm die Regelung nach DIN EN 1995-1-1 [29] vorgeschlagen. Daraus ergibt sich für das vorgeschlagene Modell (vgl. Abb. 6.12) folgender Kurvenpunkt:

$$F_1 = \frac{2}{3} \cdot F_{v,Rk} \quad (6.5)$$

$$u_1 = \frac{F_1}{K_1} = \frac{\frac{2}{3} \cdot F_{v,Rk}}{\frac{\rho_k^{1,5}}{23} \cdot d} \quad (6.6)$$

Der zweite Bereich wird durch eine Steifigkeit K_2 von $\frac{1}{3}$ der Anfangssteifigkeit K_1 gekennzeichnet. Dadurch ergibt sich die Verschiebung u_2 zu

$$u_2 = u_1 + \frac{\Delta F}{\frac{1}{3} \cdot F_1} = u_1 + \frac{\frac{1}{3} \cdot F_{v,Rk}}{\frac{1}{3} \cdot K_1} = u_1 + \frac{F_{v,Rk}}{K_1} \quad (6.7)$$

$$= \frac{\frac{2}{3} \cdot F_{v,Rk}}{K_1} + \frac{F_{v,Rk}}{K_1} = \frac{5}{3} \cdot \frac{F_{v,Rk}}{K_1} \quad (6.8)$$

Die maximale Verschiebung u_u ergibt sich aus dem 2 % Fraktilewert aller Versuche mit einem Durchmesser von 12 mm. Dabei sind folgende Werte ermittelt worden:

Tab. 6.3: Statistische Größen zur Bestimmung der maximalen Verschiebung (vgl. Kap. 4.4.1)

Mittelwert	: 32,03 mm
Standardabweichung	: 3,70 mm
Variationskoeffizient	: 11,56 %
2 % Fraktile	: 28,30 mm

6.4.4 Überprüfung der vereinfachten Modellbildung

Last-Verschiebungsbeziehung

Mit den oben angegebenen Werten ist es möglich, das Last-Verschiebungsverhalten als trilineare Kurve abzubilden. Abbildung 6.13 zeigt die aus den Versuchsdaten bestimmte Mittelwertkurve für einen Stabdübeldurchmesser von 12 mm. Um das Modell zu überprüfen, wurde die Stabdübeltragfähigkeit ($F_{v,Rk}$) mit der mittleren Rohdichte der in den Versuchskörpern verwendeten Lamellen ermittelt, sowie unter Verwendung der charakteristischen Rohdichte nach [34]. Das trilineare Modell, basierend auf der charakteristischen Rohdichte zeigt eine

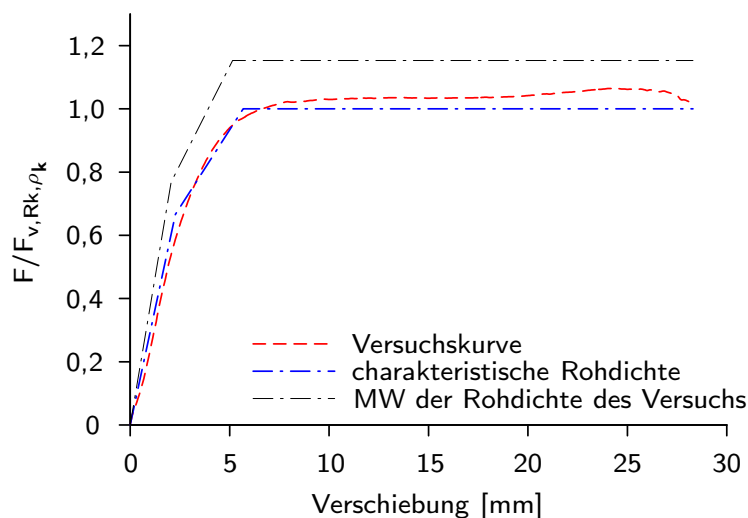


Abb. 6.13: Vergleich des Zugversuches mit einer möglichen trilinearen Angleichung

sehr gute Übereinstimmung mit der im Versuch ermittelten Last-Verschiebungsbeziehung. Die maßgebende Bemessungsgleichung [29, (g)] (vgl. Gl. (6.4)) spiegelt den Versagensfall (vgl. Abb. 1.4(b)) in allen Versuchen wider. Da die ermittelte Zugfestigkeit der Stabdübel auf einen Stabstahl der Güte S355 JR schließen lässt (vgl. Kap. 4.2.2), wurde bei der Berechnung von $F_{v,Rk}$ eine Stabdübelgüte von S355 JR zugrunde gelegt. Unter Berücksichtigung der mittleren Rohdichte der verwendeten Lamellen wird die im Versuch erreichte Tragfähigkeit der Verbindung um ca. 8 % überschätzt.

Momenten-Rotationsbeziehung

Anhand des vorgestellten Komponentenmodells wird in einem weiteren Schritt die Momenten-Rotationsbeziehung des vereinfachten Modells überprüft. Als Referenzkurve werden die Mittelwertkurven der Inklinometermessung der Versuchsreihe mit einem Stabdübeldurchmesser von 12 mm herangezogen. Das vorgeschlagene Modell zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit den ermittelten Versuchskurven. Die vereinfachte Annahme der als starr angenommenen

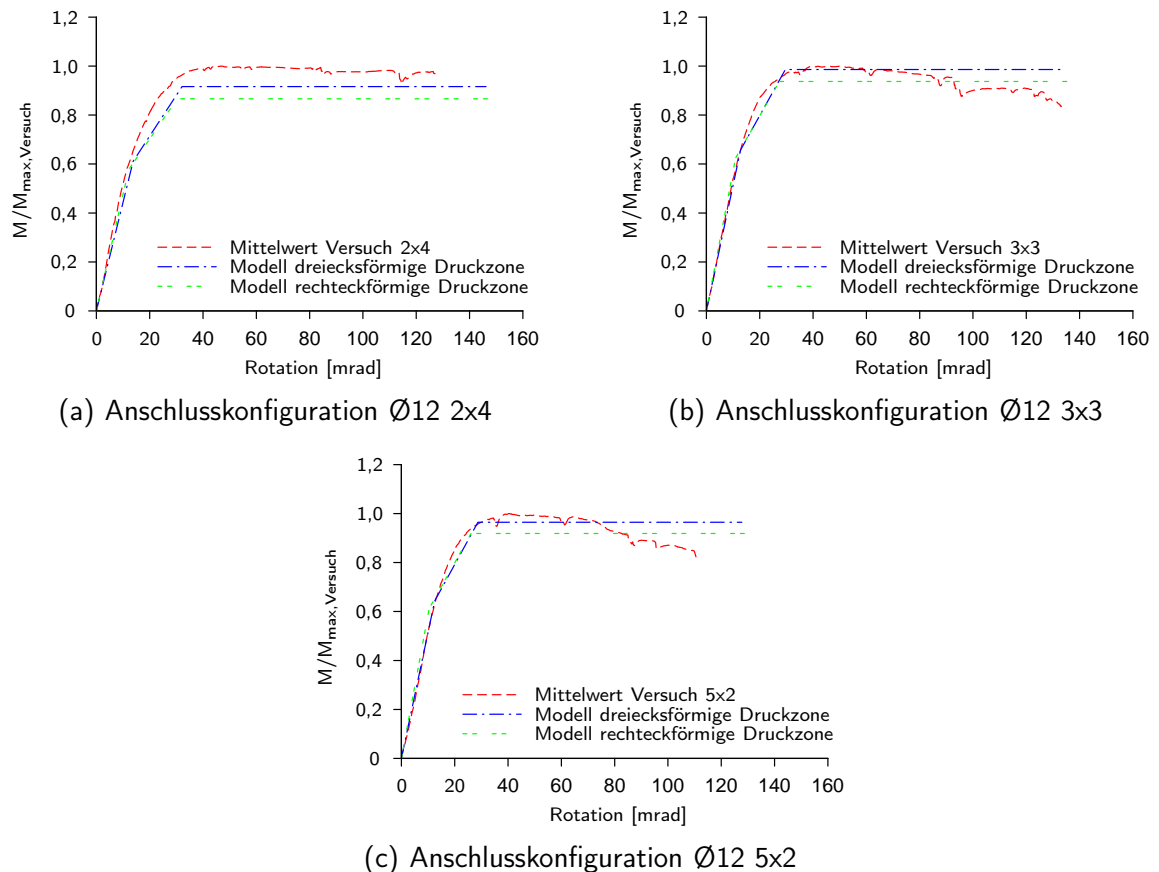


Abb. 6.14: Vergleich der M - ϕ Kurven nach trilinearer Modellbildung mit den ermittelten Versuchswerten

Druckzone, mit einem inneren Hebelarm vom Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe bis zum Druckzonenmittelpunkt, unterschätzt die Tragfähigkeit etwas mehr als die genauere Betrachtung unter Berücksichtigung der Druckzonensteifigkeit (vgl. Abb. 6.14) und einem inneren Hebelarm vom Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe und einer dreiecksförmigen Spannungsverteilung an der Druckzone.

Wie bereits in Kapitel 6.3.2 beschrieben, zeigen die im Versuch ermittelten Momenten-Rotationsbeziehungen einen Rückgang der Momententragfähigkeit mit steigender Rotation. Für kompakte Stabdübelverbindungen (vgl. Abb. 6.14(a)) ist dieser Effekt als eher gering einzustufen, während bei länglich ausgeführten Anschlüssen (vgl. Abb. 6.14(c)) der Effekt ausgeprägter ist. Dies lässt darauf schließen, dass es sich dabei um einen geometrischen Einfluss handelt, der weiter untersucht werden muss.

6.5 Zusammenfassung

Um das duktile Verhalten von Anschlüssen der Praxis zugänglich zu machen, wurde in diesem Kapitel ein Modell entworfen, das sich zum einen an bestehenden Verfahren orientiert und zum anderen bauaufsichtlich zugelassene Eingangsgrößen verwendet.

Dabei wurden in Anlehnung an DIN EN 1993-1-8 [27] ein Komponentenmodell entwickelt, das die einzelnen Tragelemente als Federn abbildet. Basierend auf den Biegeversuchen [48] wurde das Anschlussverhalten der Druckzone erläutert und die Druckzonensteifigkeit bestimmt. Das Last-Verschiebungsverhalten innerhalb der Zugzone der einzelnen Biegeversuche wurde mit den reinen Komponentenversuchen verglichen. Dabei wurde der Einfluss des inneren Hebelarms diskutiert.

Anhand der im Biegeversuch gemessenen Last-Verschiebungskurven wurde das Momenten-Rotationsverhalten unter Berücksichtigung des entworfenen Komponentenmodells überprüft. Dabei konnte eine gute Übereinstimmung zwischen der direkten Messung des Momenten-Rotationsverhalten mit dem im Komponentenmodell ermittelten Verhalten festgestellt werden. In einem weiteren Schritt wurde die in den Zugversuchen ermittelte Komponente in das Modell eingebaut, und der Einfluss der Druckspannungsverteilung und damit des inneren Hebelarms diskutiert.

Der Entwurf eines vereinfachten Modells erfolgte in einem weiteren Schritt. Dabei wird die Last-Verschiebungskurve der Zugzone als eine trilineare Kurve angenähert. Unter Berücksichtigung der beschiedenen Randbedingungen wurde ein Modell entwickelt, das eine vereinfachte Ermittlung des Momenten-Rotationsverhaltens zulässt.

Sowohl die Annahme einer starren Druckzone mit einem inneren Hebelarm vom Schwerpunkt der Verbindungsmittelgruppe zur Druckzonenmitte, als auch eine dreiecksförmige Spannungsverteilung an der Druckzone liefern gute Übereinstimmungen mit der im Versuch ermittelten Momenten-Rotationsbeziehung. Da der innere Hebelarm von großer Bedeutung ist, müssen in weiterer Folge weitere Untersuchungen zur Spannungsverteilung innerhalb der Druckzone durchgeführt werden.

7 Überprüfung der erforderlichen Rotation unter einer seismischen Belastung

7.1 Einführung

Das plastische Verformungsvermögen von stiftförmigen Verbindungsmitteln im Holzbau, ermöglicht eine Neubewertung von Tragwerken in Bezug auf die Robustheit. In diesem Kapitel wird das plastische Verformungsvermögen und damit die ausreichende Rotationsfähigkeit von Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln untersucht. Dabei soll anhand einer Untersuchung zur seismischen Beanspruchung der Verhaltensbeiwert q für einen Zweigelenkrahmen mit eingespannten Stützen bestimmt werden.

Unter einer wechselnden Beanspruchung müssen Verbindungen in Tragwerken große Verformungen zulassen ohne einen nennenswerten Verlust der Traglast zu erfahren. Um diese Eigenschaft der mechanischen Verbindung überprüfen zu können, sind quasi-statisch zyklische Versuche nach DIN EN 12512 [24] notwendig (vgl. Kap. 4.3.4).

Die durch ein Erdbeben dem Bauwerk zugeführte Energie muss durch Formänderungsarbeit (Verformungen der mechanischen Verbindungsmittel, Lochleibungsverformungen im Holz, etc.) in den Schwingungszyklen dissipiert werden.

Jorissen u. Fragiaco [45] schlagen eine energiebasierte Duktilitätszahl D_E (vgl. Gl. 7.1) vor, die die Beurteilung der dissipativen Eigenschaft ermöglichen soll.

$$D_E = \frac{E_d}{0,5 \cdot F_y \cdot v_y} \quad (7.1)$$

mit : E_d : Dissipative Energie pro Halbzyklus
 F_y : Kraft beim Erreichen des Fließpunktes
 v_y : Fließverschiebung

Diese Kenngröße wird anhand der ermittelten Last-Verschiebungs-Hysteresen des betrachteten Anschlusses bestimmt. Hierbei wird die dissipative Energie pro Halbzyklus E_d , zu der im System befindlichen potentiellen Energie E_p ins Verhältnis gesetzt (vgl. Abb. 7.1).

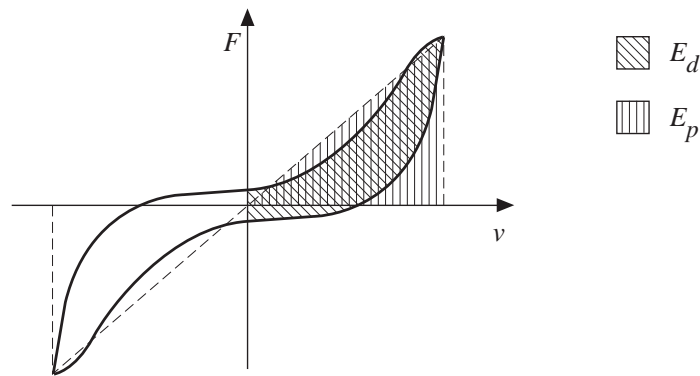


Abb. 7.1: Definition der energiebasierten Duktilitätszahl [13]

7.2 Erdbebenbemessung nach DIN EN 1998-1

7.2.1 Allgemeines

Der Ansatz einer Erdbebeneinwirkung erfolgt derzeit nach DIN EN 1998-1 [31] über eine horizontal am Tragwerk angreifende statische Ersatzkraft. Die entscheidenden Kenngrößen zur Bestimmung der Ersatzkraft bildet die Masse sowie das Antwortspektrum, das die maximalen Beanspruchungen eines Einmassenschwingers mit gleicher Dämpfung für zahlreiche Erdbeben zusammenfasst [18]. Die in der Normung [31] verankerten Antwortspektren bilden eine Umhüllende von einer Vielzahl von Antwortspektren, die für verschiedene Erdbebenzeitverläufe ermittelt wurden. Abb. 7.2(a) zeigt das Antwortspektrum für eine Bauwerksbeschleunigung von $3,5 \text{ m/s}^2$ für eine Auswahl von namhaften internationalen Erdbeben [55].

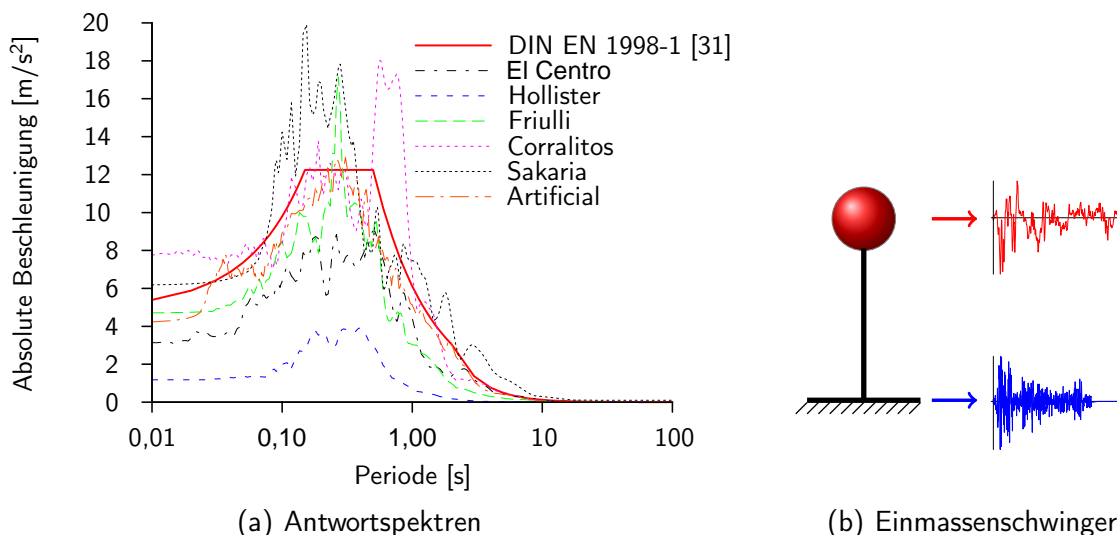


Abb. 7.2: Antwortspektren von verschiedenen Erdbeben, ermittelt am Einmassenschwinger

Die anzusetzende statische Ersatzkraft ist von der Ordinate des elastischen Antwortspektrums ($S_e(T)$) abhängig. Das Antwortspektrum und die daraus resultierende seismische Beanspruchung darf in Abhängigkeit der Energiedissipationsfähigkeit reduziert werden. Diese Abminderung wird durch den Verhaltensbeiwert q bei der Berechnung des Bemessungsspektrums realisiert DIN EN 1998-1 [31] (vgl. Gl. (7.2)).

$$S_d(T) = \frac{S_e(T)}{q} \quad (7.2)$$

Für eine Erdbebenbemessung ist es von großer Bedeutung, das dissipative Verhalten eines Bauwerks zu berücksichtigen. Dabei werden die nichtlinearen Tragreserven gezielt genutzt. Das dissipative Verhalten hängt von den eingesetzten Anschlüssen und Materialien ab. Im Vergleich zu einer linear-elastischen Bemessung gibt der Verhaltensbeiwert an, dass ein Tragwerk unter Berücksichtigung des dissipativen Verhaltens einem q -fach stärkeren Erdbeben stand halten kann.

Tab. 7.1: Verhaltensbeiwerte q entsprechend ihren Duktilitätsklassen nach DIN EN 1998-1/NA [32]

Duktilitätsklasse	q-Faktor	Beispieltragwerke
Duktilitätsklasse DCL Niedriges Energiedissipationsvermögen	1,5	Zwei- und Dreigelenkbögen ohne besondere Dissipationsmechanismen, Kragarme, Fachwerkkonstruktionen mit steifen Anschlüssen.
Duktilitätsklasse DCM Mittleres Energiedissipationsvermögen	2,5	Statisch überbestimmte Tragwerke mit Verbindungen aus nachgiebigen stiftförmigen Verbindungsmitteln, Bauteile in Holztafelbauart mit starren (z.B. verleimten) Schubfeldern.
Duktilitätsklasse DCH Hohes Energiedissipationsvermögen	4	Statisch überbestimmte Tragwerke mit Verbindungen aus metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln, bei denen die Energiedissipation ausschließlich über die Verbindungsmittel erfolgt, Wandscheiben mit metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln, bei denen ein Auszugsversagen ausgeschlossen werden kann.
	5	Wandscheiben mit stiftförmigen metallischen Verbindungsmitteln, bei denen die besondere Duktilität der Verankerung und der Verbindung „Plattenwerkstoff-Verbindungsmittel-Holzunterkonstruktion“ nachgewiesen wurde.

Holztragwerke werden in DIN EN 1998-1 [31] nach der Eigenschaft, Energie zu dissipieren, in Duktilitätsklassen eingeteilt. Dabei werden die Bauart sowie die eingesetzten Verbindungsmittel berücksichtigt. Den unterschiedlichen Duktilitätsklassen werden unterschiedliche Verhaltensbeiwerte zugeordnet (vgl. Tab. 7.1).

7.2.2 Beschreibung des untersuchten Tragwerks

Ziel war es, ein einfaches, häufig zur Anwendung kommendes Tragwerk für eine Betrachtung unter seismischer Belastung auszuwählen. Der betrachtete Rahmen hat eine Spannweite von 16 m und eine Stützhöhe von 5,5 m (vgl. Abb. 7.3), die in einem Raster von 4 m ange-

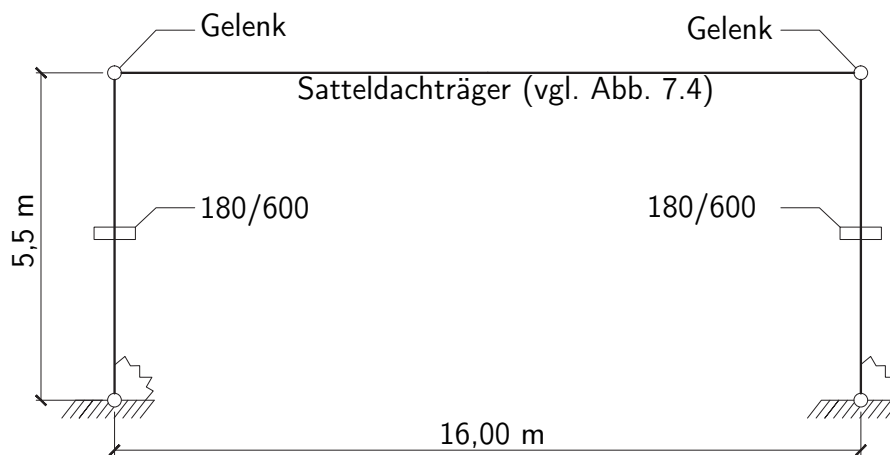


Abb. 7.3: Statisches System des betrachteten Rahmens

ordnet sind. Als Materialien kommen Brettschichtholz der Güte GL24c, Stabdübel der Güte S355 JR (vgl. Kap. 4.2.2) mit einem Durchmesser von 12mm und 8mm dicke Schlitzbleche der Güte S355 JR zum Einsatz. selbstbohrenden Vollgewindeschrauben gegen Querkzug gesichert.

Der Stützenquerschnitt ist 180 mm breit und 600 mm hoch. Die Stabdübelverbindung wird

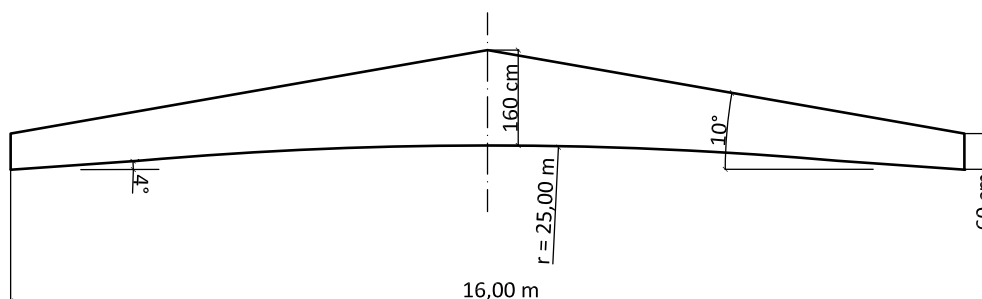


Abb. 7.4: Satteldachträger [68]

zusätzlich mit acht 600 mm langen. Der gelenkig mit den Stützen verbundene Satteldachträger ist in Abb. 7.4 dargestellt. Um das Tragverhalten unter Erdbebeneinwirkung beurteilen zu können, muss das hysteretische Last-Verformungsverhalten des duktilen Anschlusses bekannt und abzubilden sein. Im Rahmen des Forschungsprojektes wurde der in Kap. 4.4.3 beschriebene Stabdübelanschluss (Konfiguration 3x3, $\varnothing 12$ mm) näher untersucht. Die unter quasi-statisch zyklischer Beanspruchung getestete Verbindung wird dabei im Zugbereich der nachgiebigen Stützeinspannung eingesetzt. Die entworfene Anschlusskonfiguration ist in Abb. 7.5 dargestellt. Während unter der Zugbelastung die Stabdübelverbindung wirksam

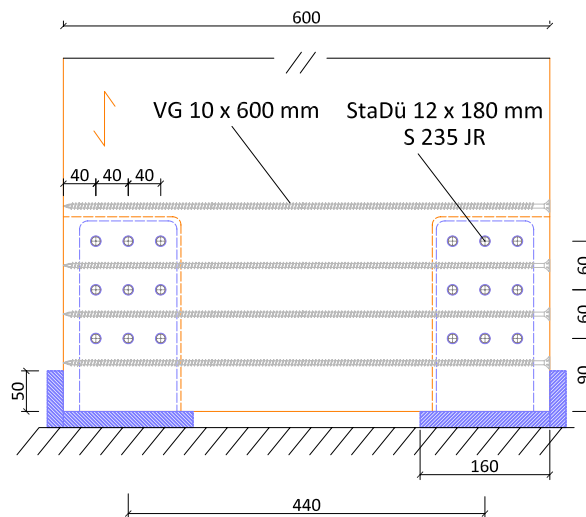


Abb. 7.5: Detail der nachgiebigen Stützeinspannung [68]

wird, soll die Druckkomponente infolge einer Momentenbeanspruchung über Kontakt zum Stahlblechaufleger aufgenommen werden. Idealiert stellt der auf Zug beanspruchte Teil der Verbindung eine Energie dissipierende Feder dar, deren charakterisierenden Hystereseschleifen aus den zyklischen Versuchen gewonnen werden können.

7.3 Lösungsansatz zur Ermittlung des Verhaltensbeiwerts q

In Anlehnung an das Vorgehen von Schädle [60] & Ceccotti [14] zeigt Abbildung 7.6 den schematischen Berechnungsablauf zur Bestimmung des q -Faktors.

Grundlagen für den überarbeiteten Lösungsansatz bilden die seismischen Belastungen folgender Erdbeben:

- El Centro
- Hollister
- Friulli
- Corralitos
- Sakaria
- Artificial

Die ermittelten Antwortspektren der einzelnen Erdbeben sind in Abb. 7.2(a) dargestellt.

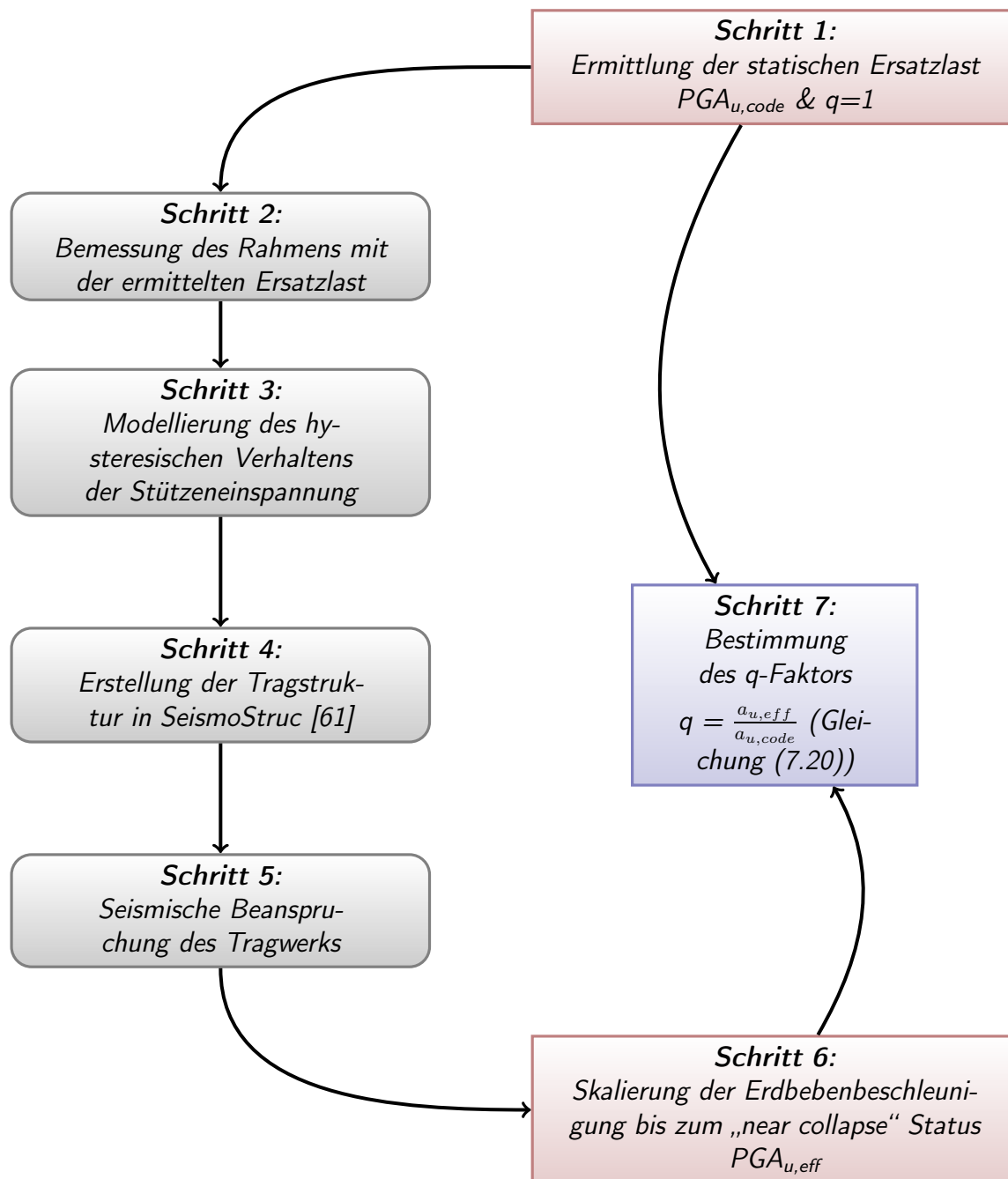


Abb. 7.6: Überarbeiteter Berechnungsablauf zur Bestimmung des q-Faktors

7.3.1 Ermittlung der statischen Ersatzlast

Für die Tragwerksbemessung im Erdbebenfall wird das Gebäude als ein- oder Mehrmassenschwinger modelliert. Im vorliegenden Fall der Rahmenstruktur wird ein Einmassenschwinger

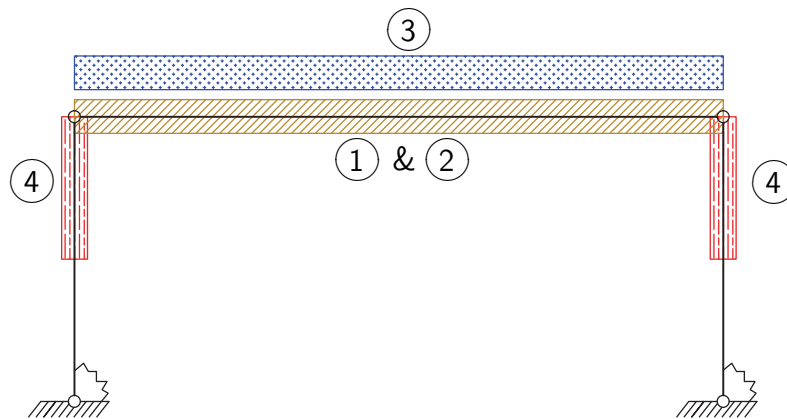


Abb. 7.7: Darstellung der Massenverteilung am System

Tab. 7.2: Annahme der Massenermittlung des zu untersuchenden Rahmens

Eigengewicht

- ① Dachbinder:
 $180 \text{ mm} \cdot 1026 \text{ mm} \cdot 400 \text{ kg/m}^3 = 0,74 \text{ kN/m}$
- ② Dachaufbau
 $= 0,75 \text{ kN/m}^2$
- ③ Fassade:
 $\frac{5,5 \text{ m}}{2} \cdot 0,5 \text{ kN/m}^2 = 1,375 \text{ kN/m}$

Schneelast

- ④ $0,8 \cdot (0,19 + 0,91 \cdot (\frac{776+140}{760})^2) = 1,21 \text{ kN/m}^2$

gewählt. Für die Bestimmung der Gesamtmasse wird in Anlehnung an DIN EN 1998-1 [31] folgende Grundgleichung herangezogen:

$$\sum G_{k,j} \oplus \sum \psi_{E,i} \cdot Q_{k,i} \quad (7.3)$$

mit

$$\psi_{E,i} = 0,5 \quad [32]$$

daraus folgt:

$$\begin{aligned} M_{\text{gesamt}} &= 0,74 \text{ kN/m} \cdot 8 \text{ m} + 0,75 \text{ kN/m}^2 \cdot 4 \text{ m} \cdot 8 \text{ m} \\ &\quad + 1,375 \text{ kN/m} \cdot 4 \text{ m} + 0,5 \cdot 1,21 \text{ kN/m}^2 \cdot 4 \text{ m} \cdot 8 \text{ m} \\ &= 54,78 \text{ kN} \approx 5,58 \text{ to} \end{aligned} \quad (7.4)$$

Bei der Bestimmung der anzusetzenden horizontalen Kraft wird vom horizontalen Plateau innerhalb des Bemessungsspektrums ausgegangen (vgl. Gleichung (7.6)).

Die Ersatzkraft ermittelt sich zu

$$F_b = S_d(T_1) \cdot M \cdot \gamma \quad (7.5)$$

Als Korrekturbeiwert γ wird in Anlehnung an [31] 1,0 gewählt.

In Anlehnung an Gleichung (7.2) wird der zu ermittelnde Verhaltensbeiwert q bei dieser Betrachtung zu 1,0 gesetzt.

Gleichung (7.6) zeigt die Ermittlung der maximalen Beschleunigung ($PGA_{u,code}$) innerhalb des horizontalen Plateaus im betrachteten Antwortspektrum für ein Tragwerk innerhalb der Erdbebenzone 3 (vgl. Abb. 7.2(a)).

$$T_B \leq T \leq T_C : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \gamma_I \cdot \eta \cdot 2,5 \quad (7.6)$$

Dabei werden folgende Eingangsgrößen gewählt:

Tab. 7.3: Eingangswerte zur Berechnung des q-Faktors

$PGA_{u,code} = a_g$: 0,8 m/s ²
Untergrundverhältnisse	: C-R
Bodenparameter S	: 1,5 [32]
Dämpfungsbeiwert η	: 1,0 (5 % viskose Dämpfung)
Bedeutungsbeiwert γ_I	: 1,0 (Bedeutungskategorie II)

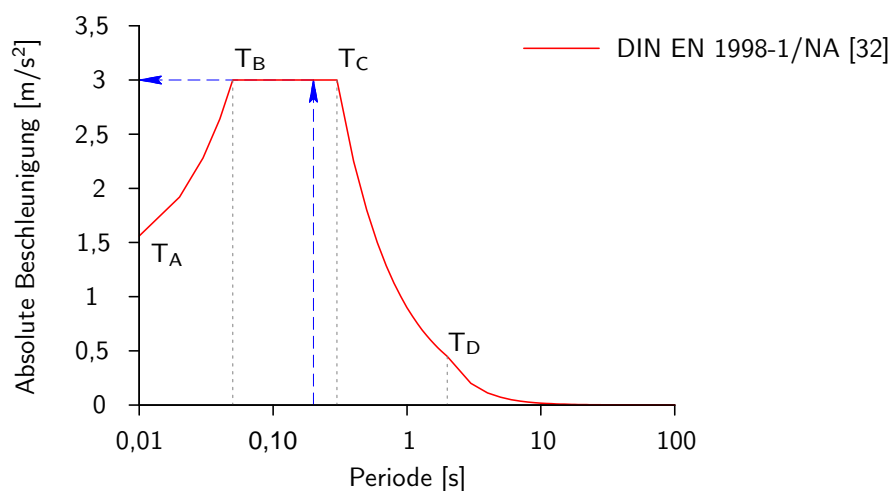


Abb. 7.8: Antwortspektrum der Untersuchungen

Damit ergibt sich eine effektive Knicklänge von

$$l_{ef} = \beta \cdot l = 17,05 \text{ m} \quad (7.11)$$

Die bezogene Schlankheit kann durch

$$\lambda_{rel,c} = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_{c,0,k}}{E_{0,05}}} = 1,41 \quad (7.12)$$

mit

$$\lambda = \frac{l_{ef}}{i} = 98,5 \quad (7.13)$$

ermittelt werden. Der Knickbeiwert k_c ermittelt sich zu

$$k_c = \frac{1}{k + \sqrt{k^2 + \lambda_{rel,c}^2}} = 0,274 \quad (7.14)$$

mit

$$k = 0,5 \cdot (1 + \beta_c \cdot (\lambda_{rel,c} - 0,3) + \lambda_{rel,c}^2) = 1,55 \quad (7.15)$$

Unter Verwendung der Gleichung (7.9) ergibt sich ein Zusatzmoment infolge Theorie II. Ordnung von:

$$M^{II} = \frac{N}{A} \cdot \left(\frac{1}{k_c} - 1 \right) \cdot W = 14,9 \text{ kNm} \quad (7.16)$$

Die Normalkraft wurde dabei mit der in Kapitel 7.2 ermittelten Masse angesetzt. Dadurch ergibt sich ein Gesamtschlussmoment in Höhe von:

$$M_{e,d,gesamt} = M_{e,d} + M^{II} = 92,1 \text{ kNm} + 14,9 \text{ kNm} = \underline{\underline{107 \text{ kNm}}} \quad (7.17)$$

Unter Beachtung der Nettoquerschnittsfläche und des Nettowiderstandsmomentes ergibt sich für die Erdbebenbetrachtung eine Ausnutzung der Stütze an der Einspannung in Höhe von 61%.

7.3.3 Modellierung der Stützeinspannung

In Anlehnung an das in Kapitel 6.3 vorgestellte Komponentenmodell [11] wird der Anschluss als Federmodell modelliert. Die ermittelte Last-Verschiebungskurve des 4. zyklischen Versuches (vgl. Abb. 4.23) wird dabei für die Komponente in der Zugzone verwendet. Aufgrund der geringen Anzahl der quasi-statisch zyklischen Versuche wird die Bildung eines Mittelwertes nicht als sinnvoll erachtet.

Der innere Hebelarm wird bei der Modellbildung als Abstand des Schwerpunktes der Verbindungsmittelgruppe zum Mittelpunkt der Druckzone angenommen (vgl. Abb. 7.10). Die

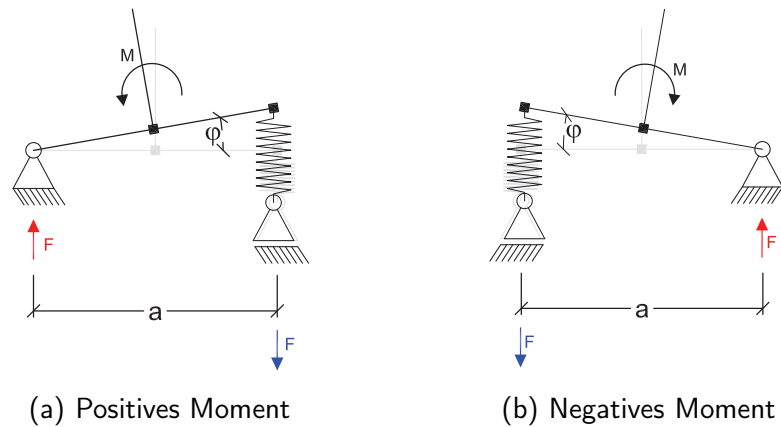


Abb. 7.10: Federmodell der nachgiebigen Stützeinspannung

Druckzonensteifigkeit bleibt bei der Annahme des Hebelarms unberücksichtigt. Unter Berücksichtigung der Stützenbreite von 600 mm und der Stabdübelabstände entsprechend DIN EN 1995-1-1 [29], ergibt sich ein Hebelarm in Höhe von 440 mm. Das vom Anschluss aufnehmbare Moment kann mit der Gl. 7.18 und die zugehörige Rotation anhand der im Versuch aufgezeichneten Verschiebung über die Gl. 7.19 berechnet werden.

$$M = F \cdot a \quad (7.18)$$

$$\phi = \frac{v}{a} \quad (7.19)$$

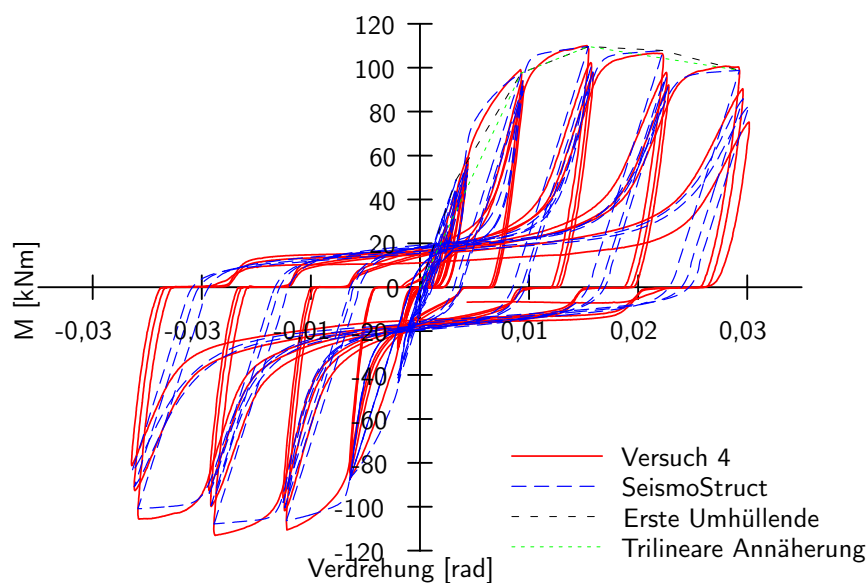


Abb. 7.11: Angenäherte Momenten-Rotationsbeziehung

Abbildung 7.11 zeigt die ermittelte Momentendrehfeder. Innerhalb jeder Hystereseschleife wird dem Tragwerk zugeführte Energie durch Verformungsenergie abgebaut. Da die Stabdübelverbindung nicht auf Druck belastet wird, ist nur das ermittelte Anschlussverhalten im ersten Quadranten von Interesse. Das nicht lineare Verhalten der Momenten-Rotationskurve wurde durch eine modifizierte Richard-Abbott Kurve in SeismoStruct eingegeben. (vgl. Abb. 7.11).

Aus der ermittelten Kurve kann unter anderem das maximal vom Anschluss aufnehmbare Moment, das Rotationsvermögen und das plastische Tragverhalten abgelesen werden. Diese Größen kennzeichnen die Duktilität der Verbindung und unter Betrachtung der Hysterese ebenso die Fähigkeit zur Energiedissipation.

Sicherstellung der Aktivierung der Duktilität

Wie in Kapitel 5.2 beschrieben, ist es von größter Bedeutung, dass die Aktivierung der Duktilität vor einem spröden Versagen der Stütze sichergestellt wird. Abbildung 7.12 zeigt den Zu-

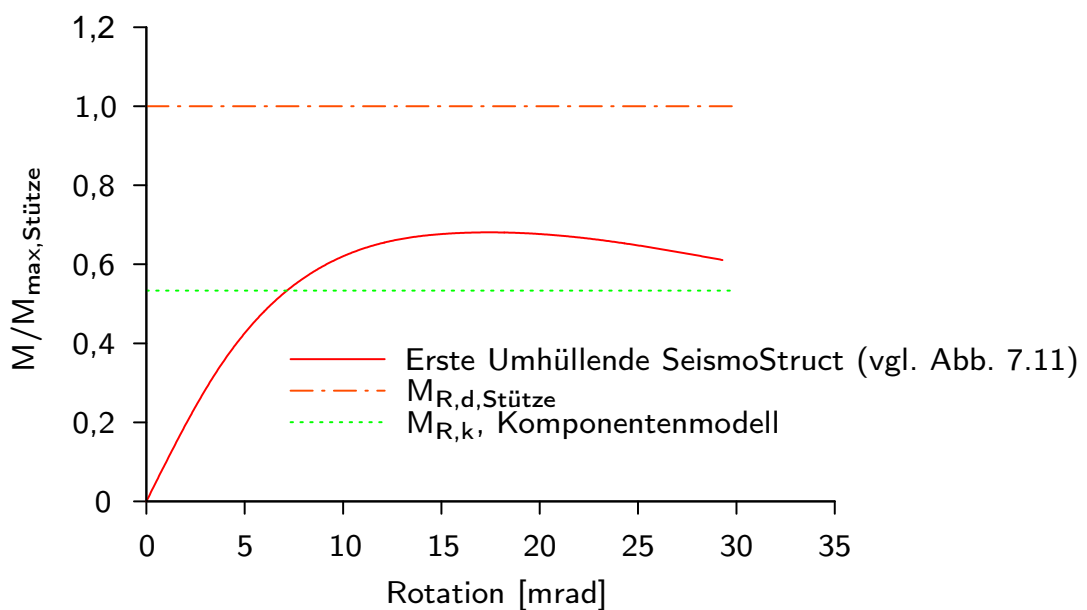


Abb. 7.12: Darstellung der Momententragfähigkeiten am Anschluss

sammenhang der einzelnen Tragfähigkeiten. Bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit wurde, wie in Kapitel 5.2 vorgeschlagen, der Teilsicherheitsbeiwert der Stütze berücksichtigt. Des Weiteren wurde das Widerstandsmoment unter Berücksichtigung des zugseitigen Anschlusses im Nettoquerschnitt ermittelt. Die Tragfähigkeit der Stabdübelverbindung wurde basierend auf den Gleichungen nach DIN EN 1995-1-1 [29] & DIN EN 1995-1-1/NA [30] berechnet.

Es ist zu erkennen, dass die Momententragfähigkeit des Anschlusses 54 % der ermittelten

Momententragfähigkeit der Stütze beträgt. Damit ist die Forderung der Gleichung (5.1) erfüllt und ein Faktor $k_{cs} \leq 0,625$ eingehalten. Die erste Umhüllende, die in SeismoStruct implementiert wurde, liegt dabei ebenfalls unter der Momententragfähigkeit der Stütze ($\approx 67\%$ von $M_{R,d,Stütze}$). Die erhöhte Tragfähigkeit der Stabdübelverbindung gegenüber dem berechneten Wert liegt zum einen an der kurzzeitigen Belastung und zum anderen an den tatsächlich gemessenen höheren Materialkennwerten gegenüber den in der Norm [34] verankerten Werten.

7.4 Bestimmung des Verhaltensbeiwertes q

Auf der Grundlage zyklischer Versuche und dynamischer Berechnungen kann der Verhaltensbeiwert q für eine Verbindungsmittelkonfiguration in einem bestimmten Tragwerkstyp abgeleitet werden.

Die statische Ersatzerdbebenkraft und der Verhaltensbeiwert sind von der Bodenbeschleunigung, die durch ein Erdbeben hervorgerufen wird abhängig. Nach dem derzeitigen Stand der Technik, wird die maßgebende horizontale Einwirkung durch die maximale Bodenbeschleunigung charakterisiert. Die maximal vom System aufnehmbare Bodenbeschleunigung wird genutzt, um das mögliche Energiedissipationsvermögen des duktilen Anschlusses zu beschreiben. Der Verhaltensbeiwert q kann über ein Verhältnis der folgenden Beschleunigungswerte ermittelt werden (vgl. Gl. 7.20).

$$q = \frac{a_{u,eff}}{a_{u,code}} \quad (7.20)$$

mit : $a_{u,eff}$: maximale Bodenbeschleunigung eines Erdbebens
 $a_{u,code}$: maximale normierte Bodenbeschleunigung

Hierbei wird die maximale Bodenbeschleunigung eines tatsächlichen Erdbebens $a_{u,eff}$ auf die maximal anzusetzende Bodenbeschleunigung der zugrunde gelegten Norm, den Bemessungswert $a_{u,code}$, bezogen. Untersuchungen von *Blaß/Schädle* am Karlsruher Institut für Technologie [8] und von *Stephan* an der Universität Stuttgart [68] haben gezeigt, dass der Wert $a_{u,eff}$ allerdings nicht konstant ist, sondern während des Erdbebens variiert. Dies deutet daraufhin, dass die Dauer, die Frequenz oder die Amplitude der Bodenbeschleunigung des Erdbebens einen Einfluss auf die Systemantwort haben. Im Sinne einer aussagekräftigen Ermittlung des Verhaltensbeiwertes ist deshalb die Analyse einer großen Anzahl an Erdbebenverläufen durchzuführen.

Der Bemessungswert der Bodenbeschleunigung $a_{u,code}$ kann entsprechend der vorhandenen Erdbebenzone der DIN EN 1998-1 [31] entnommen werden (vgl. Tab. 7.4). Grundsätzlich ist immer der Zyklus innerhalb eines Erdbebens maßgebend, der die maximale plastische Verformung verursacht. Sofern ein Zyklus der gleichen Amplitude während eines Erdbebens

Tab. 7.4: Bemessungswerte der Bodenbeschleunigung der Erdbebenzonen DIN EN 1998-1/NA [32]

Erbebenzone	Intensitätsintervall	$a_{u,code}$ [m/s^2]
0	$6 \leq I < 6,5$	-
1	$6,5 \leq I < 7$	0,4
2	$7 \leq I < 7,5$	0,6
3	$7,5 \leq I$	0,8

auftritt, wird lediglich die Steifigkeit des Systems reduziert und der Anschluss wird weicher (vgl. Abb. 4.23). Dies kann an der Verformung der Stabdübelbohrung im Holz, sowie am Stabdübel veranschaulicht werden. Durch den Stabdübel kann eine größere Kraft aufgenommen werden, wenn dieser wieder an der Bohrlochwandung im Holz anliegt und diese erweitert (vgl. Abb. 4.5(b)). Bei einer erneuten Verschiebung der gleichen Amplitude sinkt der Widerstand bzw. die Steifigkeit und somit die übertragbare Kraft, da das Holz einer Vorschädigung unterliegt.

7.4.1 Bestimmung der maximalen Bodenbeschleunigung $a_{u,eff}$

Damit der Verhaltensbeiwert q für einen bestimmten Tragwerkstyp mit der jeweiligen Verbindungsmittelkonfiguration ermittelt werden kann, müssen zahlreiche reale oder synthetisch generierte Erdbeben untersucht werden. Mit Hilfe eines auf der Finite-Elemente-Methode basierenden Computerprogrammes kann eine beliebige Konstruktion hinsichtlich des Tragverhaltens unter einer Erdbebenbeanspruchung untersucht werden.

Der zeitliche Verlauf der Bodenbeschleunigung eines Erdbebens muss für die Berechnung des q -Faktors derart skaliert werden, dass das Tragwerk nach der Belastung einen definierten Versagensgrenzwert erreicht hat (vgl. Abb. 7.13). Demzufolge wird die Amplitude der Fußpunkterregung und somit auch der Wert der maximalen Beschleunigung variiert, bis der definierte Grenzwert erreicht ist. Der Grenzwert kann wie folgt definiert werden:

- Erreichen einer Grenzverschiebung
- Erreichen einer maximalen Spannung
- Erreichen einer maximalen Anschlussrotation

Im Zuge dieser Untersuchungen wurde der Schwerpunkt auf die Anschlussrotation gelegt, die eine maximale Verdrehung von 30,1 mrad betragen kann.

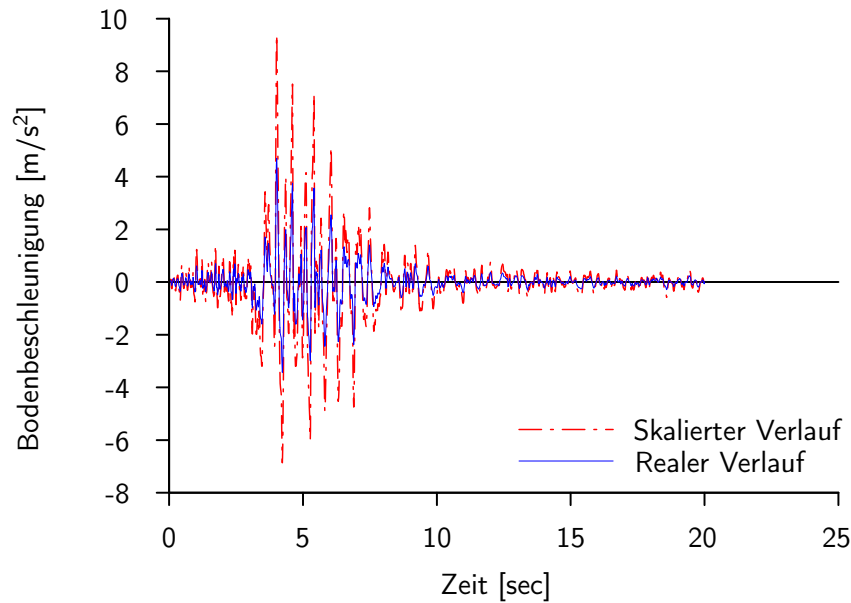


Abb. 7.13: Darstellung der skalierten Erdbebenbeschleunigung

7.4.2 Ergebnisse für den Verhaltensbeiwert q

Tabelle 7.5 zeigt die ermittelten Verhaltensbeiwerte für die unterschiedlichen untersuchten Erdbeben. Die einzelnen Grenzwerte besitzen eine gute Übereinstimmung, wobei bei der Auswertung das Augenmerk auf die Anschlussrotation, die vom Anschluss erbracht werden kann, gelegt wurde. Unter Annahme einer log-normal Verteilung, wurde eine statistische Auswertung durchgeführt. Dabei konnte ein Mittelwert für den Verhaltensbeiwert q von 2,94 mit einem Variationskoeffizient von 46,7 % ermittelt werden.

Es ist zu erkennen, dass sich die Untersuchungen in zwei Bereiche aufteilen. Zum einen die Erdbeben El centro, Corralitos und Artificial mit einem eher geringeren Verhaltensbeiwert, und zum anderen die Erdbeben Hollister, Friulli und Corralitos mit einen höheren Verhaltens-

Tab. 7.5: Verhaltensbeiwert q für verschiedene Erdbebenszenarien

Erdbeben	v [cm]	ϕ [rad]	M_{\max} [kNm]	$a_{u,\text{eff}}$ [m/s ²]	$a_{u,\text{code}}$ [m/s ²]	Faktor q
El Centro	18,59	0,0284	114,1	5,56	3,0	1,85
Hollister	19,77	0,0303	114,2	14,34	3,0	4,78
Friulli	19,66	0,0301	109,5	11,68	3,0	3,89
Corralitos	19,42	0,0294	115,2	9,83	3,0	3,28
Sakaria	19,37	0,0295	112,4	5,09	3,0	1,7
Artificial	18,43	0,0283	116,1	5,64	3,0	1,88

beiwert. Vergleicht man den Beschleunigungsverlauf der Erdbeben, so stellt man fest, dass die Erdbeben die einen geringeren Verhaltensbeiwert ergeben, generell über einen längeren Zeitraum Energie ausüben, während bei der anderen Gruppe eher kurzzeitige Beschleunigungen mit einer Ausklingphase ausgehen (vgl. Abb. 7.14).

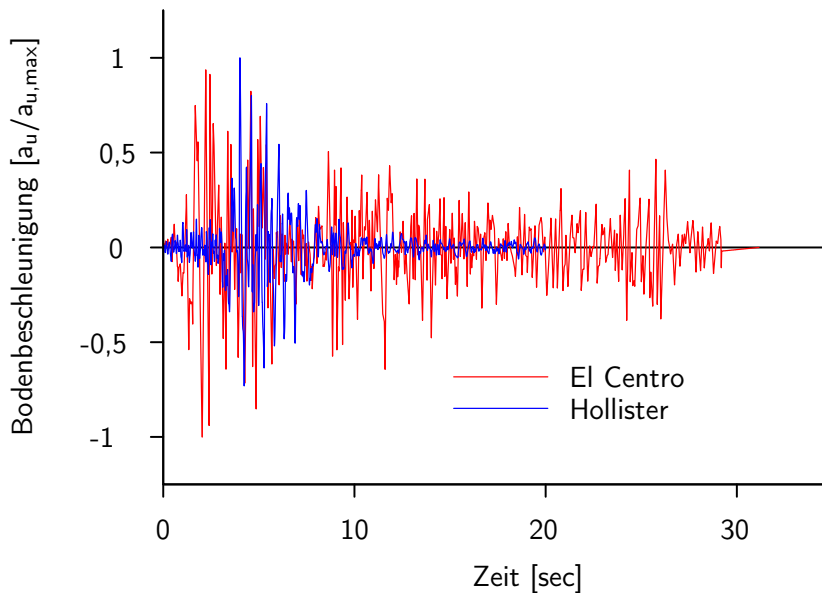


Abb. 7.14: Vergleich der Bodenbeschleunigungen

Diskussion der Schwingungsdauer

Die ausgeführten Untersuchungen basieren auf der Annahme, dass die Schwingdauer des Einmassenschwingers im Bereich $T_B \leq T \leq T_C$ liegt, sodass die maximale Ordinate des elastischen Antwortspektrums angenommen wurde (vgl. Abb. 7.8).

Für die Ermittlung der Schwingdauer wird von einer elastischen Einspannung ausgegangen. Die Federsteifigkeit wird analog zur Ermittlung des Knickbeiwerts β mit 10500 kNm/rad angenommen. Damit ergibt sich eine Gesamtfedersteifigkeit von:

$$\frac{1}{k_{ges}} = \frac{1}{k_{Stütze}} + \frac{1}{k_{\varphi}} = \frac{1}{642} + \frac{1}{10500} = 605 \text{ kNm/rad} \quad (7.21)$$

mit

$$k_{Stütze} = \frac{3 \cdot EI}{l^3} = 642 \text{ kNm/rad} \quad (7.22)$$

Die Frequenz des Einmassenschwingers berechnet sich zu:

$$f = \frac{1}{2 \cdot \pi} \sqrt{\frac{k_{Stütze}}{M_{gesamt}}} = \frac{1}{2 \cdot \pi} \sqrt{\frac{605}{5,58}} = 1,66 \text{ Hz} \quad (7.23)$$

Die Schwingungsdauer am elastisch betrachteten System ergibt sich zu:

$$T = \frac{1}{f} = \frac{1}{1,66 \text{ Hz}} = 0,60 \text{ sec} \quad (7.24)$$

Mit einer Schwingungsdauer von 0,6 Sekunden besitzt das System eine höhere Schwingdauer als für die Untersuchungen angenommen und kann somit in den Bereich $T_C \leq T=0,6 \leq T_D$ eingeordnet werden (vgl. Abb. 7.15). Die Ordinate des Antwortspektrums ergibt sich zu:

$$T_C \leq T \leq T_D : S_e(T) = a_g \cdot S \cdot \gamma_I \cdot \eta \cdot 2,5 \cdot \left[\frac{T_C}{T} \right] = 1,49 \text{ m/s}^2 \quad (7.25)$$

Die tatsächlich angreifende horizontale Ersatzlast ergibt sich zu:

$$F_{e,d} = 1,49 \text{ m/s}^2 \cdot 5,58 \text{ to} \cdot 1,0 = 8,31 \text{ kN} \quad (7.26)$$

und ist damit rund 50 % unter der angenommenen Ersatzlast.

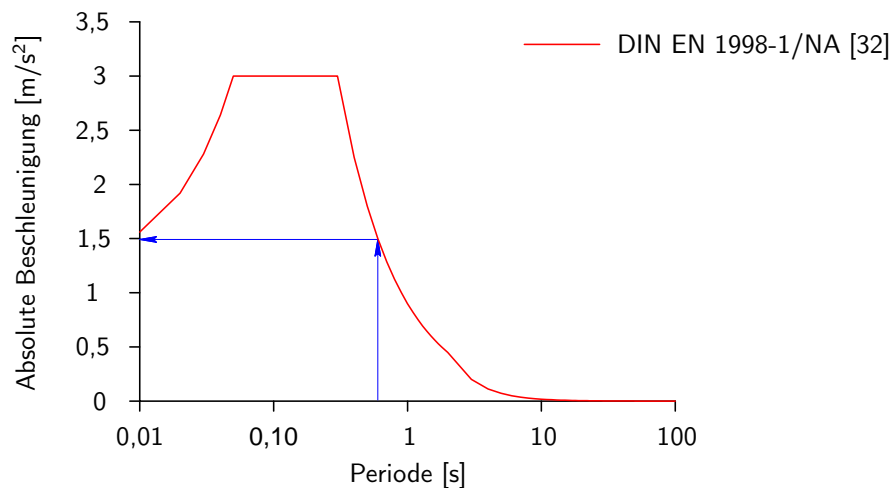


Abb. 7.15: Ordinate des Antwortspektrums unter Beachtung der tatsächlichen Periode

Bei der Bestimmung des Verhaltensbeiwertes q wird jedoch in der Literatur [14, 60] der Höchstwert der Ordinate vorgeschlagen. Aus Sicht der Verfasser ist dies auch sinnvoll, da eine eventuelle genauere Betrachtung nur iterativ erzielt werden kann. Die genauer ermittelte Ordinate des Antwortspektrums hat eine geringere horizontale Ersatzlast zur Folge, dadurch wird auch die Belastung des Anschlusses minimiert, wodurch die Anzahl an Verbindungsmitteln sinkt. Eine geringere Anzahl an Verbindungsmitteln besitzt eine geringere Steifigkeit, wodurch die Steifigkeit des Anschlusses abnimmt. Dadurch ändert sich wiederum die Schwingungsdauer gefolgt von einer sich ändernden horizontalen Ersatzlast.

7.5 Zusammenfassung

Um die ausreichende Rotationsfähigkeit von momententragfähigen Anschlüssen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln nachzuweisen, wurde unter Verwendung des im Kapitel 6 entworfenen Modells und unter Verwendung der quasi-statisch zyklischen Versuche der Verhaltensbeiwert q für einen Rahmen ermittelt.

Die erzielten Verhaltensbeiwerte q zeigen, dass derartige Tragwerke mit Verbindungen aus metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln über ein mittleres (DCM) bis hohes (DCH) Energiedissipationsvermögen verfügen. Somit bestätigen die Untersuchungen die Verhaltensbeiwerte q die in der Norm DIN EN 1998-1/NA [32] verankert sind.

Bei den Untersuchungen wurde festgestellt, dass für die Ermittlung des Verhaltensbeiwertes nicht nur die maximale Bodenbeschleunigung $a_{u,code}$ Beachtung finden sollte, sondern vielmehr die von einem Erdbeben gesamtheitlich auf ein Bauwerk abgegebene Energie.

8 Schlussbetrachtung

8.1 Zusammenfassung

Die Forderung nach robusten Tragwerken gegenüber außergewöhnlichen Belastungen gewinnt immer mehr an Bedeutung. Kapitel 1 zeigt verschiedene Entwurfsprinzipien, um die Robustheit von Tragwerken sicherzustellen. Dabei müssen Anschlüsse in der Lage sein, große Verformungen ohne einen nennenswerten Verlust der Tragfähigkeit aufbringen. Holz als quasi spröder Werkstoff ist nicht in der Lage, derartige Verformungen ohne vorzeitiges Versagen zu ertragen. Gelingt es jedoch, das plastische Verhalten von Anschlüssen zu aktivieren, so können Holztragwerke gegenüber außergewöhnlichen Belastungen neu bewertet werden.

Hierzu ist es notwendig, das Verformungsverhalten von Verbindungsmitteln im Holzbau hinsichtlich ihrer Duktilität zu bewerten. In Kapitel 2 werden aus der Literatur bekannte Verfahren zur Bestimmung der Duktilität vorgestellt und diskutiert. Basierend auf den vorgestellten Verfahren werden verschiedene aus der Literatur bekannte Verbindungsmittel hinsichtlich ihres Last-Verformungsverhalten untersucht. Bei der Versuchsdurchführung von Verbindungsmitteln wird üblicherweise der Versuch nach einer Verschiebung von 15 mm abgebrochen. So konnte z.B. für Dübel besonderer Bauart nur ein Duktilitätsmaß ermittelt werden, das die Duktilität unterschätzt. Da Nagelplatten eine sehr geringe Fließverschiebung erzielen, zeigen Nagelplatten bei der Bestimmung des theoretischen Duktilitätsmaßes ein duktileres Verhalten. Da diese Art von Verbindungsmittel jedoch nur eine Gesamtverformung von ca. 3 mm zulässt, sollte neben dem Duktilitätsmaß ebenfalls die absolute Verschiebung (D_{fy} , vgl. Kap: 2) zur Bestimmung des duktilen Verhaltens herangezogen werden. Um das duktile Verhalten und die Rotationskapazität von verstärkten Stabdübelverbindungen zu überprüfen, wurden am Institut für Konstruktion und Entwurf an der Universität Stuttgart Versuche durchgeführt [48]. Diese Versuche wurden nicht nach 15 mm Verschiebung abgebrochen sondern bis zum Anschlussversagen oder einem Lastabfall unter 80% der maximalen Traglast durchgeführt. Sowohl die Zugversuche als auch die Versuche zur Rotationskapazität am Biegeträger zeigten ein beachtliches duktileres Verhalten.

Holz als natürlicher Werkstoff besitzt durch seine Wuchseigenschaften eine ausgeprägte Materialstreuung. Um diese bei der Anwendung der Duktilität im Holzbau zu beachten, wurde in einem ersten Schritt die Überfestigkeit von Stabdübeln mit einem $\varnothing 12$ mm bewertet und mit einem aus der Literatur bekannten Wert verglichen. Neben dem Einfluss auf die Tragfähigkeit, hat die Materialstreuung ebenfalls einen Einfluss auf die erforderliche Rotati-

onskapazität des entworfenen Anschlusses. Basierend auf der Beam-Line Methode untersucht Kapitel 5 diesen Einfluss und gibt einen ersten Erhöhungsfaktor der erforderlichen Rotationskapazität des Anschlusses an. Um die ermittelte Rotationskapazität von Anschlüssen für die Praxis berechenbar zu machen, wurde ein vereinfachtes Bemessungsmodell entwickelt, das es dem Ingenieur ermöglicht das Last-Verschiebungsverhalten von Anschlüssen basierend auf bekannten Größen zu ermitteln. Das in Anlehnung an [27] entwickelte Modell zeigt eine sehr

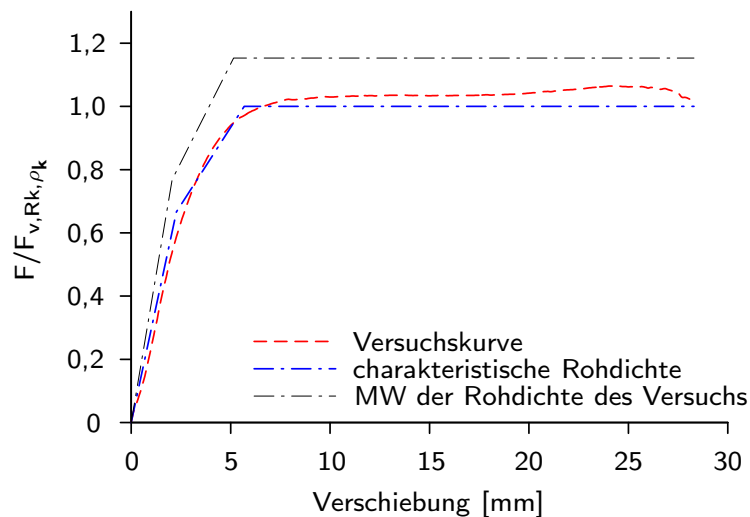


Abb. 8.1: Vergleich des Zugversuches mit einer möglichen trilinear angenommenen Last-Verschiebungskurve

gute Übereinstimmung für die ermittelte Last-Verschiebungskurve eines Stabdübel mit einem Durchmesser von 12 mm. In einem weiteren Schritt wurde ein erstes Komponentenmodell entwickelt, das die einzelnen Tragkomponenten durch Federn abbildet. Dadurch kann das Momenten-Rotations Verhalten derartiger Anschlüsse ermittelt werden.

Um das duktile Verhalten von Anschlüssen im Holzbau hinsichtlich ihres robusten Verhaltens bewerten zu können, wurde eine Rotationsuntersuchung am Beispiel der Erdbebenbemessung an einem Rahmentragwerk durchgeführt. Hierfür wurden neben den statisch durchgeführten Versuchen quasi-statisch zyklische Versuche durchgeführt, so dass eine Aussage über das Verhalten unter einer wechselnden Beanspruchung getroffen werden konnte. Der Verhaltensbeiwert q wurde unter Verwendung eines Computerprogramms [61] für das Mustertragwerk berechnet. Die an einem statisch unbestimmten Rahmentragwerk erzielten Verhaltensbeiwerte q zeigen, dass derartige Tragwerke mit Verbindungen aus metallischen stiftförmigen Verbindungsmitteln über ein mittleres (DCM) bis hohes (DCH) Energiedissipationsvermögen verfügen.

8.2 Ausblick

Um Verbindungsmittel hinsichtlich Ihres duktilen Verhaltens bewerten zu können, ist es zum einen notwendig ein geeignetes Verfahren zur Bestimmung des Duktilitätsmaßes zu implementieren, zum anderen müssen weitere Versuche durchgeführt werden, die über das Abbruchkriterium von 15 mm hinaus [33] durchgeführt werden. Um den Einfluss der Rohdichte auf die Verbindungsmitteltragfähigkeit zu untersuchen, sind außerdem weitere statistische Betrachtungen notwendig.

Aufgrund der geringen Anzahl von Versuchen können diese Untersuchungen nur das prinzipielle Vorgehen und erste Ansätze und Tendenzen aufzeigen. Es sind weitere Untersuchungen zur Rotationskapazität erforderlich. Um das Komponentenmodell hinsichtlich einer quasi statisch, zyklischen Belastung zu überprüfen, sind im Bereich der Trägerversuche weitere Untersuchungen nötig, die das Verhalten bei einer wechselnden Beanspruchung verifizieren. Da die Druckzonensteifigkeit nur für die verwendeten Abmessungen bestimmt werden konnte, sind u.a. Untersuchungen bezüglich der Spannungsverteilung und des Ausbreitungswinkels notwendig. Dadurch wäre es möglich, für unterschiedlich ausgeführte Druckkomponenten die Steifigkeit anzugeben.

Literaturverzeichnis

- [1] AF & PA: *Design Specification (NDS) for Wood Construction - Commentary*. American Forest & Paper Association. Washington, DC, USA, 2005
- [2] ASCE 7: *Minimum design loads for buildings and other structures*. American society of Civil Engineers, 1998
- [3] BATHO, C. ; ROWAN, H.C.: The Analysis of the moments in the members having rigid or semi-rigid connections. In: *Second report of the Steel Structures Research Committee (1934)*, S. 177 – 199
- [4] BEJTKA, I.: *Verstärkungen von Bauteilen aus Holz mit Vollgewindeschrauben*, Universität Karlsruhe, Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Dissertation, 2005
- [5] BIJLAARD, F.S.K. ; NETHERCOT, S.A. ; STARK, J.W.B. ; TSCHEMMERNEGG, F. ; ZOETEMEIJER, P.: Structural properties of semi-rigid joints in steel frames / IABSE surveys. 1989. – Forschungsbericht
- [6] BLASS, H.-J. ; EHLBECK, J. ; KRÄMER, V. ; WERNER, H.: Sicherheitsrelevante Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von mehreren in Kraftrichtung hintereinander liegenden Dübeln besonderer Bauart / Universität Karlsruhe, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abteilung Ingenieurholzbau. 1997. – Forschungsbericht
- [7] BLASS, H.-J. ; SCHMID, M.: Self-tapping screws as reinforcement perpendicular to the grain in timber connections. In: *RILEM Symposium: Joints in Timber Structures (2001)*, S. 163–172
- [8] BLASS, H.J. ; SCHÄDLE, P.: Erdbebenverhalten einer neuartigen Holzbauweise: Versuchsergebnisse und numerische Simulation / Holzbau und Baukonstruktionen, Karlsruher Institut für Technologie. 2010. – Forschungsbericht
- [9] BOUDREAU, F.A. ; BLAIS, C. ; ROGERS, C.A.: Seismic force modification factors for light-gauge steel-frame - wood structural panel shear walls. In: *Canadian Journal of Civil Engineering* 34 (2007), S. 56–65

- [10] BRÜHL, F.: *Design of timber structures considering the plastic behaviour of steel fasteners*, University of Canterbury, NZ & Universität Stuttgart, DE, Diploma thesis, Examiner: Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann, Supervisors: Dr.-Ing. habil. Jörg Schänzlin & Dr.-Ing. Bruce Deam, Institute of Structural Design No. 2005-12X, 2005
- [11] BRÜHL, F. ; KUHLMANN, U.: Requirements on Ductility in Timber Structures. In: *Proceedings of the meeting No. 45 of Working Commission W18 - Timber Structures, CIB, Växjö, Schweden, August 2012* (paper N° 45-7-5)
- [12] BRÜHL, F. ; KUHLMANN, U. ; JORISSEN, A.: Consideration of plasticity within the design of timber structures due to connection ductility. In: *Structural Engineer* 33 (2011), S. 3007–3017
- [13] CECCOTTI, A.: Holzverbindungen unter Erdbebenbeanspruchung. In: *Holzbauwerke nach Eurocode, Bemessung und Baustoffe, STEP 1*, Informationsdienst Holz, 1995, S. C17/1 – C17/10
- [14] CECCOTTI, A.: New technologies for construction of medium-rise buildings in seismic regions: The XLAM case. In: *Structural Engineering International (IABSE)*, 2008, S. 156 – 165
- [15] COLLING, F. ; SCHERBERGER, M.: Die Streuung des Elastizitätsmoduls in Brett-schichtholz. In: *Holz als Roh- und Werkstoff* 45 (1987), S. 95–99
- [16] COLSON, A. ; JANSSE, J. ; ELLIOTT, K. ; HALLER, P. ; WEYNAND, K. ; PINTO, A. ; VIRDI, K. ; MOTTRAM, T.: *Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections - Final report - COST C1*. European Cooperation in Science and Technology - COST, 1999
- [17] COMMONWEALTH SCIENTIFIC AND INDUSTRIAL RESEARCH ORGANIZATION (CSIRO): Timber evaluation of mechanical joint systems / CSIRO, Melbourne, Australia. 1996 (Part 3, Earthquake loading). – Forschungsbericht
- [18] DAZIO, A.: Antwortspektren. In: *Erdbebenbemessung mit den neuen SIA-Tragwerksnormen*. Zürich, Oktober 2004, S. 7–16
- [19] DIETSCH, P. ; MUNCH-ANDERSEN, J.: Robustness in large-span timber structures - structural aspects and lessons learned. In: *Guideline - design for robustness of timber structures* (2011), S. 36 – 48
- [20] DIN 1045: *Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton - Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2008
- [21] DIN 1052: *Holzbauwerke T.1. Berechnung und Ausführung & T.2. Mechanische Verbindungsmittel mit Ergänzungen A1 und A2* (1996). 1988

- [22] DIN 1052: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken – Allgemeine Bemessungsregel und Bemessungsregeln für den Hochbau*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V., 2008
- [23] DIN 1055-100: *Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 100: Grundlagen der Tragwerksplanung, Sicherheitskonzept und Bemessungsregeln*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V., 2001
- [24] DIN EN 12512: *Holzbauwerke - Prüfverfahren - zyklische Prüfungen von Anschlüssen mit mechanischen Verbindungsmitteln*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V., 2005
- [25] DIN EN 1990: *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 2010
- [26] DIN EN 1991-1-7: *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-7: Allgemeine Einwirkungen- Außergewöhnliche Einwirkungen; Deutsche Fassung EN 1991-1-7:2006 + AC:2010*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010
- [27] DIN EN 1993-1-8: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 2010
- [28] DIN EN 1994-1-1: *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau*. DIN Deutsches Institut für Normung e. V. (DIN), 2010
- [29] DIN EN 1995-1-1: *Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten-Teil 1-1: Allgemeines - Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 2010
- [30] DIN EN 1995-1-1/NA: *Nationaler Anhang - Eurocode 5: Bemessung und Konstruktion von Holzbauten- Teil 1-1: Allgemeines- Allgemeine Regeln und Regeln für den Hochbau*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V., 2010
- [31] DIN EN 1998-1: *Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben - Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 2010
- [32] DIN EN 1998-1/NA: *Nationaler Anhang - Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben - Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 2011
- [33] DIN EN 26891: *Holzbauwerke - Verbindungen mit mechanischen Verbindungsmitteln, Allgemeine Grundsätze für die Ermittlung der Tragfähigkeit und des Verformungsverhaltens*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 1991

- [34] E DIN EN 14080: *Holzbauwerke - Brettschichtholz und Balkenschichtholz - Anforderungen; deutsche Fassung prEN 14080:2011*. DIN-Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), 2011
- [35] GLOS, P. ; HEIMESHOFF, B. ; KELLETSHOFFER, W.: Einfluß der Belastungsdauer auf die Zug- und Druckfestigkeit von Fichten-Brettlamellen / Holz als Roh- und Werkstoff. Springer-Verlag, 1987. – Forschungsbericht. – 243–249 S.
- [36] GÜNDEL, M. ; HOFFMEISTER, B. ; BANGERT, F.: *Bemessung von Baustrukturen in Stahl- und Verbundbauweise für Anprall- und Explosionslasten*. Bd. B 502. bauforum-stahl e.V., 2010
- [37] HAUKE B. ET AL.: Composite column and wall-systems for impact and blast resistance / RFCS Contract-Number RFS-CR-04047. 2008. – Forschungsbericht
- [38] HOFFMEISTER, B. ; GÜNDEL, M.: Schlank und robust - Stahlhochbauten verfügen bei außergewöhnlichen Belastungen über hohe Sicherheitsreserven. In: *Deutsches IngenieurBlatt* 12 (2009), Dezember, Nr. 12, S. 24–27
- [39] ISO 6891: *Timber structures; Joints made with mechanical fasteners; General principles for the determination of strength and deformation characteristics*. International Organization of Standardization, 1983
- [40] JASPART, J.P. ; PIETRAPERTOSA, C. ; WEYNAND, K. ; BUSSE, E. ; KLINKHAMMER, R.: Development of a full consistent design approach for bolted and welded joints in building frames and trusses between steel members made of hollow and/or open sections - Application of the component method, Volume 1- practical guidelines / CIDECT Report : 5BP-4/05. 2005. – Forschungsbericht
- [41] JOHANSEN, K. W.: Theory of timber connections. In: *IABSE-International Association for Bridge and Structural Engineering* 9 (1949), S. 249–262
- [42] JOINT COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY (JCSS): Probabilistic Model Code. Part 3: Resistance Models. 2006 (3.5 Properties of timber). – Forschungsbericht
- [43] JORISSEN, A.: *Double shear timber connections with dowel type fasteners*, Delft University of Technology, The Netherlands, Dissertation, 1998
- [44] JORISSEN, A. ; FRAGIACOMO, M.: General notes on timber ductility. In: *Structural Engineer* 33 (2011), S. 2987–2997
- [45] JORISSEN, A. ; FRAGIACOMO, M.: Ductility in timber structures. In: *Proceedings of the meeting No. 43 of Working Commission W18 - Timber Structures, CIB*, Nelson, New Zealand, August 2010 (paper N° 43-7-2)

- [46] KARACABEYLI, E. ; CECCOTTI, A.: Nailed wood-frame shear walls for seismic loads: test results and design considerations. In: *Structural Engineering World Wide*, Proceedings of the Structural Engineering Congress, San Fransisco, USA, ISBN 0-08-042845-2. Paper ref. T207-6, 19-23 July 1998
- [47] KEVARINMAKI, A.: *Semi-rigid behaviour of nail plate joints*, Helsinki University of Technology, Dissertation, March 2000
- [48] KUHLMANN, U. ; BRÜHL, F.: Vorteilhafte Bemessung von Holztragwerken durch duktile, plastische Anschlüsse / Institut für Konstruktion und Entwurf. 2012. – Schlussbericht, Forschungsvorhaben im Auftrag der iVTH, gefördert durch die AiF, Forschungsbericht AiF 16184 N
- [49] KUHLMANN, U. ; RÖLLE, L.: Redundant and robust frame structures by joint ductility. In: *Action TU0601 Robustness of structures, Proceedings of the first 1st workshop*, COST (Research COoperation in the field of Scientific and Technical Research), February 2008, S. 109 – 121
- [50] KUHLMANN, U. ; RÖLLE, L.: Verbundanschlüsse nach Eurocode. In: *U. Kuhlmann (Hrsg.): Stahlbaukalender 2010*. Ernst & Sohn, Berlin, 2010, Kapitel 5, S. 577 – 642
- [51] KÜHNEMUND, F.: *Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau*, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, Mitteilung Nr. 2003-1, Dissertation, 2003
- [52] MISCHLER, A.: Untersuchungen zum Tragverhalten des SFS WS-Verbindungssystem / Eidgenössische Technische Hochschule Zürich. 2001. – Forschungsbericht
- [53] MOORE, D. B.: The UK and European Regulations for Accidental Actions. In: *MMC workshop 2002: Prevention of progressive collapse*. Rosemont, Illinois, USA, 2002
- [54] MUÑOZ, W. ; MOHAMMAD, M. ; SALENIKOVICH, A. ; QUENNEVILLE, P.: Need for a harmonized approach for calculations of ductility of timber assemblies. In: *Proceedings of the meeting No. 41 of Working Commission W18 - Timber Structures*, CIB, St. Andrews, Canada, August 2008
- [55] MÜLLER, F.P. ; KEINTZEL, E.: *Erdbebensicherung von Hochbauten*. Bd. 2. Auflage. Ernst & Sohn, Berlin, 1984
- [56] PAULAY, T. ; PRIESTLEY, M.J.N.: *Seismic design of reinforced concrete and masonry buildings*. John Wiley & Sons, Inc., 1992
- [57] PEARSON, C. ; DELATTE, N.: Ronan Point Apartment Tower Collapse and its Effect on Building Codes. In: *Journal of performance and constructed facilities*, ASCE, American Society of Civil Engineers, May 2005, S. 172 – 177

- [58] RACHER, P.: Mechanische Holzverbindungen - Allgemeines. In: *STEP 1* (1995), S. C1/1 – C1/11
- [59] REYER, E. ; BRETLÄNDER, Th. ; LINZNER, P.: Untersuchungen über die mögliche Übertragung von Scher- und Lochleibungskräften durch die Gewindebereiche von Passbolzen bzw. Gewindestangen / Lehrstuhl für Baukonstruktionen, Ingenieurholzbau und Bauphysik, Ruhr-Universität Bochum. 1993. – Forschungsbericht
- [60] SCHÄDLE, P.: *Innovative Wandbausysteme aus Holz unter Erdbebeneinwirkungen*, Karlsruher Institut für Technologie (KIT), Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, Dissertation, 2012
- [61] SEISMOSOFT: *SeismoStruct, Version 6*, <http://www.seismosoft.com>, 2012
- [62] SIA 265:2012: *Holzbau*. Schweizerischer Ingenieur- und Architektenverein, 2012
- [63] SMITH, I. ; ASIZ, A. ; SNOW, M. ; CHUI, I.H.: Possible Canadian/ISO approach to deriving design values from test data. In: *Proceedings of the Meeting No. 39 of Working Commission W18 - Timber Structures, CIB*, Florence, Italy, August 2006
- [64] STAROSSEK, U.: Interaktion und progressiver Kollaps. In: *9. Dresdner Baustatik-Seminar*, Institut für Statik und Dynamik der Tragwerke, B. Möller (ed.), 14. Oktober 2005
- [65] STAROSSEK, U.: Progressive collaps of structures: Nomenclature and procedures. In: *Structural Engineering International* 16 (2006), May, Nr. 2, S. 113 – 117
- [66] STAROSSEK, U.: Nachhaltigkeit und Robustheit. In: *Beton und Stahlbetonbau* 103 (2008), August, Nr. 8, S. 521
- [67] STEHN, L. ; BJÖRNFOOT, A.: Comparison of different ductility measurements for a nailed steel-to-timber connection. In: *Proceedings of the 7th World Conference on Timber Engineering WCTE 2002, Shah Alam, Malaysia*
- [68] STEPHAN, K.: *Untersuchungen zur Verbindungsmittelduktilität im Holzbau und deren Einfluss auf die Erdbebenbemessung*, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Prüfer: Prof. Dr.-Ing U. Kuhlmann, Betreuer: Frank Brühl, Mitteilung Nr. 2011-5X, Diplomarbeit, Feb. 2011
- [69] TECHNICAL COMMITTEE 1 - STRUCTURAL SAFETY AND LOADINGS, TECHNICAL WORKING GROUP 1.3 - SEISMIC DESIGN: Study on design of steel building in earthquake zones. In: *ECCS European Convention for Constructional Steelwork* No. 47 (1986), S. 3/12 – 3/24

-
- [70] TSCHEMMERNEGG, F.: Zur Entwicklung der steifenlosen Stahlbauweise. In: *Der Stahlbau* 51 (1982), S. 201–206
- [71] TSCHEMMERNEGG, F. ; ANGERER, T. ; FRISCHHUT, M.: Bemessungshilfen für nachgiebige Stahlknoten mit Stirnplatten. In: *U. Kuhlmann (Hrsg.): Stahlbaukalender 1999*. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1999, Kapitel 5, S. 457–514
- [72] UFC 4-023-03: *Design of buildings to resist progressive collapse*. US Department of Defence, Washington, 2010
- [73] WERNER, H.: *Tragfähigkeit von Holz-Verbindungen mit stiftförmigen Verbindungsmitteln unter Berücksichtigung streuender Einflussgrößen*, Universität Fridericiana zu Karlsruhe, Dissertation, Dezember 1993
- [74] YASUMURA, M. ; KAWAI, N.: Estimating seismic performance of wood-framed structures. In: *Proceedings of I.W.E.C. Switzerland* Bd. 2, 1998, S. 564–571